



JAEA-Research

2025-013

DOI:10.11484/jaea-research-2025-013

パイロットADSの概念設計

Conceptual Design of Pilot ADS

西原 健司 福島 昌宏 阿部 拓海 方野 量太
Bruce Yee-Rendon 岩元 大樹 菅原 隆徳
大林 寛生 斎藤 滋

Kenji NISHIHARA, Masahiro FUKUSHIMA, Takumi ABE, Ryota KATANO
Bruce YEE-RENDON, Hiroki IWAMOTO, Takanori SUGAWARA
Hironari OBAYASHI and Shigeru SAITO

原子力科学研究所
原子力基礎工学研究センター
Nuclear Science and Engineering Center
Nuclear Science Research Institute

March 2026

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは国立研究開発法人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。本レポートはクリエイティブ・コモンズ表示 4.0 国際 ライセンスの下に提供されています。本レポートの成果（データを含む）に著作権が発生しない場合でも、同ライセンスと同様の条件で利用してください。（<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.ja>）
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ウェブサイト（<https://www.jaea.go.jp>）より発信されています。本レポートに関しては下記までお問合せください。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 研究開発推進部 科学技術情報課
〒 319-1112 茨城県那珂郡東海村大字村松 4 番地 49
E-mail: ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.

This work is licensed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.en>).

Even if the results of this report (including data) are not copyrighted, they must be used under the same terms and conditions as CC-BY.

For inquiries regarding this report, please contact Library, Institutional Repository and INIS Section, Research and Development Promotion Department, Japan Atomic Energy Agency.

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1112, Japan

E-mail: ird-support@jaea.go.jp

パイロット ADS の概念設計

日本原子力研究開発機構
原子力科学研究所 原子力基礎工学研究センター

西原 健司、福島 昌宏、阿部 拓海、方野 量太、Bruce Yee-Rendon⁺、岩元 大樹、
菅原 隆徳、大林 寛生⁺、斎藤 滋⁺

(2025 年 11 月 18 日受理)

マイナーアクチノイドの分離変換を目的とした商用加速器駆動未臨界システム (ADS) の前段階となるパイロット ADS の概念設計を行った。パイロット ADS の炉心出力は 200 MW とし、安全評価の結果、深い未臨界度と安全棒を備える設計とした。炉心設計、加速器設計、ターゲット設計、炉内機器設計を行い、具体的な概念を明らかにした。

Conceptual Design of Pilot ADS

Kenji NISHIHARA, Masahiro FUKUSHIMA, Takumi ABE, Ryota KATANO,
Bruce YEE-RENDON⁺, Hiroki IWAMOTO, Takanori SUGAWARA,
Hironari OBAYASHI⁺ and Shigeru SAITO⁺

Nuclear Science and Engineering Center, Nuclear Science Research Institute
Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received November 18, 2025)

A conceptual design for a pilot Accelerator Driven subcritical System (ADS) was developed as a precursor to a commercial ADS aimed at partitioning and transmutation of minor actinides. The output of the pilot ADS was set at 200 MW. Based on safety assessment results, the design incorporates deep subcriticality and safety rods. Core design, accelerator design, target design, and in-vessel equipment design were performed, clarifying the specific concept.

Keywords: ADS, Pilot ADS, Safety Assessment, LBE, Core Design, Proton Accelerator, Spallation Target, Plant Design

⁺ Nuclear Transmutation Division, J-PARC Center

目 次

1. はじめに	1
参考文献	3
2. 安全評価	6
2.1 深層防護の考え方	6
2.2 鉛冷却高速炉の安全評価の概要	7
2.3 パイロット ADS の安全評価	8
2.4 安全評価のまとめ	18
参考文献	18
3. 未臨界炉心	27
3.1 核設計	27
3.2 炉心構成時の未臨界度管理	30
3.3 通常運転時の未臨界度管理	33
3.4 未臨界炉心のまとめ	34
参考文献	35
4. 加速器	42
4.1 加速器設計 (in English)	42
4.2 耐障害性 (in English)	44
4.3 運用シナリオ (in English)	46
4.4 炉上部放射線遮蔽	47
4.5 加速器のまとめ	48
参考文献	48
5. 核破砕ターゲット	58
5.1 商用 ADS に対する設計	58
5.2 パイロット ADS のターゲット設計方針	58
5.3 核破砕ターゲットのまとめ	60
参考文献	61
6. 炉容器内機器	68
6.1 一次系ポンプ	68
6.2 蒸気発生器 (SG)	68
6.3 崩壊熱除去系 (DHRS)	68
6.4 LBE 酸素濃度制御系	69
6.5 安全棒による反応度制御機構	72
6.6 燃料交換機	72
6.7 炉内機器配置および炉容器	73
6.8 発電タービン	73
6.9 炉容器内機器のまとめ	74
参考文献	74

7. まとめと今後の課題	92
謝辞	94
付録 A 商用 ADS 燃料設計	95
付録 B 安全棒の位置の検討	110
付録 C パイロット ADS の領域組成	112
付録 D 温度反応度係数の解析	117
付録 E 出力反応度の解析	121
付録 F ビーム形状	124

Contents

1. Introduction	1
References	3
2. Safety Assessment	6
2.1 Defense in Depth Concept	6
2.2 Overview of Lead-cooled Fast Reactor System Safety Assessment	7
2.3 Safety Assessment of Pilot ADS	8
2.4 Summary of Safety Assessment	18
References	18
3. Subcritical Core	27
3.1 Nuclear Core Design	27
3.2 Subcriticality Management during Fuel Loading	30
3.3 Subcriticality Management during Normal Operation	33
3.4 Summary of Subcritical Core	34
References	35
4. Accelerator	42
4.1 Accelerator Design (in English)	42
4.2 Fault Tolerance (in English)	44
4.3 Operational Scenario (in English)	46
4.4 Radiation Shielding of Upper Structure	47
4.5 Summary of Accelerator	48
References	48
5. Spallation Target	58
5.1 Designed for Commercial ADS	58
5.2 Design Policy for Pilot ADS	58
5.3 Summary of Spallation Target	60
References	61
6. In-vessel Components	68
6.1 Primary Pump	68
6.2 Steam Generator (SG)	68
6.3 Decay Heat Removal System (DHRS)	68
6.4 Oxygen Concentration Control for LBE	69
6.5 Reactivity Control Mechanism using Safety-rods	72
6.6 Fuel Handling	72
6.7 Layout of In-core Equipment and Reactor Vessel	73
6.8 Turbine	73
6.9 Summary of In-vessel Components	74
References	74

7. Concluding Remarks	92
Acknowledgements	94
Appendix A Fuel Design for Commercial ADS	95
Appendix B Consideration of Safety Rod Positioning	110
Appendix C Regional Compositions of Pilot ADS	112
Appendix D Analysis of Temperature Reactivity Coefficient	117
Appendix E Analysis of Power Reactivity	121
Appendix F Beam Profile	124

執筆分担

(順不同)

第1章	西原 健司 ¹⁾
第2章	福島 昌宏 ¹⁾
第3章	阿部 拓海 ¹⁾ 、方野 量太 ¹⁾
第4章	Bruce Yee-Rendon ²⁾ 、岩元 大樹 ¹⁾
第5章	西原 健司、菅原 隆徳 ¹⁾
第6章	西原 健司、大林 寛生 ²⁾ 、斎藤 滋 ²⁾
第7章	西原 健司
付録	方野 量太、阿部 拓海、西原 健司

所属 (2025年11月時点)

1) 原子力基礎工学研究センター

2) J-PARC センター 核変換ディビジョン

Major Contributors

(in no particular order)

Chapter 1	Kenji NISHIHARA ¹⁾
Chapter 2	Masahiro FUKUSHIMA ¹⁾
Chapter 3	Takumi ABE ¹⁾ , Ryota KATANO ¹⁾
Chapter 4	Bruce YEE-RENDON ²⁾ , Hiroki IWAMOTO ¹⁾
Chapter 5	Kenji NISHIHARA, Takanori SUGAWARA ¹⁾
Chapter 6	Kenji NISHIHARA, Hironari OBAYASHI ²⁾ , Shigeru SAITO ²⁾
Chapter 7	Kenji NISHIHARA
Appendix	Ryota KATANO, Takumi ABE, Kenji NISHIHARA

Affiliation as of November 2025

1) Nuclear Science and Engineering Center

2) Nuclear Transmutation Division, J-PARC Center

1. はじめに

日本原子力研究開発機構（JAEA）ではこれまで約 50 年にわたって階層型の分離変換技術を研究してきた^{1-1~1-3)}。これは、軽水炉などの使用済み燃料を再処理して発生する高レベル放射性廃棄物からマイナーアクチノイド（MA）を化学的に分離し、加速器駆動未臨界システム（ADS）で核変換することを目的とした技術である。ADS 概念が初めて提案されたオメガ計画（1988-2000 年）¹⁻⁴⁾では、ADS の実用化時期は 2035 年とされていた（文献¹⁻⁴⁾の図 5.2-2）。実用化にいたるまでには、1~7MW のビーム単体試験、30~60MW の実験炉（ADS）が想定されていたが、具体的な実験炉の設計は見られない。その後、低出力のビーム単体試験や炉物理試験が、2000 年に日本原子力研究所（当時）と高エネルギー加速器研究機構の共同プロジェクトとして始まった大強度陽子加速器計画（現 J-PARC）の第二期計画に組み込まれ¹⁻⁵⁾、J-PARC 核変換実験施設（TEF）の設計や要素技術開発が精力的に進められた^{1-6,7)}。しかし、J-PARC の第二期計画の核変換実験施設計画は実行されず、TEF は設計段階で長く留め置かれた。

このような状況を受け、2021 年に文部科学省に設けられたタスクフォースで ADS の研究開発方針が再検討された¹⁻⁸⁾。現状の ADS の技術開発段階は原理実証段階（TRL4~6）であるとされ、今後は、既存施設を用いて研究開発を実施し、性能実証段階（工学規模、TRL7 以上）に引き上げるための課題の特定や、技術の絞り込みを判断するために必要な知見・データの取得を進めることが適当とされた。J-PARC で計画されていた TEF については、ターゲット試験施設（TEF-T）¹⁻⁶⁾の機能を優先することとし、ADS の工学的課題解決に加え、多様なニーズへの対応を含めて再検討することとした。これを受けて JAEA では、TEF-T を発展させた陽子ビーム照射施設の設計と、陽子照射ユーザーコミュニティの醸成を進めている。その他、ADS の MA 燃料技術に対しては実験規模の拡大や MA 燃料照射試験の必要性などが提言された。

J-PARC 核変換実験施設として、TEF-T とともに核変換物理実験施設（TEF-P）¹⁻⁷⁾が提案されていたが、高速炉臨界実験装置（FCA）の燃料の米国返還に伴い十分な試験を行うことが困難になったことなどから、当面実施の見込みはない。そのため、未臨界度管理や MA 核データ検証などの TEF-P で取り組むべき課題にどのように取り組むか不透明である。

以上の状況を受け、JAEA では ADS の実用化に必要な施設を再検討し、今後整備する試験施設と実用施設を新たに定義した（Fig. 1-1）。後段に ADS に関する各技術課題を述べるが、基本的な考えとして、次の段階で整備する試験施設（図中緑背景）を最小のものとし、実際に MA 核変換を行うことができる実用施設としての ADS を直接目指すこととした。その背景には、実験炉級 ADS の建設には多くの費用・期間がかかると予想される一方、実効的な量の MA 核変換を行うことができず、建設の動機付けが小さくなる点が挙げられる。

ここで、目標となる商用 ADS の概要を示す（Fig.1-2、Table 1-1）。商用 ADS では、大強度の陽子加速器が鉛ビスマス冷却の高速未臨界炉心に上部中央から接続されており、未臨界炉心中央において高エネルギー陽子が核破砕反応を起こして核破砕中性子を発生させる。核破砕中性子は周辺の MA を主成分とした核燃料に入射し、連鎖的に核分裂反応をおこして MA を燃焼させる。原子炉はタンク型であり、液体鉛ビスマス共晶合金（LBE）で満たされている。LBE は循環ポンプによって炉心内を流動し、核分裂による発熱を除熱する。高温となった LBE は蒸気発生器で冷

やされる。商用 ADS の熱出力は 800 MW と設計されており、250 kg/年の MA を核変換する性能を有する。六ヶ所再処理工場規模の再処理から年間発生する MA 量は 1 トンと概算されるため、国内に 4 基の商用 ADS を建設することで MA を核変換できる。

前述の実用施設として ADS を建設する場合、今後整備する試験施設との技術段階の差が大きくなることが懸念される。そのため、この ADS は商用 ADS よりも出力などを小さくし、実験炉級 ADS を経ずに、技術的に到達可能なものとする必要がある。同時に、商用 ADS に向けて連続性のあるものでなくてはならない。本報告書では、これをパイロット ADS と呼び、実用化された ADS の最初のものとして位置付け、その概念設計について述べる。パイロット ADS の概念設計は、安全設計、炉心、加速器、ターゲット、そして炉内機器の 5 つの設計項目からなる。以降、それぞれに対する大まかな検討方針を述べる。前述のように、各設計項目は、「実験炉級 ADS を経ることなく技術的に到達可能」であって、同時に、「商用 ADS に向けて連続性を有する」ものとする。

ADS の安全設計では、基礎となる安全設計指針を鉛冷却高速炉に求めることができる。ADS は鉛ビスマス冷却であるが、鉛冷却の範囲に含まれて検討されている。ADS における大きな違いは、加速器が接続されている点および、未臨界で運転される点である。2 章で述べるように、本報告書では、第四世代炉国際フォーラム (GIF) における鉛冷却高速炉の安全評価¹⁻⁹⁾をレビューし、パイロット ADS の安全設計方針を検討した。特に、未臨界度管理について検討を行い、パイロット ADS における運転中の未臨界度範囲、炉停止機構について概念設計を行った。前述のように、未臨界度管理技術の開発を行うために J-PARC で計画されていた TEF-P の建設見込みが無いため、パイロット ADS の未臨界度管理については保守的な設計を採用することとする。すなわち、商用 ADS よりも深い未臨界度で運転を行うとともに、商用 ADS には無い中性子吸収による炉停止機構 (安全棒による反応度制御機構) を採用することとした。パイロット ADS で未臨界度管理技術を成熟させたのちに、商用 ADS では浅い未臨界度における安全棒無しでの運転を可能とする考えである。未臨界度が深くなったことに起因し、パイロット ADS の出力は商用 ADS よりも小さいものとする。

パイロット ADS の炉心および燃料について、まず、MA 燃料の大規模装荷の技術的な実現可能性を考える必要がある。商用 ADS では窒化物 MA 燃料が用いられるが、これまで燃料ピン程度の小規模な照射試験が少数回行われているのみである。一方、パイロット ADS で窒化物 MA 燃料を用いるためには、大規模な照射試験を長期にわたって行う必要がある。しかし、国際的にもこのような照射場は不足しているのが現状であるため、パイロット ADS の初装荷燃料は実験用高速炉などで十分な実績のある MOX 燃料とせざるを得ない。そこで、パイロット ADS は MA 窒化物燃料の照射場も兼ねることとし、段階的に MA 窒化物燃料の装荷量を増やし、最終的に MA 核変換に供することで実用化を達成する方針とする。また、パイロット ADS の出力密度についても、段階的に上昇させる必要があると考えられる。そこで、パイロット ADS の炉心を 3 つのフェーズに分ける方針とする。具体的には、フェーズ 1 は MOX 燃料で商用 ADS の 75% の出力密度を有する炉心、フェーズ 2 は MOX 燃料で商用 ADS と同等の出力密度を有する炉心、そして、フェーズ 3 は MA 燃料で商用 ADS と同等の出力密度を有する炉心とする。3 つのフェーズに対する炉心設計および未臨界度管理概念を 3 章に述べる。

パイロット ADS の加速器については、商用 ADS への連続性の観点から、商用 ADS と同等の技術上の特性・性能を有している必要がある。商用 ADS の陽子のエネルギー・電流値は、1.5 GeV・20 mA である。エネルギー効率の点から超電導であり、大電流の観点から線形加速器を用いる。この加速器は ADS の起動時・シャットダウン時に必要となる段階的な電流調整機能を有する。また、高い運転効率を達成するために単一の機器故障でも停止しない耐障害性を有する。現在、J-PARC で稼働中の常伝導陽子線形加速器の性能は 0.4 GeV・0.33mA であり、エネルギーで 4 倍、電流値で 60 倍程度の性能向上が必要である。特に低エネルギー領域での大電流化・電流調整機能・耐障害性が大きな課題と考えられるため、まず、パイロット ADS の低エネルギー陽子加速部分 (20 MeV・10 mA 程度) を建設し、これを延伸して 1.0 GeV・10 mA の加速器とし、パイロット ADS に供することが合理的である。この加速器設計については 4 章で述べる。

パイロット ADS のターゲット概念については、商用 ADS への連続性の観点から、同じ概念を採用する。すなわち、内部が真空である試験管形状のビームダクトを原子炉の中心に挿入し、その先端で陽子を通過させ LBE のターゲットで中性子発生させる。陽子が通過する部分をビーム窓と呼ぶが、この材料の高温における耐照射性、耐腐食性、外圧に対する耐力などが課題となっている。これまでに、国際共同プロジェクト MEGAPIE¹⁻¹⁰⁾において LBE 温度 350°C、高エネルギー粒子による照射量 7 DPA、鉛ビスマス流動下での材料健全性が確認された。これに対し、商用 ADS では 500°C、20 DPA、鉛ビスマス流動下という環境で使用されることになる。商用 ADS の環境を模擬できる実験施設は現在国内外に存在せず、新たに 500°C、照射量 20 DPA、鉛ビスマス流動下となる試験施設を、TEF-T 施設の見直しとして J-PARC で検討している。この施設での研究開発を前提とし、パイロット ADS では初期に 400°C、高エネルギー粒子による 10 DPA、および、核分裂中性子による数十 DPA で運転し、ビーム条件とビーム窓の使用日数を延長することで、500°C、高エネルギー粒子による 20 DPA、核分裂中性子による百数十 DPA を達成し、商用 ADS につなげることを目指す。具体的な設計については 5 章で述べる。

最後にパイロット ADS の炉内機器についても、商用 ADS と同じ方式を採用するものとする。炉内機器としては、熱交換器、ポンプ、燃料交換機などが挙げられる。熱交換器とポンプの容量は原子炉出力に比例して決まる。パイロット ADS の出力は商用 ADS よりも小さいため、それに応じて炉内機器を小型化する。これまで国内ではこのような大型の鉛ビスマス用機器の製造・試験実績はないため、パイロット ADS 詳細設計・許認可に先立って、非放射能での実規模流動試験 (Fig.1-1、炉内大型機器コールド試験) が必要となる。炉内機器の設計については 6 章で述べる。

2~6 章でパイロット ADS のそれぞれの概念設計について述べたあと、7 章ではパイロット ADS の前に必要となる技術開発について概観し、まとめとする。

参考文献

- 1-1) 大井川 宏之, 西原 健司, 湊 和生, 他, 原研における長寿命核種の分離変換技術に関する研究開発の現状と今後の進め方, JAERI-Review 2005-043, 2005, 193p.
- 1-2) 原子力基礎工学研究部門, 次世代原子力システム研究開発部門, J-PARC センター, 日本原子力研究開発機構における長寿命核種の分離変換技術に関する研究開発の現状と今後の進め方,

JAEA-Review 2008-074, 2009, 246p.

- 1-3) 原子力基礎工学研究センター, 燃料サイクル設計室, プルトニウム燃料技術開発センター, 他, 日本原子力研究開発機構における分離変換技術に関する研究開発の現状, JAEA-Review 2022-052, 2023, 342p.
- 1-4) オメガ計画チェック&レビュー準備にかかわる調査報告書, 三菱総合研究所, 1998.
- 1-5) 日本原子力研究所・高エネルギー加速器研究機構共同推進チーム, 大強度陽子加速器計画, JAERI-Tech 2000-003, 2000, 99p.
- 1-6) J-PARC センター 核変換ディビジョン, J-PARC 核変換実験施設技術設計書; ADS ターゲット試験施設(TEF-T), JAEA-Technology 2017-003, 2017, 539p.
- 1-7) 原子力科学研究部門 原子力基礎工学研究センター 分離変換技術開発ディビジョン, J-PARC 核変換物理実験施設(TEF-P)安全設計書, JAEA-Technology 2017-033, 2018, 383p.
- 1-8) 群分離・核変換技術評価について (タスクフォースとりまとめ), 群分離・核変換技術評価タスクフォース, 令和3年12月.
- 1-9) GIF LFR provisional System Steering Committee, Lead-cooled Fast Reactor (LFR) System Safety Assessment, 2020.
- 1-10) S. Saito, et al., Experimental validation of tensile properties measured with thick samples taken from MEGAPIE target, Journal of Nuclear Materials, 534, 152146, 2020.
- 1-11) 秋本 肇, 菅原 隆徳, 鉛ビスマス冷却加速器駆動システムの熱設計(1)定格運転条件に対する熱流動解析, JAEA-Data/Code 2016-008, 2016, 87p.

	TRL	概念開発			原理実証			性能実証		
		1	2	3	4	5	6	7	8	9
ADS	ターゲット・材料			MEGAPIE	J-PARC陽子ビーム照射施設			パイロット ADS	商用 ADS	
	鉛ビスマス・機器			JAEAループ群	炉内大型機器コールド試験施設					
	加速器				加速器空洞試作	低エネルギー加速器施設				
MA分離	分離プロセス				NUCEF試験		分離・MA燃料サイクル試験施設 (5 kgMA/y)	分離・MA燃料サイクル施設 (1tMA/y)		
	機器開発					工学規模コールド				
MA燃料	物性・照射試験				常陽照射試験					
	機器開発					工学規模コールド				
MA燃料再処理	プロセス開発				常陽照射試料再処理					
	機器開発					工学規模コールド				
					既存施設を用いた試験	今後整備する試験施設	実用施設			

Fig. 1-1 分離変換技術の実用化段階を進めるために必要な試験・施設

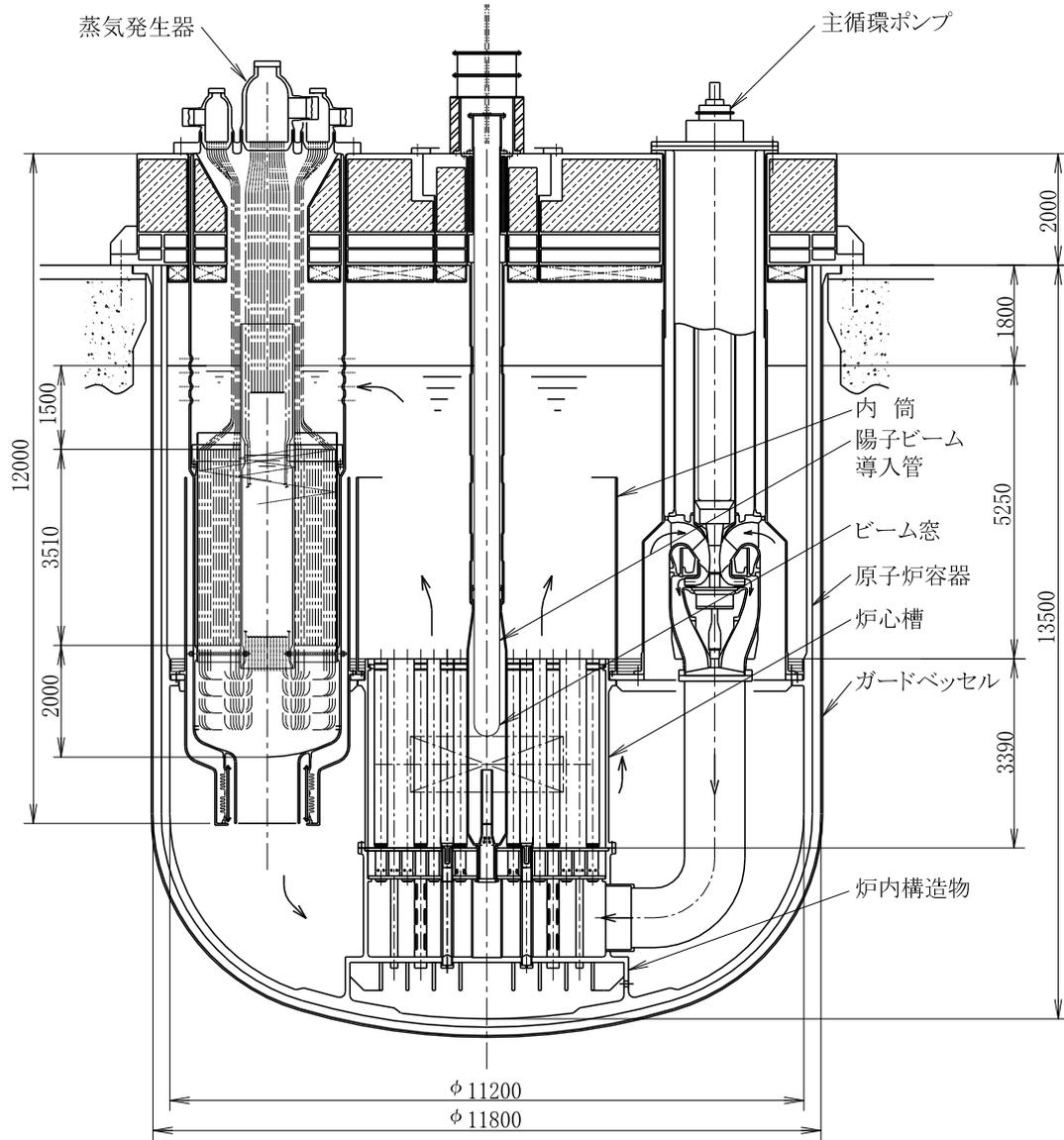


Fig. 1-2 商用 ADS の未臨界炉心断面図 1-11)

Table 1-1 商用 ADS/パイロット ADS の主要パラメータ

	商用 ADS	パイロット ADS
陽子ビームエネルギー/電流値	1.5 GeV/ 20mA	1.0 GeV/ 10 mA
未臨界炉出力	800 MW	200 MW
未臨界度	≤ 0.98	≤ 0.95
燃料	TRU-N	MOX/ TRU-N
LBE 入口/出口温度	300/407 °C	300/407 °C
核変換量	250 kg/年	33 kg/年
主要鋼材	T91, SUS316	T91, SUS316

2. 安全評価

パイロット ADS の使命は、安全性実証、未臨界管理、MA 燃料集合体の照射、加速器信頼性実証などといった商用 ADS 建設に向けて残された技術的課題を解決することである。同時に、最初の大出力の ADS であるため、十分に安全性に配慮され、許認可取得に大きな困難がない設計が望まれる。

パイロット ADS では、空気や水との反応性が低くかつ熱力学特性に非常に優れた鉛ビスマスが冷却材として採用されており、鉛冷却高速炉（LFR）で進められている安全評価および技術開発と多くの共通点を持つ。そのため、パイロット ADS の安全評価にあたっては、第四世代国際フォーラム（GIF）における LFR 暫定システム運営委員会が作成した「LFR システム安全評価（2020）」²⁻¹⁾ に準拠するとし、未臨界炉心や加速器駆動など ADS 固有の特性に関する安全性については個別に議論を行うこととする。

本章では、LFR の安全評価を概説したのち、パイロット ADS の安全評価を示す。

2.1. 深層防護の考え方

本節では、パイロット ADS における深層防護の考え方について整理する。原子力発電所と同様に、パイロット ADS の設計においても以下の 5 層からなる深層防護²⁻²⁾ の概念を徹底して適用する。各防護レベルは原子炉施設における原子力安全確保の取り組みと密接に関連しており、その概要は以下の通りである。

- ・ 第 1 層：異常・故障の発生防止

そもそもの発端となる異常や故障などのトラブルの発生を防止するために、実証された技術に基づいた十分な余裕のある設計を行う。また、必要に応じて地震や飛来物などの個々の誘因事象に対する防護設計を実施し、高い品質管理システムに基づいた保守管理を徹底する。

- ・ 第 2 層：異常・故障の「事故」への拡大防止

トラブル発生時には直ちに検知して対応し、事故への発展を防ぐ。運転パラメータが許容範囲を超えた場合には、制御棒を自動挿入し原子炉を停止するなどの対策を講じる。

- ・ 第 3 層：事故の影響緩和

万が一の事故に備え、影響を最小限に抑えるための方策を講じる。例えば、冷却材喪失事故に対応するための非常用炉心冷却系を整備し、放射性物質の環境への放出を防ぐために、頑丈で気密性の高い格納容器を設置する。また、格納容器が内圧によって破損するのを防ぐため、格納容器冷却系などが備えられる。これらの方策は、施設および設備の安全設計・安全評価のために想定された設計基準事象に基づいて実施される。

- ・ 第 4 層：「設計基準を超える事故」への施設内対策

設計基準を超える事故状態に備え、シビアアクシデント¹⁾への進展を防ぐための対策

¹ 福島第一原子力発電所事故の教訓を踏まえ、シビアアクシデントの防止と緩和を法令上の規制対象とする原子力発電所の安全性に関する新規制基準が制定された。国際的にも、深層防護の状態区分において第 3 層の設計基準事故（DBA：Design Basis Accident）を超えるシビアアクシデントを含む設計拡張状態（DEC：Design Extension Condition）を設定し、シビアアクシデントの発生防止と影響緩和の方策を設計上考慮する方向性が示されている。

(フェーズ 1 のアクシデントマネジメント)、シビアアクシデントが発生した後にその影響を緩和するための対策(フェーズ 2 のアクシデントマネジメント)が用意される。

・ 第 5 層：「設計基準を超える事故」への施設外対策

放射性物質や放射線の異常な放出、又はそのおそれがある場合には、周辺住民の健康を防護するための防災対策が図られる。

また、IAEA の安全原則 8²⁻³⁾ では、深層防護の安全哲学について次のように述べられている。『ひとつの防護レベルが万一機能を喪失しても、次の防護レベルが機能する。各防護レベルが適切に機能する場合、深層防護は、単一の技術的故障、人為的あるいは組織上の機能不全だけでは有害な事故は生じず、複数の原因が重畳して有害な事故が発生する確率も非常に低くすることができる。複数の防護レベルが独立性を持って機能することが、深層防護の不可欠な要素である。』

この安全哲学に基づき、パイロット ADS の設計でも、各防護レベルの設計、機能、対策などが、他の防護レベルの妨げにならないようにシステム設計を行う。また、防護レベルが他の防護レベルの機能失敗によって従属的に機能失敗しないことを保証し、それぞれの防護レベルが独立して効果を発揮するように設計する。さらに、これらの深層防護の原則はパイロット ADS の初期設計段階から組み込み、受動的な安全機能を含む各種安全対策は「アッド・オン（後付け）」されるのではなく「ビルト・イン（組み込み）」として実装される。

2.2. 鉛冷却高速炉の安全評価の概要

パイロット ADS の安全性を議論する前提として、共通点が多い LFR システムの安全性について概説する。

LFR は固有の安全性が高く、持続性や経済性など GIF-IV の要件を容易に満たす高速炉として有望視されている。欧州の ELFR（大型）、ロシアの BREST-OD300（中型）、米国の SSTAR（小型）など、各国で鉛冷却高速炉の概念が提案され、開発研究と国際協力が進展している。LFR システムにおいて、高い安全性が期待されている要因は以下の通りである。

- ・ 低圧動作と漏洩耐性：冷却材は低圧なため、配管等が破断する前に亀裂からの微小漏洩が発生し、これを検知することで、完全な配管破断に至る前に原子炉を停止することができる。ただし、液体重金属中での亀裂成長に対する構造材料の耐性は現在も研究中である^{2-4 ~2-6)}。
- ・ 高沸点冷却材：鉛の沸騰温度は構造材料の融点を大幅に上回るため、バルク沸騰によるボイド効果の懸念が非常に低い。そのため、ボイド効果によるシビアアクシデントの発生は極めて低い²⁾。
- ・ 高い静水圧：BREST設計では、鉛の高い静水圧のため、蒸気発生器伝熱管破断（SGTR）などを起因とする蒸気気泡が大きな正の反応度効果を引き起こさないと解析で示されている²⁻⁷⁾。

²⁾ ナトリウム冷却高速炉では、通常運転時に炉心が最大反応度体系ではなく、冷却材の喪失などを仮想した場合に過大な反応度印加が想定されるため、炉心崩壊事故に関する安全評価が行われている。

- ・ 冷却材喪失の防止：鉛は蒸発せず、空気や水との化学反応性も低いため、冷却材の完全喪失が起こりにくい。
- ・ 炉心設計の柔軟性：大きなピッチ対直径比のため冷却材閉塞への耐性が高く、自然循環による熱除去が改善される。
- ・ 反応度余裕の最適化：鉛冷却材と高密度（U, Pu）N燃料の組み合わせにより、制御不能な出力増加を防ぎつつ、核分裂性物質の増殖が可能である。
- ・ 事故時の緩和性：鉛の高い熱慣性と自然循環能力により、事故時にも緩やかな挙動を示し、事故影響が緩和される。
- ・ 受動的崩壊熱除去：事故時でも自然循環により外部電源に依存しない熱除去が可能。ただし、自然循環の確立条件とその信頼性確認については研究中である²⁻⁸⁾。
- ・ 猶予時間の確保：ALFRED（ELFRの原型炉）の設計では、事故進展時にも安全停止のための十分な猶予時間が確保されることが示されている^{2-8~2-10)}。
- ・ 最終ヒートシンク：検証実験とコード認定活動²⁻¹¹⁾により、自然循環に加えて空気・水などの最終ヒートシンクを活用することで、設計基準を超える事故でも崩壊熱除去が可能と示されている。
- ・ 揮発性核分裂生成物の保持：鉛はセシウムやヨウ素など揮発性核分裂生成物の保持能力が高く、重大事故時の放出リスクが低い。
- ・ 水素生成の抑制：一次冷却材と水の相互作用による水素生成が起こりにくい。また、福島第一原子力発電所事故のような金属と水の反応による水素生成の現象は設計上除外されている。
- ・ 高信頼性設計：自然循環などの受動的な安全システムの設計において高い信頼性が達成可能である。

これらの安全性は、パイロット ADS でも同様に期待されるが、未臨界炉心や加速器駆動といった ADS 固有の特性に関しては別途詳細な議論が必要である。

2.3. パイロット ADS の安全評価

パイロット ADS では、大強度加速器からの陽子ビームを冷却材および標的材である鉛ビスマスに入射させ、核破砕反応により中性子を生成する。この中性子を実効増倍率 0.95 以下の未臨界炉心に定常的に供給することで、核分裂の連鎖反応を維持する。

本システムの安全評価にあたっては、LFR システム安全評価²⁻¹⁾に準拠しつつ、パイロット ADS 固有の設計にも適合させる。Table 2.3-1 に、パイロット ADS と LFR の特徴を、基本安全機能（停止、冷却、閉じ込め）との関連性に基づいて比較して示す。

2.3.1. 基本安全機能（停止、冷却、閉じ込め）

パイロット ADS の原子炉停止に関する基本的な安全機能は、少なくとも二つの独立した冗長性（同一の機能を有する同一の性質の系統又は機器が二つ以上）を備えた受動的なビーム停止システムによって実現される。

パイロット ADS は臨界状態ではなく、実効増倍率 0.95 以下の深い未臨界状態にあるため、陽

子ビームを停止するだけで核分裂の連鎖反応が直ちに終息し、原子炉は自動的に停止状態へ移行する。さらに、反応度制御機構を組み合わせることで、より高い安全性が確保されている。つまり、原子炉停止に関する安全機能（陽子ビーム停止、反応度制御）は、これらの二つの独立した多様性（同一の機能を有する異なる性質の系統又は機器が二つ以上）を備えたシステムにより実現される。また、原子炉停止後には、専用の崩壊熱除去システム（DHRS）が作動し、炉心の冷却を継続する。これらの安全機能はすべて、受動的に作動する設計となっている。閉じ込め機能については、LFRと同様の設計思想に基づいており、揮発性核分裂生成物に対して高い保持能力を有する鉛ビスマスが冷却材に使用されており、放射性物質の外部拡散が抑制される設計となっている。一方で、パイロット ADS に固有の課題である、陽子ビーム窓の破損による鉛ビスマスの加速器側への流出を防ぐため、冗長性および多様性を備えた隔離弁を採用する。

2.3.2. 陽子ビーム制御（停止機能）

パイロット ADS では、大強度加速器から導入された陽子ビームと鉛ビスマスの核破砕反応により発生した中性子源を用いて、未臨界炉心の核分裂連鎖反応を維持している。したがって、原子炉を停止するには、陽子ビームを遮断し、中性子の供給を停止する必要がある。

この停止機能は、二つの独立したシステム（イオン源遮断およびビームシャッタ）として、それぞれ二系統以上を備えている。イオン源遮断により、加速器側から未臨界炉心への陽子ビームの導入を強制的に停止することが可能である。一方、ビームシャッタは、遮蔽物をビーム軌道上に落下させることで物理的に陽子ビームを遮断する。これらのシステムは、外部電源喪失時にも受動的に作動するように設計されており、加速器への電源供給も同時に停止するため、陽子ビームの供給が自動的に遮断され、原子炉の安全停止が達成できる。

一方、原子炉（鉛ビスマス）と加速器（真空）の境界を形成する陽子ビーム窓は、内外の圧力差に加えて、液体鉛ビスマスによる材料の腐食や陽子ビームの照射による発熱や放射線損傷などの過酷な環境条件にさらされる。そのため、ビーム窓の健全性は、閉じ込め機能の観点から重要な課題である。ただし、停止機能に限れば、仮にビーム窓が破損した場合でも、陽子ビームの導入が物理的に阻害されるため、核分裂連鎖反応は維持できず、原子炉は自動的に停止する。

2.3.3. 反応度制御（停止機能）

2.3.3.1. 反応度制御機構

パイロット ADS は未臨界状態で運転されるため、原子炉停止には陽子ビームの遮断のみで十分である。しかし、安全性をさらに強化するため、通常の臨界炉と同様に安全棒による原子炉停止機能を備えている。この停止機能は、二系統から構成される二つの独立した多様な炉停止系（主炉停止系と後備炉停止系）を採用している。

これらは、単一故障基準要件に適合しており、二系統のうち一系統が正常に作動すれば、原子炉停止が達成される設計となっている。仮に最も反応度の高い安全棒が炉心から抜け出した場合でも、未臨界状態が維持されるため、停止機能は達成される。後備炉停止系については、常に受動的に動作するように設計されており、外部電源喪失時にも機能が確保される。安全棒の挿入方法として、安全棒アセンブリの上部のバラストを使用して炉心上部から挿入、高比重な鉛ビスマスの浮力を利用して炉心下部から挿入の二つの手法が検討されている。

反応度制御機構は、通常の臨界炉では原子炉停止に不可欠な安全機能であるが、ADS では陽子ビームの遮断のみで停止が可能であるため、その役割は異なる。パイロット ADS における反応度制御は、未臨界度管理という観点から重要であり、冗長性を確保した保守的な設計を採用することで、さらに高い信頼性を実現している。

2.3.3.2. 未臨界度管理の概念

パイロット ADS では、未臨界度管理が重要な安全設計要素となる。Fig. 2.3-1 では、パイロット ADS に加えて、商用 ADS と高速増殖原型炉「もんじゅ」の未臨界度制御の概念を比較している。

まず、「もんじゅ」では、公称出力の臨界運転時の反応度に様々な正反応度が加算され、未臨界度測定誤差を含む正反応度の合計は 5700 pcm に達する²⁻¹²⁾。これに対して、主原子炉停止系は 7100 pcm の反応度を有しており、結果として-1400 pcm の未臨界に到達可能である。このとき、許認可上の規制値として、-1000 pcm 以下である必要がある。さらに、主原子炉停止系が臨界状態で作動しない事態を想定し、冷温停止状態への移行を目的とした後備炉停止系が設けられている。後備炉停止系は 5900 pcm の反応度を有する。このときの許認可上の規制値は 0 pcm 未満であるが、最終的に-4000 pcm の未臨界状態を達成可能である。

この「もんじゅ」の設計を参考に、商用 ADS では原子炉停止を-1000 pcm 未満の冷温停止状態と定義している。商用 ADS では-2000 pcm 未満で運転するよう設計されており、冷温停止に伴う反応度変化（約 460 pcm、Table 3.1-3）、陽子ビームダクトの内部に鉛ビスマスが詰まる、ビーム窓の破損による反応度（約 80 pcm、Table 3.1-3）および未臨界度測定誤差（400 pcm）が加算され、最終的な未臨界度は-1060 pcm となる。このように、陽子ビームの停止のみで-1000 pcm 以下の冷温停止状態に移行可能である。このため、商用 ADS では安全棒による炉停止系を省略する、設計の合理化が検討されている。ただし、これは主ビーム停止系と後備ビーム停止系によって代替される。

このような設計は技術的には実現可能であるが、従来の臨界炉とは異なる概念であるため、初回の ADS の許認可には困難が予想される。特に、商用 ADS における 400 pcm の未臨界度測定誤差を保証するために、パイロット ADS における未臨界度管理技術の成熟と実証が不可欠である。

そこで、パイロット ADS では、原子炉停止を-5000 pcm 未満の冷温停止状態と定義している。これは、日本の使用済燃料貯蔵プールなどの核燃料施設で未臨界度判定基準として適用される実効増倍率の値である 0.95 に相当する。この値は、未臨界度監視や反応度制御機構を持たない施設に対する基準であり、両方を備えるパイロット ADS にとっては明らかに保守的である。しかし、ADS は従来の原子炉とは異なる新しい概念であり、鉛ビスマスや MA 燃料など使用経験の少ない材料を採用していることから、許認可の実現可能性を考慮し、保守的な設計が採用されている。

運転中の-5000 pcm に、冷温停止による反応度（約 1230 pcm、Table 3.1-3）、ビーム窓破損時に鉛ビスマスが充填された場合の反応度（約 550 pcm、Table 3.1-3）および未臨界度測定誤差（1000 pcm）を加算すると、最終的な未臨界度は-2220 pcm となる。このため、陽子ビームの停止のみでは、-5000 pcm 以下の未臨界状態に到達できず、プラントの完全停止は困難である。そこで、通常の臨界炉と同様に、中性子吸収体を用いた主炉停止系と後備炉停止系を装備する。こ

これらの停止系はそれぞれ 3000 pcm 以上の反応度を有する設計となっており、いずれか一方の作動により、-5000 pcm 以下の未臨界状態を維持することが可能である。

2.3.3.3. 臨界リスク

パイロット ADS は、前述の通り深い未臨界状態（-5000 pcm 以下）で運転されるため、従来の臨界状態を前提とした原子炉とは設計思想が根本的に異なり、その臨界リスクは極めて限定的である。しかしながら LFR の設計を参考に、以下のような観点のさらなる研究開発が必要である。

