

小型高速炉の炉心・燃料設計研究（その5）

—平成17年度の研究成果のまとめ—

Design Studies on Small Fast Reactor Cores (v)

—Research Results in JFY2005—

宇都 成昭 岡野 清 永沼 正行 水野 朋保
林 秀行

Nariaki UTO, Yasushi OKANO, Masayuki NAGANUMA, Tomoyasu MIZUNO
and Hideyuki HAYASHI

次世代原子力システム研究開発部門

炉心燃料設計グループ

Reactor Core and Fuel Design Group

Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

本レポートは日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。

本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。

なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp/index.shtml>)
より発信されています。このほか財団法人原子力弘済会資料センター*では実費による複写頒布を行っ
ております。

〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2番地4

日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課

電話029-282-6387, Fax 029-282-5920

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

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency

Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to

Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,

Japan Atomic Energy Agency

2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan

Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5901

小型高速炉の炉心・燃料設計研究（その5） - 平成 17 年度の研究成果のまとめ -

日本原子力研究開発機構 次世代原子力システム研究開発部門

FBR システムユニット 炉心燃料設計グループ

宇都 成昭、岡野 靖、永沼 正行、水野 朋保⁺、林 秀行

（2006 年 7 月 21 日受理）

実用化戦略調査研究の一環として、「長期燃料無交換」と「高い受動的な安全特性」の 2 点を主な着眼点として、高速炉特有の特性を活かした小型高速炉の設計研究を実施している。

平成 17 年度は、魅力ある小型炉の追求の一環として、平成 16 年度に検討した 50MWe 出力ナトリウム冷却金属燃料炉心の「長寿命追求型概念」（以下、H16 炉心）すなわち、遠隔地での立地を想定してプラント寿命中の燃料無交換とコンパクト化を目指した炉心概念を対象に、照射実績を重視して燃料スミア密度の設定条件を見直すことにより、炉心・燃料設計の改善検討を行った。H16 炉心は、中型ナトリウム冷却金属燃料炉心の設計検討で考案された重金属密度多領域単一 Pu 富化度の概念を導入することによって、炉心の出力ピーキング及び燃焼期間中の出力分布変動を抑え、ナトリウム冷却 MOX 燃料炉心と同等の原子炉出口温度 550（水素製造の観点）を達成しようとするものである。平成 17 年度は、燃料スミア密度の上限を H16 炉心の 85%TD から 75%TD に低減し、それに伴う燃料体積比の低下を被覆管肉厚の削減と炉心高さの増加で補うとともに、被覆管の健全性を確保するためガスプレナム長を延長するなどの仕様変更を行った結果、H16 炉心の炉心等価直径を変えずに、炉心寿命 30 年、原子炉出口温度 550 を達成する可能性を示した。炉心高さは H16 炉心の 101cm から 118cm に増大するが、炉心バンドル部圧力損失は約 0.03MPa と十分低く抑えられた。取出平均燃焼度 74GWd/t、燃焼反応度 1.24% k/kk、増殖比 1.08 はいずれも H16 炉心とほぼ同等であり、制御棒反応度収支、燃料健全性を満たすことも確認した。

炉心寿命中に交換不要な制御棒及び遮へい体の成立性について新たに検討した。制御棒については、既往の B₄C を吸収材とする制御要素で炉心寿命中に吸収体-被覆管機械的相互作用（ACMI）が発生しないことを確認した。遮へい体については、遮へい性能の向上と炉心コンパクト化の観点から選定した Zr-H 遮へい要素の水素透過量を評価し、被覆管に PNC316 を用いることで炉心寿命中における水素透過量の制限目安（H/Zr 比が 1.53 以上）を満足する可能性を示した。無駄流量を約 1% に抑制することにより、炉心部、制御棒、遮へい体への必要流量が確保されることを示した。

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

⁺ 次世代原子力システム研究開発部門 研究開発推進室（炉心燃料設計グループ兼務）

Design Studies on Small Fast Reactor Cores ()
- Research Results in JFY2005 -

Nariaki UTO, Yasushi OKANO, Masayuki NAGANUMA,
Tomoyasu MIZUNO⁺ and Hideyuki HAYASHI

Reactor Core and Fuel Design Group, FBR System Engineering Unit
Advanced Nuclear System Research and Development Directorate
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received July 21, 2006)

Core design studies have been performed for small fast reactors at two main features of long-life core and enhanced passive safety as part of the “Feasibility Studies on Commercialized FBR Cycle System”.

The reactor and fuel design study on “Long-life Type Concept” of a sodium-cooled metal-fueled reactor core with 50MWe carried out in JFY2004 was modified by review of fuel smear density with more emphasis on irradiation results. The concept aims at no refueling in a core life time and smaller reactor size supposing installation in a remote district. It has the potential of achieving higher reactor outlet temperature such as 550 °C, which is equivalent to that of a sodium-cooled MOX-fueled core and advantageous to hydrogen production, by introducing identical Pu enrichment and multi fractions of heavy-metal to reduce power peaking as well as change of space distribution of power density in operation. The allowable limit of fuel smear density was restricted to 75%TD rather than 85%TD in JFY2004, along with a reduction of cladding thickness and an increase of core height to compensate for the induced decrease of fuel volumetric fraction, and an enlargement of gas plenum length to keep the cladding integrity. These modifications showed feasibility of attaining core life time of 30 years and reactor outlet temperature of 550 °C with no need to change the core equivalent diameter. While the core height needed to be increased from 101cm in JFY2004 to 118cm, the core bundle pressure drop was restricted to as low as about 0.03MPa. Other core characteristics including core-averaged burn-up of 74GWd/t, burn-up reactivity loss of 1.24% β /kk' and breeding ratio of 1.08 were found to be roughly equal to those in JFY2004. Reactivity balance and fuel integrity were also feasible to fulfill the design criteria.

The design feasibility of durable control rod and radiation shielding in a core life time was newly studied. No possibility of occurrence of absorber-cladding mechanical interaction (ACMI) was obtained in the analytical evaluation of ACMI for a control rod element with the conventional absorber material of B₄C. A shielding with Zr-H was selected in view of enhancement of shielding performance, and the amount of hydrogen permeation was investigated. The feasibility was shown to satisfy the target allowance level of the ratio of hydrogen to zirconium, more than 1.53, with PNC316 used as the cladding material. The thermal-hydraulic design on flow rate distributions to core, control rod and radiation shielding was also found to be feasible, provided the bypass flow rate is limited to within approximately 1%

Keywords: Design Study, Small Core, Long Life, Reactor Outlet Temperature, Control Rod, Shielding

⁺ Research and Development Co-ordination and Promotion Office, Advanced Nuclear System Research and Development Directorate (Serve concurrently in Reactor Core and Fuel Design Group)

目次

1. はじめに	1
2. 平成 17 年度の炉心・燃料設計の目標	2
2.1 「長寿命追求型炉心」概念の特徴	2
2.2 設計目標	3
3. 炉心・燃料設計	6
3.1 設計条件	6
3.2 炉心・燃料仕様サーベイ	7
3.2.1 サーベイ条件	7
3.2.2 サーベイ目標	8
3.2.3 サーベイ結果	8
3.3 炉心核特性評価	16
3.4 燃料ピン健全性評価	26
3.4.1 サーベイ計算	26
3.4.2 燃料ピン健全性評価	27
3.5 流量配分設計	35
3.6 まとめ	38
4. 「長寿命追求型炉心」の炉内構造物の成立性評価	40
4.1 制御棒	41
4.1.1 発熱評価	41
4.1.2 温度及び必要流量評価	43
4.1.3 寿命評価	45
4.2 Zr-H 遮へい要素	52
4.2.1 発熱評価	52
4.2.2 温度及び必要流量評価	52
4.2.3 水素透過量評価	54
4.3 まとめ	62
5. おわりに	63
参考文献	64
付録	65

CONTENTS

1. INTRODUCTION	1
2. OBJECTIVES OF CORE AND FUEL DESIGN STUDY IN JFY2005	2
2.1 Characteristics of “Long-Life Type Core” Concept	2
2.2 Design Targets	3
3. CORE AND FUEL DESIGN	6
3.1 Design Conditions	6
3.2 Survey of Core and Fuel Specifications	7
3.2.1 Conditions	7
3.2.2 Targets	8
3.2.3 Results	8
3.3 Evaluation of Core Neutronic Performance	16
3.4 Evaluation of Fuel Pin Integrity	26
3.4.1 Survey Calculations	26
3.4.2 Evaluation	27
3.5 Design of Coolant Flow Rate Distribution	35
3.6 Results	38
4. DESIGN FEASIBILITY OF CORE STRUCTURE COMPONENTS	40
4.1 Control Rod	41
4.1.1 Evaluation of Generated Heat	41
4.1.2 Evaluation of Temperature and Required Coolant Flow Rate	43
4.1.3 Evaluation of Operating Life	45
4.2 Shielding with Zr-H	52
4.2.1 Evaluation of Generated Heat	52
4.2.2 Evaluation of Temperature and Required Coolant Flow Rate	52
4.2.3 Evaluation of Hydrogen Permeation	54
4.3 Results	62
5. SUMMARY	63
REFERENCES	64
APPENDIX	65

略語表

略 語	正式表現	説明
ACMI	Absorber-Cladding Mechanical Interaction	吸収体-被覆管機械的相互作用
ATWS	Anticipated Transient Without Scram	異常な過渡変化時のスクラム失敗事象
BCR	Backup Control Rod	後備炉停止系制御棒
BOC	Beginning of Cycle	燃焼初期
CDF	Cumulative Damage Fraction	累積損傷和
EOC	End of Cycle	燃焼末期
FBR	Fast Breeder Reactor	高速増殖炉
FMS	Ferritic-Martensitic Steel	フェライト-マルテンサイト鋼
FS	Feasibility Studies on Commercialized Fast Reactor Cycle System	FBR サイクル実用化戦略調査研究
MOC	Middle of Cycle	燃焼中期
MOX	Mixed-Oxide	混合酸化物
ODS	Oxide Dispersion Strengthened	酸化物分散強化型
PCR	Primary Control Rod	主炉停止系制御棒
ULOF	Unprotected Loss Of Flow	1次系流量喪失かつスクラム失敗事象
ULOHS	Unprotected Loss Of Heat Sink	除熱源喪失かつスクラム失敗事象
UTOP	Unprotected Transient Over Power	制御棒誤引き抜きかつスクラム失敗事象
SASS	Self-Actuated Shutdown System	自己作動型炉停止機構
TRU	TRansUranium	超ウラン