鉛および鉛ビスマスは沸騰温度（鉛：1737℃、鉛ビスマス：1670℃）が非常に高く、事故時の冷却材沸騰の可能性は極めて低い。この特性により、炉心中心部で密度低下による局所的な正の反応度効果が生じる可能性はあるものの、冷却材密度やボイド反応度係数が低い、又は負であることと相まって、事故時の正の反応度挿入リスクは著しく低減される。LFR における設計拡張状態で想定される無防備事故においても、全体として負の反応度フィードバックが示されている。

冷却材の酸化、過度の腐食・浸食、酸化物や腐食生成物の蓄積による流路閉塞²⁻¹³⁾に対する対策として、それぞれ鉛ビスマス中に溶存する酸素濃度制御が必要である。また、過冷却による冷却材の固化に起因する炉停止機能喪失に対しては、二次側の伝熱制御による防止対策が不可欠である。また、炉心圧縮現象に関しては、タイロッド等による燃料集合体の剛体化、燃料集合体離隔パッドの適用および免震装置のような防止対策を考慮すべきである。

蒸気発生器伝熱管破損事故（SGTR）に関連して、炉心形状の変化および水・蒸気の巻き込みが正の反応度挿入につながる可能性がある。これに対しては、蒸気発生器と冷却材流路の適切な配置設計、ラプチャーディスクによる過圧防止、蒸気発生器伝熱管の耐食性材料の選定又は表面処理の適用などの対策が有効である。たとえば、BREST では、SGTR により水・蒸気泡が液体鉛に巻き込まれた場合でも、反応度への影響は局所的にとどまることが示されている²⁻⁷⁾。パイロット ADS においても、これらの知見を踏まえた解析的・実験的な研究開発が求められる。

想定される炉心損傷事故において、現象論的解析と工学的判断に基づくと、鉛ビスマスの密度が燃料密度に近い場合、燃料の圧縮よりも浮力による燃料の拡散が優位であり、臨界リスクは低いと考えられている。ただし、シビアアクシデントの「実質的排除」やシビアアクシデントマネージメント戦略には、燃料の分散、溶解、偏析と凝集の現象に対する包括的な理解と研究開発の深化が不可欠である。

2.3.4. 崩壊熱除去（冷却機能）

2.3.4.1. 熱慣性と猶予期間

パイロット ADS で冷却材として使用される鉛ビスマスは、体積熱容量が大きく（1.51 J/cm³/K）、かつ一次系には大量に存在するため、高い熱慣性を有する。この特性は、鉛（体積熱容量：1.54 J/cm³/K）を冷却材とする ALFRED の設計においても確認されており、強制冷却時の質量流量喪失やヒートシンク喪失による過渡現象の進展を遅延させ、アクシデントマネージメントへの移行に必要な猶予時間が大幅に延長する効果があるとされている^{2-10), 2-14)}。

また、鉛ビスマスの優れた中性子特性により大きなピンピッチやシンプルな流路設計が可能である。これにより低い圧力損失と高い自然循環能力が実現可能である。LFR の設計では自然循環

流が高度に確立されており、冷却材流量喪失事故においても構造材の耐力が中期的に維持されると考えられている。例えば、ALFRED に対する予備的な冷却材喪失時炉停止失敗事象（ULOF）解析では、破損までの平均時間が常に 24 時間以上となることが示されており、運転員が原子炉を手動停止し、過渡現象を終息させるための十分な猶予時間（30 分以上）が確保されるとされている²⁻¹⁰。一方、商用 ADS における ULOF 解析では、自然循環により 35%の流量が確保されるものの、10 秒程度で被覆管温度は最高温度の 1100℃に達することが示されている²⁻¹⁵。T91 鋼の融点は 1300℃であるため溶融には至らないが、応力による短時間での破断リスクがある。ALFRED と比べて商用 ADS が不利となる要因には、出力に対する温度フィードバックが殆ど効かないこと、発熱量の高い MA を燃料の主成分とすることなどが挙げられる。その一方で、ADS ではビーム停止が容易かつ迅速であり、無防備な状況に陥りにくいという利点がある。パイロット ADS の設計においては、ALFRED との設計・解析条件の違いを詳細に分析し、過渡現象の緩和対策を組み込むことで、十分な猶予時間を確保するための研究開発を継続する必要がある。

LFR では、鉛の凝固点（327℃）が高いため、過冷却による凝固が冷却材流路の閉塞を引き起こし、崩壊熱除去機能を損なうリスクがある。このため、過度の冷却や偶発的な冷却材の凝固を防ぐために、冷却材温度の精密な監視と、二次側・三次側の伝熱条件の制御（DHRS の作動ロジックおよび作動モードを含む）を採用している²⁻¹⁶。想定される DHRS の適格性を確認し、すべての運転モード（能動性および受動性）における信頼性をテストするための実験が計画されている²⁻¹⁷。冷却材の凝固はループ型システムに特有の課題であり、パイロット ADS で採用されているプール型では複数の流路が存在するため、すべての流路で同時に凝固が発生する可能性は極めて低い。また、酸化層の形成により熱移動が緩やかになり、局所的な過冷却を防ぐ効果が期待される。鉛ビスマスの融点は 125℃と低く、通常運転温度（300℃）からの温度余裕が大きいため、凝固リスクはさらに低減されると考えられる。なお、炉心の崩壊熱だけでは冷却材を融点以上に維持できない場合でも、炉容器ヒーターによる対応が可能である。冷却材の適切な溶融シーケンスは、構造物への機械的応力を最小限に抑えるよう設計されるべきである。

腐食生成物の蓄積による冷却材流路の閉塞は、結果として崩壊熱除去機能を阻害するリスクがある。そのため、鉛ビスマス冷却材中の酸素含有量の信頼性の高いモニタリングと制御、冷却材の化学的性質と純度を維持するための適切なシステムによって防ぐ必要がある。特に、酸素濃度制御技術や核破砕生成物以外の不純物管理技術の確立に向けた研究開発はコールド施設でも十分に実施可能である。一方、核破砕生成物の挙動評価やそれに基づく管理技術の高度化には、J-PARC で検討されている陽子ビーム照射施設の活用が期待される。

2.3.4.2. 崩壊熱除去における多様性

崩壊熱除去の多様性は、システム構成とコンポーネント設計、作動流体（鉛ビスマス、水、空気）、動作原理（一次側と二次側の両方での強制循環、自然対流など）で提供される。異常発生や事故に対する防護アプローチは、通常、能動的システムと非常用供給システム（いずれも非安全グレード）の組み合わせによって構成され、能動的システムが利用できない場合には、受動的システム（安全グレード）が補完的に機能する。

原子炉容器とガードベッセルは、蒸気発生器入口が露出しないように配置することで、DHRS

を含む冷却材流路の維持が可能である。加えて、鉛ビスマスの融点（125℃）が高いため、一次系から冷却材が漏洩した場合でも速やかに固化し、大量の冷却材損失を防止できる。万が一、蒸気発生器およびすべての専用 DHRS が同時に使用不能となる場合には、最終手段として、原子炉コンクリート空洞冷却システムや原子炉空洞への注水といった崩壊熱除去オプションが検討される。

2.3.5. 放射化物の閉じ込め（閉じ込め機能）

2.3.5.1. 材料

鉛や鉛ビスマスなどの液体重金属冷却材は、優れた熱物性を有する一方で、腐食性・浸食性が高く、構造材料の機械的特性を劣化させるリスクがある。これらの現象が適切に制御されない場合、保守・補修コストの増加に加え、燃料被覆管などの閉じ込め防護層の性能低下を引き起こす可能性がある。また、事故時における高温冷却材の影響による高温クリープや構造健全性喪失のリスクについても評価が必要である。このような背景から、液体重金属中の材料挙動は、LFR 技術でも長年にわたり重要な研究開発テーマとされている。

各国における材料開発のアプローチは大きく異なるものの、近年、いくつかの重要な技術的進展があり、それを踏まえたさらなる技術開発が求められる。ロシアでは、Si を添加した特殊なフェライト-マルテンサイト合金が開発されており、溶存酸素濃度の制御と冷却材の精製を組み合わせた酸素制御戦略により、腐食・浸食の制御に成功している。欧州では、高速炉環境を再現できる照射施設の不足を背景として、高速炉環境で既に認証された材料の活用、腐食耐性コーティング（表面改質）の適用、冷却材の化学組成の適切な管理といった戦略が採用されている。複合コーティング技術の適用では、機械的強度を持つ基材と薄く安定した耐腐食性外層を最適に組み合わせることが可能となる。代表的な技術として、マサチューセッツ工科大学（MIT）で開発された SiO₂ 表面層、カールスルーエ工科大学（KIT）で開発されたアルミナ酸化層、鉛や鉛ビスマス環境に対して優れた耐腐食性を持つ新しい AFA（Al₂O₃ 形成オーステナイト合金）がある。ただし、これらの材料やコーティングの長期的な挙動を評価するためには、適切な認証プログラムの整備が不可欠である。

特に、高流速の冷却材に曝される一次系ポンプのインペラは、耐久性に優れた材料や設計上の工夫が必要である。また、ビーム窓は、内側が真空、外側が液体金属という大きな圧力差にさらされるとともに、陽子照射と高温液体金属の複合環境による材料劣化が課題である。今後、J-PARC において、パイロット ADS と同様の発熱・照射・温度環境下での材料データ取得が期待される。

2.3.5.2. 防護障壁

パイロット ADS では、深層防護の原則に基づき、放射性物質の環境への放出を防止するため、複数の防護障壁を組み込んだ防護設計を採用する。これらには、燃料マトリックス、燃料被覆管、原子炉冷却材システムの境界および格納容器システムが含まれる。安全設計の基本方針は、プラントや障壁自体の損傷を回避することで、防護障壁の維持を目指しており、万一障壁が十分に機能しない場合でも、公衆や環境を被害から守るための緩和策が講じられる。特に、高密度の鉛ビスマスの大量使用によるスロッシング時の機械的影響を含め、外部加振時の防護障壁の有効性と機能性に関する課題については慎重に検討する必要がある。

燃料被覆管については、過去に得られた腐食・浸食および照射性能データを考慮し、燃料の最

高温度と燃焼度に基づいて設計限界が定められる。これには燃料と被覆管の相互作用も含まれる。初装荷炉心には MOX 燃料の使用が想定されており、SFR プログラムの枠内で得られた運転実績と適格性評価によるフィードバックが有益である。

原子炉冷却材とカバーガスの境界については、一次冷却材の損失を防ぐために、一次構成要素が統合されたプール型の構成を採用する。運用期間中は、冷却材の最高温度とその温度での滞留時間を制限し、酸素含有量など冷却材の化学的性質を適切に管理することで、境界の完全性を維持する。

格納容器境界（ガードベッセル GV）の構成には、安全容器（欧州の ELFR と米国の SSTAR）や多層金属コンクリート構造（ロシアの BREST）がある。これらは、DHR 機能の確保、蒸気発生器入口の露出につながる一次冷却材の喪失防止、事故時の機械的・熱的負荷への耐性、放射性物質の環境への放出防止といった機能を担う。

パイロット ADS は、LFR との共通部分が多く、LFR の技術開発に基づいた安全性アプローチを参考にすることが可能である。ただし、パイロット ADS に固有の課題として、原子炉と加速器の境界を形成する陽子ビーム窓の破損による鉛ビスマスの加速器側への流出を防ぐため、陽子ビーム窓の使用条件下での性能評価や境界の完全性を保証するための隔離弁の適用について詳細な検討が必要である。

2.3.5.3. ソースターム

重金属冷却材の使用はソースタームに関していくつかの利点をもたらす。特に、鉛は揮発性核種であるヨウ素やセシウム、ポロニウムを保持しやすい特性を有しており、これらの物質がカバーガスや格納容器に放出される量はごくわずかであると考えられている²⁻¹⁸⁾。特に、パイロット ADS では、冷却材中のビスマスが中性子を捕獲し、アルファ崩壊によりポロニウムが生成される。

LEADER（Lead-cooled European Advanced Demonstration Reactor）計画²⁻¹⁰⁾では、炉心破損事故時におけるヨウ素、セシウム、ポロニウムの放出限界が理論的に評価され、燃料被覆管がすべて破損する事故を想定しても、冷却材温度に応じて放出される割合は小さいことが確認されている。また、鉛の保持能力を検証し、職業被ばくリスクや事故時の放出源評価を正確に行うための研究開発が進められている。これらの結果は LEADER 設計に特有ではあるものの、ロシアの研究でも同様の特性が確認されており、他の LFR 設計への適用可能性が示唆されている。

パイロット ADS でも LFR と同様な保持性能が期待されるが、希ガスやトリチウムを含めた揮発性核種の移行挙動について、さらなる研究開発が求められる。陽子ビームと鉛ビスマスとの核破砕反応で生じる核破砕生成物は、核分裂生成物に比べて発生量は少ないが、冷却材である LBE 中に直接含まれ、燃料マトリックスや燃料被覆管の物理的障壁が存在しない点には留意する必要がある。また、J-PARC MLF における液体水銀標的を用いた核破砕中性子源施設と比べると、鉛ビスマス標的ではビーム出力が約一桁高く、標的温度もより高温となるため、核破砕生成物の管理には一層の配慮が求められる。

鉛ビスマスは水や空気との化学的相互作用が非常に緩慢で比較的の不活性であるため、事故が発生しても反応は発熱的であるものの、反応速度が遅く、酸化物の形成も緩慢であり、結果としてエネルギー放出は小規模にとどまる²⁻¹⁹⁾。高温の溶融鉛に加圧された蒸気・水を注入する SGTR

を模擬した状況では、水蒸気爆発が発生しないことが確認されている。その結果、単一の SGTR は限定的であり、複数の SGTR に発展することはないと示されている²⁻²⁰⁾。スロッシングに関連した流体運動も、プールの仕切りバッフルなどを採用することにより、蒸気発生器上部領域への影響が十分に抑制される²⁻²¹⁾。また、SGTR における酸化物形成については、事故の時間スケールに比べて酸化反応の進行が遅いため、過渡事象の継続時間を考慮すると、安全機能やシステムに影響を及ぼすほどの酸化物は生成されないと予想される。パイロット ADS でも複数の SGTR は発生しないと考えられるが、その可能性を慎重に評価する必要がある。

2.3.5.4. 格納容器バイパス

単一故障基準に基づき、格納容器を貫通する配管およびカバーガスに接続される配管には、直列に配置された少なくとも二つの格納容器隔離弁又は逆止弁を装備する必要がある。これに加え、格納容器のバイパスを防止するため、適切なリーク検知システムを備えることが求められる。特に、パイロット ADS の設計においては、陽子ビームダクトが主要なバイパス経路となり得るため、冗長性および多様性を備えた隔離弁を可能な限り下流側に導入する。

SGTR による格納容器バイパスのリスクについては、通常的设计レベルにおいて、減圧システムに接続された原子炉蓋上のラプチャーディスクを設置することで、蒸気発生器隔離によるリスク低減が図られる。さらに、シビアアクシデントに備えて、格納容器バイパスのリスクを評価し、詳細なシビアアクシデント管理戦略を策定する必要がある。

2.3.6. 設計拡張状態の管理

深層防護に基づく設計拡張条件の管理には、過酷なプラント条件の管理、事故の進行防止、および「実質的排除」できない場合には過酷事故の影響の緩和が含まれる。このような低確率で発生するプラント条件は、複数の故障又は極端な地震など、極めて稀な事象によって引き起こされる可能性がある。深刻な事故を「実質的排除」する目標を達成するために、受動的な安全機能と冷却材の特性を活用した安全設計が採用されている。

IAEA 安全基準 (SSR 2/1)²⁻²²⁾ では、次のように「実質的排除」の原則が規定されている。

- ・ 高線量の放射線被ばくや大量の放射性物質の放出を伴う事象は実質的に排除しなければならない。
- ・ 早期又は大規模な放射性放出をもたらす設計状態は実質的に排除されるべきである。

この「実質的排除」は、防護の強化を目的とした安全性向上のための原則であり、事故の発生条件を特定し、各条件に対する設計対策を講じる必要がある。

また、IAEA の報告書 TECDOC-1791²⁻²³⁾ では「実質的に排除」すべき事故条件を以下の 5 つのカテゴリに分類している。

1. 早期の原子炉炉心損傷と格納容器の破損を引き起こす事象
例：冷却材系統の重大な破損、制御不能な反応度事故
2. 早期の格納容器破損を引き起こす事象

例：格納容器直接加熱、大規模な水蒸気爆発、水素爆発

3. 後期の格納容器破損を引き起こす事象
例：溶融炉心コンクリートの相互作用、格納容器の熱除去喪失
4. 格納容器バイパスによる重大事故
5. 燃料貯蔵プールでの重大な燃料劣化

これらの事故は放射性物質の拡散防止にとって重大な脅威となるため、設計、運用、監視の徹底した対策を講じる必要がある。さらに、これらを排除するための技術的対策を慎重に実施し、その有効性を検証する必要が求められる。

2.3.6.1. 防止

パイロット ADS では、未臨界の特性かつ冷却材の有利な基本特性（高沸点、空気や水との接触における相対的不活性、自然対流能力、熱慣性など）により、事故防止機能が強化されている。これに加えて、以下の追加的な設計上の考慮がなされている。

- ・すべての設計レベルにおいて深層防護の原則を体系的に適用する。各防護レベルの独立性を確保するために、システムおよびコンポーネントの冗長性、物理的分離、多様性を設計に取り入れ、共通要因による故障リスクに対処する。
- ・プラントの熱慣性が大きいことにより、事故進展を防止するための時間的猶予が確保される。これにより、構造的健全性を維持しつつ、安全グレードではない補助システムなどを活用して、事故を効果的に管理・制御する。
- ・受動的な安全機能を広く採用し、「停止」「冷却」「閉じ込め」の基本的な安全機能を達成する。
- ・プラントを簡素化する。
- ・最適化されたヒューマン・マシン・インターフェースおよび情報技術の活用を拡大する。

また、腐食および浸食に関する深層防護アプローチとしては、認証済み材料の使用、冷却材内の酸素濃度管理、冗長性の確保、運転中の検査および監視、適切な安全余裕および対応時間の確保の対策が講じられる。

GIF の LFR 設計における解析では、設計拡張状態においても炉心溶融につながる事故シナリオはこれまでに特定されていない。ラップ管のない燃料集合体を採用する BREST の設計では、7 体の燃料集合体が瞬時に閉塞するという仮定においても、被覆管の安全運転限界が維持されると予測されている²⁻²⁰⁾。

さらに、一次冷却材の沸騰、水素の大量発生、水素の蓄積といった物理的・化学的エネルギーの大きな発生源は存在しない。また、燃料と冷却材間において、防護障壁を破壊するような急速な化学反応も確認されていない。水や空気との間には急激な発熱反応はないが、特に高温の液体金属と水の相互作用については、さらなる理解の深化が必要である。

いずれにおいても、格納容器障壁の破損につながる可能性のあるシビアアクシデントは、パイロット ADS の設計プロセスにおいても十分に考慮されるべきである。事故の進行を詳細に分析し、適切な緩和策を策定することが求められる。

2.3.6.2. 緩和

アクシデントマネージメントの本質的な目的は以下の通りである²⁻²⁴⁾。

- ・ プラント状態の監視
- ・ 炉心の未臨界状態の維持
- ・ 原子炉容器の健全性を保護するため、炉心からの熱除去を確実にし、熱機械的および化学的な過度の負荷状態を防止すること
- ・ 環境への放射性物質の放出の制限
- ・ 安全な停止状態の維持

これらの目的を達成するためには、設計段階から事故時の対応策を体系的に組み込むことが重要である。極めて起こりにくい事象として、すべてのヒートシンク（すべての DHRS および二次系）が喪失するケースが想定される。このような場合には、原子炉容器とガードベッセルの間の空隙に水を注入することで熱除去を図るという対応策も考慮される。仮に原子炉容器が破損した場合でも、原子炉コンクリート空隙冷却システムを用いることで、崩壊熱の除去が可能である。先に述べたように、鉛は空気や水との接触に対して比較的に化学的不活性であるため、原子炉に水が浸水した場合でも重大な問題は発生しにくい。この特性により、最終手段としての対策として水注入による冷却が現実的な選択肢となる。

2.3.7. 「実質的排除」される事故状況

パイロット ADS では、特定の事故を「実質的排除」するために、冷却材としての鉛ビスマスの特性を活かした設計とするとともに、深層防護の基本原則を適用することを基本方針とする。崩壊熱除去に関しては、冗長性の強化、独立性の確保、運転モードの多様性、システム・コンポーネントの最適化、冷却媒体（鉛ビスマス、水、空気）の活用が重要である。

LEADER では、以下のような起因事象および事故進展が「実質的排除」されたものとして特定されている。

- ・ 炉心形状変化による大規模な炉心圧縮（極端な地震による大規模な内部・外部加振）
- ・ 吸収材の大規模な喪失
- ・ 一次冷却材喪失による炉心露出（DHR 機能喪失につながる可能性）
- ・ 原子炉容器の破断（容器支持機能の喪失）

LFR の設計開発とそこで得られた知見の進展に伴い、パイロット ADS においても、高い信頼性レベルで、これらの事象を実質的に排除する必要がある。また、設計基準地震に耐えるように設計されるが、設計基準を超える地震に対して大規模又は早期の放射性物質の放出を防ぐための設計余裕が十分であることを実証しなければならない。なお、高速炉の安全性において、設計基準以上の地震は以下のような重要な影響と結果をもたらす可能性があるとしてされている。

- ・ 炉心の変形による安全棒の機能低下、反応度制御の妨げ
- ・ 正の反応度挿入とそれに伴う出力上昇をもたらす炉心圧縮
- ・ 燃料被覆管の破損とそれに伴う炉心への核分裂ガス通過リスク（ボイド反応度効果）

- ・ 主容器およびガードベッセルの健全性喪失
- ・ 炉心支持構造の喪失

また、パイロット ADS では、冷却材として比重の高い鉛ビスマスを使用しているため、特に地震に対するプラントの応答を注意深く評価する必要がある。たとえば、ELFR では水平振動による荷重を軽減するため、一次建屋の下に二次元免震装置を採用している。パイロット ADS においても、国内の地震条件に基づく評価を行い、その結果に応じて二次元免震装置の採用などを検討する必要がある。

2.4. 安全評価のまとめ

本章では、LFR システム安全評価に準拠しつつ、パイロット ADS の固有の設計にも適合した安全評価について整理した。安全設計仕様を Table 2.4-1 に示す。パイロット ADS は、実効増倍率 0.95 の深い未臨界状態にあるため、陽子ビームを停止するだけで原子炉を速やかに停止できる固有の安全性に加えて、反応度制御機構を組み合わせたより高い安全性が確保されている。その一方で、原子炉と加速器の境界を形成する陽子ビーム窓は、腐食、照射、発熱といった過酷な環境条件にさらされることから、J-PARC 等による材料データに関する研究開発が期待される。また、今後のパイロット ADS の基本設計における各機器の具体化に併せて、冷却材喪失時炉停止失敗事象などの詳細解析やスロッシングを含む耐震性に関する安全評価を慎重に進めていく必要がある。

参考文献

- 2-1) GIF LFR provisional System Steering Committee, Lead-cooled Fast Reactor (LFR) System Safety Assessment, 2020.
- 2-2) 日本原子力学会 標準委員会, 原子力安全の基本的考え方について 第 I 編 別冊 深層防護の考え方, 2013.
- 2-3) IAEA, Fundamental Safety Principles, IAEA, 2006.
- 2-4) C. Fazio, G. Benamati, C. Martini, G. Palombarini, Compatibility Tests on Steels in Molten Lead and Lead-bismuth, Journal of Nuclear Materials, vol.296, 2001.
- 2-5) OECD/NEA, Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility, Thermal-hydraulics and Technologies, 2015.
- 2-6) A. Meli, S. Bassini, C. Ciantelli, A. Fiore, M. Angiolini, M. Tarantino, Preliminary Characterization of Alumina-Forming Austenitic-Type Advanced Alloys as Structural Materials for LFRs, Nuclear Technology, vol.210, 2024.
- 2-7) V. K. Davydov, A. P. Zhirnov, K. M. Kalugina, V. V. Lemekhov, A. V. Moiseev, V. S. Smirnov, A. A. Umanskii, Reactivity Effects of Steam bubbles Injected into the BREST-OD-300 Reactor Core, Atomic Energy, vol.130. No.3, 2021.
- 2-8) G. Bandini, E. Bubelis, M. Schikorr, M. H. Stempnievicz, K. Tucek, A. Lázaro, P. Kudinov, K. Kööp, M. Jeltsov, L. Mansani, Safety Analysis Results of Representative DEC

- Accidental Transients for the ALFRED Reactor, International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Safe Technologies and Sustainable Scenarios (FR13), Paris, 2013.
- 2-9) E. Bubelis, M. Schikorr, M. Frogheri, L. Mansani, G. Bandini, L. Burgazzi, K. Mikityuk, Y. Zhang, R. Lo Franco, N. Forgiione, LFR safety approach and main ELFR safety analysis results, International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Safe Technologies and Sustainable Scenarios (FR13), Paris, 2013.
- 2-10) G. Bandini, M. Polidori, Report on the Results of Analysis of DEC Events for the ETDR (ALFRED), Leader Project, 2013.
- 2-11) OECD/NEA, Benchmarking of Thermal-hydraulic Loop Models for Lead-alloy-cooled Advanced Nuclear Energy Systems, 2012.
- 2-12) 平川 直弘, 岩崎 智彦, 連載講座 原子炉物理 第 12 回 代表的な原子炉と炉物理, 日本原子力学会誌, vol.43 (4), pp.367-374, 2001.
- 2-13) A. Aerts, K. Gladinez, B. González Prieto, J. Lim, A. Marino, K. Rosseel, The LBE Coolant Chemistry R&D Programme for the MYRRHA ADS: Chemistry and Control of Oxygen, Corrosion and Spallation Products, Proc. of the 14th International Workshop on Spallation Materials Technology, 2020.
- 2-14) G. Grasso, C. Petrovich, D. Mattioli, C. Artioli, P. Sciora, D. Gugiu, G. Bandini, E. Bubelis, K. Mikityuk, The Core Design of ALFRED, a Demonstrator for the European Lead-cooled Reactors, Nuclear Engineering and Design, vol.278, 2014.
- 2-15) 辻本 和文, 西原 健司, 武井 早憲, 菅原 隆徳, 倉田 有司, 斎藤 滋, 大林 寛生, 佐々 敏信, 菊地 賢司, 手塚 正雄, 大井川 宏之, 鉛ビスマス冷却加速器駆動システムを用いた核変換技術の成立検討, JAEA-Research 2010-012, 2010, 59p.
- 2-16) M. Caramello, M. Gregorini, C. Bertani, M. De Salve, A. Alemberti, B. Panella, Thermal Hydraulic Analysis of a Passively Controlled DHR System, Progress in Nuclear Energy, 2017.
- 2-17) P. Lorusso, I. Di Piazza, D. Martelli, M. Tarantino, Design and Assessment of the New CIRCE-THETIS Facility for the Development of Heavy Liquid Metal Cooled Fast Reactors, Nuclear Technology, vol.210, no.4, 2024.
- 2-18) GIF LFR provisional System Steering Committee, Safety Design Criteria for Generation IV Lead-cooled Fast Reactor System, 2021.
- 2-19) A. V. Beznosov, S. S. Pinaev, D. V. Davydov, A. A. Molodtsov, T. A. Bokova, P. N. Martynov, V. I. Rachkov, Experimental Studies of The Characteristics of Contact Heat Exchange between Lead Coolant and the Working Body, Atomic Energy, vol.98, no.3, 2005.
- 2-20) Y. G. Dragunov, V. V. Lemekhov, A. V. Moiseyev, V. S. Smirnov, O. A. Yarmolenko, V. P. Vasyukhno, Y. S. Cherepnin, D. A. Afremov, Y. V. Lemekhov, BREST-OD-300 Reactor Facility: Development Stages and Justification, International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Next Generation Nuclear Systems for Sustainable

- Development (FR17), Yekaterinburg, Russian Federation, 2017.
- 2-21) M. Jeltsov, W. Villanueva, P. Kudinov, Seismic Sloshing Effects in Lead-Cooled Fast Reactors, Nuclear Engineering and Design, vol.332, 2018.
- 2-22) IAEA, Safety of Nuclear Power Plants: Design, IAEA, 2016.
- 2-23) IAEA, Considerations on the Application of the IAEA Safety Requirements for the Design of Nuclear Power Plants, IAEA, TECDOC-1791, 2016.
- 2-24) A. Alemberti, Lead-cooled Fast Reactor Risk and Safety Assessment White Paper, GIF, 2014.

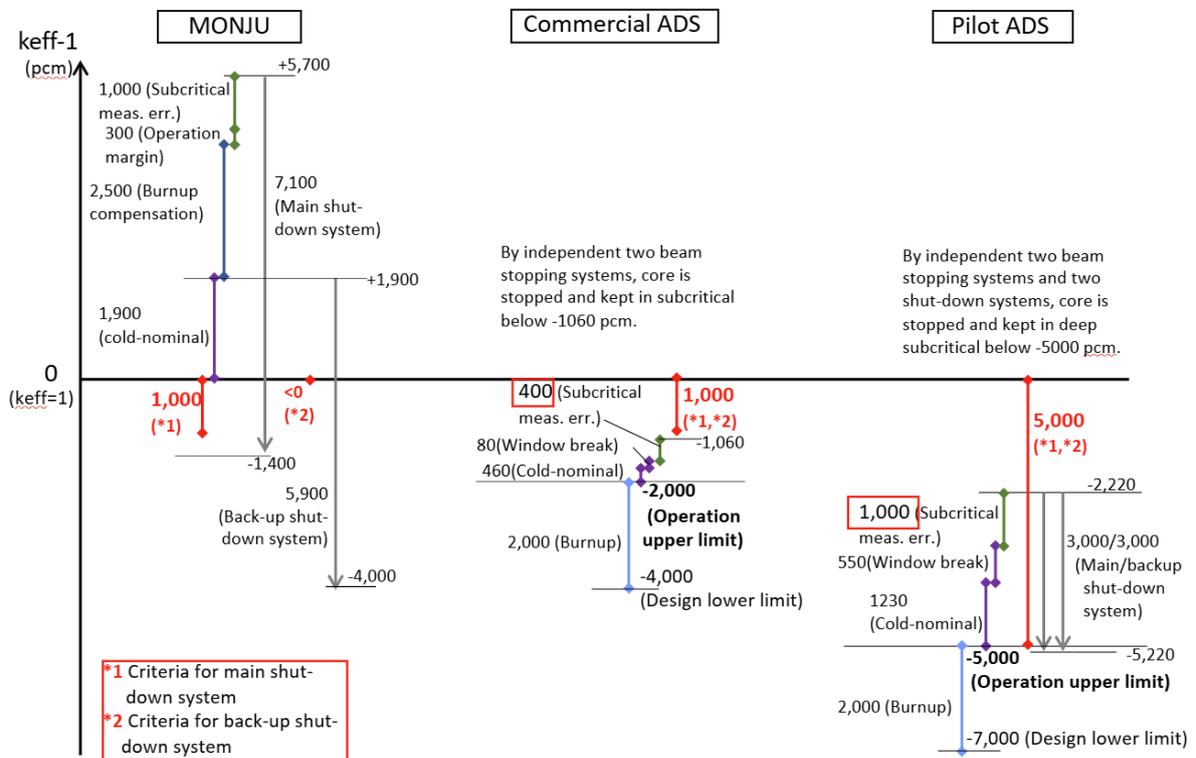


Fig. 2.3-1 未臨界度管理のクライテリア

Table 2.3-1 パイロット ADS と鉛冷却高速炉の比較 (1/4)

パイロット ADS 固有の特性	鉛冷却高速炉との共通の特性
(1) 炉心特性 (設計上の課題「●」と利点「◎」)	
<p>陽子ビーム特性</p> <ul style="list-style-type: none"> ●陽子ビーム異常による出力増大:「停止機能」に対するリスク要因 <p>未臨界体系 ($k_{\text{eff}} < 0.95$) に基づく安全設計</p> <ul style="list-style-type: none"> ◎陽子ビーム遮断による確実な炉停止:「停止機能」の確保 ◎反応度制御機構による未臨界維持の確実性:「停止機能」の信頼性向上に寄与 ◎臨界時大規模機械的エネルギーの発生抑制: 事故時の影響の最小化 <p>MA 燃料装荷に伴う特性と課題</p> <ul style="list-style-type: none"> ●局所的な正ボイド反応度:「停止機能」への影響が懸念 ●遅発中性子割合の減少:「停止機能」の制御性に対するリスク要因 ●温度フィードバックの低下:「停止機能」への安全性に影響 ●崩壊熱増大:「冷却機能」の強化が必要 	<p>炉心崩壊時の燃料挙動</p> <ul style="list-style-type: none"> ◎浮力による燃料分散:再臨界事故の抑制による「停止機能」の確保 <p>大ピッチ対直径比の設計</p> <ul style="list-style-type: none"> ◎閉塞の抑制:「冷却機能」の確保 ◎自然循環冷却の増進:受動的な「冷却機能」の向上 <p>炉心形状の変化 (炉心圧縮) への対応</p> <ul style="list-style-type: none"> ◎過度な反応度変化防止策 (ラップ管、タイロッド等):「停止機能」の確保 <p style="text-align: right;">(次頁に続く)</p>

Table 2.3-1 パイロット ADS と鉛冷却高速炉の比較 (2/4)

パイロット ADS 固有の特性	鉛冷却高速炉との共通の特性
(2) 冷却材特性 (設計上の課題「●」と利点「◎」)	
<p>高融点、高沸点特性： LBE、融点 124℃、沸点 1670℃ ◎LFR に比べて低融点であり、通常運転温度 (300℃) との温度差が大きい：「冷却機能」の確保に有利</p> <p>熱容量大 (高熱慣性) 特性 ●MA 燃料装荷時 (低温度フィードバック・高発熱量) には、過渡進展の面で LFR に比べて不利：「停止・冷却機能」に関する詳細解析が必要 (ULOF 事象)</p> <p>冷却材圧力 (大気圧近傍) 特性 ◎崩壊熱除去系の非露出設計：「冷却機能」の確保に有利 ◎炉容器冷却の検討：「冷却機能」の信頼性向上</p> <p>核破碎中性子源 ●核破碎生成による揮発性核種 (希ガスやトリチウムを含む) の増加：「閉じ込め機能」の強化が必要</p> <p>ビスマスの中性子捕獲反応によるポロニウム生成 ●カバーガスの汚染：「閉じ込め機能」の強化が必要</p>	<p>高融点、高沸点特性： 鉛、融点 327℃、沸点 1737℃ ◎冷却材の自然循環：「冷却機能」の確保 ◎炉容器ヒーターなどによる冷却材凝固防止策：「冷却機能」の信頼性向上 ◎沸騰反応性ボイド抑制：「停止機能」に対するリスクが低減</p> <p>熱容量大 (高熱慣性) 特性 ◎過渡進展の遅延効果：「停止・冷却機能」の信頼性向上</p> <p>高熱伝導率特性 ◎優れた除熱冷媒：「冷却機能」の確保に有利</p> <p>高静水圧特性 ◎バルク沸騰の抑制：「停止・冷却機能」に対するリスクが低減</p> <p>冷却材圧力 (大気圧近傍) 特性 ◎冷却材漏洩と放射性物質の外部拡散の抑制：「閉じ込め機能」の確保 ◎破断前漏洩検知の実現性：「閉じ込め機能」の信頼性向上 ◎静的機器 (ガードベッセルなど) による液位保持：「冷却・閉じ込め機能」の信頼性向上</p> <p style="text-align: right;">(次頁に続く)</p>

Table 2.3-1 パイロット ADS と鉛冷却高速炉の比較 (3/4)

パイロット ADS 固有の特性	鉛冷却高速炉との共通の特性
(2) 冷却材特性 (設計上の課題「●」と利点「◎」)	
	<p>化学的不活性特性</p> <ul style="list-style-type: none"> ◎複数 SGTR が同時に発生する確率が低い: 「冷却・閉じ込め機能」に対するリスクが低減 ◎冷却材完全喪失の防止:「冷却機能」のリスクを低減 ◎最終手段としてのヒートシンク (空気や水) の利用可能性:「冷却機能」の信頼性向上に寄与 <p>揮発性核分裂生成物の保持能力</p> <ul style="list-style-type: none"> ◎原子力災害対策重点区域 (PAZ・UPZ) の設定見直しに寄与する可能性 <p style="text-align: right;">(次頁に続く)</p>

Table 2.3-1 パイロット ADS と鉛冷却高速炉の比較 (4/4)

パイロット ADS 固有の特性	鉛冷却高速炉との共通の特性
(3)構造材特性等 (設計上の課題「●」と利点「◎」)	
<p>原子炉と加速器の境界を有する設計</p> <ul style="list-style-type: none"> ●原子炉から加速器への冷却材、核破砕生成物および核分裂生成物などの流出防止のため、隔離弁又は逆止弁の検討が必要 <p>ビーム窓を有する設計</p> <ul style="list-style-type: none"> ●照射損傷、鋼材腐食、内外圧差による高温クリープ：「閉じ込め機能」に対するリスク要因 	<p>高温（～600℃）かつ高速中性子場の特性</p> <ul style="list-style-type: none"> ●熱応力・クリープ特性、材料劣化による構造健全性の維持が課題 <p>高溶解性・高酸化性特性</p> <ul style="list-style-type: none"> ●腐食生成物蓄積による熱除去機能阻害、反応度制御機能の阻害、一次系ポンプの浸食：酸素濃度および純度濃度の管理制御による腐食防止策が必要 <p>高比重な冷却材特性</p> <ul style="list-style-type: none"> ●屈曲部や拡大又は縮小箇所、高流速箇所の壊食が技術的課題 ●スロッシングも含む耐震安全性の検討が必要 <p>格納容器の貫通配管の設計</p> <ul style="list-style-type: none"> ●「閉じ込め機能」のリスク低減のため、隔離弁又は逆止弁の検討要 <p>水素の生成および蓄積なしの特性</p> <ul style="list-style-type: none"> ◎大規模水素爆発の可能性が低：「閉じ込め機能」に対するリスクが低減

Table 2.4-1 パイロット ADS の安全設計仕様 (1/2)

項目	要件	対応方針
異常・故障の発生防止	<ol style="list-style-type: none"> 1. 実証された技術に基づいて十分余裕のある設計とする。 2. 地震や飛来物等の個々の誘因事象に対する防護設計を行う。 3. 高い品質管理システムに基づいて保守管理を行う。 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 要件に従う。 2. 要件に従う。 3. 要件に従う。
「事故」への拡大防止	<ol style="list-style-type: none"> 1. 運転パラメータが許容範囲を超えた時に安全棒を自動挿入するとともに、陽子ビームを遮断して原子炉を停止すること。 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 炉心出力、中性子束、未臨界度、ビーム電流、加速器真空度などが許容範囲を超えた場合、安全棒を自動挿入するとともにビームを遮断し原子炉を停止する。両者は、それぞれ、二つ以上の独立かつ多様な系統・機器で構成する。
事故の影響緩和	<ol style="list-style-type: none"> 1. 冷却材喪失事故に備え、非常用炉心冷却系を設計に組み込むこと 2. 放射性物質の環境への放出を防ぐために頑丈で気密性の高い格納容器を用意しておくこと 3. 格納容器が内圧によって破損するのを防止するために格納容器冷却系を用意すること 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 中間熱交換器冷却方式を備え、ガードベッセルで液位確保する。 2. 気密性の高い格納容器とする。また、加速器真空度上昇によりビーム窓破損を検出した際には高速な遮断弁で気密を保つ。 3. 格納容器冷却系を備える。
「設計基準を越す事故」への施設内対策	<ol style="list-style-type: none"> 1. シビアアクシデントになるのを防止するための対策（フェーズ1のアクシデントマネージメント）を用意する。 2. シビアアクシデントになってしまったあとにその影響を緩和するための対策（フェーズ2のアクシデントマネージメント）を用意する。 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 要件に従う。 2. 要件に従う。

Table 2.4-1 パイロット ADS の安全設計仕様 (2/2)

項目	要件	対応方針
「設計基準を 超す事故」へ の施設外対策	1. 放射性物質又は放射線の異常な 放出或いはそのおそれがある場合 に、周辺住民の健康を防護する等の ため、防災対策を図る。	1. 要件に従う。
陽子ビーム停 止	1. 二つ以上の独立かつ多様な系統・ 機器で構成すること	1. イオン源停止系（イオン電源断） およびビーム遮断系（ビームシャッ ター）を備える。
安全棒による 炉停止	1. 二つ以上の独立かつ多様な系統・ 機器で構成すること	1. それぞれ 3000 pcm 以上の反応度 を有する主炉停止系と後備炉停止系 の二系統からなる少なくとも二つの 独立した多様な停止システムとす る。
未臨界度監視	1. 二つ以上の独立かつ多様な系統・ 機器で構成すること 2. 信頼性の高い未臨界測定技術を 確保すること	1. 冗長性（2 out of 3）を備える。 2. $k_{eff} < 0.95$ を、99%信頼区間が 1000 pcm 以内の精度で測定する。
凝固対策	1. 過度の冷却や偶発的な冷却材の 凝固を防ぐこと	1. 冷却材温度の信頼性の高い監視 と、二次側・三次側の伝熱条件の制 御（DHRS の作動ロジックや作動モ ードを含む）を採用する。 炉容器ヒーター等による冷却材加熱 システムの検討を行う。
崩壊熱除去系	1. 崩壊熱除去機能を確保するため、 蒸気発生器入口の露出につながる一 次冷却材の喪失を防ぐこと	1. 一体型の崩壊熱除去系が露出し ない設計を行う。
耐震	1. スロッシングを含む耐震安全性 を確保すること	1. 比重の高い鉛ビスマスを使用す るため、地震に対するプラントの応 答を注意深く考慮する。水平振動に よる荷重を軽減する二次元免震装置 などを備える。
上記以外	LFR の安全設計に準拠 ²⁻¹⁾	要件に従う。

3. 未臨界炉心

3.1. 核設計

本節では、パイロット ADS 未臨界炉心の核設計について説明する。なお、パイロット ADS 設計に先立ち、商用 ADS の燃料設計を更新しており、その詳細は付録 A に示す。