表リスト

表 3.2.3-1	炉心高さ及び Pu 富化度サーベイ結果	11
表 3.3-1	50MWe 極地利用型高出口温度ナトリウム冷却小型炉の炉心・燃料仕様及び主要特性	18
表 3.3-2	装荷時と取出時の物質収支	19
表 3.3-3	反応度係数	21
表 3.3-4	動特性パラメータ	21
表 3.3-5	H17 炉心における受動的安全性 (H16 炉心の ATWS 解析結果より推定)	22
表 3.3-6	制御棒反応度収支	23
表 3.4.1-1	サーベイ計算用 H16 炉心の最大線出力履歴	29
表 3.4.1-2	サーベイ計算用 H16 炉心の被覆管最高温度履歴 (被覆管肉厚中心温度)	29
表 3.4.1-3	燃料健全性を満足する被覆管肉厚とガスプレナム長に関するサーベイ結果	30
表 3.4.2-1	平成 17 年度検討小型炉 (極地利用型炉心) の主要目	31
表 3.4.2-2	燃料健全性評価用の最大線出力履歴 (平成 17 年度検討小型炉 (極地利用型炉心))	32
表 3.4.2-3	燃料健全性評価用の被覆管最高温度履歴 (被覆管肉厚中心温度) (平成 17 年度検討小型炉 (極地利用型炉心))	32
表 3.4.2-4	平成 17 年度検討炉心で適用された合理化工学的安全係数 (グリッド型スペーサ用)	33
表 3.5-1	被覆管内面最高温度 (ホットスポット) 評価結果	36
表 3.6-1	平成 17 年度のナトリウム冷却小型炉の設計仕様と主要炉心特性	39
表 4-1	各炉心構成要素の基本仕様	46
表 4.1.1.2-1	B ₄ C ペレット体積当たりの ¹⁰ B の吸収反応量に関する計算結果	47
表 4.1.1.3-1	制御棒発熱量	48

図リスト

図 2.2-1	平成 16 年度長寿命極地利用型ナトリウム冷却小型炉の集合体配置 (50MWe / 30 年寿命 / 550 原子炉出口温度 / 高さ 1.01m)	5
図 3.2.3-1	燃料ピン径と周辺流れ効果係数との関係	12
図 3.2.3-2(1)	燃料ピン径と周辺流れ効果係数(グリッドスペーサの場合)及び炉心高さとの関係 係 CASE-A-1:被覆管肉厚 0.55 mm 燃料集合体数 内側/中間/外側 = 18/30/30..	13
図 3.2.3-2(2)	燃料ピン径と周辺流れ効果係数(グリッドスペーサの場合)及び炉心高さとの関係 係 CASE-A-2:被覆管肉厚 0.55 mm 燃料集合体数 内側/中間/外側 = 6/42/30...	13
図 3.2.3-2(3)	燃料ピン径と周辺流れ効果係数(グリッドスペーサの場合)及び炉心高さとの関係 係 CASE-A-3:被覆管肉厚 0.55 mm 燃料集合体数 内側/中間/外側 = 6/12/60...	14
図 3.2.3-2(4)	燃料ピン径と周辺流れ効果係数(グリッドスペーサの場合)及び炉心高さとの関係 係 CASE-A-4:被覆管肉厚 0.55 mm 燃料集合体数 内側/中間/外側 = 18/18/42..	14
図 3.2.3-2(5)	燃料ピン径と周辺流れ効果係数(グリッドスペーサの場合)及び炉心高さとの関係 係 CASE-A-5:被覆管肉厚 0.55 mm 燃料集合体数 内側/中間/外側 = 6/30/42...	15
図 3.2.3-2(6)	燃料ピン径と周辺流れ効果係数(グリッドスペーサの場合)及び炉心高さとの関係 CASE-A-6:被覆管肉厚 0.55 mm 燃料集合体数 内側/中間/外側 = 6/24/48.....	15
図 3.3-1	極地利用型高出口温度ナトリウム冷却小型炉(50MWe/30 年寿命/550 原子炉出口温度) 炉心配置図	24
図 3.3-2	実効増倍率の時刻暦	25
図 3.3-3	燃焼初期、中期、末期における径方向出力分布	25
図 3.4.1-1	燃料健全性を満足する被覆管肉厚と上部ガスプレナム長の関係(H16 炉心ベース)	34
図 3.5-1	流量配分領域区分	37
図 4.1.1.1-1	制御要素発熱解析用 2 次元 RZ 体系	49
図 4.1.2.1-1	制御棒(主炉停止系、後備炉停止系)の縦断面概略図(炉心燃料集合体と対比)	50
図 4.1.2.1-2	制御棒(主炉停止系、後備炉停止系)の水平断面概略図	51
図 4.2.1.1-1	Zr-H 遮へい要素発熱解析用 2 次元 RZ 体系	56
図 4.2.1.2-1	Zr-H 遮へい最大発熱要素の軸方向線出力分布	57
図 4.2.2.1-1	Zr-H/SUS 複合遮へい体の縦断面概略図(炉心燃料集合体と対比)	58
図 4.2.2.1-2	Zr-H/SUS 複合遮へい体の水平断面概略図	58
図 4.2.3-1	H/Zr 比の時刻暦(被覆管:PNC-FMS)	60
図 4.2.3-2	被覆管に PNC316 を用いた場合の、運転開始 30 年後における H/Zr 比と Zr-H 温度との関係(被覆管に PNC-FMS を用いた場合との比較)	61

1 はじめに

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

平成 11 年 7 月から開始した FBR サイクル実用化戦略調査研究（以下、FS）では、「長期燃料無交換」と「高い受動的な安全特性」の達成を主目標として、高速炉特有の特性を活かした小型高速炉の設計検討を行ってきた。

平成 12 年度（フェーズ 1）の検討では、出力 50MWe、30 年間燃料無交換運転の鉛ビスマス冷却室化物燃料の自然循環炉心、及びナトリウム冷却金属燃料の自然循環炉心、制御棒制御強制循環炉心、反射体制御強制循環炉心を検討した^[1]。

平成 13 年度（フェーズ -1）からは、さらに「経済性の改善」を視野に入れ、出力を 150MWe とした 10 年間燃料無交換のナトリウム冷却金属燃料小型炉心の設計検討を行った^[2]。

平成 14 年度（フェーズ -2）には、反応度制御方式、冷却材循環方式、出力の各々の違いが小型炉の特性や経済性にどのように影響するのかを把握する目的で、150MWe 反射体制御型・強制循環炉心、150MWe 制御棒制御型・強制循環炉心、150MWe 制御棒制御型・自然循環炉心、50MWe 制御棒制御型・強制循環炉心の 4 通りのナトリウム冷却金属燃料炉心を検討した^[3]。

平成 15 年度（フェーズ -3）には、それまでの検討結果を踏まえ、スケールメリットと炉心コンパクト化による経済性向上を指向しつつ小型炉の魅力をもっと追求し、20 年間燃料無交換運転と原子炉出口温度高温化（550℃）を目指した 165MWe 制御棒制御型・ナトリウム冷却金属燃料強制循環炉心の設計検討を行った^[4]。

平成 16 年度（フェーズ -4）には、平成 15 年度に検討した制御棒制御型・ナトリウム冷却金属燃料強制循環炉心に対し、原子炉出口温度高温化（550℃）を満足しつつ開発目標を特化した 2 概念を検討した。すなわち、遠隔地での立地を想定してプラント寿命中燃料無交換とコンパクト化を目指す「長寿命追求型概念」、及び炉心寿命は追求せずコンパクト化を目指す「経済性追求型概念」の 2 概念を対象とし、前者は出力 50MWe の 30 年燃料無交換運転炉心、後者は出力 300MWe の燃料交換間隔 2 年×4 バッチについて設計検討を行った^[6]。

フェーズ 最終年度にあたる平成 17 年度（以下、本年度）は、平成 16 年度に検討した「長寿命追求型概念」について、金属燃料における照射実績の多いスミア密度を用いるなど、燃料仕様の見直しを行って炉心・燃料設計を改善するとともに、長寿命を追求する炉心概念における炉内構造物としての制御棒と遮へい体の成立可能性について検討するものとした。

2 平成 17 年度の炉心・燃料設計の目標

2.1 「長寿命追求型炉心」概念の特徴

「長寿命追求型炉心」は、遠隔地への立地を想定し、炉心のコンパクト化による経済性向上を念頭に置きつつ、プラント寿命中は燃料交換しないことを目標とする炉心概念である。受動的炉停止機構（SASS）により炉心・燃料の健全性が確保できることを目標とする。

平成 16 年度は、電気出力 50MWe のナトリウム冷却炉を対象に、金属燃料の良好な増殖性能を生かして燃料交換間隔を 30 年とし、さらに水素製造の可能性の観点から、中型ナトリウム冷却金属燃料炉心の設計で考案された「重金属密度 3 領域単一 Pu 富化度炉心」概念^[7]の採用により、原子炉出口温度を MOX 燃料炉心並みの 550 とした概念について検討した。

一般に金属燃料炉心では、金属燃料と被覆管の接触による液相形成に係わる被覆管内面温度制限（650 程度）により、原子炉出口温度は MOX 燃料炉心の 550 に比べて 500～510 に制約される。「重金属密度 3 領域単一 Pu 富化度炉心」概念は、炉心を 3 領域に分割し、各領域を Pu 富化度ではなく重金属密度で区別することにより、燃焼期間中の炉心出力分布の時間的変動と径方向出力ピーキング係数を抑えて燃料被覆管最高温度を低減し、MOX 燃料炉心並みの原子炉出口温度 550 を達成する炉心概念である。