3.1.1. 設計方針

まず、パイロット ADS の熱出力を検討した。パイロット ADS は「実験炉級 ADS を経ることなく技術的に到達可能」であって、同時に、「商用 ADS に向けて連続性を有する」ものであるから、パイロット ADS の成立性を高めつつ、局所的であっても商用 ADS と同等の性能を有することが要求される。パイロット ADS の熱出力は、実効増倍率、加速器出力、実現可能な炉内構造物の観点から決まる。2 章で議論したように実効増倍率は 0.95 以下であり、商用 ADS の 0.98 以下に比べて、連鎖反応による中性子の増倍は 0.4 倍程度となる。また、加速器については、4 章で議論するように、最大 10 MW 出力であって、商用 ADS の最大 30 MW に比べて 1/3 となっている。実効増倍率および加速器出力の双方が最大の状態で運転されることはないため、単純に両者の積で炉心出力が低下するわけではないが、おおよそ、パイロット ADS の熱出力を商用 ADS の 1/4 である 200 MW とした。この場合、6 章で述べるように、ポンプや熱交換器などの炉内構造物の要求性能も 1/4 となり、商用 ADS に向けた段階的な開発が可能となる。

パイロット ADS では、燃料集合体および核破砕ターゲットの幾何形状を商用 ADS と同一としつつ、初期実効増倍率、運転期間、熱出力、燃料組成、集合体本数を変更して炉心設計を行った。商用 ADS としては、これまで日本原子力研究開発機構において検討されてきた MA・Pu・Zr 窒化物 (TRU-N・ZrN) 燃料炉心^{3-1, 3-2, 3-3)}を想定した。本炉心は熱出力 800 MW であり、600 日間の定格出力運転により約 500 kg の MA を燃焼する設計である。

2 章で議論したように、初期実効増倍率は 0.95 と設定し、運転期間は陽子ビーム電流値の上限 10 mA で炉心出力 200 MW を維持できるように、90 日間とした。燃料は 1 章でも議論したように実績および燃料供給性の観点から、初めは MOX 燃料を使用する。MOX 燃料炉心では、フェーズ 1 として商用 ADS の 75% の出力密度を有する炉心、フェーズ 2 として商用 ADS と同等の出力密度を有する炉心を設計する。そして、フェーズ 3 として実効的な量の核変換を行うため、TRU-N 燃料のみで構築された炉心を設計した (Table 3.1-1)。燃料の高燃焼度化を図るため、本炉心は 90 日サイクルの 3 バッチ運転とし、燃料の炉内滞在時間を 270 日と想定した。

使用する Pu および MA 核種の重量割合は、商用 ADS で用いられた構成³⁻¹⁾に準じ、MOX 燃料中のウラン母材には濃縮度 0.2% の劣化ウランが用いられると想定した。また、MOX 燃料・TRU-N 燃料の双方において、ペレットの焼結密度は理論密度の 85% と仮定した。いずれの燃料においても、初期実効増倍率が 0.95 となるよう Pu 割合を調整した。

パイロット ADS では安全棒を有するが、通常運転時にはすべて炉外に引き抜かれているため、安全棒が装荷される位置には LBE が満たされているとして炉心設計を行った。

なお、パイロット ADS は商用 ADS に比べ熱出力が小さいため炉心サイズも小さくなり、体

系からの中性子漏れの影響が相対的に大きくなる。とくにフェーズ 3 炉心では、Pu 割合を商用 ADS と同等に設定すると反応度の補償のため希釈材である ZrN 割合が著しく減少することが予想される。この場合、TRU-N の ZrN への固溶性が低下するほか、燃料集合体の崩壊熱が増加するため、燃料製造および再処理に影響を及ぼすおそれがある。したがって、フェーズ 3 炉心では ZrN 割合を 50%に固定し、Pu 割合を調整して実効増倍率 0.95 を満足させる設計とした。

また、1 章および 2 章で議論したように、パイロット ADS は安全棒を有する。安全棒は主炉停止系と後備炉停止系が用意され、同一設計のものが 3 本ずつ計 6 本あるとした。安全棒価値を考慮し、安全棒の装荷位置は内側から 2 番目の燃料層 (Fig. 3.1-1 参照) に設定した。なお、安全棒位置は 6 章で議論するように、炉上部機器の配置との兼ね合いによって変更される可能性があり、2 層目に配置できない場合の制御棒位置・数について付録 B で検討した。安全棒仕様は「もんじゅ」の設計³⁻⁴⁾を参考に各安全棒要素 (B₄C 棒) 間クリアランス、安全棒要素と保護管間クリアランス、案内管-六角格子境界距離を設定し、ADS の集合体に合致するように集合体要素の径を変更したほか、構造材を ADS に合わせて T91 鋼とした。十分な安全棒価値を確保するため、B₄C における B-10 の濃縮度は 90%とした。また、浮き上がり防止のために、安全棒上部に B₄C 棒と同様の長さのタングステン製の重りを設けた。この重りの組成は均質化され、ホウ素の領域をタングステンに置き換えたものと仮定した。安全棒仕様および位置はフェーズ 1~3 で同じとした。安全棒仕様を Table 3.1-2 に、安全棒寸法・形状を Fig. 3.1-2 に示す。

3.1.2. 解析条件

以上の方針の下で、まず、フェーズ 1、フェーズ 2 炉心として適切な集合体数、フェーズ 1~3 炉心の燃焼特性およびビーム窓破損時の挿入反応度を解析した。特に、フェーズ 3 炉心は実効的な核変換を行うため、MA 核変換量を評価した。解析コードとしてモンテカルロ粒子輸送計算コード PHITS ver.3.26³⁻⁵⁾と、モンテカルロ中性子輸送・燃焼計算コード Serpent 2.2.1³⁻⁶⁾を用いた。PHITS は陽子輸送計算およびターゲットから生成された核破砕中性子が 20 MeV まで減速される過程の輸送計算に使用し、Serpent は 20 MeV 以下の中性子輸送および燃焼計算に用いた。解析では、双方ともにターゲット、集合体および燃料ピンの幾何形状を再現した体系を用いた。本検討で用いたパイロット ADS の燃料等の組成を、付録 C に示す。

解析は以下の手順で行った。

1. 固有値計算で実効増倍率が 0.95 となる燃料組成 (Pu 割合) を求める。(中性子 100,000 ヒストリ、250 バッチ、50 捨てバッチ)
2. 同じ燃料組成の下でビームダクトの真空を LBE に置き換え、ビーム窓破損時の挿入反応度を求める。
3. 固定源計算のために PHITS を用いて核破砕中性子の分布を求める。(陽子 10,000 ヒストリ×100 バッチ)
4. 同じ燃料組成を用いた固定源計算および燃焼計算を実施し、燃焼初期および末期の出力分布、要求ビーム電流値、燃焼による組成の変化を求める。ここで、ターゲット最近傍ピン

において線出力密度が最大となることから、固定源計算ではそのピンを軸方向に 10 分割したタリーを設定し、最大線出力密度も求める。(50,000 ヒストリ、200 バッチ。燃焼計算は 90 日 1 ステップ。Predictor-Corrector (PC) 法を使用。)

- 燃焼計算で得られた組成を用いて、燃焼末期の実効増倍率を固有値計算で求める。(中性子 100,000 ヒストリ、250 バッチ、50 捨てバッチ)

すべての計算において、核データライブラリとして JENDL-4.0³⁷⁾を使用した。

なお、出力反応度の解析は、六角集合体体系では構成機器の熱膨張による体系寸法の変化を厳密に扱うことが難しいため、各領域の体積を保存した円筒体系で行った。温度反応度係数および出力反応度の解析方法に関しては、それぞれ付録 D および付録 E で詳説する。

3.1.3. 解析結果

各炉心の仕様および解析結果を Table 3.1-3 に、燃料仕様を Table 3.1-4 に示す。このとき、固有値計算における実効増倍率の 1σ 統計誤差は、いずれのケースでも約 20 pcm であった。また、固定源計算において、所定の熱出力を満たすための源中性子数の 1σ 誤差は約 0.4% であった。ビーム電流値は、源中性子数から核破砕中性子収率および電気素量を用いて換算して求められることから、源中性子数の統計誤差に起因して約 0.4% の不確かさを有していたといえる。ターゲット近傍ピンの出力密度の 1σ の統計誤差も 0.5% 程度であった。

フェーズ 1 炉心の燃料集合体数は 99 体、燃料の Pu 割合は 22.3% であった。実効増倍率は 90 日の燃焼で 0.939 に下がり、定格出力運転には陽子ビーム電流値が 6.9 mA から 8.5 mA が必要となる。最大線出力密度は 29.4 kW/m であり、商用 ADS の 73% である。ビーム窓破損時に 166 pcm の反応度が挿入されるとわかった。また、出力反応度として、運転状態から冷温停止状態で 1018 pcm 挿入されるとわかった。

フェーズ 2 炉心の燃料集合体数は 66 体、燃料の Pu 割合は 26.3% であった。実効増倍率は 90 日の燃焼で 0.934 に下がり、必要となる陽子ビーム電流は 7.1 mA から 9.6 mA に上昇した。最大線出力密度は 40.7 kW/m であり、商用 ADS の 101% である。フェーズ 2 炉心は集合体あたりの熱出力を高めるためフェーズ 1 炉心と比べて集合体数が少なく、炉心全体が小さくなっている。そのため、中性子の漏れが大きくなり、より高い Pu 富化度およびビーム電流値が必要となった。ビーム窓破損時は 528 pcm の反応度が挿入されるとわかった。体系が小さいことから、ビームダクト内に充填した LBE による中性子反射の効果が大きく出たと考えられる。また、冷温停止から運転時に挿入される出力反応度は -1228 pcm であった。

フェーズ 3 炉心の燃料集合体数はフェーズ 2 炉心と同じ (66 体) とし、その時の Pu 割合は 41.7% であった。また、90 日の燃焼で実効増倍率は 0.944 となり、運転中の要求ビーム電流値は 8.4 mA から 9.7 mA であった。実効増倍率に関しては MA が親物質としてはたらき、Pu に変換されることから低下量がフェーズ 2 よりも小さかったと考えられる。一方でビーム電流値が高かったのは、TRU-N・ZrN 燃料は MOX 燃料よりも中性子捕獲断面積が大きく、源中性子が捕獲されやすかったためと考えられる。なお、最大線出力密度は 39.9 kW/m であり、商用 ADS の 99% に相当する。ビーム窓破損時は 550 pcm の反応度が挿入されるとわかった。出力反応度は -661 pcm とわかった。また、90 日間の燃焼による MA の核変換量は 11 kg であっ

た。これを3倍し、270日の燃焼により33kgのMAが核変換されると見積もられた。商用ADSと比べて核変換量が小さいが、これは熱出力が大きく異なるほか、パイロットADSは燃料のPu割合が高いことが原因である。

次にフェーズ1～3の炉心に対して安全棒価値の検討を行った。本解析は、先の解析と同様の解析コードを用いて実施した。安全棒価値の検討は、主又は後備停止系のどちらか一方の使用かつ3本のうちの1本が何らかの理由により挿入されなかった場合(ワンロッドスタック時)で3000 pcm以上の停止余裕があることを設計要件とした。解析結果をTable 3.1-5に示す。フェーズ1～3のいずれにおいても炉心構成図に示した配置でワンロッドスタック時に停止余裕が3000 pcmを超えており、十分な未臨界度を担保できることがわかった。なお、フェーズ3にて停止余裕がフェーズ1、2よりも小さくなったのは、TRU-N燃料を用いたことで中性子スペクトルが硬化し、B₄Cの吸収反応率が低下したことが原因と考えられる。なお、すべての安全棒が同じ仕様である一方、ワンロッドスタック時(2本挿入時)の停止余裕は全挿入時の2/3倍とならなかった。ワンロッドスタック時は挿入される安全棒の位置が偏るため、スタックした安全棒の価値が大きくなるためと考えられる。

3.2. 炉心構成時の未臨界度管理

ADSの燃料装荷中、誤って想定外の反応度が入らないよう未臨界度を連続的に監視する必要がある。ADSでは中性子源に加速器を使用することから、面積比法のような、中性子源を動的に操作する手法によって未臨界度の絶対値測定が可能である。この絶対値測定によって適時に未臨界度を校正する。燃料装荷中の未臨界度の相対変化は、固有中性子源を用いた中性子源増倍(NSM: Neutron Source Multiplication)法によって監視する。パイロットADSでは、燃料としてPuやMAを用いるため、自発核分裂によって生じる固有中性子源が燃料中に一様分布する。固有中性子源から発生した中性子は核分裂連鎖反応を通じて未臨界増倍されるため、炉内に配置された検出器を用いて中性子係数率の相対変化を常に測定しておけば、燃料装荷などに起因する未臨界度の相対的な変化量をNSM法によって連続的に監視できる。本節では、商用ADSに対する検討^{3-8, 3-9)}をもとに、パイロットADSでの未臨界度監視方法を検討する。

3.2.1. 所定の未臨界度への近接手順

パイロットADSおよび商用ADSの未臨界近接の手順をFig. 3.2-1に示す。十分深い未臨界度の初期炉心(燃料集合体を1/3程度のみ装荷など)において面積比法を用いて未臨界度を校正する。商用ADSでは、加速器から陽子ビームを導入するビームダクトと燃料交換機は、炉心上部の貫通孔を共有することが想定されている。このため、加速器を使用する未臨界度校正後は、ビームダクトから燃料交換機への入れ替えを行い、燃料装荷を開始する。パイロットADSでは、6章で述べる通り、反応度制御機構との干渉を考慮して炉心外側に2体の固定式燃料交換機を設置する方式を採用するため、燃料装荷開始時にはこの入れ替えは不要となる。

続いて集合体追加による未臨界度変化を、固有中性子源を用いたNSM法によって監視する。一般の臨界近接と同様、集合体数の変化に対する実効増倍率の変化率から、実効増倍率が目標値となる時の集合体数を外挿によって予測する。集合体の追加によって実効増倍率が目標値を超えないよう、集合体本数予測値と現在の集合体装荷本数との差の1/2以下の本数を追加する。

実効増倍率推定値が目標値に十分近くなり、外挿による集合体本数予測値と現在の集合体本数との差が1本以下になったら（商用 ADS では再びビームダクトを据え付け）、面積比法によって未臨界度の絶対値を校正する。実効増倍率推定値が目標値の許容範囲にあることを確認したのち、加速器の出力上昇を開始する。この間、NSM 法に基づいて中性子係数率を常時測定し、集合体装荷途中の未臨界度変化も監視する。

パイロット ADS では、燃料交換時にビームダクトの取り外しが不要であるので、燃料装荷中での加速器を用いた未臨界度絶対値測定は商用 ADS よりは容易になる。したがって、未臨界近接中に加速器を用いた未臨界度測定を併用することで精度向上が可能となる。

炉心構成時の未臨界近接での実効増倍率の目標値は、出力上昇によって負の反応度が入ることを考慮し、出力運転時の実効増倍率より大きな値となる。Table 3.1-3 に示す通り、出力反応度はパイロット ADS では 1000 pcm、商用 ADS では 450 pcm 程度である。

3.2.2. 未臨界度の不確かさ

未臨界度校正に用いる面積比法は測定結果が検出器の位置に依存してしまうため、測定値に不確かさが含まれる。また、集合体装荷中の NSM 法による連続監視は相対的な変化しか捕捉できないうえ、面積比法と同様に検出器の位置に起因する不確かさが混入する。本検討では、これら 2 つの不確かさ要因を考慮し、ア) 面積比法測定不確かさが後段の NSM 法に伝播した際の不確かさと、イ) 燃料装荷によって炉心が大きくなることにより最適検出器位置が外側に移動する効果を考慮した。ア) の不確かさ推定においては、十分深い未臨界の初期炉心での実効増倍率を $k_{\text{eff}} \sim 0.8$ と仮定し、初期面積比法校正時の測定不確かさ（空間高次モード起因）を未臨界度の 20%程度（ $k_{\text{eff}} \sim 0.8$ に対して 2800 pcm 程度）と仮定した。また、イ) の不確かさ推定においては、初期炉心と最終ステップの炉心とで NSM 法の最適検出器位置（推定値が固有値計算による未臨界度と一致する位置）が異なるが、この 2 点の最適検出器位置の未臨界度推定値の差異を不確かさとみなした。

3.2.2.1. 商用 ADS

商用 ADS に対する検討³⁻⁸⁾では、ア) による未臨界度不確かさは $k_{\text{eff}} \sim 0.98$ に対し 400 pcm 程度と推定された。また、イ) による未臨界度不確かさは 550 pcm 程度であった。これらの不確かさの合計から、未臨界近接中の未臨界度測定不確かさは、 $k_{\text{eff}} \sim 0.98$ に対し 1000 pcm 程度と推定した。燃料装荷後、燃料交換機からビームダクトへ入れ替え、面積比法により未臨界度校正を再度実施することで、 $k_{\text{eff}} \sim 0.98$ に対しては 400 pcm 程度（初期面積比法校正時と同程度の不確かさ、未臨界度に対して 20%程度を仮定）となり、未臨界度近接の最終ステップでの推定結果と合わせて不確かさ低減が期待できる。

3.2.2.2. パイロット ADS

パイロット ADS では、特にフェーズ 1 と フェーズ 2 炉心では MOX 燃料の使用を想定しているため燃料組成や炉心の大きさは商用 ADS とは異なる。NSM 法で用いる固有中性子源については、フェーズ 1 およびフェーズ 2 炉心で使用する MOX 燃料にも、Pu-240 や Pu-242 といった自発核分裂強度が強い核種が含まれているため、パイロット ADS のいずれの炉心で

も固有中性子源の利用が期待できる。

商用 ADS と同様に、 $k_{\text{eff}} \sim 0.95$ を最終ステップとみなし、不確かさを次のように見積もった。まず、上述のア) に起因する不確かさは $k_{\text{eff}} \sim 0.95$ に対して 1000 pcm 程度となる。これにイ) に起因する不確かさを加えると 1550 pcm 程度となるが、燃料装荷後に面積比法によって未臨界度校正を再度実施することで、 $k_{\text{eff}} \sim 0.95$ に対して 1000 pcm 程度の不確かさで測定ができ、近接の最終ステップでの推定結果と合わせて不確かさ低減が期待できる。

3.2.3. 面積比法で用いる検出器

所定の未臨界度への近接では、燃料装荷前後で面積比法による未臨界度校正を行うが、加速器のパルス運転を要する。したがって、未臨界度校正における加速器の陽子ビームのピーク電流値、パルス幅、パルス繰り返し（周波数）等のパラメータが現実的な範囲であるか検討を行った³⁻⁹⁾。

3.2.3.1. 最適条件

面積比法ではパルス中性子源を用いることから、各パルス入射直後の中性子計数率が大きくなり、検出器の不感時間に起因する測定不確かさが生じる。不感時間の影響を低減するためには、パルスあたりの中性子源強度を小さくするか検出器感度を小さくする必要がある。一方、面積比法では中性子計数率の遅発中性子由来の成分を測定する必要があるが、MA 燃料中自発核分裂源（主に ^{244}Cm ）に起因する定常的なバックグラウンド成分と分離する必要がある。このため、計数率の遅発中性子成分の統計的不確かさを低減するためには、時間平均の中性子源強度は大きい方が良く、検出器感度も大きい方が良い。これは不感時間による不確かさ低減と相反する。

面積比法の測定には、3.2.2 項で述べた通り、未臨界度に対して 20%程度の不確かさを仮定したが、中性子検出に係る不確かさが、未臨界近接中の測定不確かさの見積もりに与える影響が十分無視できるように、不感時間による不確かさと統計的不確かさの和が 2%を下回ることを条件とした。また、現実的な測定時間を 10 時間以下を条件とした。不感時間および統計的不確かさは様々なパラメータに依存するため、パラメータサーベイによってこれら不確かさを満足する値を決める必要があるが、炉心状態や加速器に関するパラメータは実際には簡単に調整できない。そこで、本検討ではこれらの条件を満足する検出器感度を求めた。

3.2.3.2. 商用 ADS

商用 ADS での検討結果³⁻⁹⁾を引用し、Table 3.2-1 に結果をまとめる。 k_{eff} の適用範囲は燃料装荷前後の 0.8~0.98 とした。加速器のピーク電流値は 20 mA、パルス幅は 50 μs 、パルス繰り返しは 50 Hz を仮定した。炉内の燃料領域に核分裂計数管を挿入すると仮定した場合、初期炉心 ($k_{\text{eff}} \sim 0.8$) では、検出器感度を 1.0×10^{-12} cps/nv 程度することで不感時間の影響を小さく保つことができ、10 時間程度の測定時間で条件を満足できることがわかった。また、燃料装荷後 ($k_{\text{eff}} \sim 0.98$) では未臨界度が浅くなることから中性子の利得が大きくなり、初期炉心の未臨界度校正時と同じ加速器パラメータではより短い測定時間（5 時間未満）で統計的不確かさを十分小さくできることがわかった。パルス入射後の計数率が大きくなることから不感時間

の影響が大きくなるため検出器感度を一桁下げて 1.0×10^{-13} cps/nv 程度とすることが適当であることがわかった。

3.2.3.3. パイロット ADS

パイロット ADS のフェーズ 3 炉心では MA 窒化物燃料の使用が想定されており、燃料組成は商用 ADS に近いものとなっている。ここから動特性パラメータを商用 ADS と同じであると近似し、一点炉近似に基づいて $k_{\text{eff}} \sim 0.95$ における炉心核特性や自発核分裂源に起因するバックグラウンド成分を推定し、同様の検討を行ったところ、検出器感度は 1.0×10^{-13} cps/nv 程度とすることが適当であることがわかった。また、フェーズ 1、フェーズ 2 炉心で MOX 燃料を使用する場合には遅発中性子割合が MA 燃料よりも大きく、バックグラウンド成分との分離がより簡単になると予想されることから、上述の検出器感度の範囲に包含されると期待できる。したがって、パイロット ADS でも商用 ADS と同様の加速器パラメータで面積比法の測定が可能であることが期待される。

3.2.4. 炉心構成時の未臨界度管理の課題

炉心構成時の未臨界度管理の課題として、未臨界近接後の未臨界度校正で実効増倍率が目標値に達しなかった際の対処があげられる。特に小型の炉心では、集合体 1 体あたりの反応度価値が大きく、上述の手順では実効増倍率目標値に十分近接できないまま集合体追加ができなくなる可能性がある。この場合は部分的に燃料が入る集合体の装荷の検討が必要となる。

^{232}Th を核分裂計数管として用いる場合、核分裂がすべて計数されると仮定した時、上述の検出器感度を満足する塗布量は $< 0.01 \mu\text{g}$ オーダーであると推定された。このような核分裂計数管が製作可能かは今後の課題となる。

3.3. 通常運転時の未臨界度管理³⁻¹⁰⁾

商用 ADS のサイクル初期実効増倍率は 0.98 としているが、MA 燃料の燃焼とともに未臨界度が深くなり、第 1 サイクルにおいての燃焼反応度は $1\% \text{ dk/k/k}'$ 程度、多サイクル運転で最大 $2\% \text{ dk/k/k}'$ 程度である。しかし、これまでの検討において、燃焼反応度の核データ起因不確かさは 100%程度と評価されている³⁻¹¹⁾。したがって、未臨界度管理および（特に経験の浅い第 1 サイクルにおいて）炉心特性の予測精度検証・向上の観点から、精度の良い燃焼反応度の測定が重要となる。

3.3.1. 未臨界度監視手法

通常運転時の未臨界度監視手法として、現在は NSM 法と同様の原理を用いた Current-To-Flux (CTF) 法の適用を想定している。CTF 法は、中性子源強度に比例するビーム電流値と、炉心中性子束レベルに比例する中性子計数率の比から未臨界度変化が測定可能であり、陽子加速器を用いて運転される ADS では連続的に未臨界度監視が可能となる。CTF 法は、相対的な未臨界度変化しか測定できないため、別途サイクル初期の未臨界度の校正が必要になるが、これには炉心構築時と同様に面積法が有望である。

3.3.2. 未臨界度の不確かさ

CTF 法は一点炉近似に基づいた手法であり、検出器の位置に起因した測定不確かさが混入する。検討³⁻¹⁰⁾では CTF 法による未臨界度監視を数値的に模擬し、各燃焼ステップにおいて別途実施した固有値計算によって得た燃焼反応度参照値との比較を通じて、CTF 法による燃焼反応度の測定不確かさの推定を行った。なお、本報告の 3.1 節で述べた設計炉心と異なり、円筒 1 領域の炉心に基づいて解析を行っている点に留意が必要である。

結果を Table 3.3-1 に示す。検討の結果³⁻¹⁰⁾から、燃料領域の外側、反射体領域においては測定値の径方向依存性が小さく検出器位置に対して頑健であることを見出した。測定不確かさの燃焼期間に対する依存性は小さく、およそ 10%程度であると見積もられた。加えて、MOX 燃料を使用する場合には燃料の主要な核分裂核種である ^{239}Pu を、MA 燃料を使用する場合には MOX 燃料と比べてスペクトルが硬くなることから高速中性子に対してのみ感度の高い ^{232}Th を核分裂計数管として用いることが適当であることが明らかになった。

3.3.3. 通常運転時の未臨界度管理

この検討では、CTF 法による未臨界度測定値と固有値計算による参照値との差から不確かさを評価したのみで、ビーム電流値測定不確かさや中性子検出に係る統計的不確かさに起因した不確かさは考慮していない。また、核データ不確かさを考えると、燃焼とともに実効増倍率が増加（未臨界度が低下）するケースも考えられるが、いかなる場合においても 10%程度で燃焼反応度が測定可能であるかは明らかになっていない。したがって、種々の不確かさの考慮および様々なケースでの適用性検討は今後の課題である。

また、現時点では燃焼反応度の測定不確かさのみの検討となっており、冷温停止状態から出力上昇に伴って投入される反応度の測定精度の評価も課題となっている。

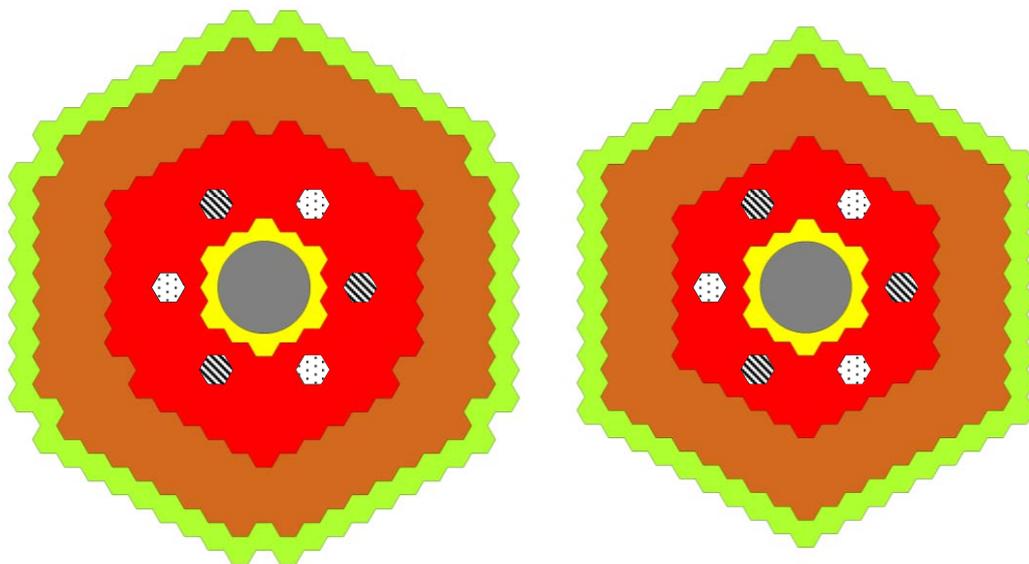
3.4. 未臨界炉心のまとめ

本章ではパイロット ADS の未臨界炉心の検討および、炉心構成時・運転時の未臨界度管理手法に関して述べた。

未臨界炉心の検討として、熱出力、集合体数、制御棒価値の検討と、ビーム窓破損時挿入反応度、出力反応度の検討を行った。熱出力を 200 MW とし、集合体数について商用 ADS との最大線出力密度の比に基づいて検討した結果、フェーズ 1 炉心として 99 体、フェーズ 2、3 炉心として 66 体が適切であることがわかった。なお、フェーズ 3 炉心における MA 核変換量は 270 日の燃焼で 33 kg と見積もられた。安全棒価値については、炉心 2 層目に 6 体の安全棒（主炉停止系 3 本、後備炉停止系 3 本）を配置することで、いずれの炉心でも 2 本の挿入（主炉停止系のみ、かつワンロッドスタック時）で設計要件である -3000 pcm の挿入が達成できることがわかった。また、ビーム窓破損時挿入反応度、出力反応度に関しては、いずれの炉心でもその合計値が 2 章の設定値を下回り、問題ないことが確認された。

参考文献

- 3-1) 菅原 隆徳, 森口 大輔, 伴 康俊, 他, 加速器駆動核変換システムの MA 燃料組成およびその除熱に関する再検討, JAEA-Research 2021-008, 2021, 63p.
- 3-2) K. Tsujimoto, T. Sasa, K. Nishihara, et al., Neutronics design for lead–bismuth cooled accelerator–driven system for transmutation of minor actinide, J. Nucl. Sci. Technol., 41 (1), pp.21-36, 2004.
- 3-3) 岩元 大樹, 明午 伸一郎, 中野 敬太, 他, 加速器駆動核変換システムの上部構造の放射線遮蔽解析, JAEA-Research 2021-012, 2021, 58p.
- 3-4) 宮川 高行, 北野 彰洋, 大河内 靖, 高速増殖原型炉もんじゅ性能試験（炉心確認試験）報告書「フィードバック反応度評価」, JAEA-Technology 2014-008, 2014, 60p.
- 3-5) T. Sato, Y. Iwamoto, S. Hashimoto, et al., Recent improvements of the Particle and Heavy Ion Transport Code System - PHITS version 3.33, J. Nucl. Sci. Technol. 61(1), pp.127-135, 2024.
- 3-6) J. Leppänen, M. Pusa, T. Viitanen, et al., The Serpent Monte Carlo code: Status, development and applications in 2013. Ann. Nucl. Energy, 82, 2015, pp.142-150.
- 3-7) K. Shibata, O. Iwamoto, T. Nakagawa, et al., JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering, J. Nucl. Sci. Technol. 48(1), pp.1-30, 2011.
- 3-8) R. Katano, Subcriticality Determination Methodology during Fuel Loading of Accelerator-Driven System, J. Nucl. Sci. Technol., vol.59, 2022, pp.368-381.
- 3-9) 方野 量太, 西原 健司, 近藤 恭弘, 他, 運転前加速器駆動システム未臨界度測定に関する加速器パラメータの決定, JAEA-Research 2021-016, 2022, 16p.
- 3-10) 方野 量太, 阿部 拓海, H. Cibert, 加速器駆動システムの通常運転時の燃焼反応度測定精度に関する検討, JAEA-Research 2024-019, 2025, 22p.
- 3-11) JENDL 委員会共分散データ活用促進 WG, JENDL 委員会共分散データ活用促進 WG 最終報告書, JAEA-Review 2021-014, 2021, 139p.



(a) フェーズ 1 炉心 (燃料 99 体)

(b) フェーズ 2, 3 炉心 (燃料 66 体)

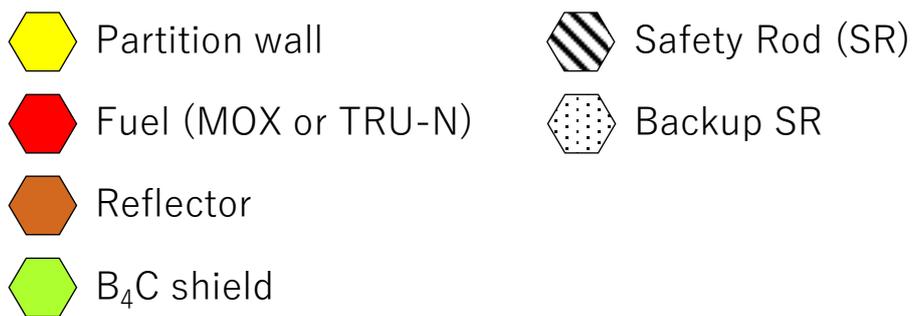
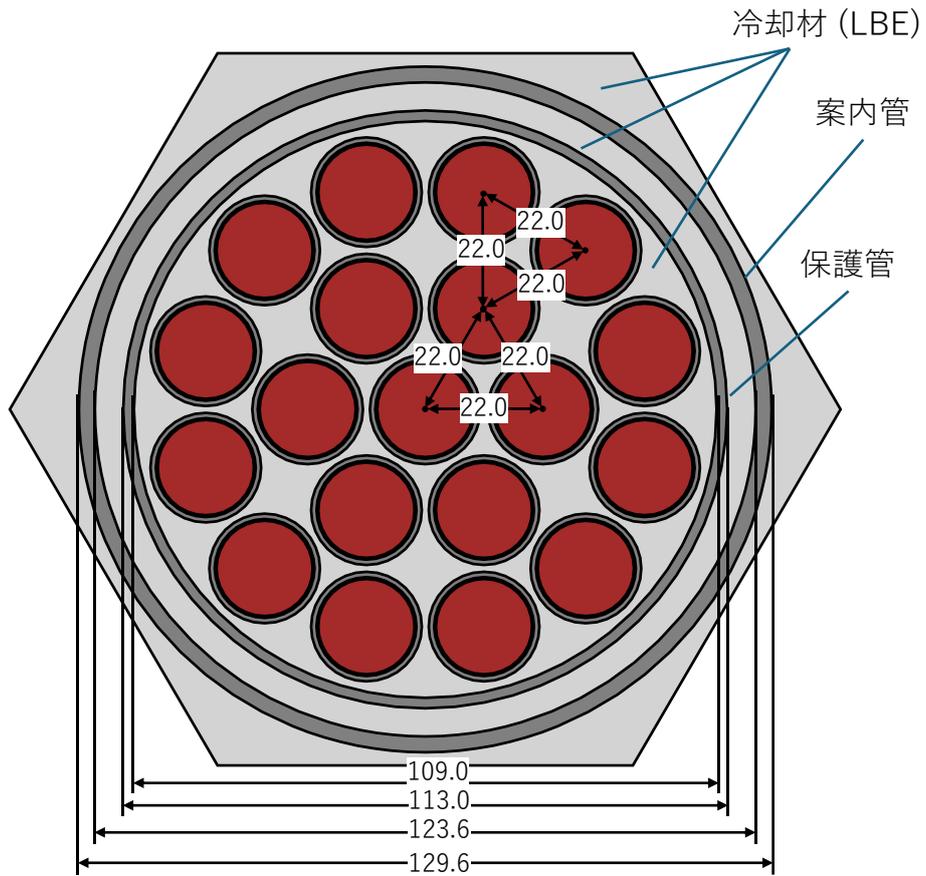
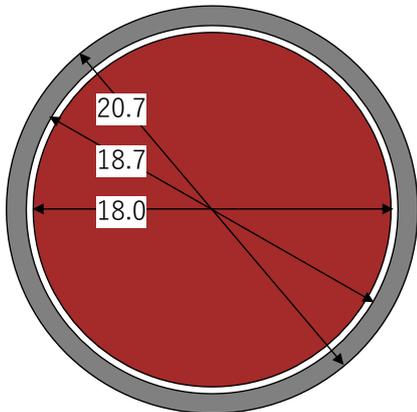


Fig. 3.1-1 炉心構成図

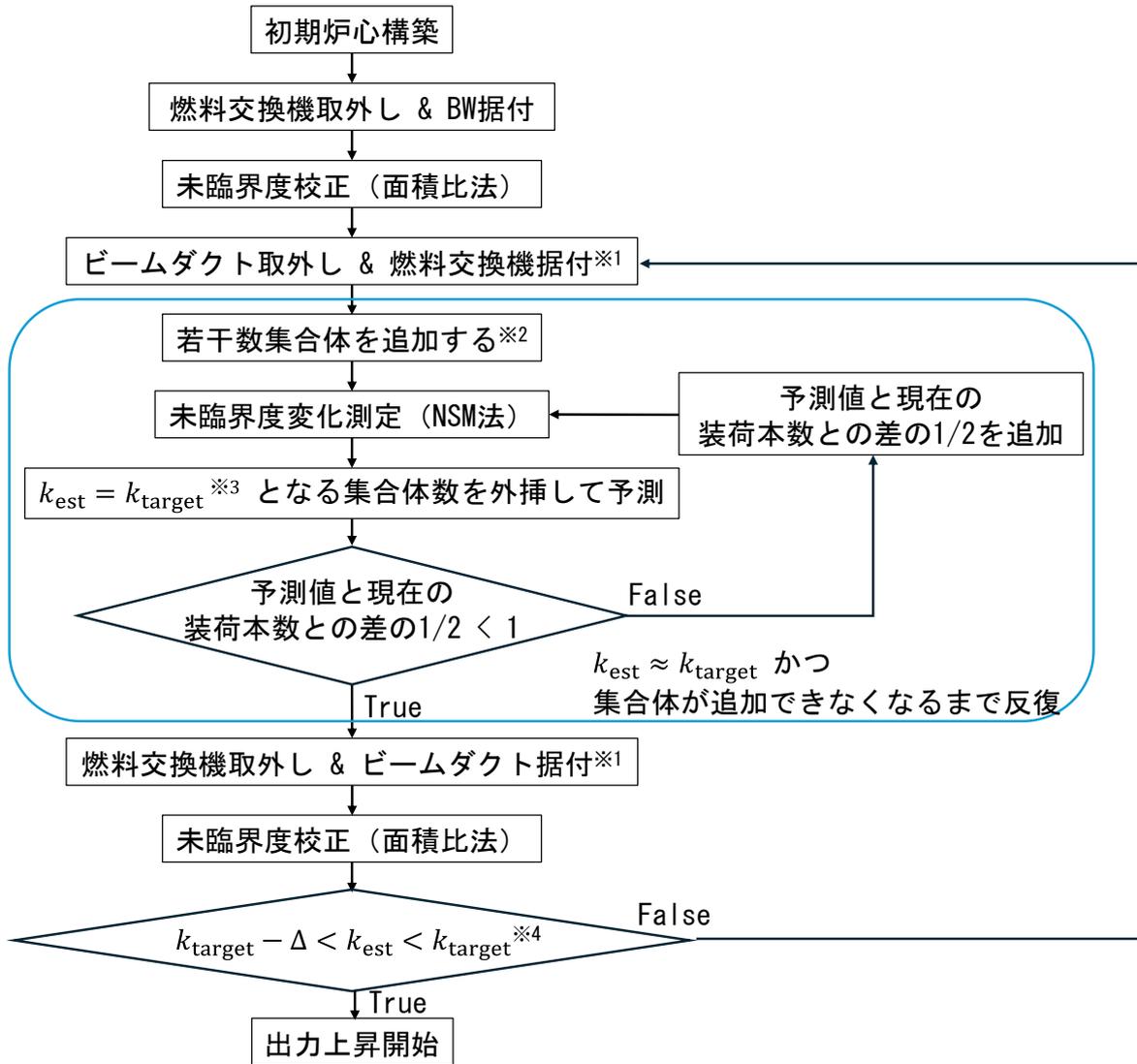


六角格子間隔: 134.5 mm



安全棒要素断面

Fig. 3.1-2 安全棒の寸法・形状 (単位:mm)



※1 パイロット ADS では実施しなくてよい

※2 近接開始時のみ実施

※3 k_{target} 冷温停止時の値 (出力運転時の目標値から出力反応度を足した値)

※4 Δ は未臨界度測定精度 (パイロット ADS: 1000pcm, 商用 ADS: 400 pcm)

Fig. 3.2-1 所定の未臨界度への近接の概念図

Table 3.1-1 パイロット ADS と商用 ADS の燃料の種類と最大線出力密度の比較

炉心	パイロット ADS			商用 ADS
	フェーズ 1	フェーズ 2	フェーズ 3	
商用 ADS との最大線出力 密度比	75%	100%	100%	100%
燃料種類	MOX	MOX	TRU-N・ZrN	TRU-N・ZrN

Table 3.1-2 パイロット ADS の安全棒仕様

項目	数値
¹⁰ B 濃縮度 (wt%)	90
安全棒要素本数	19
安全棒要素配列ピッチ (mm)	22.0
B ₄ C ペレット密度 (%理論密度)	95
B ₄ C ペレット外径 (mm)	18.0
被覆管内径 (mm)	18.7
被覆管外径 (mm)	20.7
ワイヤスペーサ径 (mm)	1.2
ワイヤスペーサ巻き付きピッチ (mm)	300.0
保護管内径 (mm)	109.0
保護管外径 (mm)	113.0
案内管内径 (mm)	123.6
案内管外径 (mm)	129.6
主要構造材料	T91 鋼
冷却材	LBE

Table 3.1-3 パイロット ADS および商用 ADS の炉心仕様

項目	パイロット ADS			商用 ADS
	フェーズ 1	フェーズ 2	フェーズ 3	
熱出力 (MW)	200	←	←	800
運転日数 (day)	90	←	←	600
燃料集集体数	99	66	←	276
ビームエネルギー (GeV)	1.0	←	←	1.5
最大線出力密度 (kW/m)	29.4	40.7	39.9	40.4
最大 k_{eff} (BOC)	0.950	0.950	0.950	0.980
k_{eff} (EOC)	0.939	0.934	0.944	0.962
ビーム電流値 (mA, BOC)	6.9	7.1	8.4	11
ビーム電流値 (mA, EOC)	8.5	9.6	9.7	17
ビーム出力 (MW)	7~9	7~10	8~10	17~25
ビーム窓破損時挿入反応度 (pcm)	166	528	550	75
出力反応度 (冷温停止時→運転時) (pcm)	-1018	-1228	-661	-462
MA 核変換量 (kg)	-	-	33 (270 日)	500 (600 日)

Table 3.1-4 パイロット ADS および商用 ADS の燃料仕様

項目	パイロット ADS			商用 ADS
	フェーズ 1	フェーズ 2	フェーズ 3	
化学形態	MOX	MOX	TRU-N	TRU-N
Pu 富化度 (vol%)	22.3	26.3	41.7	31.5 (first cycle)
TRU-N 割合 (vol%)	-	-	50	55~60
ペレット外径 (mm)	6.49			
ピン内径 (mm)	6.65			
ピン外径 (mm)	7.65			
ピンピッチ (mm)	11.78			
集集体ピッチ (mm)	134.5			
集集体あたり燃料ピン数	121			
実効燃料長 (mm)	1000			

Table 3.1-5 パイロット ADS の安全棒停止余裕の解析結果(単位 : pcm)

停止余裕	フェーズ 1	フェーズ 2	フェーズ 3
主炉停止系 (全挿入時)	9600	11100	6600
後備炉停止系* (全挿入時)	9600	11100	6600
主炉停止系 (ワンロッドスタック時)	5400	6200	3800
後備炉停止系* (ワンロッドスタック時)	5400	6200	3800

* 炉心対称性から主炉停止系と等価となる

Table 3.2-1 商用・パイロット ADS の炉心構成時の未臨界度測定

項目	仕様
校正手法	面積比法
連続監視手法	中性子源増倍法 (MA 等の自発核分裂源利用)
適用範囲 (k_{eff})	0.8 ~ 0.98
適用範囲 (α)、/秒	$4 \times 10^5 \sim 8 \times 10^4$
反応度 ρ の中性子計数に係る 測定誤差	2%
測定時間	10 時間以下
不感時間	~ 1 μ s
陽子ビームパルス幅	50 μ s
陽子ビームピーク電流値	20 mA
陽子ビームパルス繰り返し	50 Hz
感度	$1.0 \times 10^{-12} \sim 1.0 \times 10^{-13}$ cps/nv
検出器種類 (塗布量)	^{232}Th 核分裂計数管 (0.03 ~ 0.003 μ g)

Table 3.3-1 ADS の通常運転時未臨界度計測

項目	商用 ADS	パイロット ADS
手法	Current-To-Flux (CTF) 法	
適用範囲 (k_{eff})	0.98 / 0.97	0.95 / 0.93
燃焼期間	600 日	90 日
検出器種類	^{232}Th 核分裂計数管	^{239}Pu 核分裂計数管
燃焼反応度測定不確かさ	10%	

4. 加速器

4.1. Accelerator Design

4.1.1. Overview of previous accelerator designs

In 1990, the Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI), now part of the Japan Atomic Energy Agency (JAEA), began conducting research and development on a high-power proton linear accelerator for ADS under the Option Making of Extra Gain from Actinides and fission products transmutation (OMEGA) program.

Figure 4.1-1 shows the ADS linac designs developed by JAEA from 1990 to 2021. The first proton linac design was presented by Kaneko ⁴⁻¹⁾, as illustrated in Fig. 4.1-1(a). This design utilized normal-conducting radio-frequency (RF) cavities to accelerate a 10-mA proton beam. The linac begins with a 100-keV Ion Source (IS), which is followed by a 201.25-MHz Radio Frequency Quadrupole (RFQ) that accelerates the beam to 2 MeV. Subsequently, a series of 201.25-MHz Drift-Tube Linacs (DTLs) boosts the energy up to 1.5 GeV. The total length of the linac is approximately 1315 meters. Some years later, the ADS linac design became part of the Neutron Science Research Program (NSRP) at JAERI.

In 1996 ⁴⁻²⁾, the design was updated. The IS began operating at a slightly lower energy of 70 keV, and the RF frequencies of both the RFQ and DTL were adjusted to operate at 200 MHz. However, the most significant change involved the introduction of superconducting RF cavities to accelerate the beam from 100 MeV to 1.5 GeV (see Fig. 4.1-1(b)). Two models were proposed for the superconducting section: 1) four different types of four-cell elliptical cavities at 600 MHz, and 2) eight different types of four-cell elliptical cavities at the same frequency. This revision reduced the length of the linac to 800 m.

Two years later ⁴⁻³⁾, the eight different types of four-cell elliptical cavities at 600 MHz were selected (see Fig. 4.1-1(c)). This decision led to a further reduction in the total length of the linac by about 20 m, bringing it down to 780 m. In 2004 ⁴⁻⁴⁾, an updated design was presented, which restructured the superconducting region by opting for nine-cell elliptical cavities operating at 972 MHz and increasing the number of different cavities in this section to ten. Fig. 4.1-1(d) shows that the total length for this linac was reduced to 664 m.

4.1.2. Current design for commercial ADS

In 2018, JAEA completely redesigned the ADS linac by adopting the advancements in superconducting low-beta cavities developed over the previous decades. The updated ADS linear accelerator can accelerate a 20-mA proton beam using superconducting cavities that increase the beam's energy from 2.5 MeV to 1.5 GeV ⁴⁻⁵⁾, see Fig. 4.1-1(e).

The updated design begins with a Microwave Discharge Ion Source (MDIS) that produces a beam energy of 35 keV ⁴⁻⁶⁾. The beam is then transported to the Low-Energy Beam Transport (LEBT) system ⁴⁻⁷⁾, where space charge compensation takes place. An

electrostatic chopper is included in the LEBT to control pulse length. This chopper plays a key role in the beam power ramp during start-up and shutdown, in subcriticality measurements and burn-up compensation (section 4.3) and in the operation of the low-energy hot standby redundancy (section 4.2).

After the LEBT, a 162-MHz RFQ accelerates the beam to an energy level of 2.5 MeV. After acceleration, the Medium-Energy Beam Transport (MEBT) facilitates the transition of the beam to the superconducting linac. The superconducting linac is composed of five sections of superconducting cavities: one 162-MHz single-cell half-wave resonator (HWR), two 324-MHz single-cell resonators (SSR), and two 648-MHz five-cell elliptical resonators (EllipR). Details of the superconducting cavities are provided in References ^{4-8,4-9}). The total length of the linac is approximately 443 meters. This design greatly reduces the number of types of cavities required and shortens the linac length compared to previous designs. In addition, the design adopted hot-standby redundancy to the low energy part of the linac (from the MDIS to the HWR section) to increase the availability of the linac, see section 4.2. Furthermore, the design considered the beam transport to the target (BTT) that drives the beam from the end of the linac to the beam window.

4.1.3. Pilot ADS linac design

Based on the updated design of the commercial ADS linac, we developed the design of the pilot ADS linac and its corresponding 20-MeV linac part, as shown in Fig. 4.1-2. Table 4.1-1 summarizes the main parameters of the commercial ADS, the pilot ADS linac and its 20 MeV linac part. The main purpose of the low-energy part is to implement a phase-wise approach to develop the technology and to gain experience for the operation and construction of the pilot ADS linac. In addition, information on the beam transport to the target is included in Table 4.1-1. The pilot ADS will accelerate 10-mA proton beam to a final energy of 1.0 GeV, i.e., a beam power of 10 MW. The low-energy part is the first part of the pilot ADS, which includes the first seven SSR1 cryomodules without considering hot-standby redundancy. The lattice configurations, i.e., the number of cavities and magnets per section, are displayed on Fig. 4.1-3, and the details of the superconducting cavities are given in Table 4.1-2. The lattice configuration and the elements are the same as those of the commercial ADS linac in Ref. 4-5).

Figure 4.1-4 shows the beam transport system from the MEBT to the target for the pilot ADS linac. This design follows the same layout as the commercial ADS developed by JAEA ⁴⁻¹¹). However, the quadrupoles and dipoles were adjusted according to the beam current and energy specific to the pilot ADS.

Beam dynamics studies were conducted to evaluate the performance and transmission of the beam from the MEBT to the beam windows for pilot ADS. Figure 4.1-5 shows the radial beam distribution and concludes that beam losses remain below the 1 W/m limit.

The pilot ADS linac will include several beam dump systems. The first is a conical collimator located at the end of the LEBT. In this system, the beam delivery during chopper operation will accept a full beam dump, 351 W. The following dumps are associated with the hot standby low-energy parts. To address the challenge of managing a high acceptable power of approximately 177 kW, the low-energy component will operate in pulse mode during hot-standby, as detailed in section 4.2. At the end of the HWR, only 0.5% of the power will be transmitted, effectively limiting the output to 855 W. For the final dump, it will not be used when the beam is at nominal power; for a realistic design of acceptable power, it will be used during commissioning with a limited pulse or pulse repetition length, as described in section 4.3. The maximum acceptable power is planned to be 200 kW. For the dump of 20-MeV linac, a similar dump design for the low-energy part of full dump can be applied.

Additionally, Fig. 4.1-6 presents the radial beam profile at the beam windows, showing that the current density is within acceptable limits for the beam window.

4.2. Fault Tolerance

4.2.1. Strategy for high reliability of ADS accelerators

To meet the required reliability and availability of the accelerator for the pilot ADS, Table 4.1-1, it is necessary to adopt established practices in reliability engineering ⁴⁻¹²). Therefore, it is important to consider the operational load of the accelerator elements (RF cavities and magnets) to avoid high-stress operation that results in failures, and how the elements are interconnected to operate, i.e., redundancies.

De-rating operation, i.e., operation with a performance lower than the maximum, in RF cavities and magnets, was adopted to reduce operational stress. In addition, this allows the implementation of fault tolerance redundancies. However, this reduces accelerator efficiency as more RF cavities will be required. To minimize the impact of de-rating operating, the RF cavity designs were optimized for high accelerating gradient (i.e., the electric field inside the cavity that provides energy to the particles), and de-rating of 20%, as a tradeoff for low stress operation and enough margin to implement fault tolerance redundancies ⁴⁻¹³).

Fault tolerance refers to a system's ability to continue functioning despite the failure of one or more components. High fault tolerance is pursued by adopting a hybrid redundancy consisting of hot standby and local compensation schemes, as shown in Fig. 4.2-1. The hot standby scheme resides in the duplication structure, where one system serves as the primary operator while the other functions as online standby equipment, ready to take over in the event of a failure in the primary operator system.

On the other hand local compensation is based on a k-out-of-n redundancy configuration, which means that a system made up of n components requires at least k of those components to be operational. Local compensation takes advantage of the modularity of the linac. As an

example, we presented the local compensation for the last cavity of the SSR2 section. Figure 4.2-2 presents the accelerating gradient (E_{acc}), synchronous phase (ϕ_s), and the beam energy for the baseline design and the local compensation scheme. In this scenario, the compensation consists of superconducting RF cavities: three located upstream and four downstream. The failure was modeled by setting the parameters of the faulty superconducting RF cavity to zero, as illustrated in Figs. 4.2-2 (a) and 4.2-2 (b). Figure 4.2-2(c) shows an initial increase in beam energy due to the compensation scheme implemented by the first retuned superconducting RF cavities, after which the energy stabilizes until it reaches the nearest downstream superconducting RF cavity of the faulty element. This behavior simulates the non-energy gain effect caused by the faulty superconducting RF cavity. Ultimately, the beam energy increases in the downstream section until the baseline energy is fully restored.

A detailed beam dynamics analysis ⁴⁻¹³⁾ of single superconducting RF cavities concluded that local compensation at lower energy sections, below SSR1. The missing energy caused by a cavity fault, in the HWR section, leads to a significant change in the beam phase, moving it outside the stable region. Consequently, a substantial increase in beam size, resulting beam losses exceeding the hand-on maintenance limit. As a result, the hot standby redundancy will be applied from the source up to the HWR section. Additionally, similar compensation strategies were applied to mitigate failures in magnets with acceptable beam quality ⁴⁻¹³⁾. Typical ADS fault tolerance studies were focused on compensations of single superconducting RF cavities and magnets in the whole linac ^{4-14,4-15)}. However, our compensation schemes have been improved to handle multiple faulty elements simultaneously throughout the linac ^{4-15,4-16)}, including the failure of entire cryomodules.

4.2.2. Fast beam recovery scenarios

This section describes the fast beam recovery scenario, which is a beam operation case during nominal reactor operation, see section 4.3. During beam operation, in the event of any beam trips occurring in the linac, the machine protection system will stop the beam within 10 microseconds.

4.2.2.1. Failure in the low energy section

If a failure appears in the region between the proton source and the HWR section, the hot standby redundancy will be applied. We estimate that changing the polarity of the switch dipole will take approximately 1.5 seconds ⁴⁻¹⁷⁾. In this scheme, the low-energy part that operates in standby mode will function in pulse mode. This approach is used to limit the beam power required on the beam dump. However, the pulse length will be sufficiently long to reach the nominal current, thereby avoiding the need for any magnet tuning or beam loading compensation in cavities. Consequently, this allows for a rapid and safe increase to the nominal beam power of about three seconds to verify performance. Consequently, we

predict the time to resume the beam will be under five seconds.

4.2.2.2. Failure in the medium and high energy section

In the case of a failure occurring downstream of the HWR section, reliability will be maintained through local compensation. The detuning process and parameter adjustments are expected to take less than two seconds, with an additional three seconds for stability testing, totaling approximately five seconds. These time estimates are based on the opinions of expert colleagues. This compensation strategy is suitable for the most challenging beam trip categories of concern to the pilot ADS linac.

4.2.3. Availability results

Availability studies of the full facilities, including the linac, beam transport to the target, and systems, have been conducted using reliability block diagrams and data from current superconducting linacs ⁴⁻¹⁸). The results predicted that overall availability would rise from 82.6% using the standard linac operation to 95.6% using the fault tolerance scheme developed by JAEA, consequently satisfying the required availability of 95% based on the number of acceptable beam trips longer than five minutes ⁴⁻⁸). It's worth mentioning that efficient maintenance protocols that consider spare parts management and system obsolescence are mandatory.

4.3. Operational Scenario

The pilot ADS linac operation strategy is based on the reactor operation stages as summarized in Table 4.3-1. The beam operation parameters are listed in Table 4.3-2 and described below.

The "Before" stage of reactor operation includes all procedures that take place previously the nominal operation. During the cold commissioning scenario, no beam is provided, which allows for testing to ensure all systems are functioning correctly. For instance, RF conditioning will occur during this time, the process where the cavity field will be gradually increased until the nominal parameters are achieved. Following this, the process of accelerator commissioning scenario will start.

The accelerator commissioning scenario will be carried out in two steps: the pilot beam step and the accelerator tuning step. During the pilot beam step, we will conduct an initial check by sending a beam at the nominal peak current. This beam will have a very short pulse length and will either consist of a single-shot (i.e., a single pulse with a pulse length equal to the nominal value, but without repetition) or be delivered at a very low repetition rate. The single-shot strategy is used based on J-PARC's expertise in tuning high-power proton accelerators ⁴⁻¹⁹). This step is designed to minimize potential damage in case of a complete beam loss. It is important to mention that we decided to operate at nominal peak current to avoid space charge retuning every time that the peak current is changed.

The accelerator tuning step involves adjusting cavities and magnets to minimize beam loss while ensuring safe operation. The tuning process is implemented in two sub-steps: fast tuning and slow tuning. We begin with fast tuning sub-step, which uses short pulses at a high repetition rate. This allows us to achieve nominal beam energy by adjusting the phase and amplitude of the cavities. Next, we move on to slow tuning sub-step, which involves longer pulses at a lower repetition rate. This is necessary to provide a suitable beam signal to the beam diagnostics to make precise adjustments to the magnets, as well as to compensate for the beam loading in the cavities. During this sub-step the acceptable beam power for the final beam dump is limited to 200 kW.

The next is the loading fuel assemblies scenario, which involves adding fuel assemblies to the reactor gradually as described in Section 3.2.1. This process will be used to measure subcriticality; thus, proton pulses are required. Finally, we reach the start-up scenario, during which the beam power gradually increases to its nominal value as determined by the reactor's specifications in power step and time step. For example, we considered an increase of 0.5% in beam power every one hundred seconds.

In the "During" stage of the reactor operation, two scenarios are considered: Burn-up compensation and fast beam recovery. Burn-up compensation refers to the adjustment of beam power according to the subcriticality of the reactor to preserve the same thermal power in the reactor. This is done by adjusting the pulse length to provide the required beam power. Fast beam recovery was explained in section 4.2.

Finally, the "After" stage involves the system's turn-off process. The shutdown scenario is the reverse of the startup, where beam power is reduced from nominal to zero at a rate determined by the reactor.

4.4. 炉上部放射線遮蔽

パイロット ADS の炉上部における放射線量は、商用 ADS の炉上部遮蔽解析結果⁴⁻²⁰⁾に基づき、以下の仮定のもと概算で求めた。

- 1) 商用 ADS と同じ遮蔽構造およびビームロス条件 (1 m あたり 1 W のビームロス)
- 2) 炉心熱出力 200 MW、ビーム出力 10 MW (ビーム電流 10 mA)

商用 ADS の解析では、炉心熱出力 800 MW、ビーム出力 25 MW を仮定した。パイロット ADS で用いる 1 GeV 陽子ビームによって生成される核種の量、すなわち機器の放射化に起因するメンテナンス中の空間線量は、商用 ADS と同一出力であっても商用 ADS よりもある程度抑えられる。しかし、その差は大きくないため、本検討では放射化による線量の差は無視することとする。

陽子入射に伴う核破碎反応および核分裂連鎖反応に由来する中性子のエネルギー分布の形状は、商用 ADS とパイロット ADS で大きくは変わらないと想定される。したがって、パイロット ADS の上部遮蔽構造が商用 ADS と同様の場合、運転中の核破碎反応に起因する線量は商用 ADS の約 0.4 倍 (10 MW / 25 MW)、核分裂連鎖反応に起因する線量は約 0.25 倍 (200 MW /

800 MW) と推定される。また、標的真上のビーム輸送室および天井部は核破碎中性子に起因する線量が支配的なため、パイロット ADS 炉心上部の線量は、おおむね商用 ADS の 0.4 倍とすることが見込まれる。

Table 4.4-1 に、以上の推定に基づいて評価したパイロット ADS の炉上部放射線遮蔽評価値を示す。なお、ここで示す評価値は、商用 ADS に対して得られた値と同一である。

4.5. 加速器のまとめ

パイロット ADS に 1.0 GeV、10 mA の陽子ビームを供給する加速器を、商用 ADS 用加速器と同様に設計した。本設計による加速器は、高出力運転に不可欠な 1 W/m 以下のビームロス条件での運転が可能である。また、低エネルギーに対しては加速器の多重化を、高エネルギーに対しては冗長性のある加速器空洞の設計とすることで、複数の加速空洞の故障に対しても頑健で、高い稼働率を実現できる。また、ADS の起動・運転・停止に対応した加速器の起動・停止・運転状態の検討を行い、それぞれの状態における加速器の運転方法を明らかにした。パイロット ADS で発生する放射線量は商用 ADS の 40%程度と見込まれ、炉心上部の遮蔽構造については商用 ADS の設計をそのまま適用できると考えられる。今後は、ビームダンプ設計に向けた熱解析や、高周波制御システム⁴⁻¹³⁾の開発など、いくつかの重要課題に関する詳細な検討が必要である。

参考文献

- 4-1) Kaneko, Y., The intense proton accelerator program at JAERI, Proceedings of 11th International Collaboration on Advanced Neutron Sources (ICANS-XI), Tsukuba, 1990, pp.210-217.
- 4-2) Mizumoto, M. et al., A high intensity proton linac development for neutron science research Program, Proceedings of the 18th International Linear Accelerator Conference (LINAC96), Geneva, 1996, pp.662-664.
- 4-3) Mizumoto, M. et al., A high intensity proton linac development for the JAERI neutron science project, Proceedings of the 19th International Linear Accelerator Conference (LINAC98), Chicago, 1998, pp.349-353.
- 4-4) Ouchi, N. et al., Development of a superconducting proton linac for ADS, Proceedings of the 4th International Workshop on the Utilisation and Reliability of High-Power Proton Accelerators, Daejeon, 2004, pp.175-183.
- 4-5) Yee-Rendon, B. et al., Design and beam dynamic studies of a 30-MW superconducting linac for an accelerator-driven subcritical system, Phys. Rev. Accel. Beam, vol.24, 2021, pp.120101-1-120101-17.
- 4-6) Yee-Rendon, B. et al., Design and optimization of a proton source extraction system for the JAEA-ADS linac, Proceedings of 14th International Particle Accelerator Conference (IPAC2023), Venice, 2023, pp.1591-1593.
- 4-7) Yee-Rendon, B. et al., Beam transient studies for the JAEA-ADS LEPT, Proceedings of 32nd Linear Accelerator Conference (LINAC2024), Chicago, 2024, pp.488-491.

- 4-8) Yee-Rendon, B. et al., Electromagnetic design of the low beta cavities for the JAEA ADS, J. Phys. Conf. Ser, vol.135, 2019, pp.012197-1-012197-7.
- 4-9) Yee-Rendon, B. et al., Design of the elliptical superconducting cavities for the JAEA ADS, J. Phys. Conf. Ser, vol.135, 2019, pp.012198-1-012198-7.
- 4-10) Takei, H. et al., Estimation of acceptable beam-trips frequencies of accelerator for accelerator-driven systems and comparison with existing performance data, J. Nucl. Sci. Technol., vol.49, 2012, pp.384-397.
- 4-11) Yee-Rendon, B. et al., Beam physics design of a 30-MW beam transport to the target for an accelerator-driven subcritical system, Journal of Instrumentation, vol.17, 2022, pp. P10005-1-P10005-22.
- 4-12) U.S. Department of Defense, MIL-HDBK-338B: Military handbook—Electronic reliability design handbook, Department of Defense U.S.A., Washington DC, 1998, 7-1p.
- 4-13) Yee-Rendon, B. et al., Beam dynamics studies for fast beam trip recovery of the Japan Atomic Energy Agency accelerator-driven subcritical system, Phys. Rev. Accel. Beam, vol.25, 2022, pp.080101-1-080101-17.
- 4-14) Biarrotte, J. L. et al., Beam dynamics studies for the Fault Tolerance Assessment of the PDS-XADS Linac Design, Proceedings of 9th European Particle Accelerator Conference (EPAC'04), Lucerne, 2004, pp.1282-1284.
- 4-15) Li, Z. et al., Physics design of an accelerator for an accelerator-driven subcritical system, Phys. Rev. Accel. Beam, vol.16, 2013, pp.080101-1-080101-23.
- 4-16) Bouly, F., Method development for cavity failure compensation in a superconducting linac, Proceedings of 12th International Particle Accelerator Conference (IPAC-2021), Campinas, 2021, pp.647-650.
- 4-17) Froidefond, E. et al., Study and design of a fast-switching magnet for the MYRRHA project, Proceedings of 12th International Particle Accelerator Conference (IPAC-2021), Campinas, 2021, pp.2356-2359.
- 4-18) Yee-Rendon, B. et al., Availability analysis for the 30-MW proton linac of the JAEA-ADS project, Proceedings of 19th Annual Meeting of Particle Accelerator Society of Japan (PASJ2022), Kyushu, 2022, pp.286-290.
- 4-19) Hotchi, H. et al., Achievement of a low-loss 1-MW operation in the 3-GeV rapid cycling synchrotron of the Japan Accelerator Research Complex, Phys. Rev. Accel. Beam, vol.20, 2017, pp.060402-1-060402-25.
- 4-20) 岩元 大樹, 明午 伸一郎, 中野 敬太, 他, 加速器駆動核変換システムの上部構造の放射線遮蔽解析, JAEA-Research 2021-012, 2022, 58p.

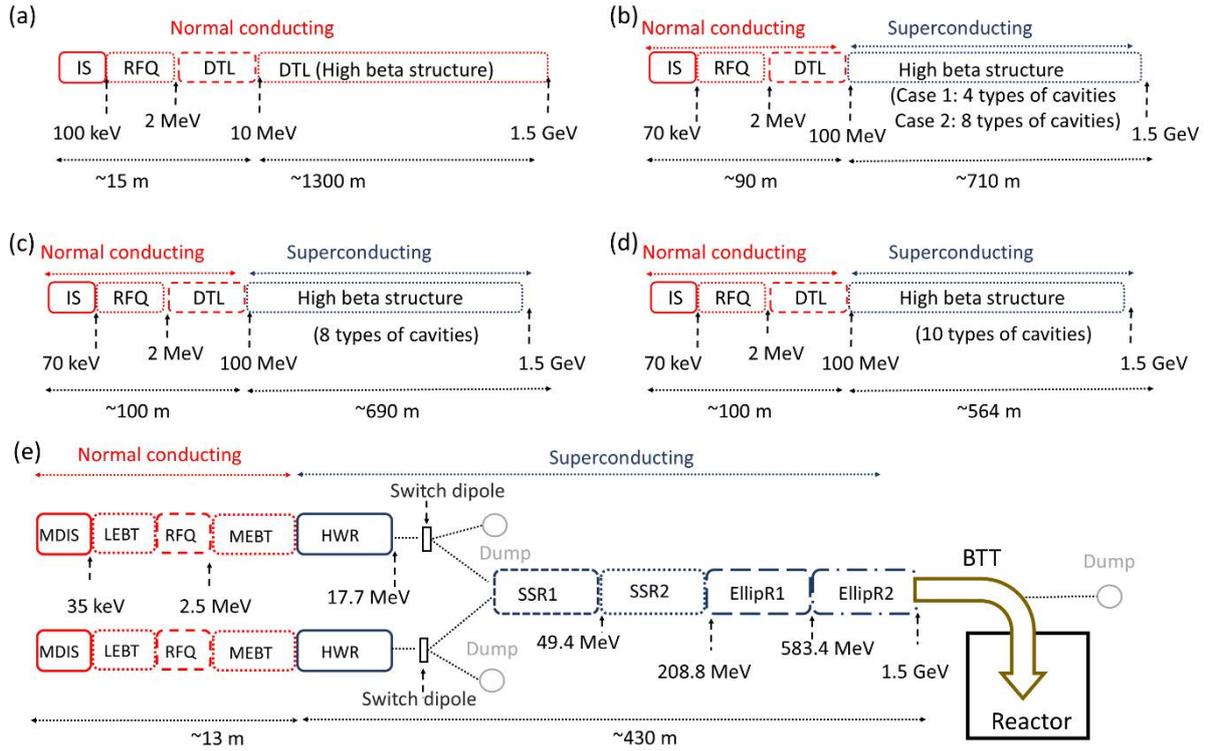


Fig. 4.1-1 Summary of the commercial ADS linac designs. (a) 1990⁴⁻¹⁾, (b) 1996⁴⁻²⁾, (c) 1998⁴⁻³⁾, (d) 2004⁴⁻⁴⁾, (e) 2021⁴⁻⁵⁾.

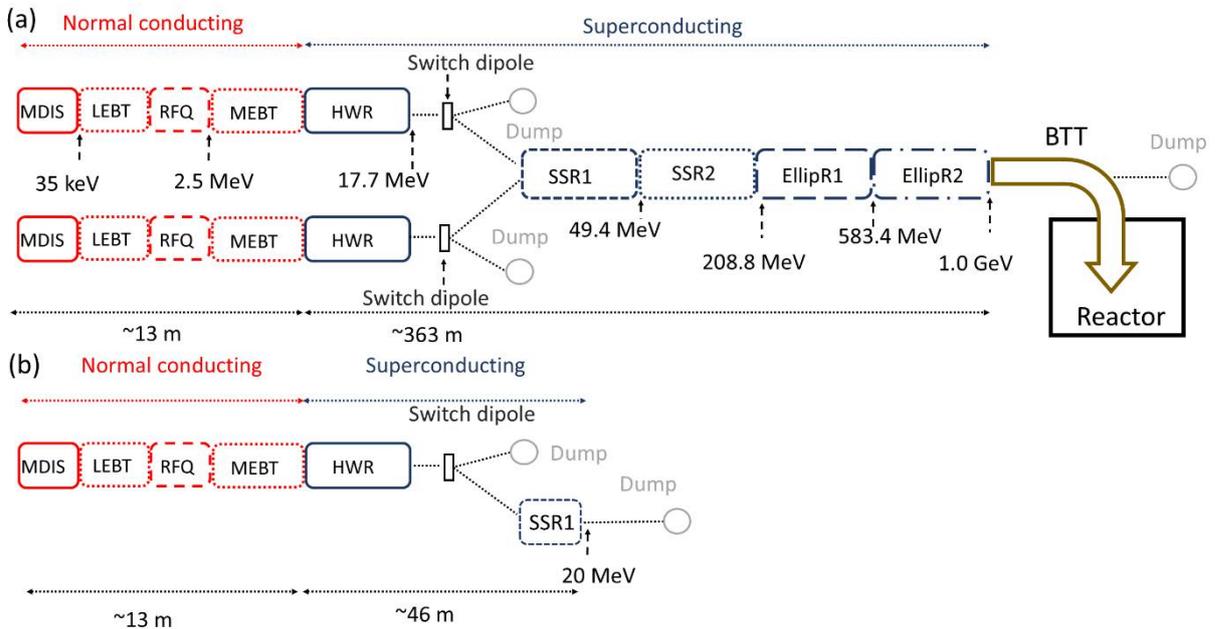


Fig. 4.1-2 Pilot ADS linac design (a) and its 20-MeV linac part (b). The 20-MeV linac part does not consider the hot-standby redundancy.

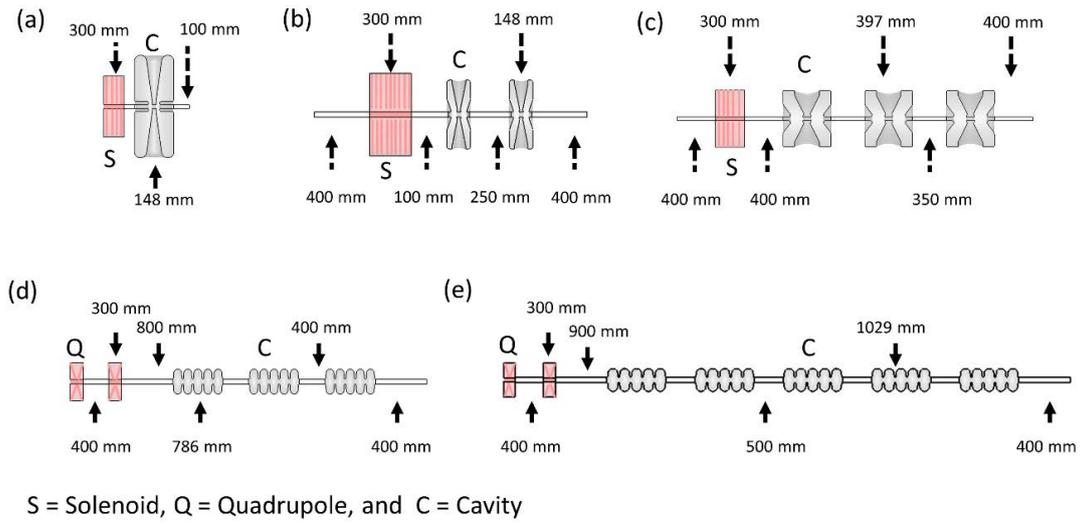


Fig. 4.1-3 The lattice configuration for the different superconducting sections for the Pilot ADS: (a) for the HWR section, (b) and (c) are the spokes sections SRR1 and SSR2, respectively, and (d) is for EllipR1 and (e) for EllipR2.

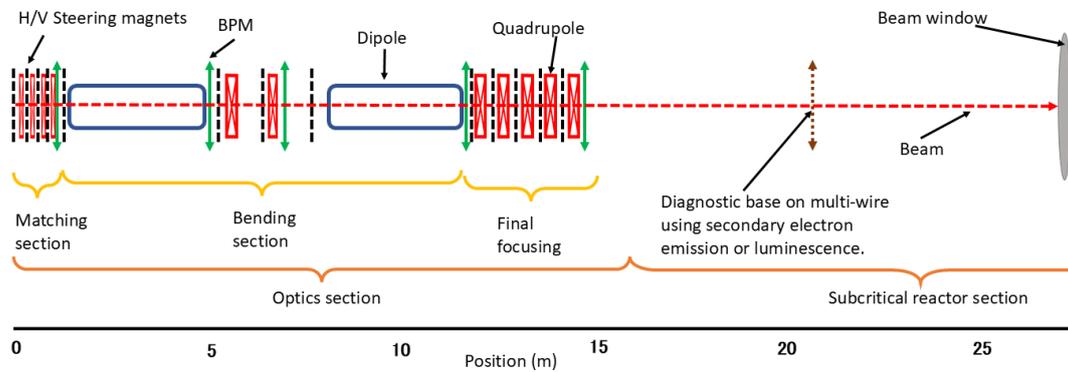


Fig. 4.1-4 Schematic design of the beam transport to the target for the pilot ADS linac.

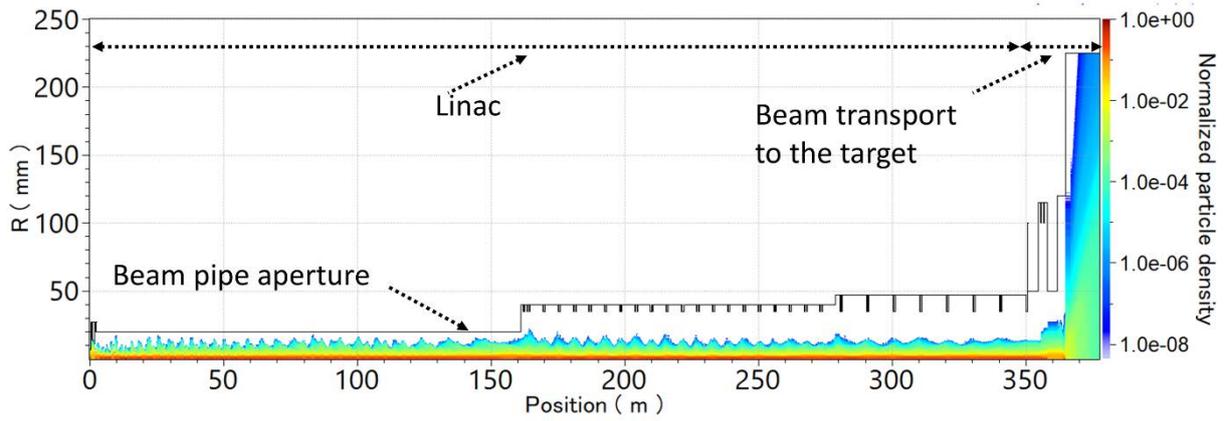


Fig. 4.1-5 Radial beam distribution along the linac and the beam transport to the target.

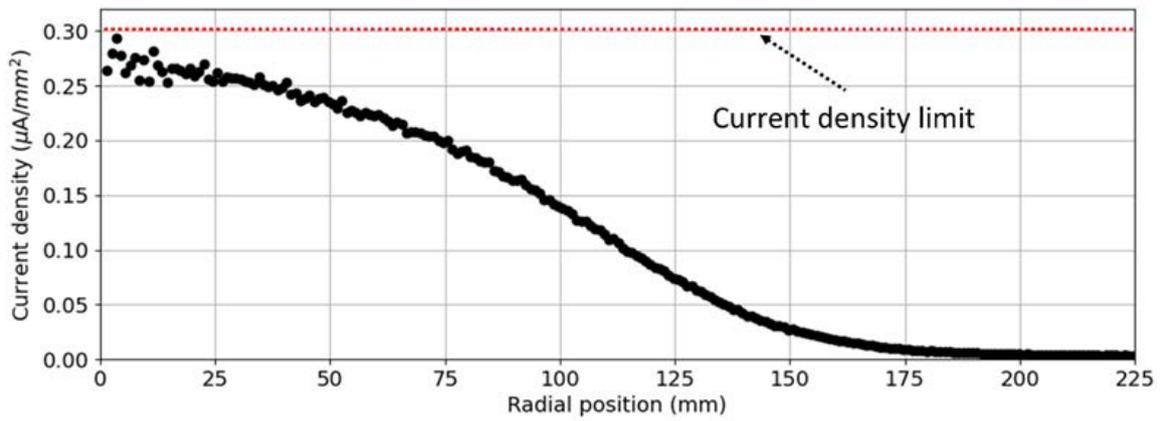


Fig. 4.1-6 Radial current density at the beam window obtained from the beam tracking simulations. The red dotted line is the maximum current density accepted.

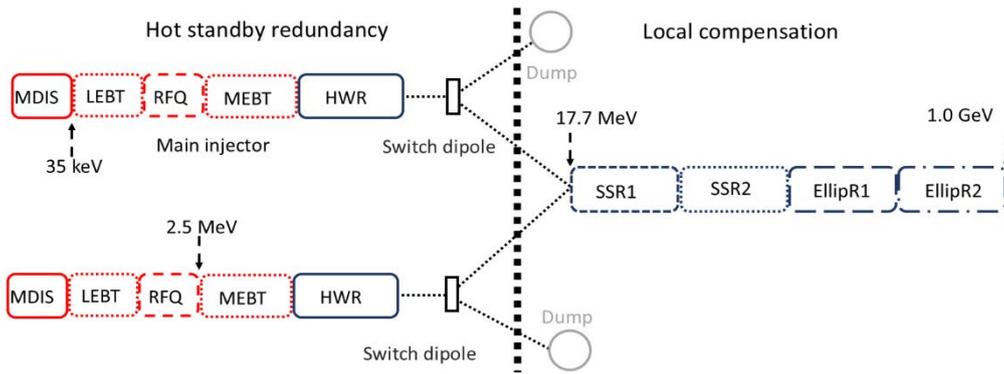


Fig. 4.2-1 Pilot ADS linac configuration. At low energy, high availability is ensured by using hot standby. For the rest of the linac, Local compensation will be used

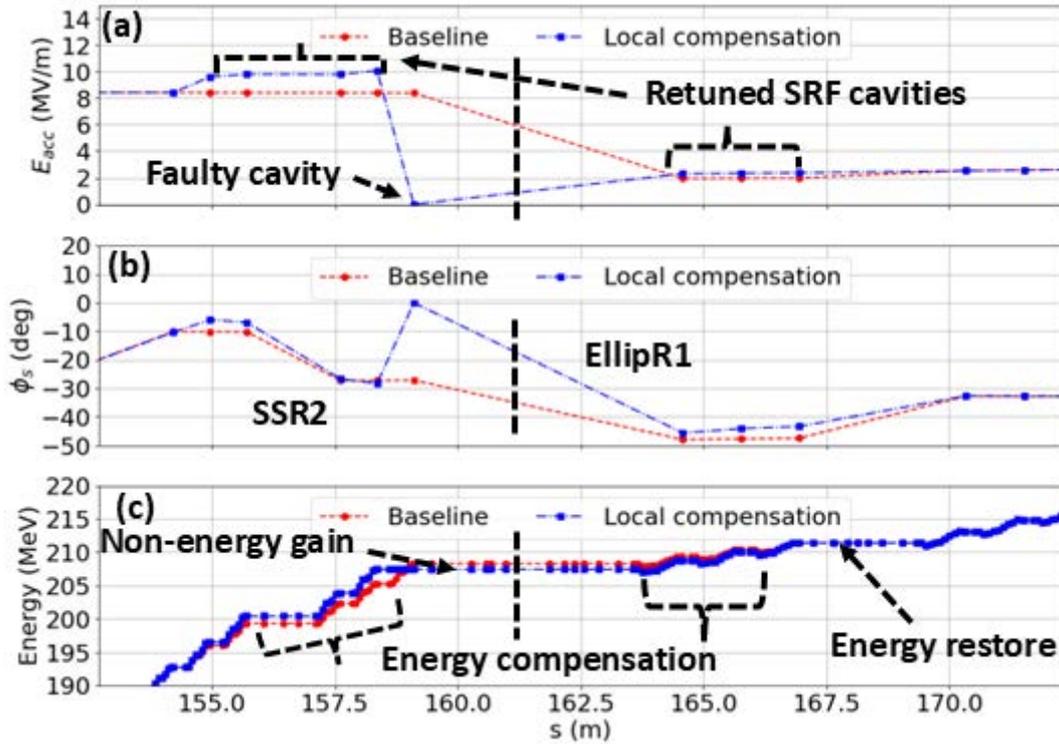


Fig. 4.2-2 Baseline and local compensation. Accelerating gradient (a), synchronous phase(b), and beam energy (c). Please note that s is the distance from the main linac entrance.

Table 4.1-1 Commercial ADS, Pilot ADS and 20-MeV linac main parameters. Parameters related with the beam window and transport does not apply (N/A) for the 20-MeV linac part.

Parameter	Commercial ADS	Pilot ADS (20-MeV linac part)
Particle	Proton	Proton
Beam energy (GeV)	1.5	1.0 (0.02)
Peak beam current (mA)	20	10
Duty factor (%)	100	100
Beam power (MW)	30	10 (0.2)
Beam loss (W/m)	< 1	< 1
Total RF cavities	362	292 (47)
Linac length (m)	443	376 (59)
Beam trip per year ⁴⁻¹⁰⁾	2×10 ⁴ : beam trip duration (τ) ≤ 10 seconds	2×10 ⁴ : beam trip duration (τ) ≤ 10 seconds
	2 ×10 ³ : 10 seconds < τ ≤ 5 minutes	2×10 ³ : 10 seconds < τ ≤ 5 minutes
	42: 5 minutes < τ	42: 5 minutes < τ
Maximum acceptable power in the beam dump (kW)	200	200
Maximum peak power density in the beam dump (W/cm ²)	200	200
Beam power stability at the beam window (%)	±1	±1 (N/A)
Peak current density (μA/mm ²) at the beam window	≤ 0.3	≤ 0.3 (N/A)
Beam transport to the target length (m)	27	27 (N/A)

Table 4.1-2 Cavity summary for the Pilot ADS.

Parameter	HWR	SSR1	SSR2	EllipR1	EllipR2
Final energy (MeV)	17.7	49.4	208.8	583.4	1000
Frequency (MHz)	162	324	324	648	648
Number of cells	2	2	2	5	5
Maximum accelerating gradient (MV/m)	7.1	6.6	8.5	13.8	14.2
Number of cavities	25	66	72	60	35
Number of periods	25	33	14	20	7
Cryomodule length (m)	0.7	1.7	3.4	5.7	9.9

Table 4.3-1 Reactor operation stages and their scenarios.

Reactor operation stages	Scenarios
Before	Cold commissioning
	Accelerator commissioning
	Loading fuel assemblies
	Start-up
During	Burn-up compensation
	Fast beam recovery
After	Shutdown

Table 4.3-2 Beam operation procedure for the pilot ADS linac.