2.2 設計目標

本年度の炉心・燃料設計（以下、H17 炉心）の目標を定めるにあたり、まず、平成 16 年度に設計検討した 50MWe ナトリウム冷却金属燃料小型炉心（以下、H16 炉心）の炉心構成を図 2.2-1 に、主要な炉心・燃料仕様を以下にそれぞれ示す。

H16 炉心の炉心・燃料仕様

・ 原子炉出力（電気 / 熱）	: 50MWe / 120MWth
・ 原子炉出口 / 入口温度	: 550 / 395
・ 炉心寿命（運転サイクル長）	: 30 年
・ 炉心等価直径 / 高さ	: 182cm / 101cm
・ 燃料スミア密度(内側炉心 / 中間炉心 / 外側炉心)	: 70 / 79 / 85vol%
・ 燃料中 Zr 含有率（内側炉心 / 中間炉心 / 外側炉心）	: 10 / 10 / 6wt%
・ 燃料ピン外径 / 肉厚	: 15mm / 0.78mm
・ ガスプレナム長	: 151.cm（炉心高さ × 1.5）
・ 燃料集合体スペーサ構造	: ワイヤ
・ 圧力損失（炉心部 / バンドル部）	: 0.033MPa / 0.026MPa

燃料スミア密度と燃料中 Zr 含有率の組み合わせの違いにより炉心を重金属密度に関して内側、中間、外側の 3 領域に分け、Pu 富化度を 3 領域すべてに対し同一として径方向出力ピーキング及び燃焼中の出力分布の変動を抑制することが本概念の特徴であり、燃料被覆管の最高温度が従来の Pu 富化度 2 領域炉心よりも著しく低減されることにより、原子炉出口温度 550 が達成されている。

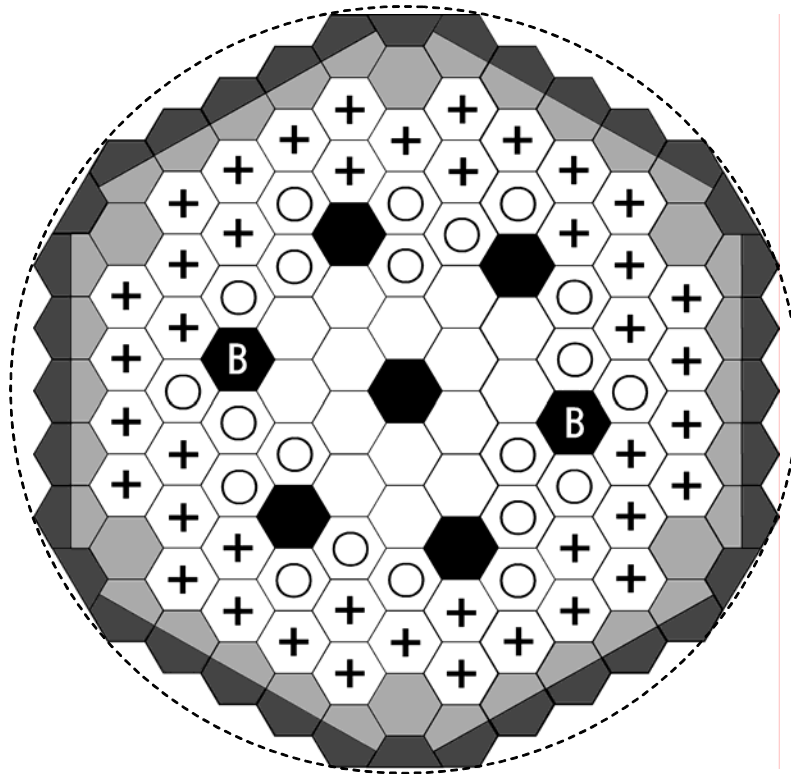
本年度の設計では、この H16 炉心における設計上の特徴をベースとした上で、85%TD まで許容した燃料スミア密度を照射実績の観点から見直し、燃料スミア密度の上限を 75%TD とした。

したがって、燃料スミア密度を 75%TD 以下に抑えた上で、H16 炉心と同じ性能、すなわち、出力 50MWe、炉心寿命 30 年、原子炉出口温度 550 を達成し得るコンパクトな炉心概念を示すことを、H17 炉心の重点とした。

この燃料スミア密度の変更は燃料体積比の低下を招き、それにより炉心核特性が損なわれる可能性があるため、H16 炉心と同程度の性能を示すためには、炉心核特性への影響を抑えるような設計対応を図る必要がある。

そこで、設計方針として、H16 炉心の圧力損失が低い特長を用いて燃料ピン長の増加を許容し、それにより被覆管の仕様及び炉心高さを変更して燃料体積比の低下を補うこととした。具体的には、被覆管肉厚を削減して燃料体積比の低下を補い、被覆管の強度低下に対応してガスプレナム長を増大させた。また、燃料スミア密度の上限を 85%TD から 75%TD に低減したことによる燃料インベントリーの低下を補償するため、炉心高さを H16 炉心に比べて 1.15 倍程度まで増大することを許容することとした。

原子炉出口温度 550 の達成見通しに係わる設計対応についても改善を図った。すなわち、H16 炉心の熱設計では工学的安全係数 1.18 の下で、ワイヤスペーサ構造の燃料集合体における周辺流れ効果係数を暫定的に 1.1 と設定していたが、本年度はスペーサ構造との関係を検討した上で周辺流れ効果係数（1.1 程度を目標）を設定すること、また、内側、中間、外側炉心の各領域を同心円状に配列することで炉心の径方向出力ピーキングを抑えることとした。



炉心等価直径： 182cm
 炉心高さ： 101cm
 遮へい体外接円径： 231cm

○	内側炉心燃料集合体	15体
⊙	中間炉心燃料集合体	21体
+	外側炉心燃料集合体	42体
◐	SUS、ZrH遮蔽体	30体
◑	SUS遮蔽体	6体
◒	ZrH遮蔽体	6体
●	主系制御棒	5体
ⓑ	後備系制御棒 (SASS)	2体

図2.2-1 平成16年度長寿命極地利用型ナトリウム冷却小型炉の集合体配置
 (50MWe / 30年寿命 / 550 原子炉出口温度 / 高さ1.01m)

3 炉心・燃料設計

3.1 設計条件

H16 炉心の炉心・燃料仕様を基に、前章で設定した設計目標を踏まえて、H17 炉心においては下記を条件とした。

- ・原子炉出力（電気／熱） : 50MWe / 120MWt
- ・制御・冷却方式 : 制御棒制御・強制循環冷却
- ・原子炉出力／入口温度 : 550 / 395
- ・運転サイクル長さ : 30 年
- ・燃料交換バッチ数 : 1
- ・炉心型式 : 単一プルトニウム富化度重金属密度 3 領域均質炉心^{*1}
- ・炉心高さ : 1.01cm (H16 炉心) の 1.15 倍程度以下
- ・最大燃焼反応度 : 1.1% k/kk 程度以下
- ・取出平均燃焼度 : 80 GWd/t 程度
- ・高速中性子照射量 : $5 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 以下
- ・燃料形態 : U-Pu(TRU)-Zr 3 元合金燃料（ボンド材：ナトリウム）
燃料スミア密度 70 ~ 75vol%^{*3}、燃料中 Zr 含有率 6 ~ 10wt%^{*3}
- ・原子炉材料 : ODS 鋼、PNC-FMS 鋼
- ・集合体仕様^{*2} : ラッパ管付、肉厚 2mm、ラッパ管間ギャップ 1mm
- ・燃料ピン間ギャップ : 1mm 以上
- ・プルトニウム富化度 : 全領域同一（1 種類）
- ・燃料ピン径 : 15mm 以下（1 種類）^{*4}
- ・炉心領域数 : 3 領域
- ・核定数 : 統合炉定数 ADJ2000R
- ・燃料組成 : 高速炉多重リサイクル時の TRU 燃料組成
 $^{238}\text{Pu}/^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu}/^{237}\text{Np} / ^{241}\text{Am}/^{243}\text{Am}/^{244}\text{Cm}$
= 1.1/54.1/32.1/ 4.3/ 3.9/ 0.5/ 2.0/ 1.0/ 1.0wt%

*1：低プルトニウム富化度 1 種類で、かつ径方向に燃料のジルコニウム含有率とスミア密度の違いにより重金属密度を変えることで出力分布の空間的・時間的変化を低減させる炉心概念。

*2：プラント寿命中燃料無交換のため、通常の燃料交換機による燃料引抜性の要求を緩和。

*3：製造・照射実績があり、今後の試験で達成見通し大。

*4：製造実績があり、今後の照射試験で達成見通しあり。

3.2 炉心・燃料仕様サーベイ

H16 炉心をベースに、2.2 節の設計目標及び 3.1 節の設計条件に適合する炉心・燃料仕様を以下のようにサーベイした。

3.2.1 サーベイ条件

(1) 燃料スミア密度

H16 炉心の燃料スミア密度及び燃料中 Zr 含有率を基に、出力分布平坦化の観点から内側炉心、中間炉心、外側炉心の順に燃料実効密度（燃料スミア密度 × (1-燃料中 Zr 含有率)）を低くし、かつ燃料スミア密度の上限 75wt%を考慮し、以下の条件とした。

- ・燃料スミア密度 内側 / 中間 / 外側 : 70 / 75 / 75vol%
- ・燃料中 Zr 含有率 内側 / 中間 / 外側 : 10 / 10 / 6wt%

(2) ガスプレナム長及び被覆管肉厚

H16 炉心では、炉心高さ 101cm、ガスプレナム長 151.5cm、被覆管肉厚 0.78mm と設定し、CDF 制限を満足させた。

この仕様をベースに、前述の通り炉心部圧力損失が小さいという本炉心概念の特長を生かし、炉心高さに対するガスプレナム長の比率を増大した場合に被覆管肉厚をどの程度削減できるかについて検討するためのサーベイを行った。その結果、ガスプレナム長を炉心高さの 2 倍まで許容すると被覆管肉厚は 0.55mm 程度にまで削減できるとの見通しが得られた（3.4 節参照）。