Stage	Scenario	Step		Parameters				
				Beam Current (mA)	Repetition rate (Hz)	Pulse length	Duty (%)	Final beam power (W)
Before	Cold commissioning	N/A		0	≤ 50	≤ 20 ms	≤ 100	0
	Accelerator commissioning	Pilot beam		10	≤ 0.01	≤ 50 μs	≤ 5e ⁻⁵	5
		Accelerator tuning	Fast	10	≤ 50	≤ 400 μs	≤ 2	200,000
	Slow		10	≤ 0.1	≤ 200,000 μs	≤ 2	200,000	
	Loading fuel assemblies	Subcritical check		10	≤ 50	400 μs	≤ 2	200,000
Start-up	Pulse length ramping		10	≤ 50	400 μs to (5-20) ms	2 to (25-100)	2,500,000 to 10,000,000	
During	Burn-up compensation	Increase pulse length		10	≤ 50	5 ms to 20 ms	25 to 100	10,000,000
	Fast beam compensation	Hot-standby and/or local compensation		10	≤ 50	5 ms to 20 ms	25 to 100	10,000,000
After	Shutdown	Decreased pulse length		10	≤ 50	(5-20) ms to 0 μs	(25 -100) to 0	0

Table 4.4-1 パイロット ADS 炉上部遮蔽設計値

項目	制限値	評価値（商用 ADS と同じ†）
ビーム輸送室 （メンテナンス時）	なし	100 mSv/h 以上（要遠隔操作）
電磁石の吸収線量	なし	数 MGy～数十 MGy
天井遮蔽上部の管理 区域	25 μ Sv/h 以下 （1 mSv/週）	0.01 μ Sv/h 以下
スカイシャイン	施設境界で 0.11 μ Sv/h 以下 （3 月につき 250 μ Sv）	200 m 離れた位置で 1 nSv/h 以下

†パイロット ADS の炉心上部とビーム輸送室との間には、商用 ADS では想定されない制御棒駆動機構の設置に伴って隙間が生じる。この隙間の面積は、核破砕中性子が逆流して通過するビームダクトの断面積と比較して十分に小さいため、空間線量への影響は無視できる。

5. 核破砕ターゲット

5.1. 商用 ADS に対する設計

本章ではパイロット ADS の核破砕ターゲット設計について検討する。これまで、商用 ADS の核破砕ターゲットに対しては、文献⁵⁻¹⁾で熱流動・構造設計が行われた。そこでは、1.5 GeV、13.5 mA のビーム電流を受けるターゲットとして、対向流である LBE が用いられた (Fig. 5.1-1)。図中において下部から LBE が流入し、上部円筒から陽子が入射される。LBE の駆動ポンプや熱交換器は、MA 燃料部の冷却材のためのものと共用である。加速器側の真空と LBE を隔てるために、試験管形状 (内側が真空) のビーム窓と呼ばれる鋼材隔壁が用いられる。ビーム窓は、陽子ビームの通過により発熱するので、LBE で冷やすために、局所流量を高めるノズルが下部に設置された。

設計では、陽子加速器からのビーム形状を次式で表されるガウス分布で仮定した。

$$y(r) = \frac{A'}{2\pi\sigma^2} e^{-r^2/2\sigma^2} \quad [\text{mA/cm}^2] \quad (5.1)$$

$$A' = \frac{A}{1 - e^{-R^2/2\sigma^2}} \quad [\text{mA}] \quad (5.2)$$

ここで、 y はビーム電流密度、 r は径方向位置 [cm]、 σ は標準偏差 [cm]、 A はターゲットに入射される電流値 [mA]、 A' は加速器から供給される電流値 [mA]、 R [cm] はビームダクト内半径である。 A'/A はビームダクトに当たるビームを補償するための増分を意味している。 σ を大きくすると分布がなだらかになり、ピーク電流値が下がるためにビーム窓の除熱の観点では有利に働くが、 A' が大きくなり加速器の負担の観点で不利に働く。文献⁵⁻¹⁾では、 $\sigma = 10.4$ cm が採用された。この時、 $A'/A = 1.11$ で、11% がターゲットに入射されることなくビームダクト壁面に入射する。 $r = 0$ cm におけるピーク電流密度は、 $22.0 \mu\text{A/cm}^2$ である。

次に熱流動計算により、ビーム窓の内側最高温度が 460°C であることが示された。また、LBE からの外圧に対する座屈解析が行われ、 4.58 MPa で座屈することが示された。設計圧力は 1 MPa で安全係数として 3 を確保することが設計方針である。すなわち、 3 MPa を十分に上回っており、座屈に耐えることができる。

一方で、これら検討は未照射状態を仮定して行われており、照射影響については課題とされている。文献⁵⁻²⁾の表 3.2-10 に示されるように、商用 ADS では 600 日の運転で最大 176 DPA の照射が見込まれる。材料照射においては、数 MeV 以上の高エネルギー粒子と、数 MeV 以下の核分裂に起因する中性子とでは、照射によって核変換で生じる水素やヘリウムなどの生成割合が異なるため、同じ DPA でも材料挙動に与える影響が違ってくる。そのため、本章ではこの二つを High-DPA と Low-DPA と区別することになると、商用 ADS では約 20 High-DPA と約 150 Low-DPA の照射量を受ける。

5.2. パイロット ADS のターゲット設計方針

前節で述べたように、未照射条件においては、商用 ADS であっても成立する設計が得られており、パイロット ADS でも同じ設計を採用することが可能である。一方で、長期の運転に伴

う照射影響は明らかでない。過去には、Fig. 5.2-1 に示すように国際共同プロジェクト MEGAPIE において 350°C、7 High-DPA、LBE 流動下での材料健全性が確認されたが、商用 ADS の環境 (500°C、20 High-DPA、150 Low-DPA、LBE 流動下) を模擬できる実験はこれまでに行われていない。材料の腐食・照射影響には照射量だけでなく、使用温度も大きく影響する。MEGAPIE のような低温での使用においては、照射による材料の脆化 (延性-脆性遷移温度の上昇) が起こるが、商用 ADS のような高温での使用では、軟化や照射クリープが懸念されるため、照射試験を行う温度域も重要である。

そこで、新たに、500°C、20 High-DPA、LBE 流動下での材料試験が可能となる試験施設が、J-PARC で検討されている^{5-3), 5-4)}。この施設での研究開発を前提とし、パイロット ADS では初期に 400°C、10 High-DPA、数十 Low-DPA 程度の設計とし、段階的にビーム窓の使用日数を延ばしつつ、照射後試験で材料特性を確認することで、500°C、20 High-DPA、150 Low-DPA の使用が見込める照射条件を達成し、商用 ADS につなげる考えとする。

5.2.1. ビーム形状

Fig. 5.2-2 に今回検討するビーム形状を示す。具体的な関数は付録 F に示した。ビームダクトの内径は 22.5 cm である。図中①は、文献⁵⁻¹⁾で商用 ADS に対して用いられたもので、電流 13.5 mA で標準偏差 10.4 cm のガウス分布である。これに対し、Table 3.1-3 で示された商用 ADS 設計では、17 mA のビーム電流が必要とされており、15%の設計余裕を見込んで 20 mA で加速器の設計が行われている⁵⁻⁵⁾。設計により得られたビームプロファイルが、図中①である。この分布は、標準偏差 10.4 cm のガウス分布に比べて、なだらかなが、22.5 cm より外側の成分の積分値は低減されており、10%程度のビームロスとなっている。これを本章ではビーム形状 1 と呼ぶ。

パイロット ADS においては、Table 4.1-1 に示したように、ビーム電流値が半分の 10 mA である。商用 ADS と同一のビーム形状を得られると仮定すると、図中②に示すように、ピーク電流密度の小さいなだらかな分布となる。パイロット ADS の初期には、このような分布で余裕をもって運転を始めることが妥当であると考えられる。これを本章ではビーム形状 2 と呼ぶ。ビーム窓における照射量は概ね、電流値と照射日数の積に比例する。パイロット ADS で 270 日間使用したとすると、照射量は、 $20 \text{ High-DPA} \times 10/20 \times 270/600 = 5 \text{ High-DPA}$ と見積もられる。照射量としては MEGAPIE 試験を下回っており、初期の目標としては適当と考えられる。

一方、パイロット ADS から商用 ADS を目指すにあたっては、よりビーム電流密度の大きいビーム形状で高温・高照射条件での運転を経験するべきであると考えられる。このような場合には、図中③で示すピークの大きい形状が適している。この形状は 4 章の Fig. 4.1-6 を関数化したものである。これを本章ではビーム形状 3 と呼ぶ。ビーム形状 3 では中心でビーム形状 1 と同等の電流密度となっており、540 日間使用すると 20 High-DPA 程度の照射量になると予想される。

以上の 3 つのビーム形状を Table 5.2-1 にまとめた。

5.2.2. 熱源解析

ビーム形状 1～3 に対して、PHITS 3.35⁵⁻⁶⁾を用いて、三角錐メッシュに対応した発熱分布を計算した。ビーム窓中および LBE 中の発熱密度を、それぞれ Fig. 5.2-3 と Fig. 5.2-4 に示す。ビーム窓内部の発熱は、ビーム形状におおむね相似である。LBE 内部においては、形状 1 の発熱量が最も大きく、広い範囲にわたっている。形状 2 では電流値が小さくなるとともに、陽子のエネルギーが小さくなる影響で、半分以下の発熱量となる。形状 3 では中心部のみが大きな発熱量となっている。

5.2.3. 熱流動解析

解析プログラムとして FLUENT2020R1⁵⁻⁷⁾を用いた。流体モデルは $k-\omega$ SST モデルであり、乱流モデルのパラメータは FLUENT2020R1 に組み込まれている初期値を用いた。入口の LBE 条件は、商用 ADS で用いられている Table 5.2-2 の設計値を適用した。

Fig. 5.2-5 に流速分布を示す。LBE は温度による密度などの物性変化が小さいことから、形状 1～3 で顕著な差は見られない。いずれも、ノズル出口で最大流速を取り、ビーム窓頂部で平均流速がゼロになり、ビームダクトの外側に向かって流れる。

ビーム窓の温度分布を Fig. 5.2-6 に、主要点の温度を Table 5.2-3 に示す。ビーム窓は外表面で LBE によって冷やされているため、内表面の方が高温となる。また、ビーム窓は径方向外側に行くにつれ厚みを増し、また、ビームが鋼材に対して斜めに入射するようになるため、鋼材を横切る長さが大きくなる。そのため、特に形状 1 においては、ビーム窓内表面温度は中心よりも 100℃以上高く、ビーム窓鋼材の T91 鋼の使用上限温度である 600℃を超えている。一方、LBE からの腐食の観点で問題となる外表面温度については、480℃以下となっている。

形状 2 は形状 1 と相似であるが、LBE 入口温度 (300℃) からの上昇分は形状 1 に比べて半分以下である。内表面最高温度は 430℃、外表面最高温度は 370℃程度であり、余裕のある設計になっている。

形状 3 では、中央の薄肉部において最高温度 (内表面 480℃、外表面 420℃) となる。この部分においては、形状 1 と同等の温度となっている。照射量も中心で最大となるため、形状 3 において運転経験を蓄積し、形状 1 に向かう方針に適していると考えられる。

LBE 内部の温度分布を Fig. 5.2-7 に示す。形状 1 および 2 では、内側から外側に流れるにつれて温められ高温となり、ターゲット外に排出される。一方、形状 3 では中央で温められた後、外側ではあまり温度上昇することなくターゲット外に排出される。

5.3. 核破砕ターゲットのまとめ

本章では、商用 ADS に対する核破砕ターゲットの設計を参照し、未照射条件での成立性が見込まれることから、パイロット ADS でも同一の設計とした。パイロット ADS の陽子ビーム運転条件として、2 つのビーム形状 (形状 2、形状 3) を仮定し、それぞれ、運転初期と後期に用いることとした。商用 ADS および 2 つのパイロット ADS のビーム形状に対して、それぞれ発熱・熱流動解析を行い、ビーム窓材料に要求される使用環境を Table 5.3-1 のように求めた。ただし、表中のパイロット ADS の低エネルギー中性子による照射量は、商用 ADS の照射量から、使用期間に比例すると仮定した概算値であり、今後再評価が必要である。また、本検討は

未照射条件で成立することに基づいていることから、今後は、材料腐食や照射効果についての国内外の研究成果を取り入れ、構造健全性を確認する必要がある。

参考文献

- 5-1) T. Sugawara, et al., Conceptual design study of beam window for accelerator-driven system with subcriticality adjustment rod, Nuclear Engineering and Design, 331, pp.11-23, 2018.
- 5-2) 辻本 和文, 他, 鉛ビスマス冷却加速器駆動システムを用いた核変換技術の成立性検討, JAEA-Research 2010-012, 2010, 59p.
- 5-3) J-PARC センター 核変換ディビジョン, J-PARC 核変換実験施設技術設計書; ADS ターゲット試験施設(TEF-T), JAEA-Technology 2017-003, 2017, 539p.
- 5-4) F. Maekawa, A Plan of Proton Irradiation Facility at J-PARC and possibilities of application to nuclear data research, JAEA-Conf 2022-001, 2022, pp.7-14.
- 5-5) Bruce Yee-Rendon, et al., Beam physics design of a 30-MW beam transport to the target for an accelerator-driven subcritical system, Journal of Instrumentation, vol.17, 2022, pp.P10005-1-P10005-22.
- 5-6) T. Sato, et al., Recent improvements of the Particle and Heavy Ion Transport code System - PHITS version 3.33, J. Nucl. Sci. Technol. 61, pp.127-135, 2024.
- 5-7) Ansys, Fluent User's Guide, https://ansyshelp.ansys.com/public/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/v242/en/flu_ug/flu_ug.html (2025/10/1 確認).

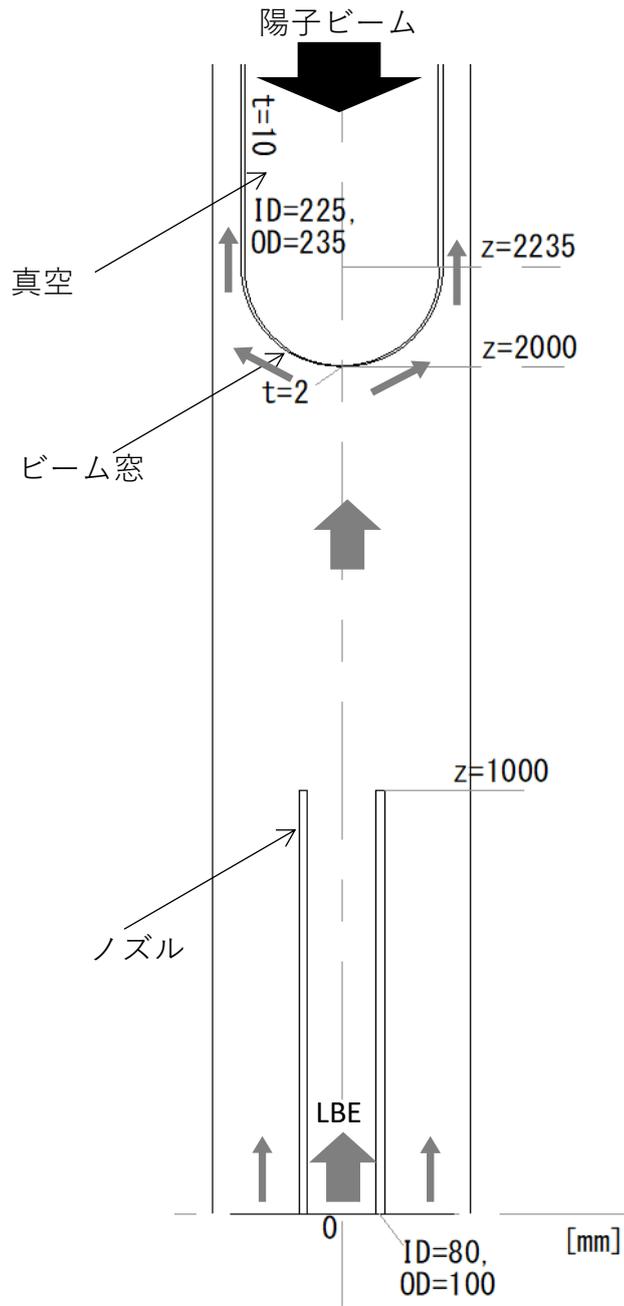


Fig. 5.1-1 商用 ADS のビーム窓概念

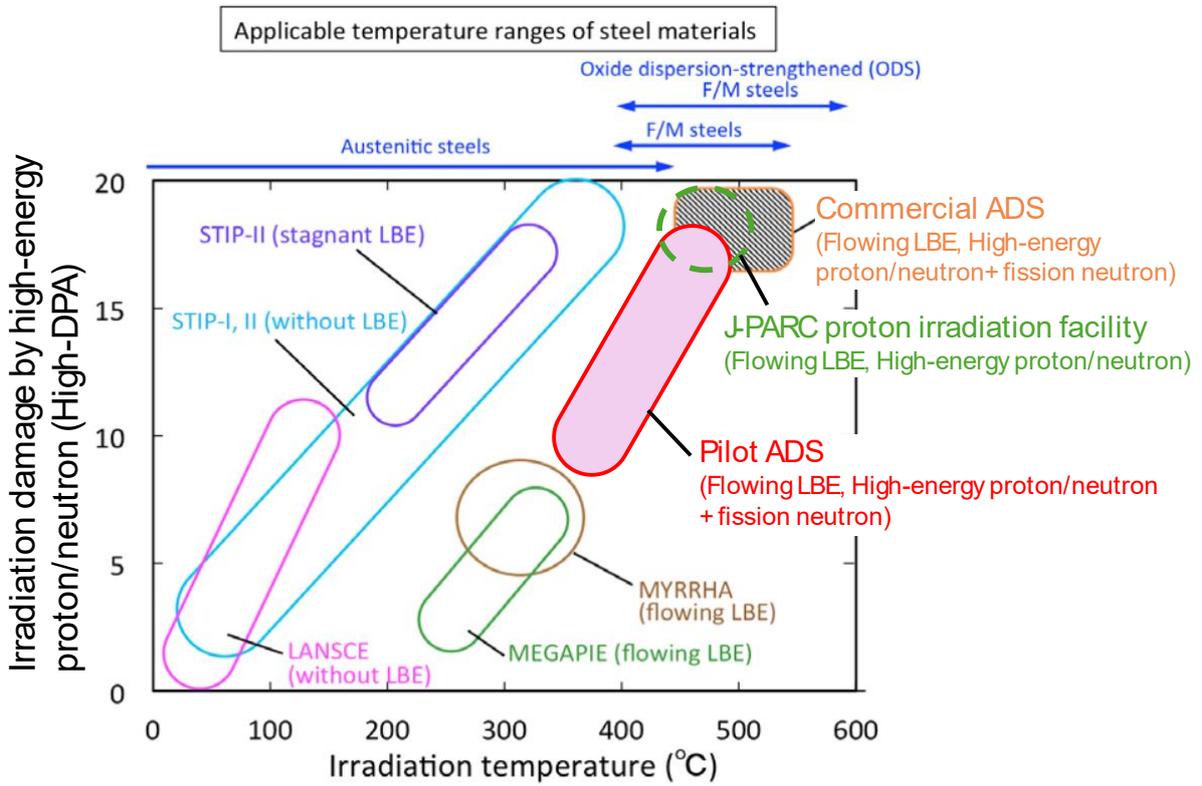


Fig. 5.2-1 過去に行われてきた照射実験と ADS の温度-DPA 領域 ⁵⁻³⁾

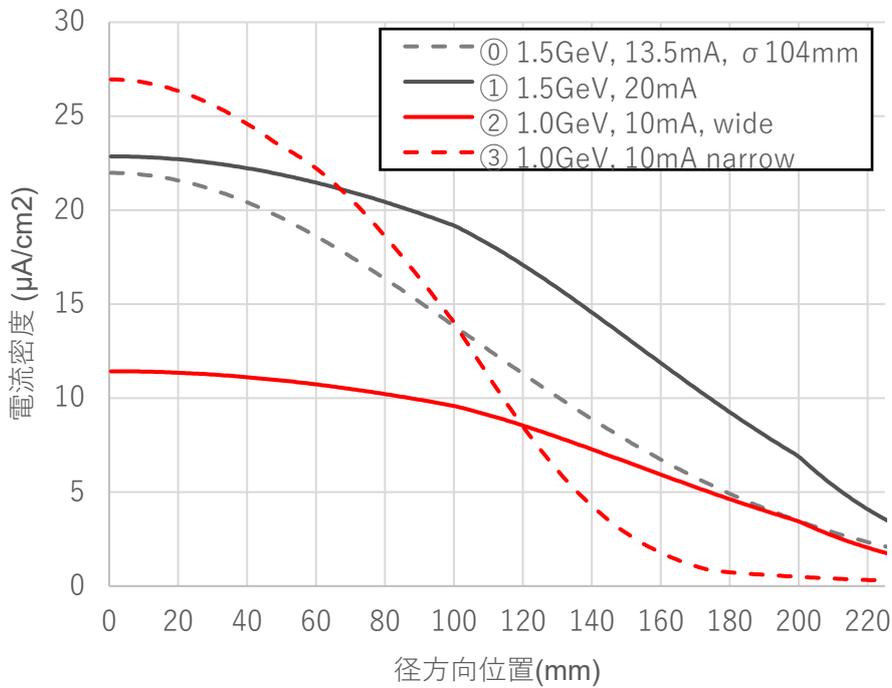


Fig. 5.2-2 ビーム形状

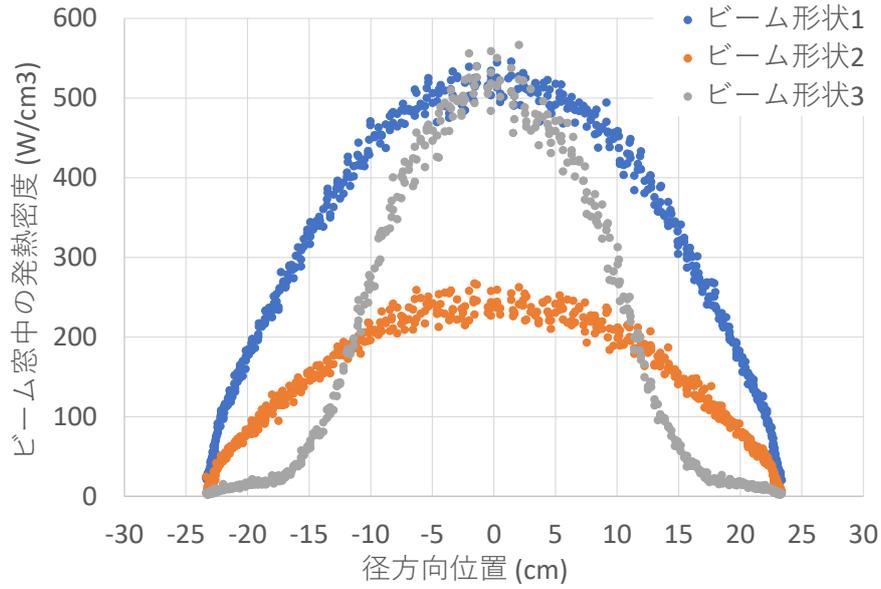


Fig. 5.2-3 PHITS によるビーム窓内部の発熱密度計算結果

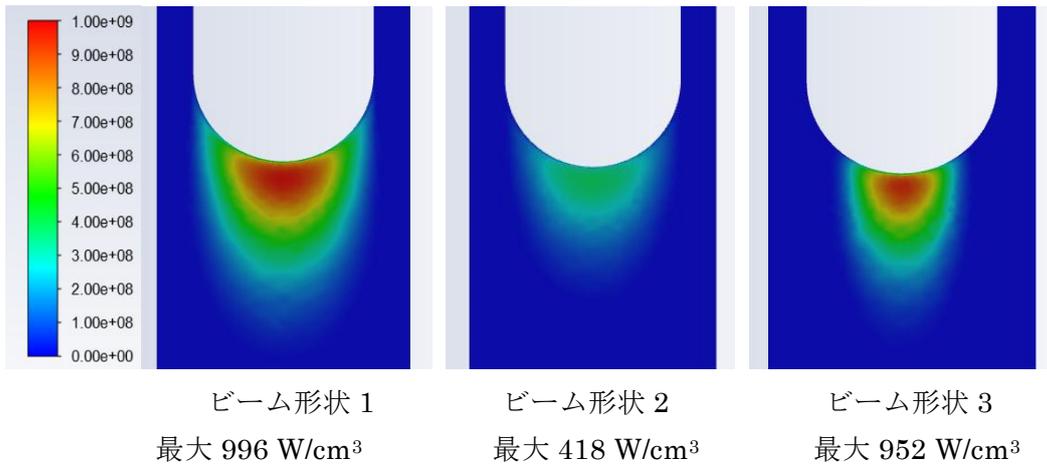


Fig. 5.2-4 PHITS による LBE 内部の発熱密度計算結果 (W/m³)

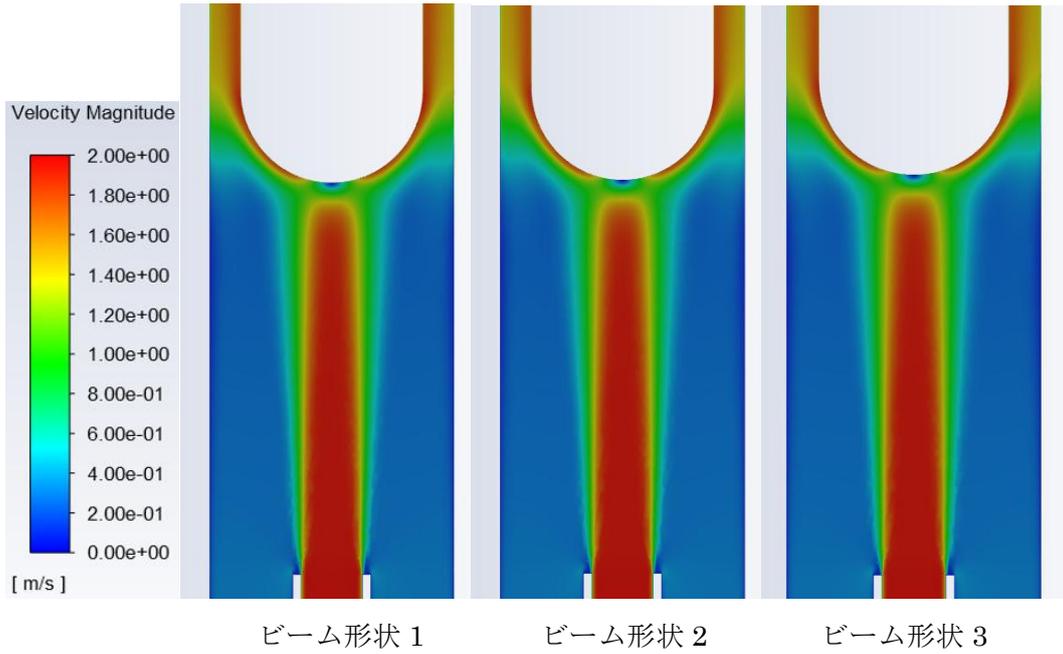


Fig. 5.2-5 流速の解析結果 (m/s)

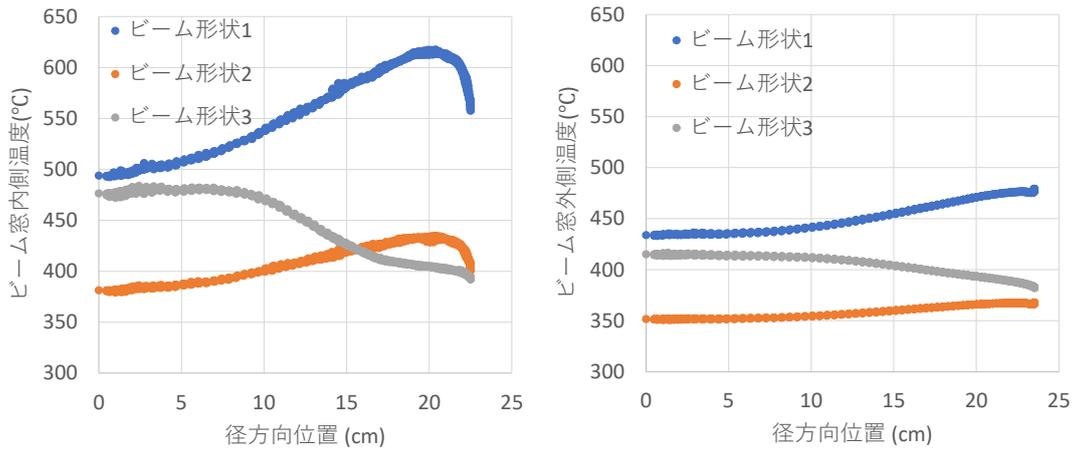


Fig. 5.2-6 ビーム窓内部の温度分布

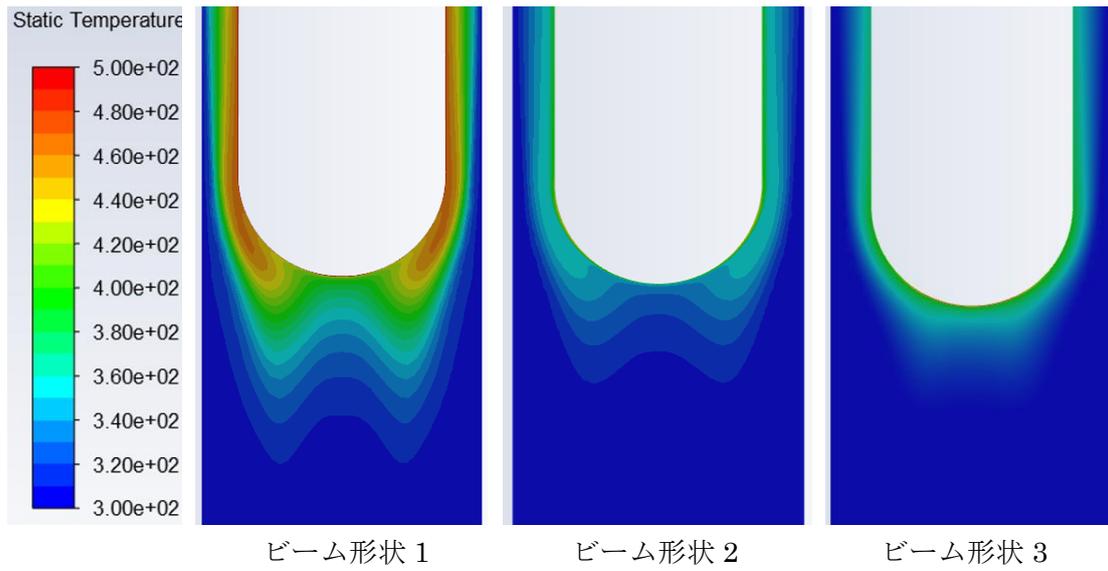


Fig. 5.2-7 LBE 温度の解析結果 (°C)

Table 5.2-1 ビーム形状

項目	ビーム形状 1	ビーム形状 2	ビーム形状 3
用途	商用 ADS	パイロット ADS	パイロット ADS
ビームエネルギー GeV	1.5	1.0	1.0
必要なビーム電流, mA	20	10	10
加速器ビーム供給, mA	22.34	11.17	10.33
ピーク電流密度 $\mu A/cm^2$	22.9	11.4	27.0

Table 5.2-2 LBE 入口条件

項目	値
ノズル内径/外径	160/200 mm
ビーム窓頂部からノズルまでの距離	1000 mm
入口温度	300 °C
ノズル内流速	1.9 m/s
ノズル外流速	0.4 m/s

Table 5.2-3 温度解析結果 (°C)

		ビーム形状 1	ビーム形状 2	ビーム形状 3
ビーム窓頂部	内表面温度	493	382	484
	外表面温度	434	351	417
ビーム窓外側 ピーク	内表面温度	618	435	ピーク無し
	外表面温度	479	368	ピーク無し

Table 5.3-1 ADS ビーム窓材料の使用環境

	パイロット ADS		商用 ADS
	初期	後期	
使用期間	270 日	540 日	600 日
ビーム形状	形状 2	形状 3	形状 1
使用温度	440°C	490°C	620°C (局所)
(LBE 接触部)	370°C	420°C	480°C
照射量 (高エネルギー)	10 High-DPA	20 High-DPA	20 High-DPA
(低エネルギー概算値)	75 Low-DPA	150 Low-DPA	150 Low-DPA

6. 炉容器内機器

本章では、パイロット ADS の炉内機器のうち、一次系ポンプ、蒸気発生器、崩壊熱除去系を検討する。パイロット ADS では商用 ADS と同じ方式を用いることで、スケールアップを容易にする方針とする。すなわち、本検討においては過去の商用 ADS の検討結果をレビューし、パイロット ADS 向けにスケールダウンする。その他、酸素濃度制御、反応度制御機構の駆動機器、燃料交換機などの機器概念を整理する。最後に、炉内機器配置および発電タービン設置の考え方を示す。

6.1. 一次系ポンプ

商用 ADS における一次系ポンプの設計では、機械式のポンプ 2 基で 800 MW の除熱に必要な LBE を流動させている (Fig. 6.1-1)。出力 200 MW のパイロット ADS でも炉心の出入り口温度差は同じであることから、全体流量は 1/4 になる。そこで、ポンプ基数を同じく 2 基とし、同じ高さであって相似なポンプ設計 (機械式たて型自由液面単段片吸込式) を採用することとする。同じ設計を持つポンプの相似則は次式で表される。

$$\begin{cases} \frac{Q'}{Q} = \frac{n'}{n} \left(\frac{D'}{D}\right)^3 \\ \frac{H'}{H} = \left(\frac{n'}{n}\right)^2 \left(\frac{D'}{D}\right)^2 \end{cases} \quad (6.1)$$

ここで、 Q は流量 (m^3/s)、 H は揚程 (m)、 n はインペラの回転速度 (rad/s)、 D はインペラ径 (m) であり、ダッシュはパイロット ADS、ダッシュ無しは商用 ADS を表している。 $Q'/Q = 1/4$ 、 $H'/H = 1$ であるから、 $D'/D = 1/2$ 、 $n'/n = 2$ を得る。すなわち、商用 ADS と比べパイロット ADS のインペラ径は 1/2 であって、その回転速度は 2 倍と見積もられる。

また、ポンプ出口径は内部を流れる流速が同程度と設計するのが適切であるので、流路面積を 1/4、直径を 1/2 とする。上記のようにインペラ・ポンプ出口直径ともに 1/2 になることから、ポンプ全体の寸法 (胴径) も 1/2 になるものと判断した。

以上をまとめて、一次系ポンプの諸元を Table 6.1-1 に示す。

6.2. 蒸気発生器 (SG)

パイロット ADS の SG も、商用 ADS と同じ方式 (Fig. 6.2-1) とする。すなわち、LBE から、細管中の水・蒸気への熱移動によるものとし、細管はヘリカルコイル型とする。基数、LBE 出入口温度、水出入口温度等を商用 ADS と同じとし、1 基あたりの除熱量を 1/4、必要な細管の表面積 (本数) も 1/4 とする。したがって、蒸気発生器の寸法は、高さ方向が等しく、半径方向が 1/2 と概算できる。

以上の考察から得られる仕様を Table 6.2-1 に示す。パイロット ADS におけるヘリカルコイルの巻き方・巻き数は未検討である。

6.3. 崩壊熱除去系 (DHRS)

DHRS についても、商用 ADS と同じ設計⁶⁻²⁾を採用する (Fig. 6.3-1)。商用 ADS では、SG 上部に位置する LBE 流入部に DHRS の熱交換器 (図中、炉内熱交換器) を設置し、起動時の

み熱交換器内部の 2 次系冷却材を自然対流により流動させる。2 次系冷却材も LBE であり、高所に位置する外気との熱交換器（図中、空気冷却器）に導かれ、空冷される。異常時には、1 次系、2 次系および空気はすべて自然循環で駆動される。2 次系中に電磁ポンプが、空気冷却器上流に送風機が設置されているが、これらは点検ならびに異常後の早期復旧のためのものであり、異常が発生し、進展している間の除熱においては、使用する必要はない。

除去すべき崩壊熱は商用 ADS において 14 MW と評価されており⁶⁻²⁾、これは、炉心出力 800 MW の 1.75% に相当する。4 基すべての SG に対して DHRS が接続されるため、4 系統の DHRS が準備されるが、点検・動作不良を考慮し、3 系統で 14 MW を除熱する性能を有する設計となっている。すなわち、4.7 MW/基の性能を有する。系統数の考え方はパイロット ADS においても同様であるが、炉心出力が 1/4 であるので、要求性能は 1.17 MW/基となる。

商用 ADS DHRS の 1 次系/2 次系の熱交換器概念を Fig. 6.3-2 に示す。軸中心（図中①）から外側に向かって、SG への水系入口（図中②、下向き流れ）、SG から水系出口（図中③、上向き流れ）、DHRS 2 次系 LBE 入口（図中④、下向き流れ）、DHRS 1 次系/2 次系の伝熱領域（図中⑤、上向き流れ）が配置される。通常運転時においても 1 次系 LBE は DHRS 伝熱領域を通過し、DHRS 2 次系により熱を失うことなく、SG に流入する。Fig. 6.3-3 に概略図面を示す。図中 N_sL は通常運転時水位であり、E_sL はビームダクトや異常時の最低水位である。原子炉容器やビームダクトが破損し、LBE が一部漏洩した場合でも、DHRS 伝熱領域がすべて E_sL 以下に位置することが安全上の設計要件である。そのために、原子炉容器外部にガードベッセルが設けられ、多量の LBE が漏洩することが無いよう設計されている。1 次系/2 次系の熱交換器仕様を Table 6.3-1 に示す。温度設定はすべて商用 ADS と同じとし、伝熱管本数を 1/4 に減らすことで除熱量を 1/4 にすることとした。

商用 ADS DHRS の 2 次系/空気の熱交換器を Fig. 6.3-4 に示す。束ねた U 字管に対して 2.3 m×4.032 m の長方形の空気ダクトから空気が吹き付けられる構造となっている。伝熱部の仕様を Table 6.3-2 に示す。除熱量が 1/4 になっていることから、伝熱管本数を約 1/4 に減じることで同等の設計が可能であると考えられる。

以上から、崩壊熱除去系は、受動的安全性を備え、かつ、熱交換器が LBE 外に露出しない設計となっており、2.3.4.2 で議論した安全上の要件を満たす。加えて、多様性を確保するために、原子炉コンクリート空洞冷却システムや原子炉空洞への注水といった崩壊熱除去オプションを備えるものとする。

6.4. LBE 酸素濃度制御系

6.4.1. 酸素濃度測定

LBE 中で進行する鋼材腐食に関しては、溶存酸素濃度を適切な範囲（ 10^{-7} ～ 10^{-5} wt%）に管理して鋼材表面に酸化被膜の形成を促すことで LBE と母材の直接接触を回避して腐食を抑制することが推奨されている。このため、LBE 系の運用においては、酸素濃度測定、酸素濃度制御が重要になる。酸素濃度の代表的な測定手法として、レーザー分光式、磁気式、ガルバニ電池式、ジルコニア式が挙げられる。レーザー分光式は波長可変半導体レーザーを用い、吸収分光計測法を利用してレーザーが測定対象ガスを通過する際の損失量からガス濃度を測定する。

磁気式は酸素分子の常磁性を利用し、磁界内の酸素分子の動きによって生じる変化をキャリアガス流量の変化、光の反射角度の変化、圧力変化などで検出し、酸素濃度に換算する。両者は腐食性媒体の測定に適するが、一般に気体を対象とした手法であり LBE 中の溶存酸素濃度の測定には不向きである。ガルバニ電池式は陽極と陰極と接する電解液中に隔膜を介して酸素を供給し、測定媒体の酸素分圧に比例して生じる電流を測定することで酸素濃度を測定する。検出部の小型化が容易であり気体、液体を問わず適用可能である反面、LBE への適用に関しては電解液の劣化による寿命が短い点や隔膜の耐熱性などの問題がある。ジルコニア式はイットリア安定化酸化ジルコニウム (YSZ) の固体電解質としての性質を利用したものである。YSZ 層の内外に酸素濃度が異なる媒体が接触した際に、酸素濃度の比に応じ発生した起電力を換算することで対象媒体の酸素濃度を決定する。本手法はセンサーの検出部分がセラミックである YSZ で構成されるため、高温下の LBE 中の酸素濃度計測に適する。

本ジルコニア式を LBE 中酸素濃度の測定に適用することを目的としてドイツ、ベルギー等の各国の研究機関においてセンサー技術の開発が進められた^{6-4, 6-5)}。日本では JAEA において各国の協力のもと、先行センサーの技術を参照しつつ研究開発が進められてきた⁶⁻⁶⁾。Fig. 6.4-1 にセンサーの概念図を示す。センサー検出部は試験管型の YSZ で構成され、その内面に電極となる金属ペーストを塗布、あるいは酸素濃度測定において LBE と対となる参照極としての金属酸化物を封入し、LBE 側との電位差を測定する仕組みである。YSZ 管外壁と接する LBE 中の溶存酸素量のごく微量であるため、測定中に酸素は YSZ 管内側から LBE 中へ移動する。このため、金属酸化物を参照極として用いる手法に関しては、封入する量に依存するものの酸化物中に含まれる酸素が消費され続け、いずれ寿命を迎えることは避けられない。このため、JAEA では周辺から取り込んだ空気を参照極として用い、酸素消費による寿命の問題を回避する手法を採用した。Table 6.4-1 に JAEA で開発した LBE 用酸素センサーの仕様を示す。参照極として YSZ 管内に周辺雰囲気から空気を取り込む構造であり、管内に塗布した Pt ペーストやペーストと電極の接合部、あるいは電極の劣化が生じない場合において継続的に使用することが可能である。

パイロット ADS においても同様のセンサーが使用可能であると考えられるが、炉容器側面方向から設置しようとした場合、現状の酸素センサーの構造では、LBE に液浸させるべき検出部 (φ6 mm × L178 mm) が届かない。炉容器上面からの設置においても YSZ 管の長さを少なくともメートルサイズに拡大する必要があり、長尺化した YSZ 管の破損リスクを考慮する必要もあり現実的ではない。炉容器内の LBE 中に検出部だけでなく酸素センサー全体を丸ごと液浸させた状態で設置する場合は、現状の酸素センサーが空気を参照極としており外気を導入する必要がある点から適用できない。仮に密閉構造である金属酸化物を参照極として用いる手法に変更したとしても、先に述べた参照極の寿命の観点から交換頻度が高くなる点に配慮する必要がある。このため、酸素濃度制御系としてユニット化した小型 LBE ループをタンク上面フランジなどから挿入、設置する方法が妥当であると考えられる。

6.4.2. 酸素濃度制御

文献⁶⁻⁷⁾が示す通り、ステンレス鋼の成分である Fe、Cr、Ni などの酸化物 (Fe₃O₄、Cr₂O₃、

NiO) は、鉛やビスマスの酸化物 (PbO、Bi₂O₃ など) に比べ形成され易いことが明らかになっている。この理由により、LBE を循環する系においては溶存酸素が LBE と接触する鋼材表面の酸化被膜の形成、あるいは被膜の剥離等による欠陥の修復に常に酸素が消費され続けることになる。同様に、ADS においては炉構造材や燃料集合体を構成する鋼材の表面で酸化被膜が成長し続けるため、LBE による鋼材の腐食抑制を目的に LBE 中酸素濃度を適切な値に維持するためには、LBE 中に酸素を供給する機器が必要となる。商用 ADS で要求される酸素供給量は、最大 150 g/時間である⁶⁻³⁾。パイロット ADS では、全体物量が減少するため、必要な性能は異なる。6.7 節で述べるように、炉容器内径が 0.7 倍程度 (7.4/11.2) に縮小されているため、おおむね、内部の鋼材の表面積は 0.5 倍 (0.7 の 2 乗) と見積もると、パイロット ADS における要求性能は 75 g/時間である。

運転中に酸素を供給する手法、すなわち酸素濃度を制御する手法として、酸素供給源として固体酸化物を利用する方法⁶⁻⁸⁾や、カバーガスに対して酸素を供給し LBE の自由界面を介してガス/LBE 間の酸素の移行を促す方法⁶⁻⁹⁾などが提案されている。固体酸化物を利用する方法に関しては、直径 12 mm の PbO 球を多数集合させたパッケージを流路内に配置するなどして LBE に液浸させて酸素を供給する。ただし、デメリットとして PbO 球群の隙間に腐食生成物等が付着した際の圧力損失の増加や流路閉塞などの障害が発生する懸念がある。カバーガスに酸素を供給する手法については、LBE 自由界面を覆うカバーガス層に繋がるガス供給ラインを備えるだけで良く、ラインを通過する媒体も気体のみに限定されるため閉塞が生じるなどの問題を生じない。制御のプロセスとしては、酸素濃度を監視するセンサーの値が制御目標値に対して設定した閾値を下回った場合に酸素を供給し、再び閾値に到達した際に供給を停止する。これにより LBE 中の酸素濃度を目標とする範囲で保持することが可能となる。

Fig. 6.4-2 に JAEA が保有する LBE 流動下での腐食試験を目的とした試験装置 (OLLOCHI⁶⁻¹⁰⁾) に導入した酸素濃度制御用ガス供給システムの系統図を示す。本システムでは酸素源としてカバーガスである Ar に 2%の酸素を含む混合ガスを使用している。Ar に 5%の水素を加えた混合ガスも備えられているが、これは装置立ち上げの際や点検保守等でループ側を開放した際、溶存酸素濃度が飽和あるいは過飽和状態に達した場合、その後の運転において酸素濃度を制御目標まで調整するため一時的に使用するものである。濃度制御を行う際は先に述べた通り監視用酸素濃度センサーの値に応じて電磁弁を開放、あるいは閉止し、酸素の供給と停止を繰り返し実行する。本システムは実験室内のループ試験装置用に設計、製作されたものであるものの、原理的にはパイロット ADS においても同様の技術が適用可能であると考えられる。

パイロット ADS においては、前述のように、酸素濃度制御系としてユニット化した小型 LBE ループを炉容器上面フランジなどから挿入し、酸素濃度を調整する。すなわち、炉容器内を満たす多量の LBE に対して酸素リッチに調整した LBE を局所的に供給する形となる。このため、LBE 系各部に対し適切かつ必要十分な酸素を供給することが可能であるか否か、すなわち、供給酸素の大半が上流側の流路表面被膜の形成に消費され、下流側あるいは流れのよどみ域などで酸素が不足する状態に陥ることのないよう、可能な限り炉内構造全体に酸素を分配することができるような制御ユニットの配置を含めた設計が必要である。加えて、実際の運用を想定

して当該のユニットの設置/保守点検/交換/廃棄方法等を決定し、設計に反映させなければならぬ。酸素濃度制御ユニットの具体化に関しては、気相から LBE 中へ移行した酸素の振る舞いについて解析的な評価を進めるとともにユニットのモックアップを用いた実験による性能評価を実施する必要がある。

6.5. 安全棒による反応度制御機構

パイロット ADS では、中性子実効増倍率を所定の値以下とするために、3.1 節で示した安全棒による反応度制御機構が用いられる。本節では、商用 ADS に対して可能な設計オプションの一つとして検討された未臨界度調整機構を参考に反応度制御機構を検討する。

文献⁶⁻¹¹⁾で検討された未臨界度調整機構は、燃焼中の反応度を補償する目的で装備されているが、B₄C 吸収材を用いるなど基本的な構造は同一である。ただし、文献⁶⁻¹¹⁾では集合体ピッチが 233.9 cm の大型燃料集合体がいわれているため、全体に大きな寸法となっている。商用 ADS (大型集合体) に対して検討された未臨界度調整機構概念を Fig. 6.5-1 に示す。全長 3.74 m の案内管が、燃料集合体と同様に下部支持板にラッチにより固定され、その内部を、全長 2.8 m の制御棒がストローク 1.2 m に渡って移動する。制御棒の内部には全長 1 m の B₄C 吸収体部と、全長 1 m のタングステン重り部が含まれる。制御棒駆動機構の下端に制御棒ヘッドをつかむためのグリッパがあり、制御棒 (右図) を駆動機構側 (左図) の案内管の内部に 1.2 m 引き上げることができる。モータは炉上部に位置し、全体は外径 400 mm のフランジによって固定されている。

両 ADS の保護管・案内管寸法を Table 6.5-1 に示す。パイロット ADS では集合体ピッチが狭いことから、全体に細い設計となっており、案内管の外径は約 60 mm 小さい。このことから、フランジ外径も 300 mm 程度に細くできると概算した。

商用 ADS では、炉心中心軸からのフランジ中心までの距離は、未臨界度調整機構の位置に依存して 620~1020 mm であった。一方、ビーム遮蔽の外半径が 675 mm であったためフランジと干渉した。さらに、燃料交換のための中央に 2 重回転プラグが存在し、燃料交換機との干渉があるため、未臨界度調整機構を可能な限り外側 (中心から 1020 mm 位置) にする設計が採用された。

パイロット ADS では安全棒は炉中心から 5 層目に位置するため、炉中心軸からの距離は 466 mm しかなく、フランジ端までは、 $466 - 300/2 = 316$ mm である。ビーム窓 (外半径 235 mm) のフランジや、3.1 節で述べたビーム遮蔽との干渉が危惧されるため、安全棒を外側位置に移すなどの検討が望まれる。燃料交換機を炉中心に設置し、回転プラグで位置を変える方式は駆動装置との干渉が確実で、パイロット ADS には適用できないと考えられるため、6.6 節で改めて検討する。

6.6. 燃料交換機

商用 ADS における燃料集合体および反射体の移動は、燃料交換機により炉心と中継ポートの間で移動し、燃料出入装置によって中継ポートから外部に出し入れする方式で行われる (Fig. 6.6-1)。燃料交換機は原子炉蓋に備え付けられた二重回転プラグに固定されており、2 m 程度

の水平方向アーム移動距離で、自身の直下を含むすべての燃料集合体ならびに反射体にアクセスできる構造になっている。中継ポートには 2 体の燃料集合体を格納することができ、180 度回転することで、アーム側のアクセスと、燃料出入装置側のアクセスを切り替えることができる。取り出された燃料集合体は検査、洗浄を経て、水冷の貯蔵プールで一定期間冷却される。

パイロット ADS においては、6.5 節で述べたように、反応度制御機構との上部における干渉により同じ方式は困難であるため、炉心外側に 2 体の固定式の燃料交換機を設置し、中継ポートおよび燃料出入装置も 2 基を備え付ける方式とする。これにより、装置の数は増えるものの、商用 ADS では必要な、燃料交換時のビーム窓の取り外しや、上部偏向電磁石の移動が不要となり、燃料交換作業にかかる期間が短縮される利点がある。

商用 ADS では 300 日～600 日ごとに燃料交換を実施するのに対し、パイロット ADS では 90 日ごとの 1/3 炉心の燃料交換が想定される。したがって、炉内に 1 炉心分程度を一時貯蔵できる設備を用意し、より燃料交換期間を短縮することも検討の余地がある。

Table 6.6-1 に燃料交換機、中継ポートおよび燃料出入装置に概略寸法を示す。パイロット ADS では集合体寸法が減少しているため、外径が小さくなる一方全長は変わらない。

6.7. 炉内機器配置および炉容器

ここまでの検討から見積もられた各炉内機器の概略寸法を用いて、パイロット ADS の炉内配置および炉容器寸法を検討した。Fig. 6.7-1 に示すように、商用 ADS とビーム寸法は同一であるが、炉心サイズは小さいため、炉心流路の外側境界を構成する炉心槽も内径 4.2 m から 2.8 m に小さくなる。SG・ポンプも小さくなっているため、全般にやや余裕のある配置となっている。燃料交換機は反射体を含めて交換可能とするために、炉心槽の上部付近に対称に 2 基を設置した。中継ポートおよび燃料出入装置もそれぞれ燃料交換機の近くに配置した。これらの外側にスペースがあるため、燃料の一時貯蔵場所として活用できる可能性がある。

これらの配置から、パイロット ADS の炉容器を内径 7.4 m、外径 8 m とした。原子炉容器の高さは商用 ADS と同じ 15.59 m である。

6.8. 発電タービン

パイロット ADS における発電用タービンの設置について検討する。Table 6.2-1 に示したように、商用/パイロット ADS の蒸気発生器からは、275.4℃、6 MPa の湿り蒸気が得られる。これは、大型軽水炉のタービンに用いられる蒸気と同様の圧力・温度領域であり、ADS のタービンについては特別な開発要素は無いと考えられ、技術開発の観点では、パイロット ADS にタービンを備える必要性はない。一方で、パイロット ADS では 200 MW の発熱が発生するため、これを単に廃熱とすることは、タービン等の発電用機器の追加にかかる費用を考慮しても、経済的に不合理である可能性がある。そこで、タービン設置にかかる簡単な経済性評価を行った。

文献⁶⁻¹²⁾の表 2-2 から、総建設費 4000 億円のモデル ABWR (出力 1.35 GWe) において、タービンに関連する建設費は 838.4 億円である。出力の 0.6 乗則が成立すると仮定すると、Table 6.8-1 に示すように、商用 ADS とパイロット ADS に対してそれぞれ 321 億円と 140 億円のタービン建設費になると見積もられる。文献⁶⁻¹³⁾の表 6-12 を参考に、年間のメンテナンス費用を

その 4%、廃止費用を 8%とすると、運転期間 40 年間の総費用は、それぞれ、859 億円と 374 億円である。

一方、40 年間の売電によって得られる利益は、単価を 10 円/kWh として、それぞれ 7020 億円と 1316 億円であるので、タービン建設によって十分に利益が得られると考えられる。ここで、パイロット ADS については、年間の運転率を 60%と仮定した。最初の ADS であることを考慮すると、30%などの非常に低い運転率になる可能性があるが、その場合でも売電による収入はタービンにかかる費用を十分に上回る。

パイロット ADS においてはこの電力の多くが自身の加速器によって消費される。加速器は超電導であるが、初号機であることを考慮し 20%程度の加速器効率であると仮定すると、最大加速器出力 (10 MW) の場合に加速器入力 は 50 MW となる。すなわち、発電量の約 8 割が加速器で消費され、実際に売電できる電力は 2 割である。しかし、仮にタービンが存在しない場合、15 円/kWh の買電単価がかかると仮定すると、40 年間の総額は 1580 億円に達するため、やはり、タービン発電を行うメリットが大きい。

以上に示したように、パイロット ADS においてもタービン発電を行う経済的なメリットがあると考えられる。ただし、詳細設計に先立って、タービン建設費の精査、安全性への影響、割引率などの時間効果を考慮した検討が必要である。

6.9. 炉容器内機器のまとめ

本節では、過去の商用 ADS の検討結果をパイロット ADS 向けにスケールダウンすることで、一次系ポンプ、蒸気発生器、崩壊熱除去系、LBE 酸素濃度制御系、反応度制御機構の駆動機器、燃料交換機などの機器概念を整理するとともに、炉内機器配置および発電タービン設置の考え方を示した。今後のパイロット ADS の基本設計に向けては、各機器の寸法決定、SG および DHRX の熱交換器の具体化、小型 LBE ループを用いた酸素濃度制御系の具体化、炉内燃料一時貯蔵の検討、タービンの具体化などが必要である。また、冷却材純化系および LBE の核破砕反応などで発生する気体放射性物質に対する気体廃棄物処理系の検討も重要な課題である。

参考文献

- 6-1) 秋本 肇, 菅原 隆徳, 鉛ビスマス冷却加速器駆動システムの熱設計(1)定格運転条件に対する熱流動解析, JAEA-Data/Code 2016-008, 2016, 87p.
- 6-2) T. Sugawara, et al., Investigations of accelerator reliability and decay heat removal for accelerator-driven system, *Annals of Nuclear Energy*, 125, pp.242-248, 2019.
- 6-3) 菅原 隆徳, 小松 篤史, 鉛ビスマス冷却型加速器駆動核変換システムにおける酸素消費量の評価, JAEA-Research 2020-016, 2021, 44p.
- 6-4) C. Schroer, et al., Design and testing of electrochemical oxygen sensors for service in liquid lead alloys, *Journal of Nuclear Materials*, 415, pp.338-347, 2011.
- 6-5) G. Manfredi, et al., Comparison of solid metal-metal oxide reference electrodes for potentiometric oxygen sensors in liquid lead-bismuth eutectic operating at low

- temperature ranges, *Sensors and Actuators B*, 214, pp.20-28, 2015.
- 6-6) 菅原 隆徳, 山口 和司, 液体鉛ビスマス共晶合金中の酸素濃度測定実験－酸素センサー製作と静的環境での測定－, *JAEA-Technology* 2015-022, 2015, 21p.
- 6-7) S. Miyahara, et al., The analytical study of inventories and physicochemical configuration of spallation products produced in Lead-Bismuth Eutectic of Accelerator Driven System, *Nuclear Engineering and Design*, 352, p.110192, 2019.
- 6-8) A. Marino, et al., “Numerical modeling of oxygen mass transfer from PbO spheres packed bed to liquid lead bismuth eutectic: A venturi-type PbO mass exchanger,” *Nuclear Engineering and Design*, 265, pp.576-581, 2013.
- 6-9) C. Schroer, et al., “Gas/liquid oxygen-transfer to flowing lead alloys,” *Nuclear Engineering and Design*, 241, pp.1310-1318, 2011.
- 6-10) 斎藤 滋, 万 涛, 大久保 成彰, 北 智士, 大林 寛生, 佐々 敏信, 鉛ビスマス高温腐食ルーブ (OLLOCHI) の開発, *JAEA-Technology* 2021-034, 2022, 94p.
- 6-11) T. Sugawara, et al., Conceptual design study of beam window for accelerator-driven system with subcriticality adjustment rod, *Nuclear Engineering and Design*, 331, pp. 11-23, 2018.
- 6-12) 吉田 和生, 他, 放射線防護基準の変更が原子力発電所建設コストに及ぼす影響の評価, 電力中央研究所報告 L05001, 2005.
- 6-13) 大井川 宏之, 他, 原研における長寿命核種の分離変換技術に関する研究開発の現状と今後の進め方, *JAERI-Review* 2005-043, 2005, 193p.

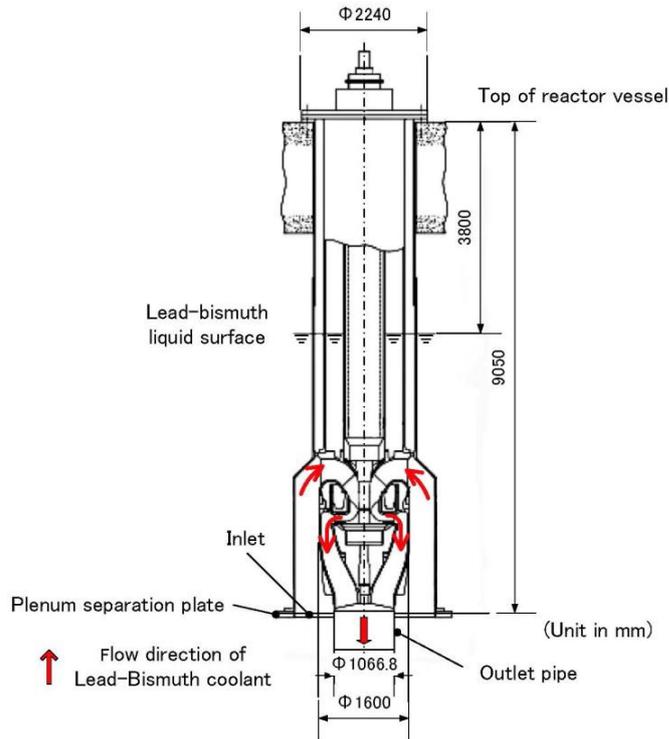


Fig. 6.1-1 商用 ADS の一次系ポンプ 6-1)

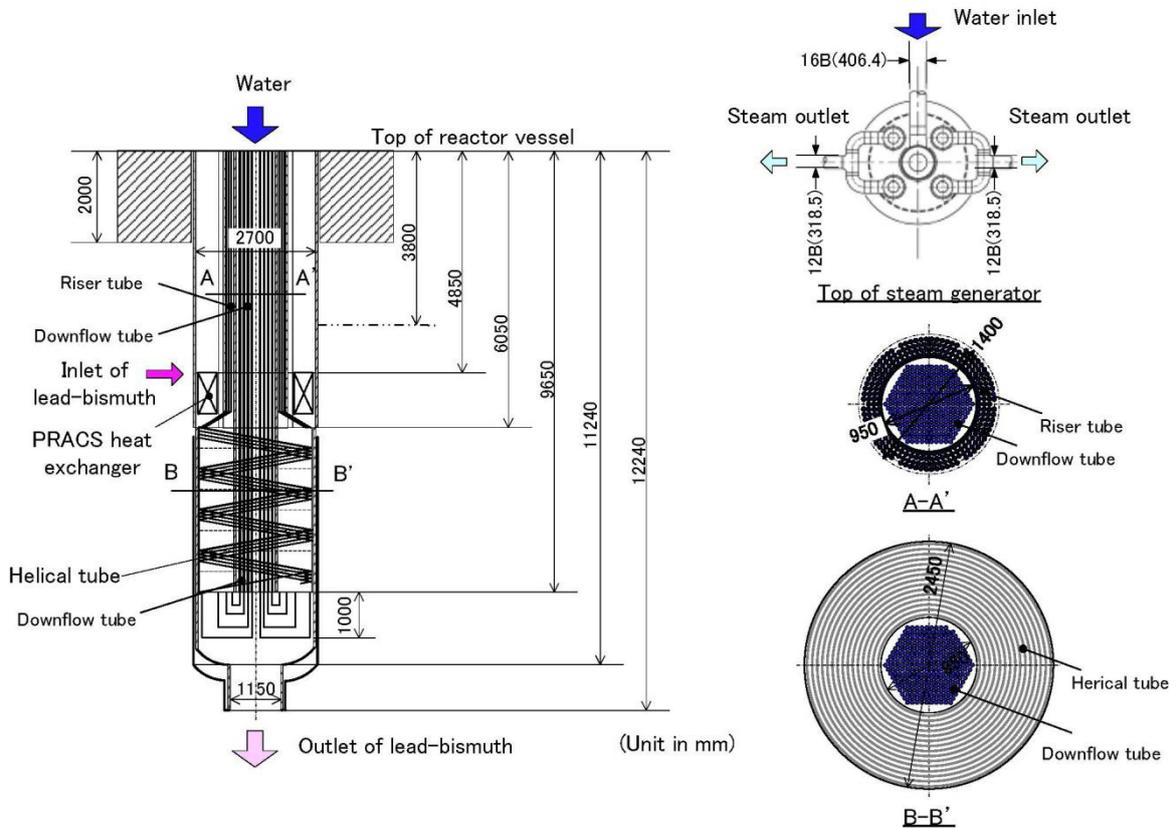


Fig. 6.2-1 商用 ADS の蒸気発生器 6-1)

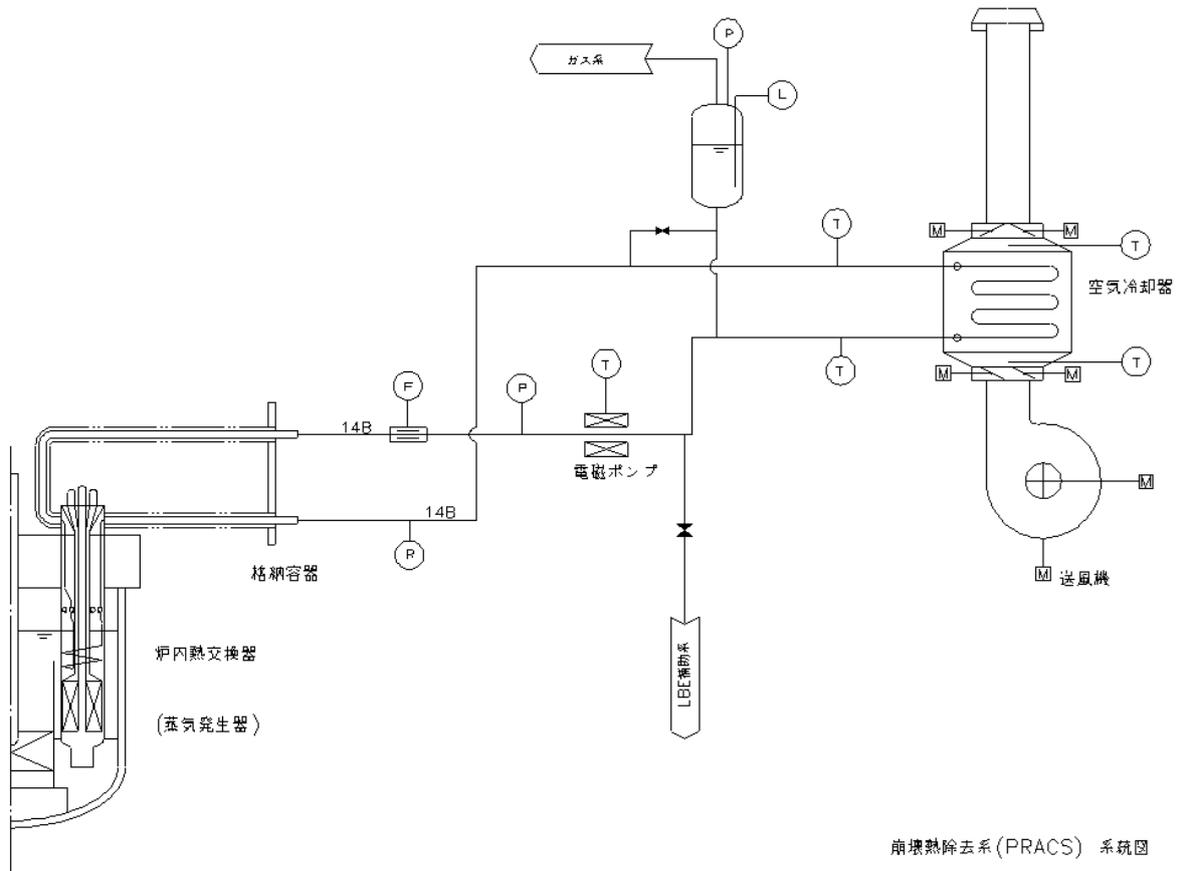


Fig. 6.3-1 商用 ADS/パイロット ADS の DHRS 概念 (1 系統分)

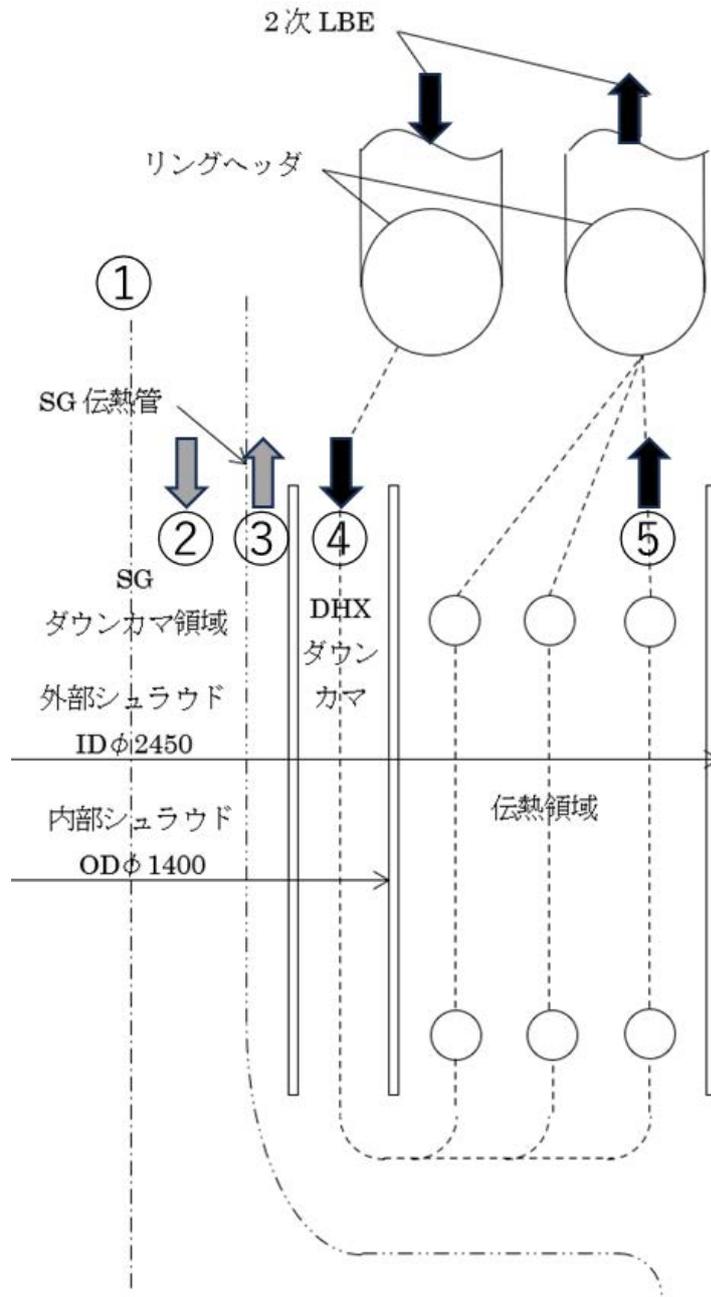


Fig. 6.3-2 商用 ADS における SG 一体型 DHRS の 1 次/2 次熱交換器概念

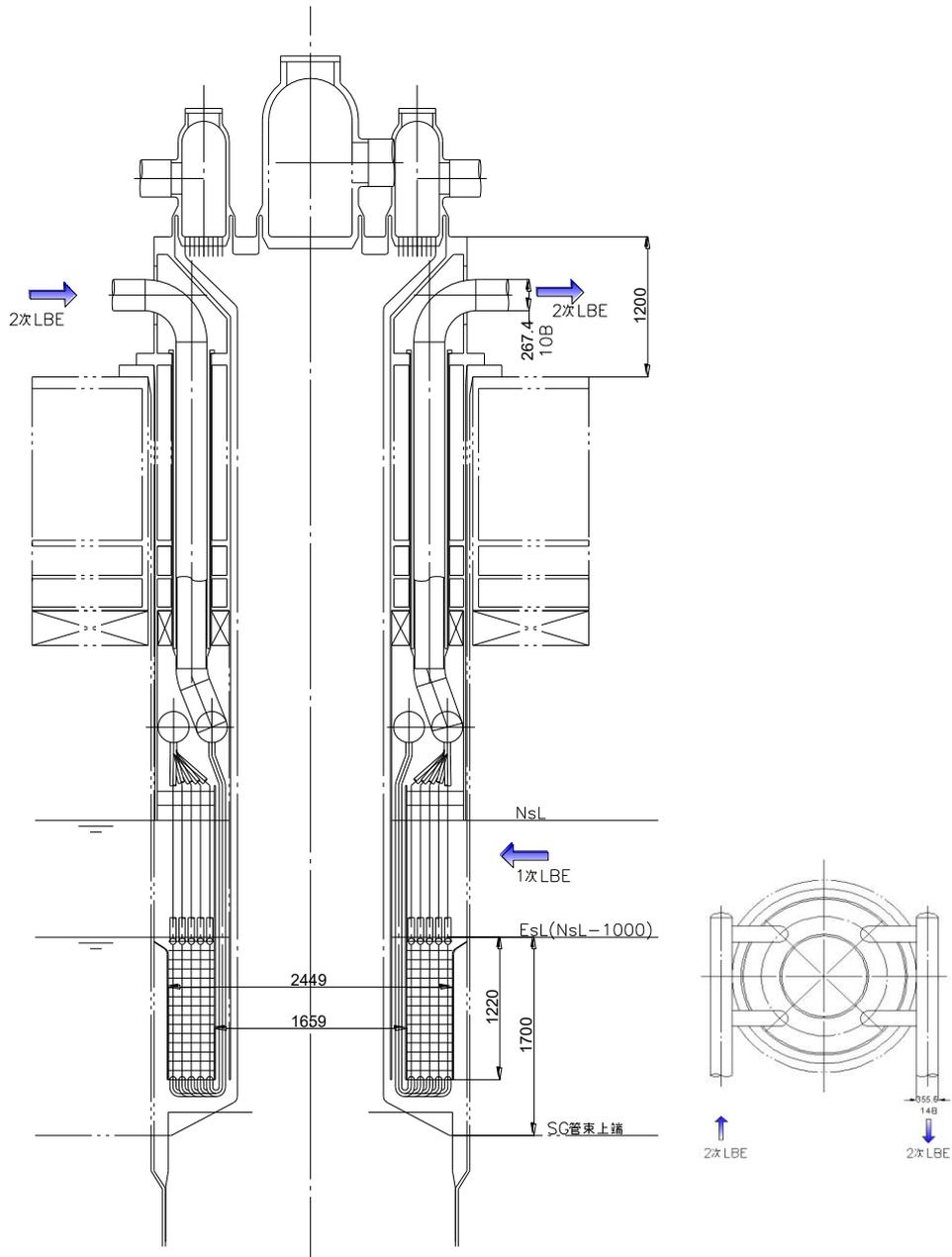


Fig. 6.3-3 商用ADSの1次/2次熱交換器 (単位:mm)

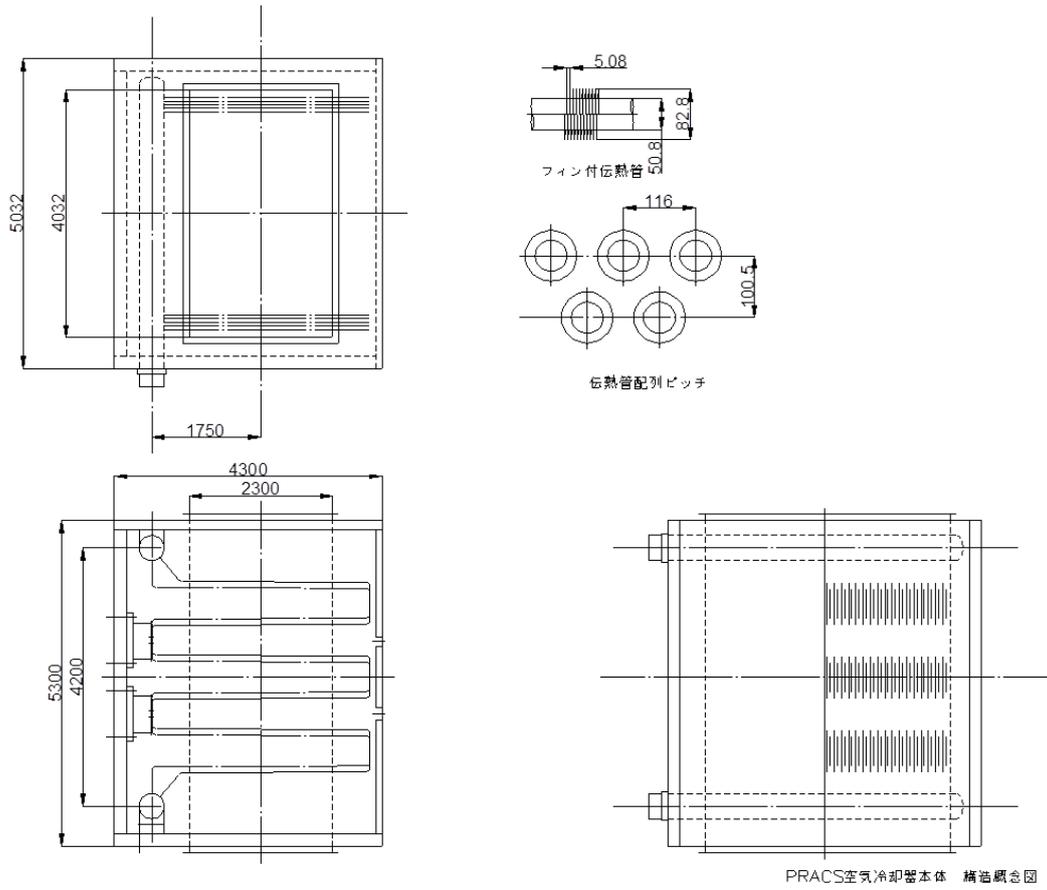


Fig. 6.3-4 商用 ADS の 2 次系/外気熱交換器 (単位:mm)

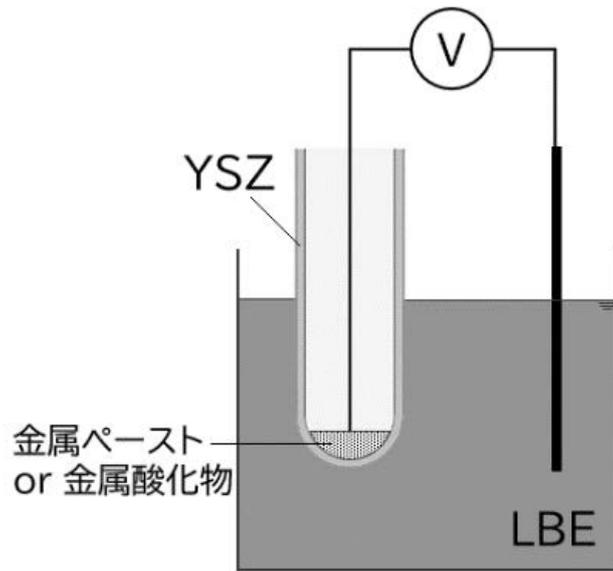


Fig. 6.4-1 酸素センサーの概念図

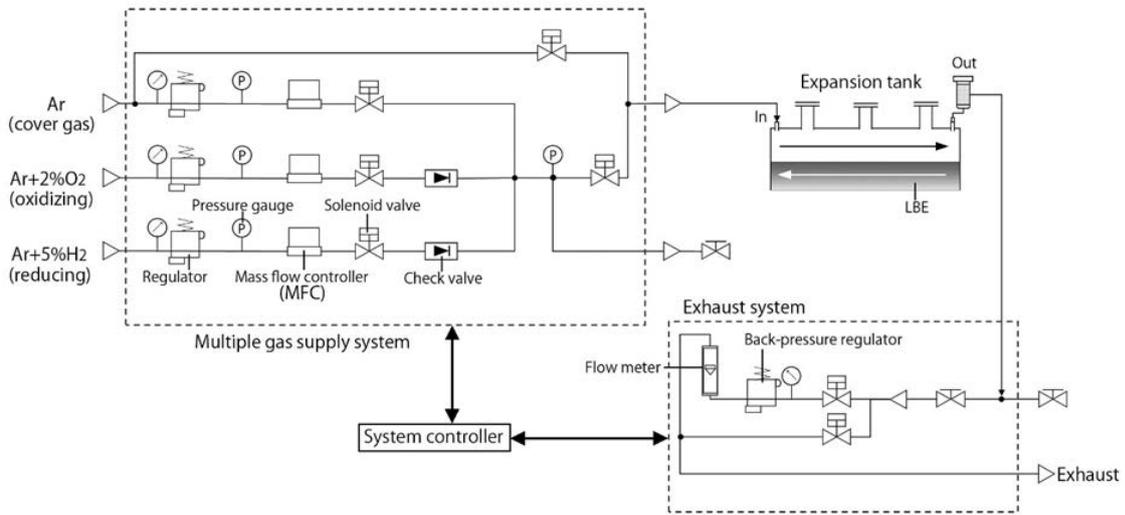


Fig. 6.4-2 OLLOCHI における酸素濃度制御用ガス供給システム

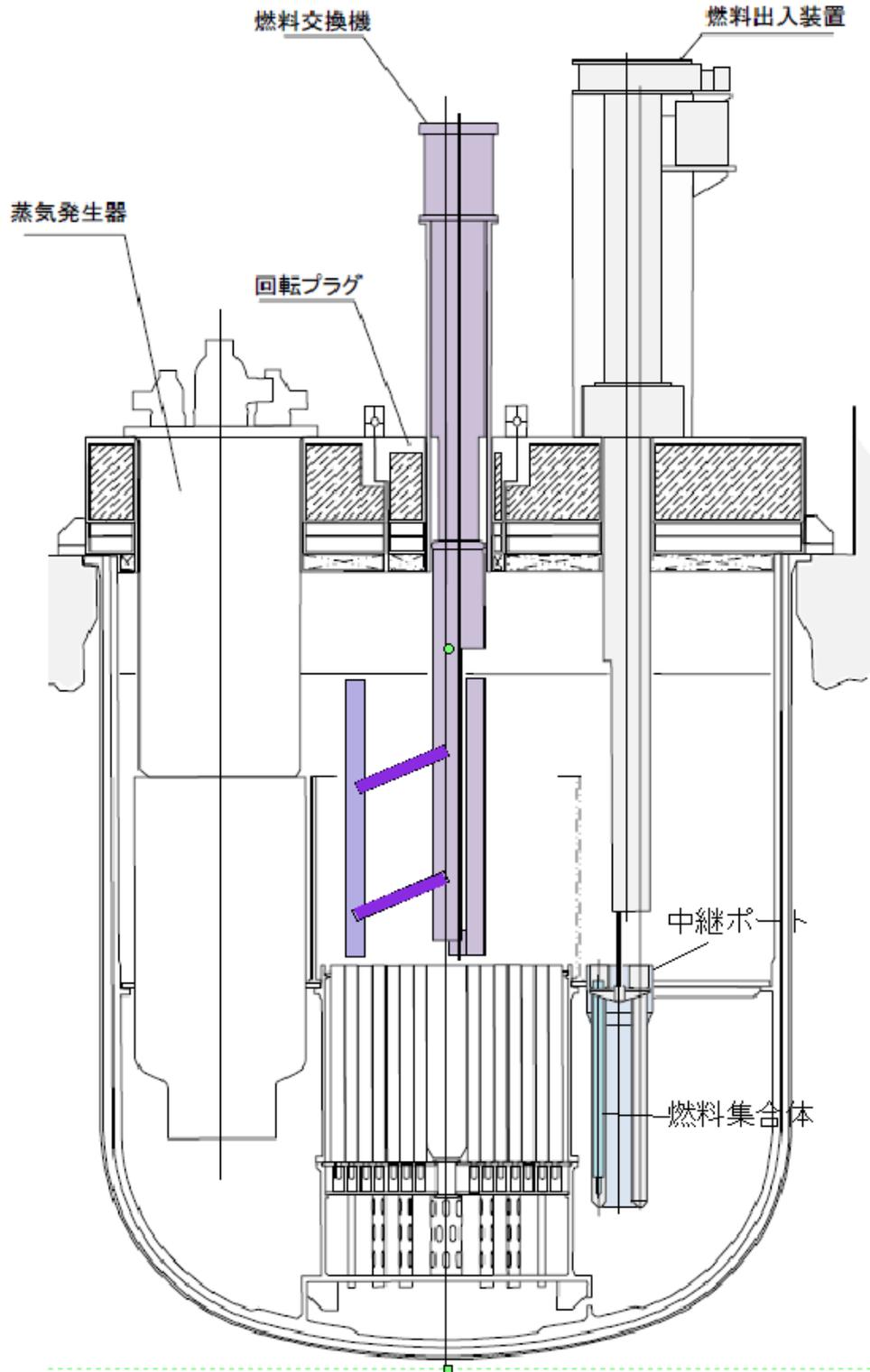
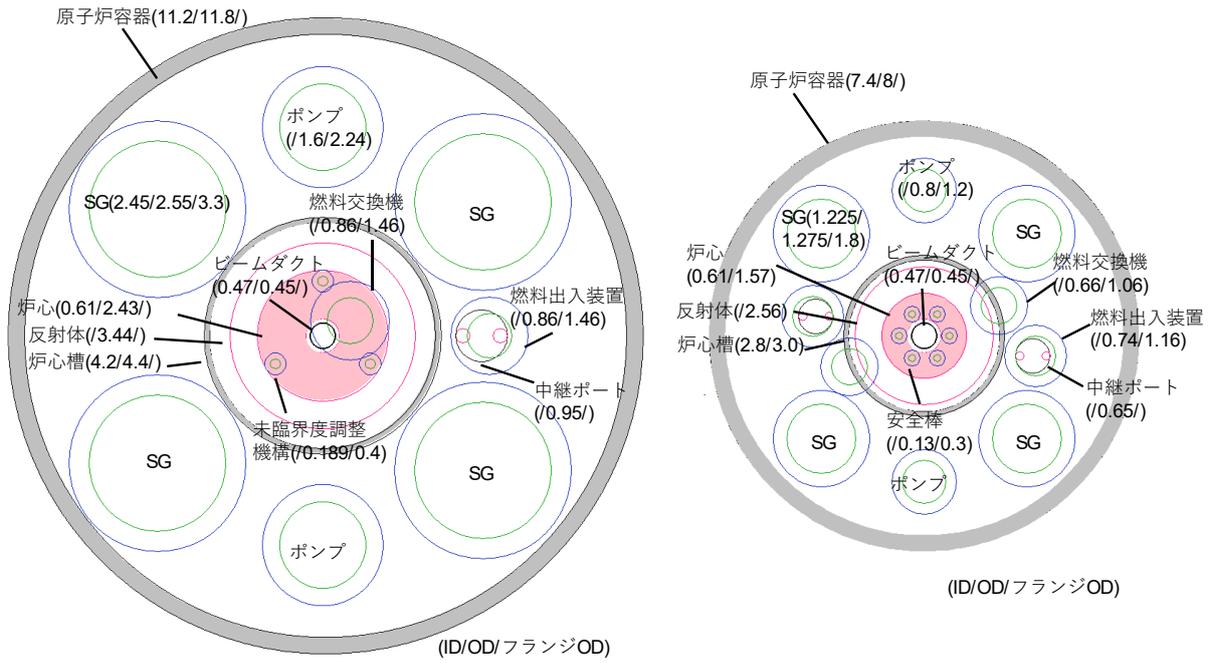


Fig. 6.6-1 商用 ADS の燃料交換概念



商用 ADS

パイロット ADS

Fig. 6.7-1 炉心平面図 (青：フランジ外径、緑：案内管外径) (単位:m)

Table 6.1-1 一次系ポンプ仕様

	単位	商用 ADS	パイロット ADS
基数		2	2
最高使用圧力	MPa	0.6	0.6
最高使用温度	℃	320	320
定格流量	kg/s/基	26250	6562.5
定格揚程	m	4	4
定格回転数	rad/s	20.944	41.888
定格温度	℃	300	300
NPSH	m	2.5	2.5
軸動力	kW	1600	400
材質		T91 鋼	T91 鋼
LBE 密度	kg/m ³	10337.4	10337.4
定格トルク	Nm	4.92E+04	3.07E+03
ポンプ部出口径	m	1.0668	0.5334
ポンプ出口流速	m/s	2.84	2.84
胴径	m	1.6	0.8

Table 6.2-1 蒸気発生器仕様 (1/2)