そこで、H17 炉心では、ガスプレナム長を炉心高さの 2 倍程度、被覆管肉厚を 0.55mm 程度とする基本仕様を選定した。この基本仕様に対応する炉心部圧力損失は H16 炉心の値から 0.04MPa 程度と推定され、Na 冷却大型炉の炉心部圧力損失である 0.2MPa 程度^[8]に比べて十分低い値を維持する。

(3) 燃料集合体スペーサ構造

H17 炉心では、燃料ピン径、燃料ピンピッチを変更した場合の周辺流れ効果係数を、グリッドスペーサ、ワイヤスペーサの各々に対して求めた。工学的安全係数は、ナトリウム冷却金属燃料炉心の設計例を参考に、グリッドスペーサの場合 1.18、ワイヤスペーサの場合 1.22 とした。

(4) 燃料ピン径及びピン間ギャップ

H17 炉心では、燃料ピン径は H16 炉心の 15mm をベースに、周辺流れ効果係数を改善する方向で、かつ被覆管肉厚の削減と合わせたピン径縮小を考慮することにより、13～15mm を設計範囲の目安とした。ピン間ギャップは、H16 炉心の 1mm（ワイヤスペーサの場合）を参考に、グリッドスペーサの場合 1～3mm、ワイヤスペーサの場合 1～2mm とした。なお、グリッドスペーサの場合、最外周燃料ピンとラップ管とのギャップを 1mm に固定した。

(5) 炉心等価直径及び集合体配置

H17 炉心は、H16 炉心と同じ出力でコンパクトな炉心を指向することから、炉心等価直径も H16 炉心と同程度とし、集合体総数も H16 炉心と同じく 78 体とした。

集合体配置については、径方向出力ピークを抑制する観点から内側、中間、外側の各炉心領域が同心円状に分割できるものとした。具体的には、内側/中間/外側の順に、H16 炉心の 15 体/21 体/42 体に対して、

- ・ Case-1 : 18 体/30 体/30 体
- ・ Case-2 : 6 体/42 体/36 体
- ・ Case-3 : 6 体/12 体/60 体
- ・ Case-4 : 18 体/18 体/42 体
- ・ Case-5 : 6 体/30 体/42 体
- ・ Case-6 : 6 体/24 体/48 体

の 6 通りを候補選定した。

3.2.2 サーベイ目標

(1) 周辺流れ効果係数

H16 炉心では、周辺流れ効果係数 1.1 で原子炉出口温度 550 の達成見通しを得た。これを踏まえ、H17 炉心では、周辺流れ効果係数 1.1 程度以下を目標とした。

(2) 規格化包絡熱出力

H16 炉心の規格化包絡熱出力（燃料集合体単位での運転期間中の最大発熱の和を定格熱出力で除したものを）を調べた結果、1.14 であることがわかった。

規格化包絡熱出力が小さいほど原子炉出口温度の高温化がより可能になることから、H16 炉心における値を踏まえて、H17 炉心では規格化包絡熱出力 1.14 程度以下を目標とした。

(3) 炉心高さ

H17 炉心では、燃料スミア密度の上限を H16 炉心の 85%TD から 75%TD に低減したことを踏まえ、H16 炉心の 1.01m に対して 1.1~1.2 倍程度の炉心高さを目標とした。すなわち、炉心高さの上限目安を 120cm 程度とした。

(4) 最大燃焼反応度

H16 炉心においては、燃焼反応度は 1.11% k/kk（燃料照射スエリングによる軸方向伸張の効果を考慮）となり、この条件の下で炉心寿命 30 年、制御棒反応度収支の成立性を得た。

この結果を踏まえ、燃焼反応度 1.1% k/kk 程度以下を目標とした。

3.2.3 サーベイ結果

(1) 燃料ピン径と周辺流れ効果係数・炉心高さの関係

「3.2.1 サーベイ条件」で検討したガスプレナム長と被覆管肉厚の組み合わせを踏まえ、ガスプレナム長を炉心高さの2.0倍、被覆管肉厚を0.55mmとした場合について、燃料ピン径と周辺流れ効果係数及び炉心高さとの関係を、3.2.1項(5)で候補選定した6通りの集合体配置パターンに対しサーベイした。

燃料ピン径は、被覆管肉厚0.55mmの条件の下、燃料ピンピッチ、燃料ピン本数、ラッパ管肉厚、集合体ピッチを固定した条件で変化させた。

周辺流れ効果係数については、グリッドスペーサ、ワイヤスペーサのそれぞれについて検討した。炉心高さについては、目安として、H16炉心の重金属装荷重量17.0tを保存するように設定した。

サーベイ結果を図3.2.3-1、図3.2.3-2(1)～(6)に示す。各々の図は、

- ・ 図3.2.3-1 : 燃料ピン径と周辺流れ効果係数との関係
- ・ 図3.2.3-2(1)～(6) : 燃料ピン径と周辺流れ効果係数(グリッドスペーサの場合)及び炉心高さとの関係

である。

まず、周辺流れ効果係数についてみると、図3.2.3-1に示すように、グリッドスペーサの場合、燃料ピン径を14.4mm以下にすると周辺流れ効果係数は1.1以下となることがわかる。他方、ワイヤスペーサの場合、燃料ピン径を15mmから14mmに削減しても周辺流れ効果係数はわずか0.03程度しか低減しておらず、同じく0.17程度まで低減しているグリッドスペーサの場合に比べ、その低減効果は著しく低い。このことから、周辺流れ効果係数を1.1以下とする燃料ピン径は、ワイヤスペーサでは現実的に解が存在し得ず、グリッドスペーサを採用する場合のみ解が存在するといえる。

そこで、図3.2.3-2(1)～(6)に示すように、グリッドスペーサの場合について、周辺流れ効果係数1.1以下、かつ炉心高さ120cm以下を満足するような燃料ピン径をサーベイした。当該条件を満足する燃料ピン径の下限値についてはケース間において多少の違いがみられるものの、上限値についてはすべてのケースにおいて14.4mmとなっている。

そこで、本年度の設計においては、過剰なナトリウムボイド反応度の増大や圧力損失の増大を招かないようにできるだけ炉心高さを抑えるものとし、燃料ピン径14.4mm、グリッドスペーサ構造を仕様を選定した。

なお、以降の検討においては、炉心高さが高いCase-1、Case-2を除いて、サーベイを継続した。

(2) 炉心高さ及びPu富化度サーベイ

上記(1)で整理した関係を基に、Case-3,4,5,6の4ケースについて、燃料ピン径14.4mm及びグリッドスペーサ構造の条件の下、3.2.2項で定めた規格化包絡熱出力と燃焼反応度の各目標を満足するような炉心高さ及びPu富化度をサーベイした。

サーベイの結果を表3.2.3-1に示す。燃焼反応度は全ケースとも1.1% k/kk前後に収まっている。規格化包絡熱出力は、Case-3を除く3ケースすべてが1.14以下を満足しており、高速中性子照射量($E > 0.1\text{MeV}$)も $5.5 \times 10^{23}\text{n/cm}^2$ 以下である。これらを踏まえ、Case-3以外の3ケー

スの中で、炉心コンパクト化や圧力損失抑制の観点から、炉心高さが最も低い Case-6 を炉心・燃料仕様の候補に選定した。

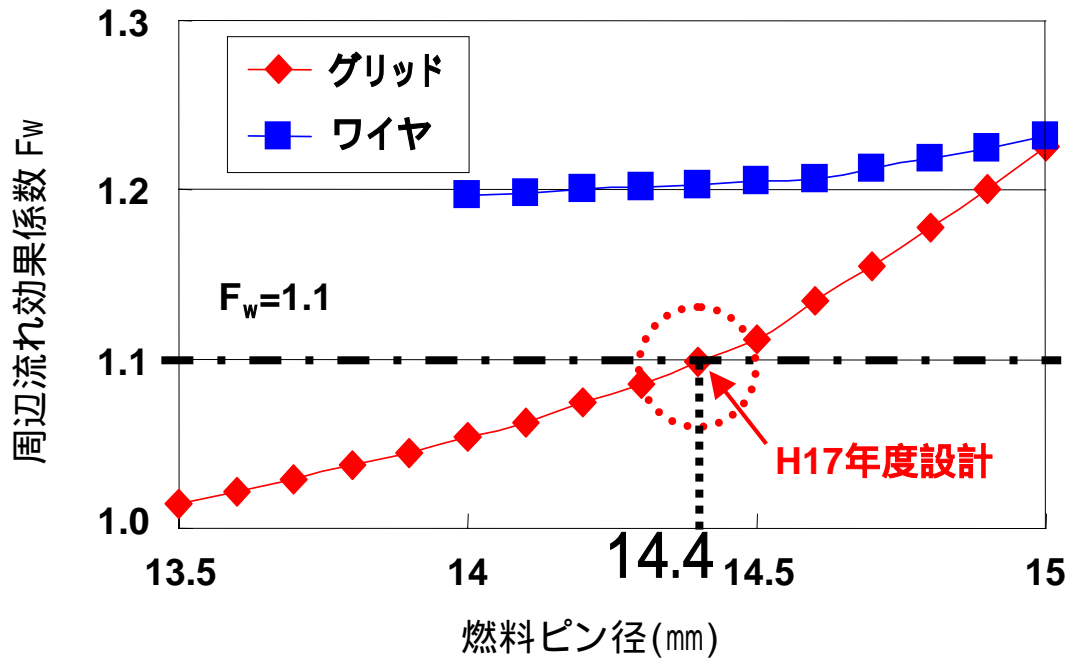
(3) 炉心・燃料仕様の候補

以上、(1)、(2)で整理したサーベイ結果を踏まえて候補に選定した炉心・燃料仕様（ガスプレナム長が炉心高さの2.0倍、被覆管肉厚が0.55mm）を以下に示す。

・原子炉出力（電気／熱）	：	50MWe / 120MWth
・制御・冷却方式	：	制御棒制御・強制循環冷却
・原子炉出力／入口温度	：	550 / 395
・炉心寿命 [運転サイクル長さ]:	：	30 年
・燃料交換バッチ数	：	1
・炉心等価直径	：	182cm
・炉心高さ	：	約 115cm
・プルトニウム富化度	：	約 12wt%
・燃料スミア密度	：	内側/中間/外側 = 70/75/75vol%
・燃料ジルコニウム密度	：	内側/中間/外側 = 10/10/6wt%
・スペーサ構成	：	グリッド
・燃料ピン径	：	14.4mm
・燃料ピン間ギャップ	：	1.6mm
・被覆管肉厚	：	0.55mm
・ガスプレナム長	：	約 230cm
・燃料集合体数	：	内側/中間/外側 = 6/24/48