	単位	商用 ADS	パイロット ADS
基数	基	4	4
交換熱量	MWt/基	207.5	51.875
全長	m	12.24	12.24
外径	m	2.55	1.275
内径	m	2.45	1.225
定格流量			
鉛ビスマス	kg/s/基	13125	3281
水 (入口)	kg/s/基	217.4	54.35
蒸気 (出口)	kg/s/基	108.72	27.18
運転温度			
鉛ビスマス 入口	℃	300	300
出口	℃	407	407
水 入口	℃	243.8	243.8
出口	℃	275.4	275.4
最高運転圧力			
鉛ビスマス	MPa	1.2	1.2
水	MPa	6	6
伝熱管			
材質		12 クローム鋼	
外径	mm	31.8	31.8
肉厚	mm	1.6	1.6
本数	本/基	270	70
ヘリカル管径方向層数	層	15	-
ヘリカル管周方向段数	段	18	-
ヘリカル管ピッチ (縦/径方向)	mm	50	50
ヘリカル管長さ	m	21.664	-
ヘリカル管角度	deg	9.43	-
有効伝熱面積 鉛ビスマス	m ² /基	548.3	137.1
水	m ² /基	525.5	131.4
次頁へ続く			

Table 6.2-1 蒸気発生器仕様 (2/2)

	単位	商用 ADS	パイロット ADS
前頁から続き			
鉛ビスマス出口配管			
内径	m	1.15	0.575
水入口配管			
内径	mm	363.6	181.8
外径	mm	406.4	-
本数	本/基	1	1
水出口配管			
内径	mm	283.7	141.85
外径	mm	318.5	-
本数	本/基	2	2

Table 6.3-1 DHRS 1次/2次系仕様

	単位	商用 ADS	パイロット ADS
基数		4	4
除熱量	MW/基	4.7	1.17
1次系入口温度	℃	541.3	541.3
出口温度	℃	400	400
2次系入口温度	℃	350	350
出口温度	℃	450	450
1次側流量	kg/hr	8.39E+05	2.10E+05
2次側流量	kg/hr	1.18E+06	2.95E+05
伝熱管外径	mm	54	54
伝熱管肉厚	mm	2.3	2.3
径方向配列ピッチ	mm	79	79
上下方向配列ピッチ	mm	79	79
伝熱管本数		65	17
伝熱管長さ	m	7.74	7.74
伝熱面積	m ²	85.4	22.3
内部シュラウド外径	m	1.659	0.83
外部シュラウド内径	m	2.449	1.22
1次側圧力損失	kPa	0.03	0.03
2次側圧力損失	kPa	3.03	3.03
管束高さ	m	1.22	1.22
管束層数		5	-
管内流速	m/s	0.262	0.262
胴側伝熱管隙間流速	m/s	0.029	0.029

Table 6.3-2 DHRS 2次系/空気仕様

	単位	商用 ADS	パイロット ADS
空気入口温度	℃	50	50
出口温度	℃	350	350
空気流量	kg/hr	5.51E+04	1.38E+04
対数平均温度差	℃	182	182
伝熱管外径	mm	50.8	50.8
伝熱管肉厚	mm	2	2
伝熱管材質		T91 鋼	T91 鋼
伝熱管本数		66	17
伝熱管配列		三角配列	三角配列
配列ピッチ	mm	116	116
フィン効率		0.87	0.87
伝熱面積	m ²	1375	343.75
空気ダクト長さ (伝熱管軸方向)	m	2.295	-
空気ダクト幅 (伝熱管配列方向)	m	4.032	-
2次側圧力損失	kPa	4.6	4.6
空気側圧力損失 (本体分)	kPa	0.069	0.069
フィンピッチ	mm	5.08	5.08
フィン厚さ/2	mm	0.8	0.8
フィン高さ	mm	16	16

Table 6.4-1 LBE 用酸素センサーの仕様

項目	仕様
測定対象	液体鉛ビスマス合金中の溶存酸素
概寸	Φ20×400 mm
固体電解質	YSZ (Y ₂ O ₃ 6 mol) Φ8 mm×300 mm
内部ペースト材料	Pt
参照極	空気
使用温度範囲	300～550℃
使用圧力範囲	～0.5 MPa (Gauge)
ケーシング材質	SUS 316

Table 6.5-1 制御棒又は安全棒の保護管・案内管寸法

	単位	商用 ADS (大型集合体)	パイロット ADS
集合体ピッチ	mm	233.9	134.5
保護管 内径	mm	163	109
外径	mm	169	113
制御棒※全長	mm	2800	2800
ストローク	mm	1200	1200
案内管 内径	mm	179	123.6
外径	mm	189	129.6
全長	mm	3740	2800
フランジ 外径	mm	400	300
フランジ中心位置	mm	1020	466

※ パイロット ADS では、安全棒と読み替える。

Table 6.6-1 燃料交換にかかる機器の概略寸法

		単位	商用 ADS (大型集合体)	パイロット ADS
燃料交換機	上部機器 OD	mm	1150	950
	案内管 OD	mm	860	660
	アーム OD	mm	320	220
	フランジ OD	mm	1460	1060
	全長	mm	14600	14600
中継ポート	OD	mm	950	650
	全長	mm	4230	4230
燃料出入装置	上部機器 OD	mm	2050	1950
	案内管 OD	mm	840	740
	フランジ OD	mm	1440	1140
	全長	mm	14800	14800

注：OD は外径を意味する。

Table 6.8-1 パイロット ADS におけるタービンの経済性

	単位	商用 ADS	パイロット ADS
熱出力	MWt	800	200
発電効率	%	34%	34%
発電量	MWe	272	68
運転率	%	80%	60%
ビーム出力	MWb	30	10
ビーム出力効率	%	30%	20%
所内負荷率	%	8%	8%
運転年数	年	40	40
タービン建設費	億円	321	140
メンテナンス費用	億円/40年	513	223
廃止費用	億円	26	11
総額	億円/40年	859	374
売電出力	MWe	250.24	62.56
売電量	kWh/年	1.755E+09	3.29E+08
売電単価	円/kWh	10	10
売電収入	億円/40年	7,020	1,316
加速器電力	MWe	100	50
買電量	kWh/年	7.01E+08	2.63E+08
買電単価	円/kWh	15	15
買電費用	億円/40年	4,208	1,578

7. まとめと今後の課題

JAEA ではこれまで約 50 年にわたって階層型の分離変換技術として、高レベル放射性廃棄物から MA を化学的に分離し、ADS で核変換する技術の研究開発を行ってきた。開発目標である商用 ADS の熱出力は 800 MW とされており、250 kg/年の MA を核変換する性能を有する。この実現を目指し、J-PARC 核変換実験施設として、TEF-T とともに核変換物理実験施設 (TEF-P) が提案されていたが、高速炉臨界実験装置 (FCA) の燃料の米国返還に伴い十分な試験が見込めなくなったことなどから、当面実施の見込みはない。そのため、未臨界度管理や MA 核データ検証などの TEF-P で取り組むべきであった課題にどのように取り組むか、不透明な状況にあった。

以上の状況を受け、JAEA では ADS の実用化に必要な施設を再検討し、商用 ADS の一段階前に、実際に MA 核変換を行うことができる ADS を直接目指すこととした。このような ADS を建設する場合、今後整備する試験的施設との技術段階の差が大きくなることが懸念される。そのため、この ADS は商用 ADS よりも出力などが小さなものとし、実験炉級 ADS を経ることなく、技術的に到達可能なものとする必要がある。同時に、商用 ADS に向けて連続性のあるものでなくてはならない。本研究では、これをパイロット ADS と呼び、最初の実用化された ADS として位置付け、その概念設計を行った。

まず、LBE を冷却材として用いる ADS の安全評価を、LFR システム安全評価に準拠しつつ、ADS の固有の設計にも適合し、行った。その結果、多重防護の考えを取り入れたパイロット ADS の安全設計仕様を得た。パイロット ADS の安全上の特徴として、実効増倍率 0.95 の深い未臨界状態にあるため、陽子ビームを停止するだけで原子炉を速やかに停止できる固有の安全性を有する。加えて、商用 ADS では用いない反応度制御機構を組み合わせたより高い安全性が確保されている。その一方で、原子炉と加速器の境界を形成する陽子ビーム窓は、腐食、照射、発熱といった過酷な環境条件にさらされることから、閉じ込め機能を高めるために J-PARC 等による材料データに関する研究開発が期待される。また、今後のパイロット ADS の基本設計における各機器の具体化に併せて、冷却材喪失時炉停止失敗事象などの詳細解析やスロッシングも含む耐震性に関する安全評価を慎重に進めていく必要がある。

次に、パイロット ADS の未臨界炉心の検討および、炉心構成時・運転時の未臨界度管理手法に関する検討を行った。未臨界度が深いことおよび加速器出力が小さいことから、パイロット ADS の熱出力を 200 MW とし、3 つのフェーズの炉心を構築した。フェーズ 1 は実現性の観点から MOX 燃料であって、最大線出力が商用 ADS の 75% 程度の炉心である。フェーズ 2 は MOX 燃料であって、最大線出力が商用 ADS と同程度の炉心であり、これは、TRU-N 燃料の照射場を想定している。フェーズ 3 は TRU-N 燃料炉心であり、MA 核変換に供されることを想定している。検討の結果、フェーズ 1 炉心として 99 体、フェーズ 2、3 炉心として 66 体の集合体数が適切であることがわかった。炉心 2 層目に、主炉停止系の安全棒を 3 本、後備炉停止系の安全棒を 3 本配置することで、すべてのフェーズの炉心において安全設計の要件であるマイナス 3000 pcm の反応度を印加できることが分かった。また、ビーム窓破損時挿入反応度、出力反応度に関しては、いずれの炉心でもその合計値が安全評価の設定値を下回り、問題ないことが確認された。フェーズ 3 における MA 核変換量は年間 (270 日) で 33 kg と見積もられ

た。核変換量は炉心出力と運転率に比例するため、商用 ADS (250 kg/300 日) の核変換量の 13%程度であったが、大型軽水炉 1 基分からの MA を核変換する性能を有し、実用に供しうることを示された。パイロット ADS の炉心構成時・運転時の未臨界度監視ならびに、臨界管理手順の概要が具体的に示され、微量 Th を用いた検出器の開発などの技術課題が挙げられた。今後は、さらに、LBE 環境を想定した被覆管および MOX 燃料の燃料ふるまい解析を行い、燃料の健全性を確認する必要がある。

続いて、パイロット ADS に 1.0 GeV、10 mA の陽子ビームを供給する加速器を、商用 ADS 用加速器と同様に設計した。設計の結果、高出力運転に不可欠な 1 W/m 以下のビームロス条件での運転が可能であるとともに、低エネルギー部の加速器の多重化および冗長性のある加速器空洞の設計により、高い稼働率を実現できる設計であることが示された。また、パイロット ADS 炉心の起動・運転・停止に対応した加速器の検討を行い、それぞれの状態における加速器の運転方法を明らかにした。炉心上部の遮蔽構造については商用 ADS の設計をそのまま適用できると考えられる。今後は、ビームダンプ設計に向けた熱解析や、高周波制御システムの開発などに関する検討が必要である。

次に、商用 ADS に対する核破砕ターゲットの設計を参照し、パイロット ADS での設計を行った。パイロット ADS の陽子ビーム運転条件として、運転初期と後期を想定した 2 つのビーム形状を仮定し、それぞれ、発熱・熱流動解析を行った。ビーム窓材料に要求される使用環境を示し、運転初期には使用温度・照射量に十分な余裕があり、後期には、商用 ADS の使用温度・照射量を十分に模擬できる条件であることが分かった。今後は、材料腐食や照射効果についての国内外の研究成果を取り入れ、構造健全性を確認する必要がある。

最後に、過去の商用 ADS の検討結果をパイロット ADS 向けにスケールダウンすることで、一次系ポンプ、蒸気発生器、崩壊熱除去系、LBE 酸素濃度制御系、反応度制御機構の駆動機器、燃料交換機などの機器概念を整理するとともに、炉内機器配置および、発電タービン設置の考え方を示した。今後のパイロット ADS の基本設計に向けては、各機器の寸法決定、SG および DHRX の熱交換器の具体化、小型 LBE ループを用いた酸素濃度制御系の具体化、炉内燃料一時貯蔵の検討、タービンの具体化、冷却材純化系・気体廃棄物処理系の検討などが必要である。

以上のように、本研究では、パイロット ADS の安全性、原子炉、加速器、ターゲット、炉内機器に対して概念設計を行った。概念設計について、残された大きな課題としては、MOX 燃料のふるまいと、ターゲット材料に対する腐食・照射効果の評価が挙げられる。さらに将来、パイロット ADS の基本設計ならびに詳細設計・許認可に進むには、Fig. 1-1 で今後整備する必要がある施設として示した、J-PARC 陽子ビーム照射施設、炉内大型機器コールド試験施設、低エネルギー加速器開発が必要であると考えられる。

謝 辞

J-PARC センター核変換ディビジョン長の前川藤夫氏には、本報告書の査読を担当していただき、数多くの有用な助言を頂きました。深く感謝いたします。

本報告書をまとめるにあたり、有益な助言を賜りました原子力基礎工学研究センターの大久保成彰氏に心より謝意を表します。

付録 A 商用 ADS 燃料設計

パイロット ADS の炉心設計に先立ち、商用 ADS の燃料設計を更新した。炉心の幾何形状については文献^{3-1,3)}と同一としつつ、解析モデルを更新し、各種設計条件を満たす燃料組成の再検討を行い、より妥当な設計炉心を得た。

A.1 解析条件

本検討は二段階で行った。第一段階として、計算コストの低い決定論的コードである ADS3D^{A-1)}を使用し、2次元円筒(RZ)体系における中性子輸送計算および燃焼計算を実施し、A.2節で述べる設計要件を満たす燃料組成の調査を行った。次に第二段階では、第一段階で得られた燃料組成をもとに Serpent 2.2.1³⁻⁶⁾を用いて燃料集合体および燃料ピン配置を再現した3次元詳細体系でモンテカルロ法による中性子輸送計算を行い、設計要件を満足していることを確認するとともに、本報告書の本文で基準とするデータを得た。どちらも核破砕中性子源は PHITS 3.26³⁻⁵⁾を用いて計算した。この計算結果は燃料組成に依存しないことから、すべての計算で同じ計算結果を用いた。また、核データは JENDL-4.0³⁻⁷⁾を使用した。

ADS3D の解析に用いた RZ 体系を Fig. A.1-1 の下図に示す。このとき、燃料領域の組成は均質化して扱った。Fig. A.1-2³⁻¹⁾に示した断面図から燃料ペレット、ヘリウムボンド、被覆管、タイロッド、LBE の体積割合を求め、Table C-2、Table C-3 に示した組成に各体積割合を乗じて合成し、均質化燃料組成を得た。この際に用いた体積割合は Table A.1-1 に示す。なお、燃料ペレットは 85%の理論密度(TD)で焼結されると仮定し、Table C-2 の値に 0.85 を乗じたものを使用した。また、燃料を除く各領域の組成は Table A.1-2 に示す。初期サイクルのみ添加する PuN 割合、各サイクルにおける燃料中の ZrN 割合は、A.2節で述べる設計要件を満たすように調整された。燃料領域は、出力の平坦化、すなわち最高被覆管表面温度の抑制のために4領域に分割され、それぞれにおいて TRU-N の体積割合に係数を乗じることで出力分布の平坦化を図った。各サイクルの ZrN 割合は Table A.3-1 に示す。本検討では、ADS3D の解析モデル上でパーティションウォール領域を明示的に取り扱った点が文献³⁻¹⁾と異なっているほか、同領域および燃料の個数密度が修正された。燃焼計算は1サイクル600日を、3ステップに分割して実施した。使用された燃料は合計4年間の燃料取り出し、冷却、再処理、再装荷を経て再度照射されることから、核燃焼サイクルの間に4年間の冷却期間を設けた。平衡状態を確認するために、10サイクル分の解析を実施した。

Serpent2.2.1 の解析体系を Fig. A.1-3 に示す。このときの燃料組成は Table C-2 に 0.85 を乗じたものを、各領域の組成は Table C-3 のものを用いた 3.1.2 項に示した手順で計算を実行し、固有値計算、固定源計算のヒストリ数は 3.1.2 項に示したものと同様とした。燃焼計算は ADS3D を用いた解析同様に1サイクル600日を3ステップで実施し、各サイクルの間には4年の冷却期間を設けた。なお、解析は計算コストの観点から燃焼反応度が最も大きい、すなわち、最も被覆管温度が高くなるサイクルまで実施した。

ADS-3D で得られた同一の組成に対して Serpent で計算を行った場合、計算手法の違いから、一般的に実効増倍率が異なる結果が得られる。この差を確認するために、参考ケースとして、初期サイクル PuN 割合、各サイクルの ZrN 割合、各燃料層の TRU-N 体積割合係数を ADS3D

の解析時と同一としたケースを、「Serpent (固定)」として計算した。それに対し、実効増倍率が設計要件を満たすように各サイクルの ZrN 割合を再調整したケースを、「Serpent (調整)」とし、2 ケースを解析対象とした。Serpent (調整) ケースにおいては、各燃料層の TRU-N 体積割合係数については、ADS3D の解析時と同一とした

A.2 設計要件

本設計検討で使用した設計要件は文献³⁻¹⁾を参考に、以下の通りとした。

(1) 実効増倍率

一般的に、原子炉は運転に伴い燃料の中性子増倍率は低下するものの、ADS は燃料組成次第で運転に伴い実効増倍率が上昇することがある。これは MA の捕獲反応による Pu の増殖が原因である。本報告書の 2 章で議論した通り、本検討では商用 ADS の実効増倍率 (k_{eff}) の上限を 0.98 とし、これを超えないものとする。

(2) 要求陽子ビーム電流値

燃料の燃料に伴う中性子実効増倍率の低下により、定格出力の維持に求められる陽子ビーム電流値は増大する。文献³⁻¹⁾に基づき、その最大値をビーム窓が成立する 20 mA とした。

(3) 被覆管表面温度

陽子ビーム電流値を大きくして中性子源強度を高めると、ターゲット近傍の燃料ピンの核分裂反応率が大きくなる。そのため、被覆管表面温度は運転末期にターゲット近傍の燃料ピンで最高になると考えられる。ターゲット近傍を対象に、文献³⁻¹⁾同様に燃料ピンとその周囲の冷却材流路を対象としたサブチャンネル解析を用いて被覆管表面温度の評価を実施した。被覆管表面温度の上限は LBE による被覆管腐食を防止するため、550°C³⁻¹⁾とした。

このとき、以下の補正を適用した。

1. 工学的安全係数：

工学的安全係数として、文献^{A-2)}同様に、鉛ビスマス冷却中型高速炉に適用されたホットスポットファクター^{A-3)}を用いた。これは、運転中の炉心全体の熱出力の不確かさや、冷却材流路の変形による被覆管冷却効果の不確かさなどを考慮したものであり、Table A.2-1^{A-3)}に示す。本検討では、文献^{A-2)}同様にペレット偏心効果を無視したほか、出力分布誤差は次項 2. で述べる決定論的手法に由来する誤差に含まれるとし、Table A.2-1 中の太字の項目のみを考慮した。そのため、工学的安全係数として、冷却材温度上昇量および被覆管-冷却材温度差に 1.15 を乗じることとした。

2. 決定論的手法に由来する誤差・RZ 体系に由来する幾何学的誤差の補正

ADS3D では中性子輸送計算に決定論的手法を用いる一方、Serpent2 ではモンテカルロ法を用いる。そのため、核反応率の空間分布には手法によるものの他、計算メッシュ分割の仕方に由来する誤差が生じる。また、ADS3D の解析では均質円筒体系を用いる一方、Serpent2 の解析では非均質六角集合体体系を用いることから、ターゲット最近傍の燃料ピンの幾何学的な位置が異なる。この幾何形状の違いを Fig. A.2-1 に図示する。そのため、ADS3D、Serpent2 の解析結果において、核分裂出力の空間分

布の最大値が異なることが考えられる。これらの誤差を考慮するため、事前に ADS3D と Serpent2 による最高出力密度の差異を比較し、15%程度の差が生じることを確認した。そこで、ADS3D による計算では、工学的安全係数に加え、核分裂出力密度に 1.15 を乗じて被覆管温度を計算した。

(4) RLPD (Relative Lattice Parameter Difference)

RLPD は、TRU-N 燃料と ZrN との固溶性を評価する指標であり、8.6%未満であれば TRU-N-ZrN 燃料の製造が可能とされる^{A-4)}。RLPD は以下の式により計算した。

$$RLPD(\%) = \frac{\alpha_{\text{TRUN}} - \alpha_{\text{ZrN}}}{\alpha_{\text{ZrN}}} \times 100$$

ここで、 α_{TRUN} と α_{ZrN} はそれぞれ TRU-N と ZrN の格子定数であり、 α_{TRUN} は以下の式で求められる。

$$\alpha_{\text{TRUN}} = x_{\text{UN}}\alpha_{\text{UN}} + x_{\text{PuN}}\alpha_{\text{PuN}} + x_{\text{NpN}}\alpha_{\text{NpN}} + x_{\text{AmN}}\alpha_{\text{AmN}} + x_{\text{CmN}}\alpha_{\text{CmN}}$$

x_i は窒化物 (UN、PuN、NpN、AmN、CmN) のモル割合であり、 α_i は窒化物 i の格子定数である。各窒化物の格子定数を、Table A.2-2 に示す。各領域の燃料に対して計算し、各サイクルにおける最大値を調査した。

A.3 解析結果

ADS3D による実効増倍率の解析結果を Fig. A.3-1 に、ビーム電流値の解析結果を Fig. A.3-2 に示す。また、サイクルごとの最高被覆管表面温度、ZrN 割合、PuN 割合 (初期サイクルのみ)、および RLPD を Table A.3-1 に示す。実効増倍率はいずれのサイクルにおいても 0.98 以下であり、設計要件を満たした。一方で、第 1 サイクルをはじめ、運転開始時の実効増倍率が 0.98 になっていない。これは、燃焼に伴う燃料組成の変化を考慮して ZrN 割合を調整したためである。TRU-N 体積割合にかけた係数については、各領域の TRU-N の体積を炉心全体で保存することを念頭に、内側から外側にかけて、0.7425、0.8427、0.9923、1.192 とし、いずれのサイクルにおいても炉心全体の平均 ZrN 割合は 55%程度から 60%程度となった。ビーム電流値は 10.3 mA から 15.4 mA で推移し、設計要件を満たした。最高被覆管表面温度は第 3 サイクルで確認され、その値は 545°C と、条件を満たした。また、RLPD に関しても、すべてのサイクルで制限値である 8.6%を満たすこと確認した。

Serpent による解析は第 4 サイクル目まで行った。これは、ADS3D の解析では第 3 サイクルで要求ビーム電流値、最高被覆管表面温度が最大となったためである。Serpent による実効増倍率の解析結果を Fig. A.3-3 に、同様にビーム電流値の解析結果を Fig. A.3-4 に示す。また、サイクルごとの最高被覆管表面温度、RLPD および ZrN 割合を Table A.3-2 に示す。なお、本解析結果は 3 章で参照されることから、本文中で設計基準とした最高線出力密度も併記した。まず、Serpent (固定) では、Serpent (調整) の結果ではすべての設計要件を満たしており、ここで検討した第 1 サイクル PuN 割合、各燃料層の TRU-N 体積割合係数は問題ないことが確認された。第 4 サイクルの要求ビーム電流値・最高被覆管表面温度が第 3 サイクルよりも低く、ADS3D の結果でも第 3 サイクルでこれらの値が最大となったことから、すべてのサイク

ルで設計要件を満たすことが期待できる。そこで、本報告書の3章では、この Serpent (調整) の第3サイクルにおける最高線出力密度 (40.4 kW/m) を基準とすることにした。

一方、Serpent (固定) の結果では、実効増倍率が ADS3D 使用時より 100~300 pcm 程度大きかった。これは、幾何形状の違いとして、均質体系に比べて、ピン体系では空間的な自己遮蔽効果により中性子捕獲反応率が低減されたことが原因と考えられる。このような均質体系・決定論的手法とピン体系・モンテカルロ法の計算結果の差異に関する詳細な検討は今後の課題とする。

参考文献

- A-1) 菅原 隆徳, 平井 康志, 西原 健司, 他, 加速器駆動核変換システム用三次元炉心解析コード ADS3D の整備, JAEA-Data/Code 2014-024, 2015, 86p.
- A-2) 辻本 和文, 西原 健司, 武井 早憲, 他, 鉛ビスマス冷却加速器駆動システムを用いた核変換技術の成立性検討, JAEA Research 2010-012, 2010, 59p.
- A-3) 次世代原子力システム研究開発部門, 原子力基礎工学研究部門, 高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究フェーズ II 技術検討書, 1; 原子炉プラントシステム, JAEA-Research 2006-042, 2006, 36p.
- A-4) M. Takano, Experimental evaluation of solid solubility of lanthanide and transuranium nitrides into ZrN matrix, J. Nucl. Mater., 440, pp.489-494, 2013.

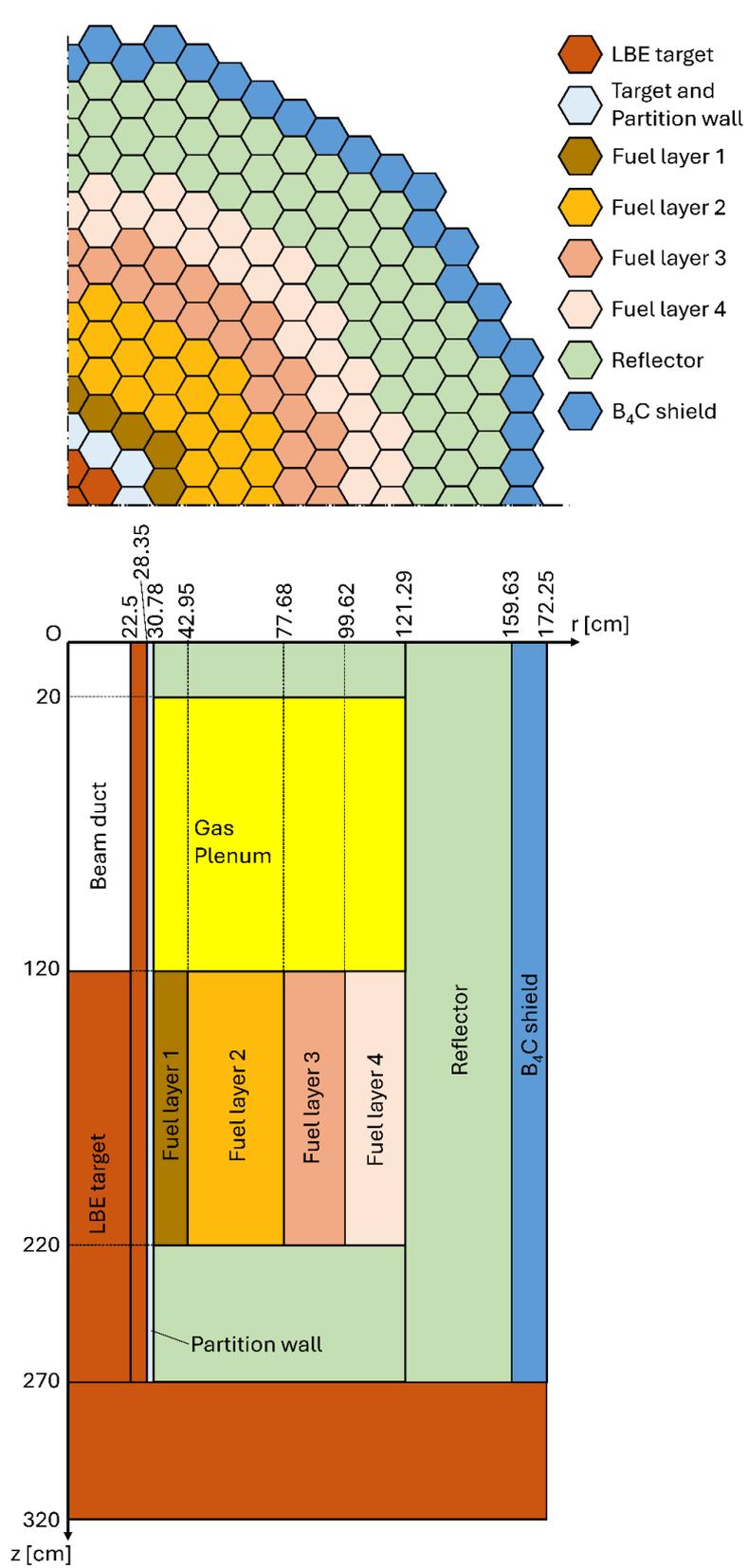


Fig. A.1-1 ADS3D 解析体系（上：六角集合体配置イメージ、下：RZ 解析体系）

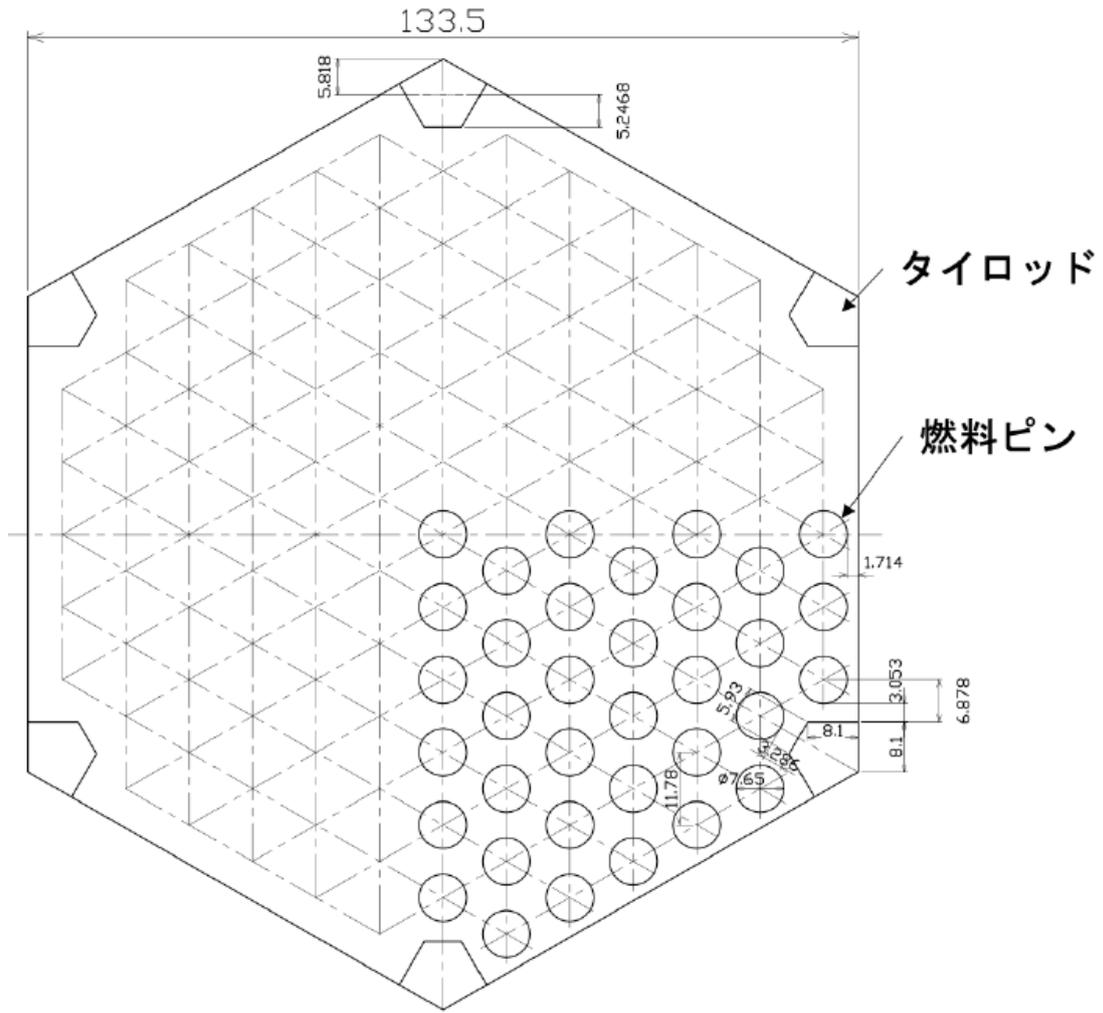


Fig. A.1-2 燃料集合体平面図 3-1) (単位: mm)

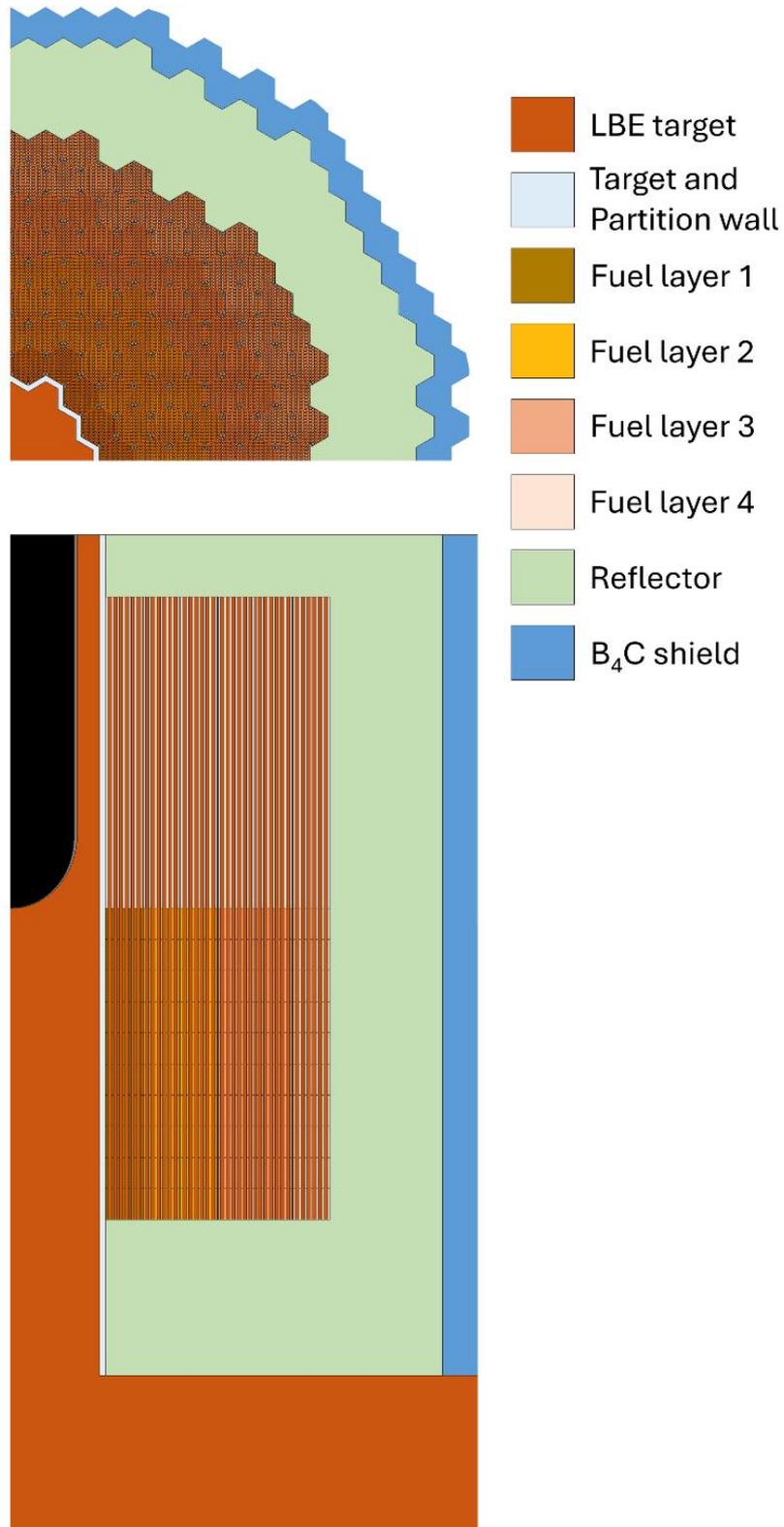


Fig. A.1-3 Serpent 解析体系

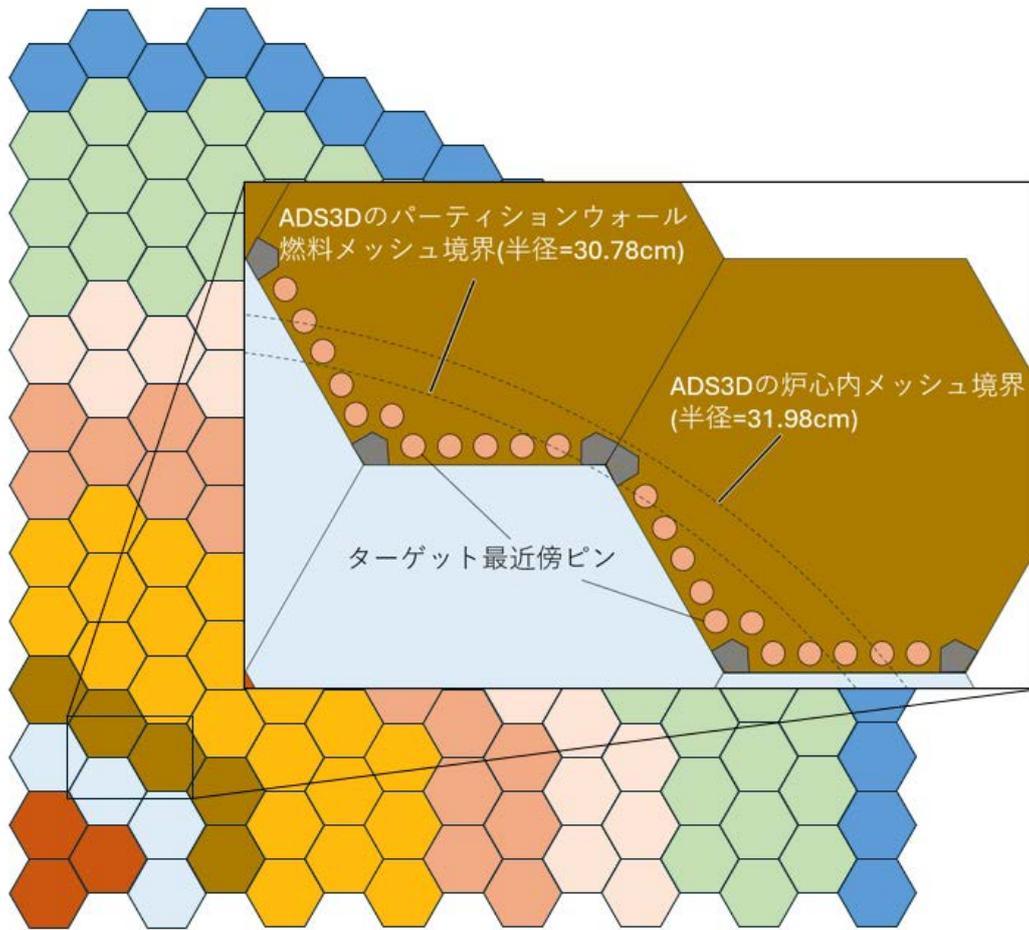


Fig. A.2-1 六角集合体ピン体系と円筒体系の幾何的差異

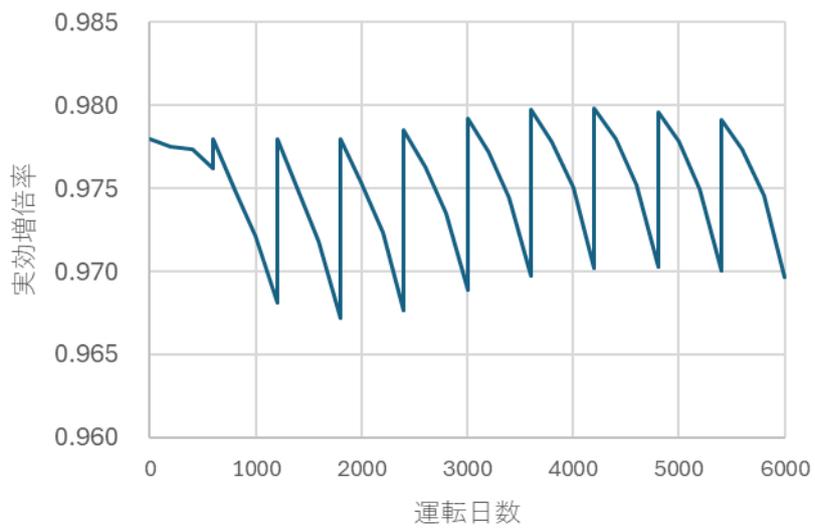


Fig.A.3-1 ADS3D を用いた商用 ADS の実効増倍率の推移

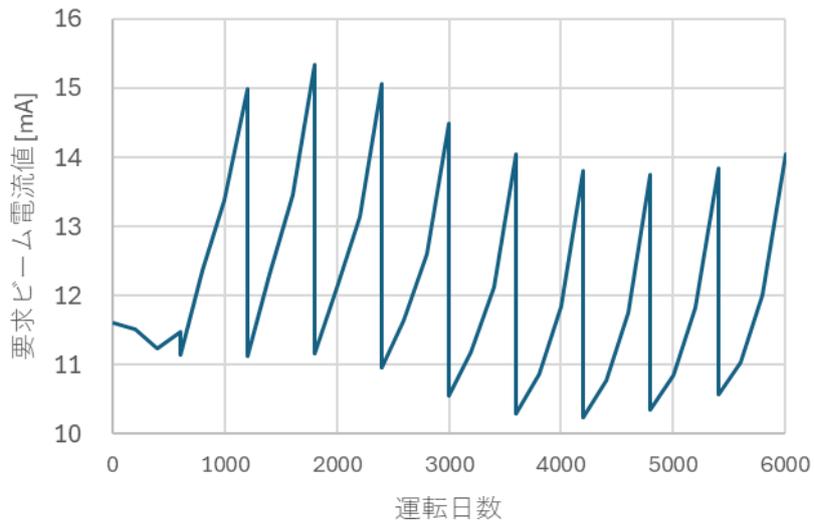


Fig. A.3-2 ADS3D を用いた商用 ADS の要求ビーム電流値の推移

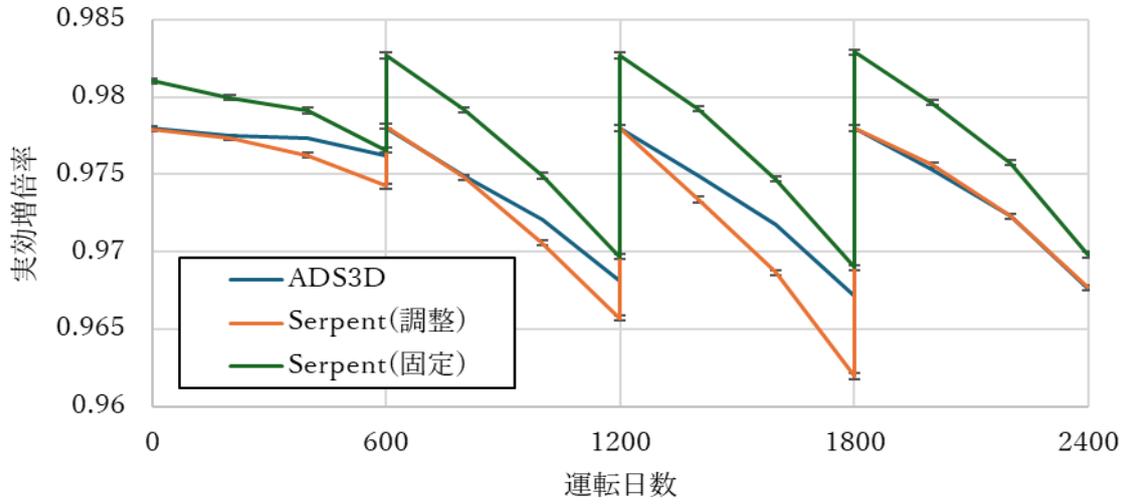


Fig. A.3-3 Serpent を用いた商用 ADS の実効増倍率の推移

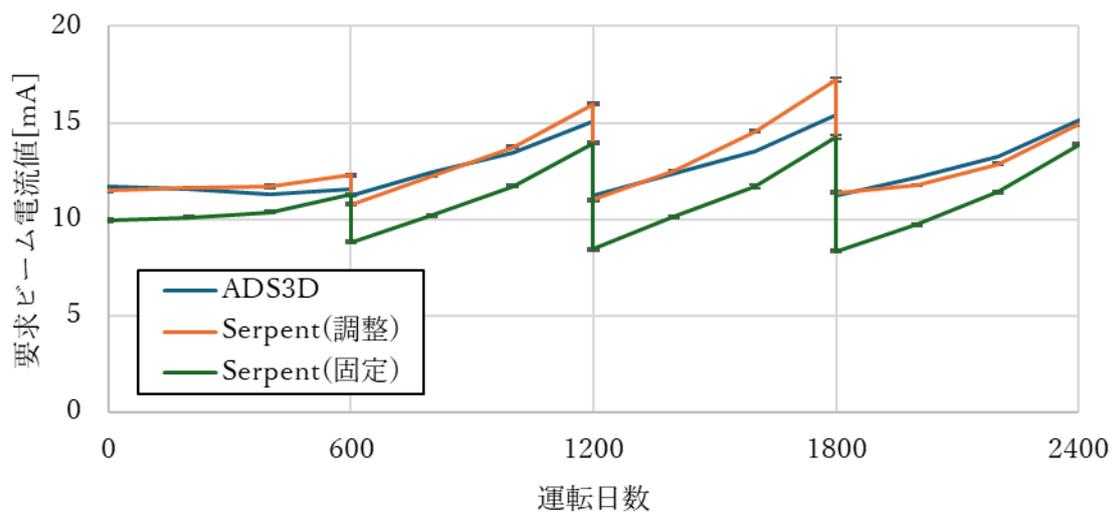


Fig. A.3-4 Serpent を用いた商用 ADS の要求ビーム電流値の推移

Table A.1-1 燃料領域均質化時の各組成の体積割合

組成	割合
燃料	0.2555
被覆管+タイロッド (T91)	0.1244
ヘリウムボンド	0.01275
冷却材 (LBE)	0.6073
合計	1

Table A.1-2 商用 ADS 検討で用いた、燃料以外の領域の組成 (理論密度) (単位:10²⁴/cm³)