表 3.2.3-1 炉心高さ及びPu 富化度サーベイ結果

仕様・特性	ケース : Case-3			ケース : Case-4			ケース : Case-5			ケース : Case-6		
	内側	中間	外側	内側	中間	外側	内側	中間	外側	内側	中間	外側
炉心高さ (cm)	110.0			120.0			117.0			114.5		
ガスブレナム長さ (cm)	220.0			240.0			234.0			229.0		
炉心等価直径 (cm)	182			182			182			182		
燃料スミア密度 (%)	70.0	75.0	75.0	70.0	75.0	75.0	70.0	75.0	75.0	70.0	75.0	75.0
Pu 富化度 (wt%)	12.00			12.20			12.11			12.09		
Zr 重量密度 (wt%)	10.00	10.00	6.00	10.00	10.00	6.00	10.00	10.00	6.00	10.00	10.00	6.00
燃料集合体数 (体) [内側/中間/外側]	6	12	60	18	18	42	6	30	42	6	24	48
制御棒本数 (体)	7			7			7			7		
最大高速中性子照射量 ($\times 10^{23}n/cm^2$) [E>0.1MeV]	5.4			5.3			5.4			5.4		
燃焼反応度損失 (% k/k')	1.16			1.05			1.11			1.12		
規格化包絡熱出力	1.17			1.13			1.13			1.13		



[検討条件]

- ・ ガスプレナム長： 炉心高さの 2 倍
- ・ 被覆管肉厚： 0.55mm
- ・ 燃料ピンピッチ： 16mm
- ・ バンドル-ダクト間ギャップ：
 - グリッド： 1mm
 - ワイヤ： ワイヤ径と同じ

図 3.2.3-1 燃料ピン径と周辺流れ効果係数との関係

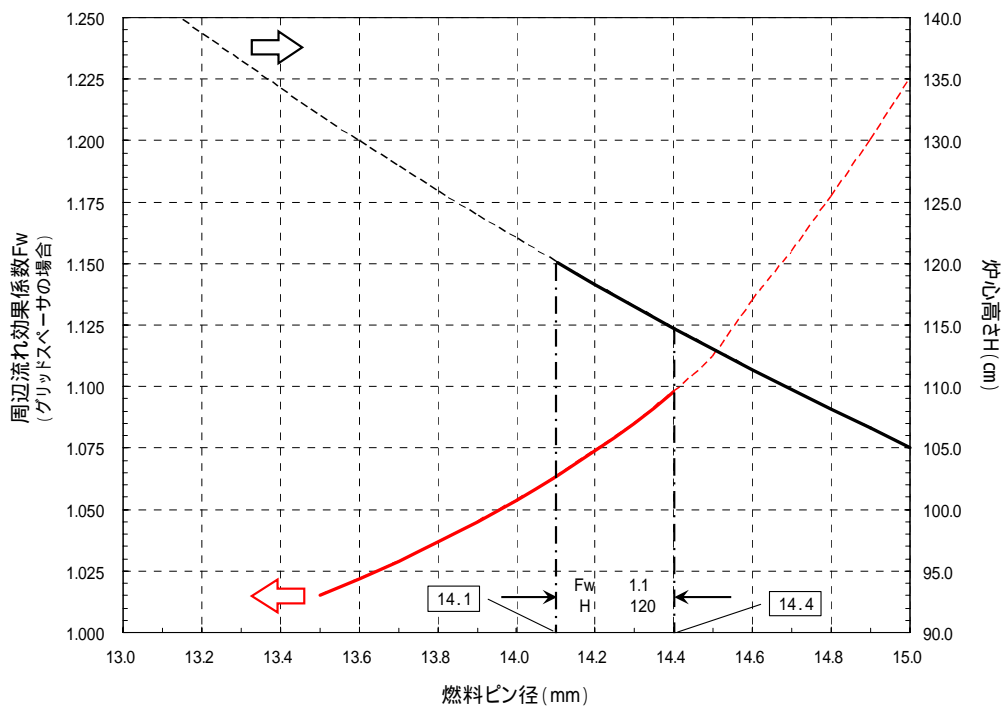


図 3.2.3-2 (1) 燃料ピン径と周辺流れ効果係数 (グリッドスペーサの場合) 及び炉心高さとの関係

CASE-A-1: 被覆管肉厚 0.55 mm
 燃料集合体数 内側 / 中間 / 外側 = 18 / 30 / 30

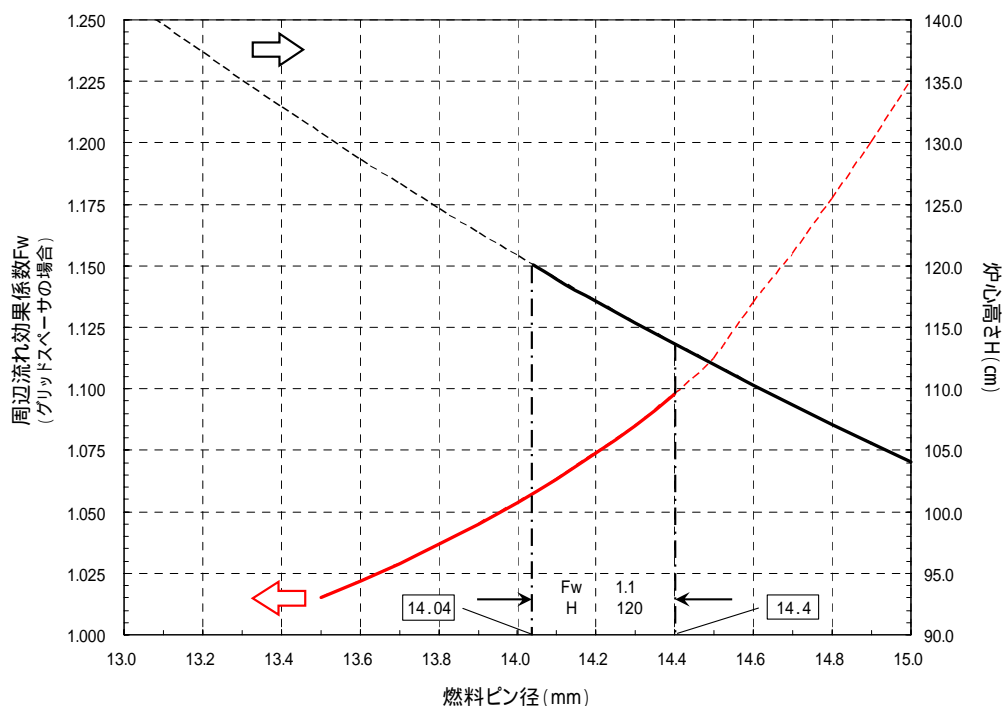


図 3.2.3-2 (2) 燃料ピン径と周辺流れ効果係数 (グリッドスペーサの場合) 及び炉心高さとの関係

CASE-A-2: 被覆管肉厚 0.55 mm
 燃料集合体数 内側 / 中間 / 外側 = 6 / 42 / 30

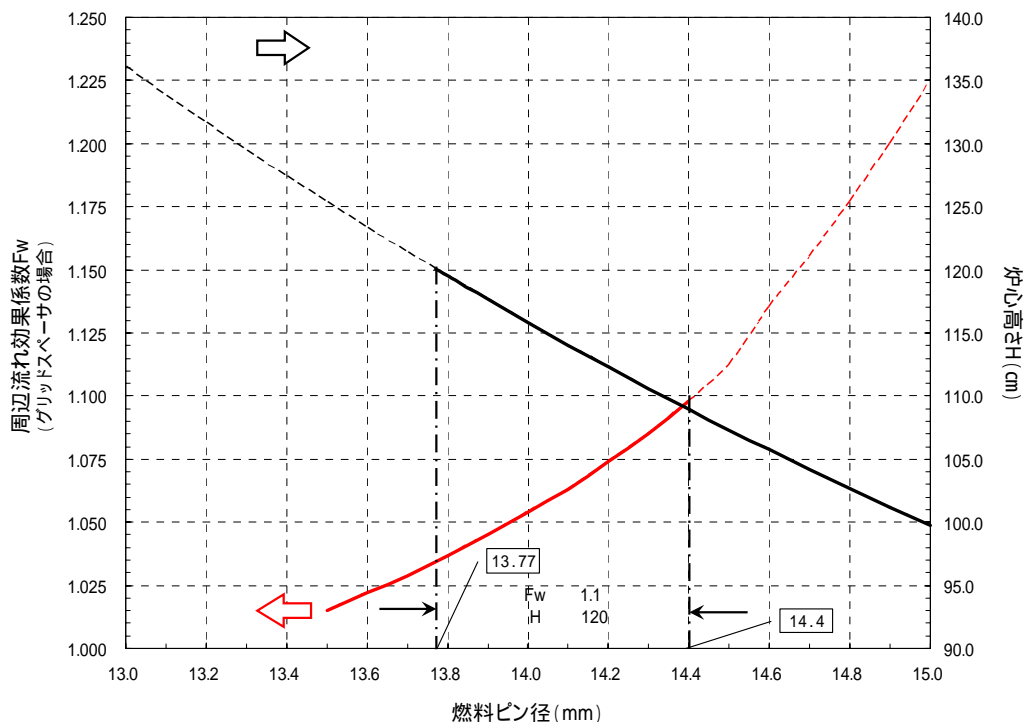


図 3.2.3-2 (3) 燃料ピン径と周辺流れ効果係数 (グリッドスペーサの場合) 及び炉心高さとの関係

CASE-A-3 : 被覆管肉厚 0.55 mm
 燃料集合体数 内側 / 中間 / 外側 = 6 / 12 / 60

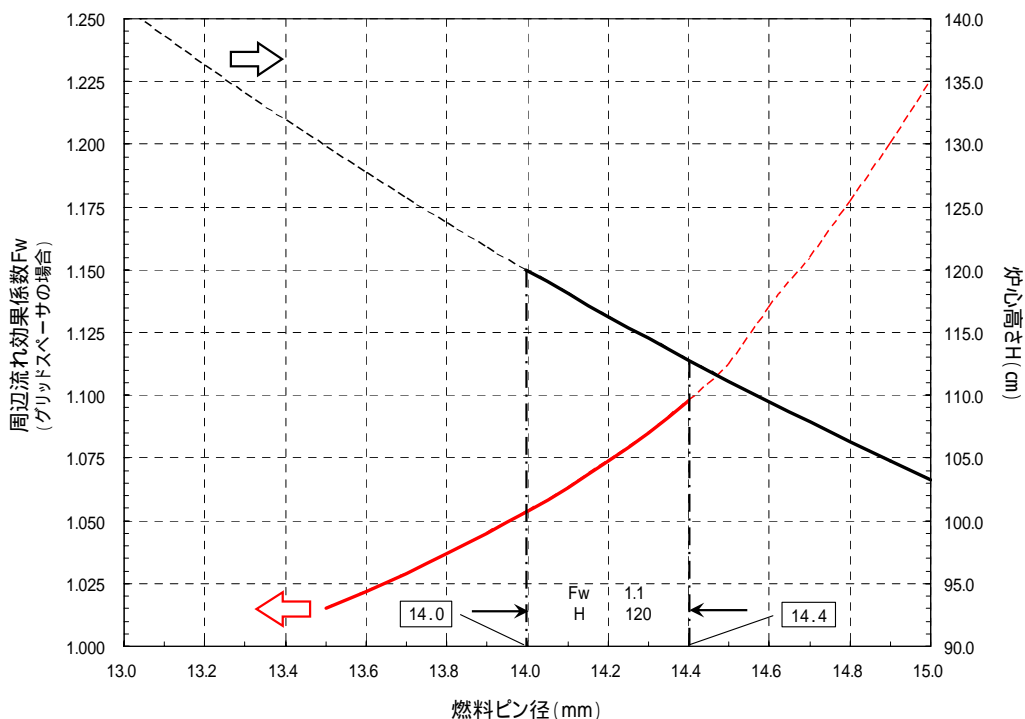


図 3.2.3-2 (4) 燃料ピン径と周辺流れ効果係数 (グリッドスペーサの場合) 及び炉心高さとの関係

CASE-A-4 : 被覆管肉厚 0.55 mm
 燃料集合体数 内側 / 中間 / 外側 = 18 / 18 / 42

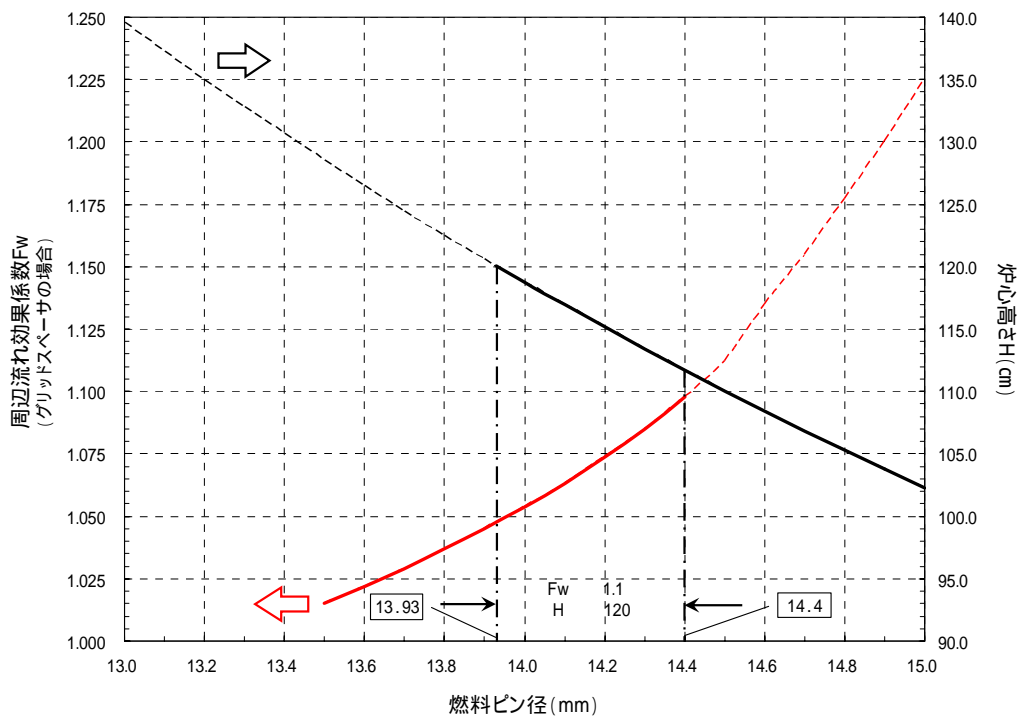


図 3.2.3-2 (5) 燃料ピン径と周辺流れ効果係数 (グリッドスペーサの場合) 及び炉心高さとの関係
CASE-A-5 : 被覆管肉厚 0.55 mm
燃料集合体数 内側 / 中間 / 外側 = 6 / 30 / 42

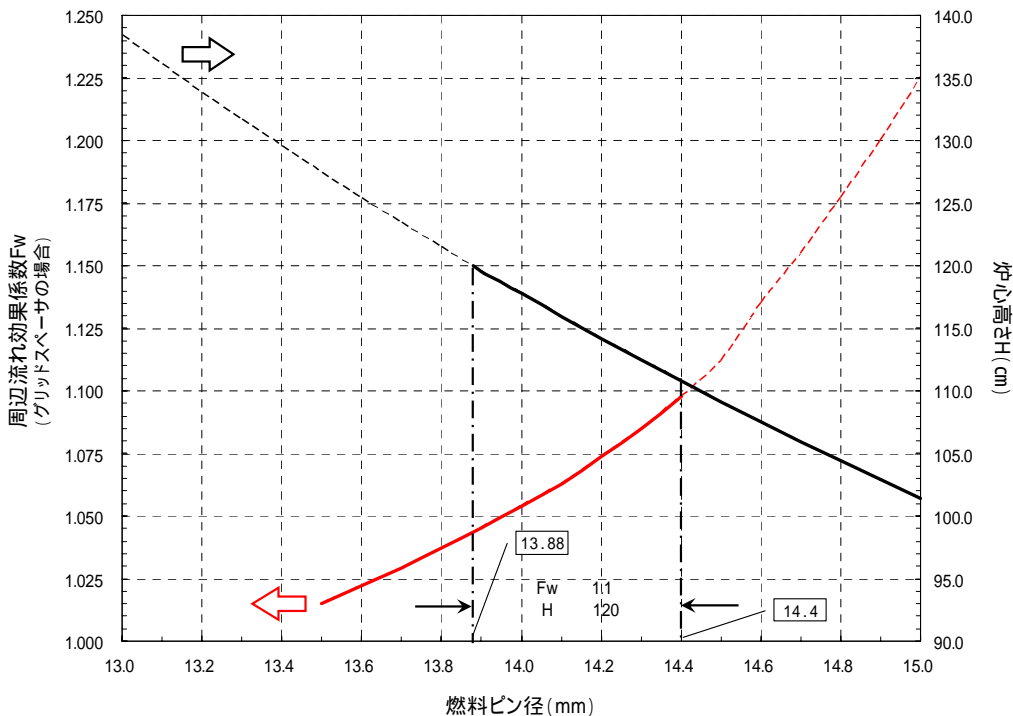


図 3.2.3-2 (6) 燃料ピン径と周辺流れ効果係数 (グリッドスペーサの場合) 及び炉心高さとの関係
CASE-A-6 : 被覆管肉厚 0.55 mm
燃料集合体数 内側 / 中間 / 外側 = 6 / 24 / 48

3.3 炉心核特性評価

前節 3.2 のサーベイ結果で候補に選定された炉心・燃料仕様につき、炉心の燃焼特性及び出力分布を評価した。主要な核特性評価手法（燃料組成を含む）を以下に示す。

- ・ 炉定数 : 統合炉定数 ADJ2000R
- ・ 燃焼計算 : 2次元 RZ 体系拡散燃焼計算
- ・ 出力分布計算 : 3次元拡散計算
- ・ 反応度計算 : ドップラ係数 1次近似摂動計算
ナトリウムボイド反応度 厳密摂動計算
- ・ 制御棒価値計算 : 3次元三角メッシュ拡散計算
計算値に以下の補正を施し、更に、9%の不確かさを考慮して評価
 - ・ 群縮約効果 0.97
 - ・ メッシュ効果 0.90
 - ・ B₄C 吸収体マスランピング効果補正 0.87
 - ・ 輸送理論補正 0.96
- ・ 燃料組成 : 高速炉多重リサイクル時の TRU 燃料組成
 $^{238}\text{Pu}/^{239}\text{Pu}/^{240}\text{Pu}/^{241}\text{Pu}/^{242}\text{Pu}/^{237}\text{Np} / ^{241}\text{Am}/^{243}\text{Am}/^{244}\text{Cm}$
 = 1.1/54.1/32.1/ 4.3/ 3.9/ 0.5/ 2.0/ 1.0/ 1.0wt%