(1/2)

核種	LBE	Partition wall (T91)	Gas plenum	Reflector	B ₄ C shield
He-4	-	-	2.25661E-05	-	-
B-10	-	-	-	-	1.180E-02
B-11	-	-	-	-	4.751E-02
C-nat.	-	3.877E-04	4.824E-05	7.753E-05	1.483E-02
N-14	-	1.663E-04	2.069E-05	3.325E-05	3.325E-05
Si-28	-	8.321E-04	1.035E-04	1.664E-04	1.664E-04
P-31	-	3.007E-05	3.741E-06	6.013E-06	6.013E-06
S-32	-	1.456E-05	1.812E-06	2.913E-06	2.913E-06
V-50	-	4.661E-07	5.800E-08	9.322E-08	9.322E-08
V-51	-	1.823E-04	2.269E-05	3.647E-05	3.647E-05
Cr-50	-	3.502E-04	4.358E-05	7.005E-05	7.005E-05
Cr-52	-	6.753E-03	8.403E-04	1.351E-03	1.351E-03
Cr-53	-	7.657E-04	9.528E-05	1.531E-04	1.531E-04
Cr-54	-	1.905E-04	2.371E-05	3.810E-05	3.810E-05
Mn-55	-	4.238E-04	5.273E-05	8.475E-05	8.475E-05
Fe-54	-	4.349E-03	5.411E-04	8.698E-04	8.698E-04
Fe-56	-	6.760E-02	8.412E-03	1.352E-02	1.352E-02
Fe-57	-	1.757E-03	2.187E-04	3.515E-04	3.515E-04
Ni-58	-	5.417E-05	6.740E-06	1.083E-05	1.083E-05
Ni-60	-	2.074E-05	2.581E-06	4.149E-06	4.149E-06
Ni-61	-	9.170E-07	1.141E-07	1.834E-07	1.834E-07
Ni-62	-	2.857E-06	3.555E-07	5.714E-07	5.714E-07
Ni-64	-	6.555E-07	8.157E-08	1.311E-07	1.311E-07
					次頁へ続く

Table A.1-2 商用 ADS 検討で用いた、燃料以外の領域の組成（理論密度）（単位： $10^{24}/\text{cm}^3$ ）
 (2/2)

核種	LBE	Partition wall (T91)	Gas plenum	Reflector	B ₄ C shield
前頁から続き					
Nb-93	-	4.009E-05	4.989E-06	8.019E-06	8.019E-06
Mo-92	-	7.203E-05	8.963E-06	1.441E-05	1.441E-05
Mo-94	-	4.490E-05	5.587E-06	8.979E-06	8.979E-06
Mo-95	-	7.727E-05	9.615E-06	1.545E-05	1.545E-05
Mo-96	-	8.096E-05	1.007E-05	1.619E-05	1.619E-05
Mo-97	-	4.635E-05	5.768E-06	9.270E-06	9.270E-06
Mo-98	-	1.171E-04	1.457E-05	2.342E-05	2.342E-05
Mo-100	-	4.674E-05	5.816E-06	9.348E-06	9.348E-06
Pb-204	1.860E-04	-	1.129E-04	1.488E-04	3.724E-05
Pb-206	3.201E-03	-	1.944E-03	2.561E-03	6.410E-04
Pb-207	2.935E-03	-	1.783E-03	2.348E-03	5.878E-04
Pb-208	6.960E-03	-	4.227E-03	5.568E-03	1.394E-03
Bi-209	1.642E-02	-	9.974E-03	1.314E-02	3.289E-03

Table A.2-1 商用 ADS 検討で用いたホットスポットファクター（太字のみ考慮）^{A-3)}

		冷却材温度上昇	被覆管-冷却材温度差
乗算項	出力分布誤差	1.05	1.05
	炉心熱出力校正誤差		1.02
	流路変形効果	1.02	
	集合体間流量配分誤差	1.05	
	原子炉出入り口温度誤差	1.02	
統計項	炉内流量配分誤差	1.03	
	物性値誤差	1.02	1.1
	各部製造誤差	1.03	1.04
	ペレット偏心		1.47
	乗算項の積 (A)	1.09	1.02
	(統計項-1)の 二乗平均平方根 (B)	1.05	1.10
ホットスポット ファクター	A*B	1.14	1.13

Table A.2-2 TRU-N 燃料に含まれる窒化物の格子定数³⁻¹⁾

窒化物 i	α_i [nm]
UN	0.4889
NpN	0.4896
PuN	0.4905
AmN	0.4991
CmN	0.5027
ZrN	0.4576

Table A.3-1 ADS3D による最高被覆管表面温度および各領域の ZrN 割合、PuN 割合、RLPD

サイ クル 番号	最高被覆管 表面温度 [°C]	ZrN 割合				PuN 割合	最高 RLPD (%)	
		全体の体 積重み付 き平均	layer 1	layer 2	layer 3			layer 4
1	523	0.553	0.668	0.624	0.557	0.468	0.315	8.188
2	544	0.591	0.696	0.655	0.594	0.512	-	8.112
3	545	0.600	0.703	0.663	0.603	0.523	-	8.075
4	544	0.603	0.705	0.665	0.606	0.526	-	8.052
5	540	0.603	0.705	0.665	0.606	0.526	-	8.036
6	538	0.603	0.705	0.665	0.606	0.526	-	8.022
7	536	0.603	0.705	0.665	0.606	0.526	-	8.012
8	536	0.603	0.705	0.665	0.606	0.526	-	8.004
9	537	0.603	0.705	0.665	0.606	0.526	-	7.999
10	538	0.603	0.705	0.665	0.606	0.526	-	7.995

Table A.3-2 Serpent による最高被覆管表面温度、最高線出力密度、最高線出力密度、各領域の ZrN 割合と RLPD

サイクル 番号	最高被覆管表面温度			最高線出力密度(kW/m)			ZrN 割合			最高 RLPD(%)		
	ADS3D	Serpent (固定)	Serpent (調整)	ADS3D	Serpent (固定)	Serpent (調整)	ADS3D	Serpent (固定)	Serpent (調整)	ADS3D	Serpent (固定)	Serpent (調整)
1	523	512.9	519.2	36.6	34.7	35.9	0.553	←	0.55607	8.188	8.188	8.188
2	544	529.7	542.3	40.2	37.5	39.5	0.591	←	0.59519	8.112	8.110	8.109
3	545	532.7	546.9	40.4	37.8	40.4	0.6	←	0.61109	8.075	8.073	8.061
4	544	531.0	536.5	40.1	37.5	38.5	0.603	←	0.60031	8.052	8.050	8.062

付録 B 安全棒の位置の検討

6.5 節で述べた通り、3.1 節で示した安全棒位置ではビーム窓のフランジとの干渉が危惧されるため、安全棒を外側位置に移すことが望まれる。2 章で述べた通り、炉停止系は 3000 pcm 以上の反応度を有する必要があるため、付録 B ではこの制限を満足し、かつ安全棒がなるべく外側に配置されるよう、位置と本数について検討する。

B.1 安全棒位置の決定

検討においては、フェーズ 3 炉心のみを対象とする。フェーズ 3 炉心は MA 燃料を用いており、中性子スペクトルが硬く、他の 2 つのパイロット ADS と比べて B₄C を用いた安全棒の反応度が小さくなる。したがって、フェーズ 3 炉心で制限を満足すれば、他の 2 つの炉心でも満足することが期待できる。

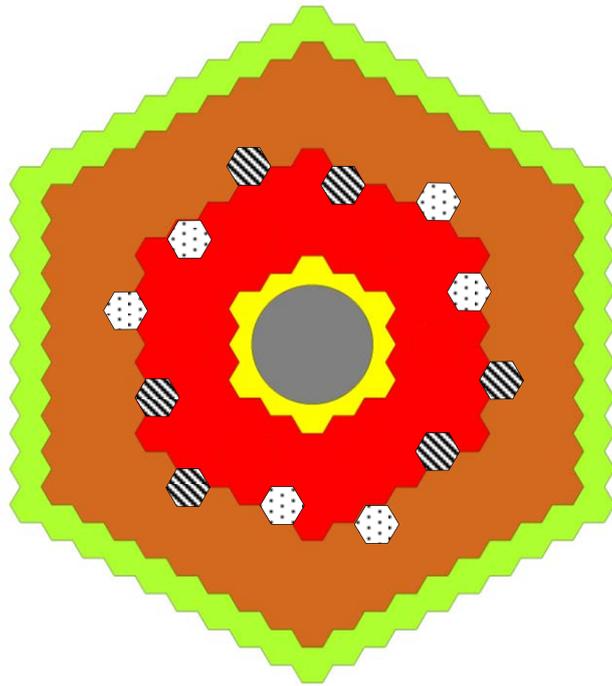
Fig. B.1-1 に安全棒位置の検討結果を示す。主炉停止系と後備炉停止系は対称位置にあり、それぞれ 3 本から 6 本に増やした。うち 3 本は中心から 6 層目の燃料領域内にあり、残り 3 本は燃料領域より外側に配置している。3.1 節で示した位置は、炉停止系あたり 3 本とした場合、制限を満足する最も外側の配置であったため、単純に元の 5 層目から 1 層外側にずらすだけでは反応度が小さくなってしまい、制限を満足することができなかった。また、6 本すべてを燃料領域より 1 層外側に配置する場合も、ワンロッドスタックを考慮した反応度が 3000 pcm を満足しなかったため、半数は燃料領域に配置するようにした。安全棒同士が近くなりすぎないように、各安全棒は集合体 2 つ分程度離れて配置するようにした。

B.2 反応度の計算結果

3.1 節と同様に、フェーズ 3 炉心において安全棒価値を計算した。ワンロッドスタック時（6 本ある安全棒のうち、最も価値の高い燃料領域内に配置された安全棒が挿入できなかった場合）の反応度は、およそ 3500 pcm であった。

B.3 課題

検討結果では、2 章で述べた制限値 3000 pcm を満足するが、計算モデル誤差やモンテカルロ統計精度を考慮すると、より詳細な検討が望まれる。また、他の 2 つのフェーズの炉心での反応度の解析も課題である。



- | | |
|---|--|
|  Partition wall |  Safety Rod (SR) |
|  Fuel (MOX or TRU-N) |  Backup SR |
|  Reflector | |
|  B ₄ C shield | |

Fig. B.1-1 安全棒位置の検討結果 (フェーズ 3 炉心)

付録 C パイロット ADS の領域組成

3章で用いたパイロット ADS の検討で用いた領域組成を、Table C-1～Table C-3 に示す。燃料ピン中の MOX 燃料の組成決定に用いた二酸化プルトニウムおよび二酸化ウランの組成を Table C-1 に示す。ここで、酸素の配位数は 1.97 とした。また、TRU-N・ZrN の組成を Table C-2 に示す。なお、ペレットの焼結密度を理論密度の 85% と仮定したことから、Table C-1 および Table C-2 の値に 0.85 を乗じたものを解析で用いた。なお、燃料集合体を取り囲む反射体と B₄C 遮蔽体は均質化して扱い、それらを含む燃料以外の領域の組成は Table C-3 に示した C-1)。

参考文献

C-1) 菅原 隆徳, 森口 大輔, 伴 康俊, 他, 加速器駆動核変換システムの MA 燃料組成およびその除熱に関する再検討, JAEA-Research 2021-008, 2021, 63p.

Table C-1 パイロット ADS 検討で用いた PuO_{1.97}、UO_{1.97} の組成(理論密度) (単位 : 10²⁴/cm³)

核種	PuO _{1.97}	UO _{1.97}
O-16	5.026E-02	4.824E-02
U-234	1.045E-05	-
U-235	-	4.960E-05
U-236	2.591E-06	-
U-238	-	2.444E-02
Pu-238	6.115E-04	-
Pu-239	1.394E-02	-
Pu-240	6.164E-03	-
Pu-241	2.753E-03	-
Pu-242	1.759E-03	-
Am-241	2.766E-04	-

Table C-2 パイロット ADS 検討で用いた TRU-N・ZrN の組成（理論密度）（単位:10²⁴/cm³）
 (1/2)

核種	MAN	PuN	ZrN
N-15	3.351E-02	3.390E-02	4.020E-02
Zr-90	-	-	2.068E-02
Zr-91	-	-	4.510E-03
Zr-92	-	-	6.894E-03
Zr-94	-	-	6.986E-03
Zr-96	-	-	1.125E-03
U-234	-	1.052E-07	-
U-235	-	5.939E-05	-
U-236	-	3.063E-05	-
U-238	-	4.987E-03	-
Np-237	6.361E-03	8.432E-05	-
Pu-238	-	7.189E-04	-
Pu-239	-	1.657E-02	-
Pu-240	-	6.502E-03	-
Pu-241	-	3.193E-03	-
Pu-242	-	1.752E-03	-
Pu-244	-	1.349E-07	-
Am-241	1.917E-02	-	-
Am-242	3.745E-05	-	-
Am-243	5.053E-03	-	-
Cm-243	1.675E-05	-	-
Cm-244	1.419E-03	-	-
Cm-245	1.313E-04	-	-
Cm-246	1.075E-05	-	-
La-138	1.505E-10	-	-
La-139	9.690E-06	-	-
Ce-142	5.024E-05	-	-
Ce-144	2.856E-08	-	-
Pr-141	4.951E-05	-	-
			次頁へ続く

Table C-2 パイロット ADS 検討で用いた TRU-N・ZrN の組成（理論密度）（単位： $10^{24}/\text{cm}^3$ ）
(2/2)

核種	MAN	PuN	ZrN
前頁から続き			
Nd-142	5.936E-06	-	-
Nd-143	2.279E-04	-	-
Nd-144	3.739E-04	-	-
Nd-145	1.906E-04	-	-
Nd-146	2.036E-04	-	-
Nd-148	1.073E-04	-	-
Nd-150	5.206E-05	-	-
Pm-147	1.264E-06	-	-
Sm-147	1.026E-05	-	-
Sm-148	7.035E-06	-	-
Sm-149	1.530E-07	-	-
Sm-150	1.396E-05	-	-
Sm-151	5.227E-07	-	-
Sm-152	4.437E-06	-	-
Sm-154	1.664E-06	-	-
Eu-151	2.692E-09	-	-
Eu-152	3.324E-11	-	-
Eu-153	5.093E-07	-	-
Eu-154	6.720E-08	-	-
Eu-155	1.263E-08	-	-
Gd-152	1.252E-09	-	-
Gd-154	6.707E-07	-	-
Gd-155	2.504E-07	-	-
Gd-156	4.185E-06	-	-
Gd-157	6.169E-09	-	-
Gd-158	8.527E-07	-	-
Gd-160	4.944E-08	-	-

Table C-3 パイロット ADS 検討で用いた燃料以外の領域の組成（理論密度）（単位:10²⁴/cm³）

(1/2)

核種	LBE	T91	He gas	Reflector	B ₄ C shield	B ₄ C in safety rod	W weight
He-4	-	-	8.412E-05	-	-	-	-
B-10	-	-	-	-	1.180E-02	9.949E-02	-
B-11	-	-	-	-	4.751E-02	1.005E-02	-
C-nat.	-	3.877E-04	-	7.753E-05	1.483E-02	2.738E-02	7.631E-05
N-14	-	1.663E-04	-	3.325E-05	3.325E-05	-	3.272E-05
Si-28	-	8.321E-04	-	1.664E-04	1.664E-04	-	1.505E-04
P-31	-	3.007E-05	-	6.013E-06	6.013E-06	-	7.645E-06
S-32	-	1.456E-05	-	2.913E-06	2.913E-06	-	5.045E-06
V-50	-	4.661E-07	-	9.322E-08	9.322E-08	-	8.996E-08
V-51	-	1.823E-04	-	3.647E-05	3.647E-05	-	3.589E-05
Cr-50	-	3.502E-04	-	7.005E-05	7.005E-05	-	6.893E-05
Cr-52	-	6.753E-03	-	1.351E-03	1.351E-03	-	1.329E-03
Cr-53	-	7.657E-04	-	1.531E-04	1.531E-04	-	1.507E-04
Cr-54	-	1.905E-04	-	3.810E-05	3.810E-05	-	3.752E-05
Mn-55	-	4.238E-04	-	8.475E-05	8.475E-05	-	8.342E-05
Fe-54	-	4.349E-03	-	8.698E-04	8.698E-04	-	8.480E-04
Fe-56	-	6.760E-02	-	1.352E-02	1.352E-02	-	1.331E-02
Fe-57	-	1.757E-03	-	3.515E-04	3.515E-04	-	3.074E-04
Ni-58	-	5.417E-05	-	1.083E-05	1.083E-05	-	4.091E-05
Ni-60	-	2.074E-05	-	4.149E-06	4.149E-06	-	1.063E-05
Ni-61	-	9.170E-07	-	1.834E-07	1.834E-07	-	4.095E-06
Ni-62	-	2.857E-06	-	5.714E-07	5.714E-07	-	1.780E-07
Ni-64	-	6.555E-07	-	1.311E-07	1.311E-07	-	5.676E-07
Nb-93	-	4.009E-05	-	8.019E-06	8.019E-06	-	1.445E-07
Mo-92	-	7.203E-05	-	1.441E-05	1.441E-05	-	7.892E-06
Mo-94	-	4.490E-05	-	8.979E-06	8.979E-06	-	1.388E-05
Mo-95	-	7.727E-05	-	1.545E-05	1.545E-05	-	8.741E-06
Mo-96	-	8.096E-05	-	1.619E-05	1.619E-05	-	1.513E-05
Mo-97	-	4.635E-05	-	9.270E-06	9.270E-06	-	1.593E-05
Mo-98	-	1.171E-04	-	2.342E-05	2.342E-05	-	9.171E-06
Mo-100	-	4.674E-05	-	9.348E-06	9.348E-06	-	2.330E-05
							次頁へ続く

Table C-3 パイロット ADS 検討で用いた燃料以外の領域の組成（理論密度）（単位： $10^{24}/\text{cm}^3$ ）
 (2/2)

核種	LBE	T91	He gas	Reflector	B ₄ C shield	B ₄ C in safety rod	W weight
前頁から続き							
W-180	-	-	-	-	-	-	1.614E-05
W-182	-	-	-	-	-	-	3.264E-03
W-183	-	-	-	-	-	-	1.775E-03
W-184	-	-	-	-	-	-	3.807E-03
W-186	-	-	-	-	-	-	3.550E-06
Pb-204	1.860E-04	-	-	1.488E-04	3.724E-05	-	8.703E-05
Pb-206	3.201E-03	-	-	2.561E-03	6.410E-04	-	1.498E-03
Pb-207	2.935E-03	-	-	2.348E-03	5.878E-04	-	1.374E-03
Pb-208	6.960E-03	-	-	5.568E-03	1.394E-03	-	3.258E-03
Bi-209	1.642E-02	-	-	1.314E-02	3.289E-03	-	7.687E-03

付録 D 温度反応度係数の解析

パイロット ADS および商用 ADS の出力反応度の評価に必要な、温度反応度係数の解析を行った。解析では 3 章で示した体系について、各層の燃料集合体の体積、質量を保存するように均質化した円筒モデルに対して、Serpent2 を用いて臨界計算を行った。

D.1 反応度の定義

本検討では、以下の 4 項目に関する反応度係数を評価した。

D.1.1 被覆管温度係数

被覆管温度係数は、被覆管の温度上昇に伴う軸方向の伸びによる反応度係数とした。被覆管材料である T91 鋼が熱膨張し、燃料領域全体が軸方向に伸長することで、燃料や構造材の燃料領域平均の密度の低下により、密度が被覆管の伸びに依存しない冷却材 (LBE) が炉心を占める割合は増加する。本検討では、温度上昇によって被覆管が径方向断面積を保存したまま軸方向にのみ伸びると仮定した。軸方向の長さは以下に示す T91 鋼の密度の温度相関式を利用して求めた。

$$\rho_{T91}(T)[\text{kg}/\text{m}^3] = 7799 - 0.201 \times T - 0.0001102 \times T^2. \quad (\text{D.1})$$

温度の単位はケルビン (K) である。仮定から、軸方向長さ $\rho(T)$ と密度の積 $L(T)\rho(T)$ は定数となる。これらの関係から、基準温度 573 K における軸方向長さを 1 として伸び率を求めた。伸び率を α とすると、円筒モデルは z 軸方向に α 倍され、燃料や構造材の密度は質量を保存するため $1/\alpha$ 倍される。冷却材密度は伸びの影響を受けないため、冷却材密度の変化に起因する反応度は後の D.1.3 項にて冷却材温度係数として扱い、ここでは冷却材密度の変化はないものと仮定した。

D.1.2 支持板温度係数

支持板温度係数は、温度上昇に伴う支持板の径方向の伸びによる反応度係数とした。支持板は T91 鋼を仮定した。基本的な考え方は被覆管温度係数と同様である。支持板はワイヤメッシュのような構造であるため、ワイヤの断面積は変化せずに伸び縮みすると仮定すると、被覆管と同様に半径と T91 鋼の密度の積 $R(T)\rho(T)$ は定数となる。これらの関係から径方向の伸び率を求めた。伸び率を α とすると、円筒モデルは R 方向に α 倍される。燃料棒のピッチも α 倍されるため、燃料領域の燃料と構造材の平均密度は $1/\alpha^2$ 倍される。ピッチが広がった分を冷却材が占めるようになり、集合体の冷却材流路面積 S_{cool} は次式で表される。

$$S_{\text{cool}}(T) = \alpha^2 S(T_1) - (1 - f_{\text{cool}}(T_1)) S(T_1). \quad (\text{D.2})$$

ここで、 T_1 は基準温度、 $S(T)$ は温度 T における均質化領域全体の面積、 $f_{\text{cool}}(T_1)$ は基準温度における冷却材流路面積割合である。両辺を、温度変化後の代表面積 $\alpha^2 S(T_1)$ で除することにより、温度変化後の流路面積割合が次式で求まる。

$$f_{\text{cool}}(T) = 1 - \frac{1 - f_{\text{cool}}(T_1)}{\alpha^2}. \quad (\text{D.3})$$

この温度変化後の冷却材流路割合から均質化組成を求め、温度係数を評価した。

D.1.3 冷却材温度係数

冷却材温度係数は、温度上昇に伴う冷却材の密度低下による反応度係数とした。温度に対する冷却材 LBE の密度相関式は次式の通りである。

$$\rho_{\text{LBE}}(T) [\text{kg}/\text{m}^3] = 11096 - 1.3236 \times T. \quad (\text{D.4})$$

基準温度を 573 K と仮定し、温度変化による LBE 密度の相対的な変化割合を各領域の LBE 密度に乗じることにより、温度変化後の均質化組成を求め解析を行った。

D.1.4 燃料ドップラー係数

燃料ドップラー係数は、燃料ペレットの温度上昇に伴うドップラー効果による反応度係数とした。均質化された組成のうち、燃料ペレットに含まれる核種のみ温度変化をさせ、解析を行った。なお、Serpent2 では ACE ライブラリを利用して中性子輸送計算を行うが、ACE ライブラリを各温度点のものに差し替えて解析を行い、温度係数を評価した。

D.2 反応度係数計算結果

均質化により、3 章にて示した各炉心の実効増倍率 0.95 (商用 ADS では 0.98) から 500 pcm 程度の差が生じたが、本検討では温度係数を評価するため、均質化による実効増倍率のバイアスはキャンセルすると仮定して評価した。

D.2.1 被覆管温度係数

Table D.2-1 に被覆管温度係数の評価結果を示す。温度反応度係数(dk/dT)は、温度と実効増倍率を線形フィッティングすることによって求めた。すべての炉心で負の値であることを確認した。軸方向に伸長することで燃料密度が希薄となると同時に、冷却材増加による遮蔽の効果が表れたと推察される。

D.2.2 支持板温度係数

Table D.2-2 に支持板温度係数の評価結果を示す。温度反応度係数は、温度と実効増倍率を線形フィッティングすることによって求めた。すべての炉心で負の値であることを確認した。

D.2.3 冷却材温度係数

Table D.2-3 に冷却材温度係数の評価結果を示す。温度反応度係数は、温度と実効増倍率を線形フィッティングすることによって求めた。パイロット ADS 炉心はフェーズ 1～フェーズ 3 までのすべての炉心で負の値であることを確認した。フェーズ 1 とフェーズ 2 炉心は MOX 燃料であるが、フェーズ 2 炉心の方が反応度係数の負の方向に大きい。これは、フェーズ 2 炉心の方が、集合体数が小さく、温度上昇に伴う冷却材密度減少による中性子の漏れの効果が大きく出たためと推察される。フェーズ 3 と商用 ADS は MA 燃料が装荷される。MA 燃料を使用

する場合、冷却材減少に由来する中性子スペクトル硬化によって正の反応度効果が起こる。フェーズ 3 炉心は小型炉心であるため、中性子の漏れが中性子スペクトル硬化を上回り、結果負の反応度係数となったと推察される。対して商用 ADS は炉心が大きく、漏れの効果がほとんど期待できず、正の反応度係数となった。

D.2.4 燃料ドップラー係数

Table D.2-4 に燃料ドップラー係数の評価結果を示す。温度反応度係数は、温度の対数と実効増倍率を線形フィッティングすることによって求めた。MOX 燃料を使用するフェーズ 1 および フェーズ 2 炉心は大きな負のドップラー効果が期待できるが、MA 燃料を使用するフェーズ 3 炉心および商用 ADS ではほとんど期待できないことがわかる。この結果は経験ともよく合致する。また、本報告書と燃料組成は異なるが、過去の検討^{D-1)}での商用 ADS の、燃料温度がおよそ 1000K から 500K 上昇する際のドップラー反応度はおよそ -10 pcm とされており、Table D.2-4 の結果を用いた場合の結果とよく一致する。

D.3 課題

本検討では、被覆管温度係数ならびに支持板温度係数に対して熱膨張のみに基づく単純なモデルを用いた。しかし、現実には被覆管や支持板の湾曲や集合体の倒れ込みにより、これらの温度係数の予測は簡単ではない。ただし、今回のモデルでは炉心寸法が最も大きくなるため、反応度係数の最大値が見積もられているため、臨界管理において考慮すべき出力反応度を見積もる観点では妥当であると考えられる。

参考文献

- D-1) T. SUGAWARA, R. KATANO, and K. TSUJIMOTO, Impact of impurity in transmutation cycle on neutronics design of revised accelerator-driven system, *Ann. Nucl. Energy*, 111, 449, 2018; <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2017.09.017>.

Table D.2-1 被覆管温度係数評価結果

パイロット ADS					
	T[K]	Phase 1	Phase 2	Phase 3	商用 ADS
k_{eff}	573	0.94882	0.95097	0.94689	0.97538
	673	0.94759	0.94967	0.94593	0.97480
	773	0.94650	0.94836	0.94450	0.97397
	873	0.94571	0.94701	0.94340	0.97267
	973	0.94440	0.94582	0.94194	0.97172
	std. k_{eff} (1 σ)	0.00020	0.00020	0.00020	0.00020
	dk/dT [10 ⁻⁵ /K]	-1.07 ± 0.06	-1.30 ± 0.06	-1.24 ± 0.06	-0.95 ± 0.06

Table D.2-2 支持板温度係数評価結果

パイロット ADS					
	T[K]	Phase 1	Phase 2	Phase 3	商用 ADS
k_{eff}	573	0.94882	0.95097	0.94689	0.97538
	673	0.94675	0.94894	0.94478	0.97274
	773	0.94476	0.94696	0.94286	0.97044
	873	0.94272	0.94431	0.93967	0.96799
	973	0.94016	0.94236	0.93773	0.96515
	std. k_{eff} (1σ)	0.00020	0.00020	0.00020	0.00020
	dk/dT [$10^{-5}/\text{K}$]	-2.14 ± 0.06	-2.19 ± 0.06	-2.35 ± 0.06	-2.52 ± 0.06

Table D.2-3 冷却材温度係数評価結果

パイロット ADS					
	T[K]	Phase 1	Phase 2	Phase 3	商用 ADS
k_{eff}	573.15	0.94949	0.95155	0.94749	0.97474
	623.15	0.94882	0.95097	0.94689	0.97538
	723.15	0.94774	0.94937	0.94645	0.97553
	823.15	0.94640	0.94724	0.94571	0.97594
	923.15	0.94500	0.94555	0.94537	0.97648
	std. k_{eff} (1σ)	0.00020	0.00020	0.00020	0.00020
	dk/dT [$10^{-5}/\text{K}$]	-1.27 ± 0.08	-1.76 ± 0.08	-0.60 ± 0.08	$+0.44 \pm 0.08$

Table D.2-4 燃料ドップラー係数

パイロット ADS					
	T[K]	MOX99	MOX66	MA66	商用 ADS
k_{eff}	300	0.95534	0.95654	0.94707	0.97550
	600	0.95209	0.95345	0.94720	0.97553
	900	0.94997	0.95203	0.94693	0.97508
	1200	0.94882	0.95097	0.94689	0.97521
	std. k_{eff} (1σ)	0.00020	0.00020	0.00010	0.00010
	$dk/(dT/T)$ [10^{-5}]	-476 ± 19	-402 ± 19	-14 ± 10	-28 ± 10

付録 E 出力反応度の解析

未臨界管理のクライテリアを決定するために、出力反応度の解析を行った。被覆管、支持板、冷却材、燃料温度の変化を概算し、付録 D の温度反応度係数を用いてパイロット ADS および商用 ADS の出力反応度を求めた。

E.1 被覆管および燃料温度解析

各炉心について、炉内の被覆管および燃料温度の平均的な温度上昇を求めるため、円筒モデルでの熱伝達解析を行った。ここでは簡略化のため、ア) 物性の温度依存性、イ) 出力の空間分布、ウ) 被覆管とペレット間ギャップを無視し、円筒体系での熱伝導方程式の解析解を求めた。

E.1.1 解析解

燃料ペレット内の平均発熱密度を Q [W/m³]、燃料ペレット外径 (= 被覆管内径) および被覆管外径をそれぞれ r_1 および r_2 [m]、燃料ペレットおよび被覆管の熱伝導率を λ_1 および λ_2 [W/m/K] とする。境界条件として、被覆管表面温度 $T(r_2)$ 、中心での熱流束はゼロ、および燃料ペレットと被覆管境界で温度と熱流束が連続であることを仮定すると、被覆管内側温度および燃料ペレット中心温度 [K] は次式で与えられる。

$$T(r_1) = T(r_2) + \frac{(Q\pi r_1^2)}{2\pi\lambda_2} \ln \frac{r_2}{r_1} \quad (\text{E.1})$$

$$T(0) = T(r_1) + \frac{(Q\pi r_1^2)}{4\pi\lambda_1} \quad (\text{E.2})$$

なお、 $Q\pi r_1^2$ は燃料棒の線出力密度である。

E.1.2 計算条件

すべての炉心において、被覆管外径と内径（直径）はそれぞれ 7.65 mm、6.65 mm とした。各炉心の燃料棒あたりの平均的な線出力密度は、炉心出力を燃料棒本数総数と軸方向長さの積で除することにより求めた。また、3 章で示した各炉心のサブチャンネル解析結果から、被覆管表面温度を決定した。

熱伝導率は次のように決めた。フェーズ 1 および フェーズ 2 炉心は MOX 燃料を使用する。MOX 燃料の熱伝導率のモデルは 文献 E-1) に与えられている。MOX 燃料の熱伝導率は温度、気孔率、O/M 比（酸素/重金属比）、Am および Np の含有率に依存するが、本解析では、O/M 比を 2.0、Am および Np 含有率を 0 と仮定した。また、気孔率は 15%（燃料ペレット密度は 85%TD）を仮定した。MOX 燃料の中心温度は 1000 K~2000 K となるため、1500 K を代表的な温度と仮定し、文献 E-2) のモデルから熱伝導率を 2 W/m/K と推定した。

フェーズ 3 および商用 ADS は MA 窒化物燃料を使用する。文献 E-1) には、窒化物燃料として (Np,Am,Cm)N、(U,Np,Pu,Am,Cm)N、(U,Np,Pu,Am,Cm,Zr)N の理論密度における熱伝導率のモデルが示されており、想定される温度範囲においてはいずれも 10~20 W/m/K の範囲に収

まっているが、各元素の割合や気孔率まで考慮したモデルはない。このため、代表的な熱伝導率の値には大きな不確かさが含まれてしまう。しかしながら、付録 D に示した通り、MA 燃料の燃料ドップラー係数は比較的小さく、燃料温度上昇による反応度効果は付録 D で定義した他の反応度効果に比べて非常に小さいことが期待されるため、熱伝導率、ひいては燃料温度による出力反応度への影響は限定的である。したがって、本解析では上述の熱伝導の温度範囲から気孔率によっていくらか小さくなる効果も考慮して、保守的に温度変化が大きくなるよう、 5 W/m/K とした。

また、文献 E-3)より、T91 鋼の熱伝導率の温度依存性は小さく、おおよそ 30 W/m/K であることから、この値を代表的な値として用いた。

E.1.3 温度計算結果

Table E.1-1 に計算結果を示す。フェーズ 1 および フェーズ 2 炉心の中心温度は MOX 燃料の融点より十分に小さいことを確認した。フェーズ 3 と商用 ADS は出力密度がおおむね等しくなるように設計されており、燃料中心温度もほとんど同じ値となることを確認した。

E.2 出力反応度

E.2.1 出力運転時の平均温度

付録 D の温度反応度係数と、冷温停止時からの出力運転時の各部の平均温度の変化から出力反応度を求めた。冷温停止状態はすべての炉心において、冷却材が凍結しないように十分高い温度として、 200°C ($=473.15 \text{ K}$) を仮定した。

出力運転時の冷却材の入口温度はすべての炉心において 300°C を仮定した。また、出口温度はすべての炉心で 400°C を仮定し、冷却材の平均的な温度は、入口温度と出口温度の単純平均をとって 350°C であると仮定した。

被覆管と燃料ペレットの平均的な温度は、Table E.1-1 の結果から、外側と内側の温度の単純平均から求めた。

E.2.2 出力反応度計算結果

Table E.2-1 に出力反応度計算結果を示す。MOX 燃料を使用するフェーズ 1 およびフェーズ 2 炉心では燃料ドップラー反応度が大きく、出力反応度は 1000 pcm を超える負の結果となった。対して、フェーズ 3 炉心と商用 ADS ではドップラー効果は小さく、被覆管および支持板温度係数が支配的となったが、出力反応度としては負を維持する結果となった。

E.3 課題

本検討では、簡略化のために物性の空間依存性や温度依存性を無視した。加えて、平均的な温度の算出も、炉心解析や熱流動解析を行わず、単純計算によって求めた。詳細な解析に基づく反応度の解析が課題である。

参考文献

- E-1) 生澤佳久, 長山政博, 高速炉 MOX 燃料照射試験による燃料解析コード FEMAXI-8 の検証, JAEA-Data/Code 2023-006, 2023, 24p.
- E-2) 菅原隆徳, 他, 加速器駆動核変換システムの MA 燃料組成およびその除熱に関する再検討, JAEA-Research 2021-008, 2021, 63p.
- E-3) 柴田祐樹, 他, ADS 用窒化物燃料ふるまい解析モジュールの開発, JAEA-Data/Code 2019-023, 2020, 138p.

Table E.1-1 温度計算結果

	Phase 1	Phase 2	Phase 3	商用 ADS
炉心出力 [MW]	200	←	←	800
集合体あたりの燃料棒本数	121	←	←	←
集合体数	99	66	←	276
平均線出力 [kW/m]	17	25	25	24
被覆管表面温度 $T(r_2)$ [K]	691	735	723	727
被覆管内側温度 $T(r_1)$ [K]	704	754	742	745
燃料中心温度 $T(0)$ [K]	1368	1751	1140	1126

Table E.2-1 出力反応度計算結果

		単位	Phase 1	Phase 2	Phase 3	商用 ADS
冷温停止時温度		K	473.15	473.15	473.15	473.15
出力運転時平均 温度	被覆管	K	697.33	745.05	732.51	736.13
	支持板	K	573.15	574.15	575.15	576.15
	冷却材	K	623.15	623.15	623.15	623.15
	燃料	K	1035.69	1252.58	941.10	935.66
温度反応度係数	被覆管 dk/dT	$10^{-5}/K$	-1.07	-1.30	-1.24	-0.95
	支持板 dk/dT	$10^{-5}/K$	-2.14	-2.19	-2.35	-2.52
	冷却材 dk/dT	$10^{-5}/K$	-1.27	-1.76	-0.60	0.44
	燃料 dk/(dT/T)	10^{-5}	-476	-402	-14	-28
実効増倍率変化	被覆管	pcm	-241	-352	-322	-249
	支持板	pcm	-214	-221	-239	-260
	冷却材	pcm	-191	-264	-89	66
	燃料	pcm	-373	-391	-10	-19
	Total	pcm	-1018	-1228	-661	-462

付録 F ビーム形状

加速器から供給されるビーム形状はガウス分布で近似されることが一般的であるが、加速器の設計を行い、ビーム輸送計算を行った場合は、単一のガウス分布で表すことができない。5章で用いたビーム形状は、半径方向に複数の領域で分割された関数 y_i のつなぎ合わせで表現される。 $y_i(r)[\text{mA}/\text{cm}^2]$ は径方向位置 $r[\text{cm}]$ に対して、次式で記述される。

$$y(r) = A \frac{\beta C_i}{\sqrt{2\pi}\sigma_i} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{r-\mu_i}{\sigma_i}\right)^{\alpha_i}}, \quad s_i \leq r \leq t_i \quad (\text{F.1})$$

ここで、 A はビームダクト内に収まるビーム電流[mA]であり、 $A\beta$ は加速器の供給電流[mA]である。係数 C_i は次式を積分して1になるように規格化されている。 α_i 、 σ_i 、 μ_i は形状を表すパラメータであり、 s_i および t_i は領域の下限と上限を示している。

$$\int_0^\infty \frac{y(r)}{A\beta} 2\pi r dr = 1 \quad (\text{F.2})$$

ビーム形状 1 および 2 のパラメータを Table F-1 および F-2 にそれぞれ示す。最も内側の領域では $\mu_1 = 0$ であるので、 $r = 0$ において傾きがなく、頂部でなだらかな形状である。各領域の境界では、 y_i が連続となるような制約条件を課して係数がフィッティングされている。多くの領域で、 $\alpha_i = 2$ となっており、ガウス関数の形状をしているが、ビーム形状 3 の 4 番目の領域のみ $\alpha_i = 1$ の関数でフィッティングされている。

Table F-1 ビーム形状 1 および 2 の関数

i	1	2	3	4	5
s_i (cm)	0	10	20	27.5	35
t_i (cm)	10	20	27.5	35	70
α_i	2	2	2	2	2
C_i (/cm)	4.3736E-2	2.2799E-2	8.4714E-2	4.6343E-4	1.1218
σ_i (cm)	16.87204	9.498307	8.959033	4.660908	29.87126
μ_i (cm)	0	5.779483	6.07E-07	24.89589	-86.5863
β	1.1048				

Table F-2 ビーム形状 3 の関数

i	1	2	3	4
s_i (cm)	0	5	10	17.5
t_i (cm)	5	10	17.5	70
α_i	2	2	2	1
C_i (/cm)	6.1485E-02	3.6339E-02	2.4722E-02	8.1072E-04
σ_i (cm)	9.35053	6.213544	4.624682	2.467056
μ_i (cm)	0	3.588999	5.64989	15.04852
β	1.0253			

This is a blank page.