H17 炉心の炉心配置図と 2次元 RZ 体系図を図 3.3-1 に、その主要目、主要な燃料仕様、炉心特性を表 3.3-1 に、装荷時と取出し時の物量収支を表 3.3-2 にそれぞれ示す。本炉心は軸方向、径方向のいずれにもブランケットを設けておらず、炉心高さ、炉心等価直径、遮へい体外接円径はそれぞれ 118cm、182cm、231 cm であり、30 年間燃料無交換運転を達成している。炉心高さは H16 炉心の 101cm に比べて増大しているが、炉心等価直径、遮へい体外接円径はともに H16 炉心と変わらず、コンパクトな炉心となっている。取出平均燃焼度は 74GWd/t、燃焼反応度は 1.24%Δk/kk、増殖比は 1.08 であり、H16 炉心の特性（取出平均燃焼度 77GWd/t、燃焼反応度 1.1% k/kk、増殖比 1.07）と概ね同等の値を示している。

実効増倍率の時刻暦を図 3.3-2 に、燃焼初期、中期、末期の径方向出力分布を図 3.3-3 に示す。出力分布の時間的変化が小さく、原子炉出口温度高温化に適していることがわかる。

各種反応度係数を表 3.3-3 に、動特性パラメータを表 3.3-4 に示す。

H17 炉心は H16 炉心と比べて、主として燃料スミア密度の低減によるボンド材ナトリウムの増大により、炉心部冷却材温度係数が約 21%増大している。他方、このボンド材ナトリウムの増大により中性子スペクトルがやや軟化することと、Pu 富化度が H16 炉心に比べてわずかながら低減していることにより、炉心部燃料ドップラ係数は約 5.3%増大している。また、炉心高さが増大したため、燃料温度係数も約 6.3%増大している。被覆管肉厚を低減させたことにより、被覆管温度係数は約 14%低減している。

これらの傾向と H16 炉心に対して行った ATWS（UTOP、ULOF、ULOHS）解析の結果^[8]を基に、H17 炉心における受動的安全性（キュリー点式 SASS による受動的炉停止に期待）について簡易評価を行った。なお、H16 炉心に対する UTOP、ULOF、ULOHS 解析のいずれの場合においても、安全性の判断基準を満たすことが確認されている。

参考文献[8]に記載されている UTOP、ULOF、ULOHS の各解析結果において、SASS が作動する直前の反応度バランスを調べた。さらに、これらの数値を基に、H17 炉心と H16 炉心の各反応度係数比を用いて、H17 炉心における同様の反応度バランスを推定した。結果を表 3.3-5 に示す。

UTOP については、冷却材温度反応度が增大しているものの、その増大分を負のドップラー反応度と燃料膨張反応度が打ち消しており、結果として反応度の合計は H16 炉心と同じとなっている。従って、H17 炉心においても、安全性の判断基準を満たすと推定される。

ULOF については、冷却材温度反応度の増大により、H16 炉心に比べて反応度の合計が 2 ϕ 増大しているが、これは出力/流量比にして 2~3%程度の増大に相当すると考えられる。この場合、H16 炉心のノミナルホットチャンネル出口冷却材最高温度(約 840)は、炉心入口温度 395 との差 445 に対する 3%増分を見込み、高々 15 程度の増加、すなわち 855 程度に収まると推定され、安全性判断基準である 900 以下を満足すると判断される。

ULOHS についても ULOF の場合と同様、H16 炉心に比べて反応度の合計は 2 ϕ 増大している。SASS が作動するまでの間は、負の炉心支持板膨張反応度がまだ十分には機能しないことから、ULOF と同様に出力/流量比が各部温度に支配的に影響すると考えると、H16 炉心の原子炉出口冷却材最高温度(約 640)は 650 以下に抑えられると推定され、安全性判断基準である 650 以下を満足する見通しである。

以上の簡易評価により、H17 炉心においても、SASS 作動の炉停止による受動的安全性は確保される見通しである。

制御棒反応度収支は表 3.3-6 に示すように判断基準を満足している。本表において、燃焼補償分は、燃焼反応度不確かさと燃料照射スエリングによる軸方向伸長の効果を考慮している。

表 3.3-1 50MWe 極地利用型高出口温度ナトリウム冷却小型炉の炉心・燃料仕様及び主要特性

【出力120MWt/50MWe / 寿命30年 / 出口温度550 / 燃料ピン肉厚0.55mm】				
炉心燃料仕様	炉心出口・入口温度 ()		550 / 395	
	炉心出力 (MWth / MWe)		120 / 50	
	燃焼期間 (年)		30	
	炉心高さ / 炉心等価直径 (cm)		118 / 182	
	制御棒体数 (主系 / 後備系)		5 / 2	
	B ₄ Cスタック長 (cm)		118	
	¹⁰ B同位体組成比 (wt%) (主系 / 後備系)		20 (天然B) / 30	
	ガスプレナム長 (cm)		245	
	ピン径 (mm)		14.4	
	ピン間ギャップ (mm)		1.6	
	被覆管肉厚 (mm)		0.55	
	スパーサ 形態 / 段数 / 閉塞率 高さ / 周辺ギャップ幅		グリッド / 10段 / 0.35 1.5cm / 1mm	
	Pu富化度 (wt%[Pu/HM])		12.0	
	Zr重量密度 (wt%[HM+Zr])		10 / 10 / 6	
	燃料スミア密度 (%)		70 / 75 / 75	
	炉心燃料主要特性	燃料集合体数 (体)		6 / 24 / 48
集合体ピッチ (mm)		187.7		
集合体ダクト肉厚 (mm)		2.0		
集合体間ギャップ (mm)		1.0		
最大燃焼反応度 (% k/kk')		1.24		
炉心平均燃焼度 (GWd/t)		74		
径方向ピーキング係数		1.46 / 1.50 / 1.20		
最大線出力 (kW/m)		19 / 20 / 16		
最大高速中性子照射量 (n/cm ²) (E>0.1MeV)		5.49x10 ²³ *1		
核分裂性Pu重量 (装荷時 / 30年時) (ton)		1.33 / 1.42		
増殖比(BOC/MOC/EOC)		1.14 / 1.08 / 1.01		
ナトリウムボイド反応度(\$)(炉心部/炉心+ガスプレナム部)		5.3 / 4.3		
遅発中性子割合 (%)		0.36		
炉心圧損(出入口差相当/バンドル部) (MPa)		0.026 / 0.021		
各領域体積割合				内側炉心 / 中間炉心 / 外側炉心
		燃料	単位 (%)	40.5 / 43.4 / 43.4
	ボンドNa	17.4 / 14.5 / 14.5		
	ダクト間ギャップNa	1.1 / 1.1 / 1.1		
	被覆管	10.0 / 10.0 / 10.0		
	ダクト	4.2 / 4.2 / 4.2		
	グリッド*3	0.0 / 0.0 / 0.0		
冷却材Na	26.9 / 26.9 / 26.9			

*1: 実効運転期間率=0.9を想定

*2: 核特性評価上の設定値

表 3.3-2 装荷時と取出時の物質収支 [単位 : kg]

装荷時 (BOC)

ELEMENT	内側炉心	中間炉心	外側炉心	炉心合計
U235	3.2	13.7	30.6	47.5
U236	0.0	0.0	0.0	0.0
U238	1062.0	4551.2	10162.4	15775.6
U 合計	1065.1	4564.9	10193.0	15823.0
Pu238	1.7	7.2	16.1	25.1
Pu239	83.0	355.6	794.0	1232.6
Pu240	49.2	211.0	471.1	731.3
Pu241	6.6	28.3	63.1	98.0
Pu242	6.0	25.6	57.2	88.9
Pu 合計	146.5	627.7	1401.6	2175.8
Np237	0.8	3.3	7.3	11.4
Np 合計	0.8	3.3	7.3	11.4
Am241	3.1	13.1	29.4	45.6
Am242m	0.0	0.0	0.0	0.0
Am243	1.5	6.6	14.7	22.8
Am 合計	4.6	19.7	44.0	68.3
Cm242	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm243	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm244	1.5	6.6	14.7	22.8
Cm245	0.0	0.0	0.0	0.0
Cm 合計	1.5	6.6	14.7	22.8
合計	1218.5	5222.2	11660.6	18101.4
ラジ化 FP	0.0	0.0	0.0	0.0
随伴 FP	8.2	35.0	78.1	121.2
FP 合計	8.2	35.0	78.1	121.2

表 3.3-2 装荷時と取出時の物質収支 [単位 : kg] (続き)
 取出時 (EOC)

ELEMENT	内側炉心	中間炉心	外側炉心	炉心合計
U235	0.9	4.8	17.0	22.7
U236	0.4	1.6	2.6	4.5
U238	905.4	3988.4	9444.1	14337.8
U 合計	906.7	3994.8	9463.6	14365.1
Pu238	2.9	11.9	24.0	38.7
Pu239	95.1	404.7	869.0	1368.8
Pu240	45.0	193.3	442.8	681.1
Pu241	3.9	15.4	28.1	47.4
Pu242	4.9	21.7	51.5	78.1
Pu 合計	151.7	647.1	1415.3	2214.1
Np237	0.9	3.8	8.4	13.1
Np 合計	0.9	3.8	8.4	13.1
Am241	5.4	24.5	63.6	93.5
Am242m	0.3	1.4	2.5	4.3
Am243	1.5	6.4	14.5	22.3
Am 合計	7.2	32.3	80.6	120.1
Cm242	0.1	0.3	0.4	0.7
Cm243	0.0	0.0	0.0	0.1
Cm244	1.7	7.1	15.3	24.0
Cm245	0.3	1.0	1.5	2.8
Cm 合計	2.0	8.3	17.2	27.6
合計	1068.5	4686.3	10985.2	16740.0
ラジ化 FP	149.7	535.4	676.2	1361.3
随伴 FP	8.2	35.0	78.1	121.2
FP 合計	157.9	570.4	754.3	1482.6

表 3.3-3 反応度係数

反応度係数		[EOEC 組成時]
炉心部燃料ドップラー係数	T(dk/kk') / dT	-2.617E-03
炉心部構造材ドップラー係数		-1.624E-04
燃料密度係数	k/kk' / (/)	3.501E-01
冷却材密度係数 [炉心部 + ガスプレナム部]		-1.739E-02
冷却材密度係数 [炉心部]		-1.952E-02
構造材密度係数		-3.277E-02
径方向形状係数	k/kk' / (R/R)	1.472E-01
軸方向形状係数	k/kk' / (H/H)	1.239E-01

等温温度係数		[EOEC 組成時]
炉心部燃料ドップラー係数	$\times 10^{-5}$ k/kk' /	-0.237
炉心部構造材ドップラー係数		-0.017
燃料軸方向膨張係数		-0.407
冷却材温度係数 [炉心部 + ガスプレナム部]		0.490
冷却材温度係数 [炉心部]		0.550
被覆管温度係数		0.080
ラッパ管温度係数		0.016
炉心支持板温度係数		-1.107

表 3.3-4 動特性パラメータ

遅発中性子割合						
1	2	3	4	5	6	eff
7.929E-05	7.071E-04	6.618E-04	1.343E-03	6.540E-04	2.082E-04	3.654E-03

遅発中性子崩壊定数 (1/sec)					
1	2	3	4	5	6
0.0128	0.0307	0.1299	0.3373	1.4053	3.9162

即発中性子寿命 (sec)
2.09E-07

[いずれも EOEC 組成時]

表 3.3-5 H17 炉心における受動的安全性 (H16 炉心の ATWS 解析結果^[8]より推定)

(1)UTOP (参考文献[8]では、SASS は事象開始後 16.6 秒後に作動)

反応度係数の種類	反応度係数の単位	H16		H17	
		反応度係数	反応度[\$] ^{*1}	反応度係数	反応度[\$] ^{*2}
ドップラー(燃料)	T(dk/kk')/dT	-2.485E-03	-0.13	-2.617E-03	-0.14
冷却材温度	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	0.454	0.15	0.550	0.18
被覆管	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	0.093	0.03	0.080	0.03
燃料膨張	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	-0.383	-0.30	-0.407	-0.32
合計			-0.25		-0.25

(2)ULOF (参考文献[8]では、SASS は事象開始後 17.4 秒後に作動)

反応度係数の種類	反応度係数の単位	H16		H17	
		反応度係数	反応度[\$] ^{*1}	反応度係数	反応度[\$] ^{*2}
ドップラー(燃料)	T(dk/kk')/dT	-2.485E-03	-0.09	-2.617E-03	-0.09
冷却材温度	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	0.454	0.17	0.550	0.21
被覆管	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	0.093	0.03	0.080	0.03
燃料膨張	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	-0.383	-0.10	-0.407	-0.11
合計			0.02		0.04

(3)ULOHS (参考文献[8]では、SASS は事象開始後 148.3 秒後に作動)

反応度係数の種類	反応度係数の単位	H16		H17	
		反応度係数	反応度[\$] ^{*1}	反応度係数	反応度[\$] ^{*2}
ドップラー(燃料)	T(dk/kk')/dT	-2.485E-03	-0.10	-2.617E-03	-0.11
冷却材温度	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	0.454	0.17	0.550	0.21
被覆管	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	0.093	0.04	0.080	0.03
燃料膨張	k/kk'/ × 10 ⁻⁵	-0.383	-0.13	-0.407	-0.13
合計			-0.02		0.00

*1 参考文献[8]の解析結果より読み取り。

*2 H16 の反応度の値に対し、H17 と H16 の反応度係数の比を掛けて算出。

表 3.3-6 制御棒反応度収支 [単位 : % k/kk']

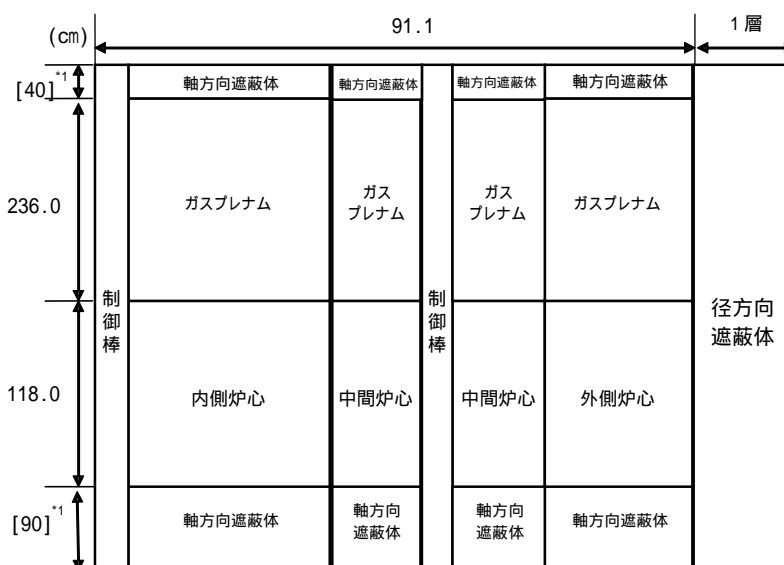
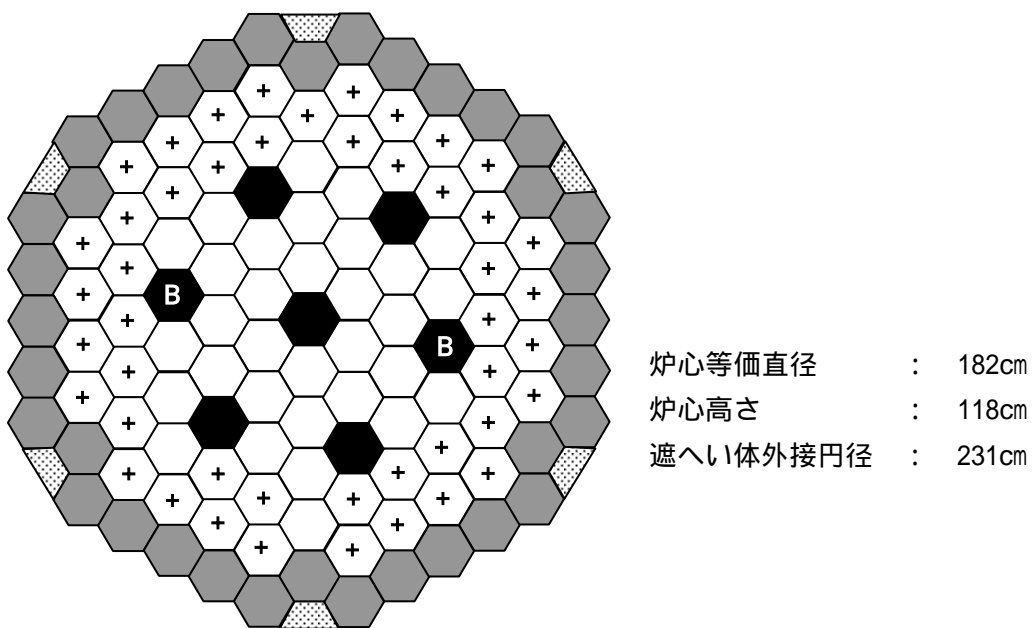
項目	主炉停止系 (ワンロッド スタック)	後備炉停止系	
		ワンロッド スタック	全数挿入
(1) 計画余剰反応度	1.94	0.2	0.3
a. 出力補償	0.3	0.2	0.3
b. 燃焼補償	1.44	-	-
c. 運転余裕	0.2	-	-
(2) 余剰反応度の不確かさ (2)	0.44	0.04	0.06
a. 臨界性予測誤差	0	-	-
b. 出力補償予測誤差	0.06	0.04	0.06
c. 燃料製作公差	0.38 ^{*3}	-	-
d. 燃料交換余裕	-	-	-
(3) 事故時投入反応度	-	0.24	0.24
(4) 必要制御反応度 [(1)+(2)+(3)]	2.38	0.48	0.60
(5) 制御棒価値	3.72	0.88	2.00
(6) 反応度停止余裕 [(5)-(4)]	1.34	0.40	1.40

*1: 燃料[600 相当]、構造材、冷却材[500 相当]の冷態停止[180]、温態待機[300]に要するドブプラ及び温度反応度から導出

*2: 燃焼反応度不確かさ(0.2% k/kk) 及び燃料照射による軸方向伸張(7% L/L)で生じる反応度変化(-0.8% k/kk)を考慮

*3: H15 年度ナトリウム小型炉(高出口温度型炉心)の検討に基づき暫定

*4: 燃焼中期(MOC)組成時、各種補正係数(0.89)及び不確かさ9%考慮



*1 核計算上の設定値。

- | | | |
|--|----------------------|------|
| | 内側炉心燃料集合体 | 6 体 |
| | 中側炉心燃料集合体 | 30 体 |
| | 外側炉心燃料集合体 | 42 体 |
| | 遮へい体 (Zr-H/SUS 複合構成) | 30 体 |
| | 遮へい体 (SUS 製) | 6 体 |
| | 遮へい体 (Zr-H 製) | 6 体 |
| | 主炉停止系制御棒 | 5 体 |
| | 後備炉停止系制御棒 | 2 体 |

図 3.3-1 極地利用型高出口温度ナトリウム冷却小型炉 (50MWe/30 年寿命/550 原子炉出口温度) 炉心配置図

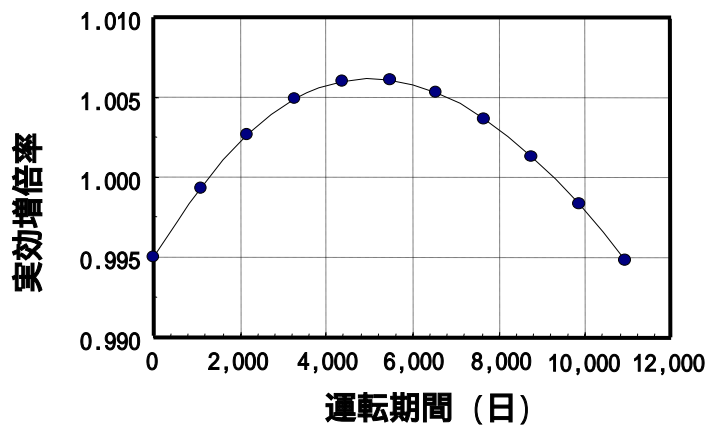


図3.3-2 実効増倍率の時刻暦

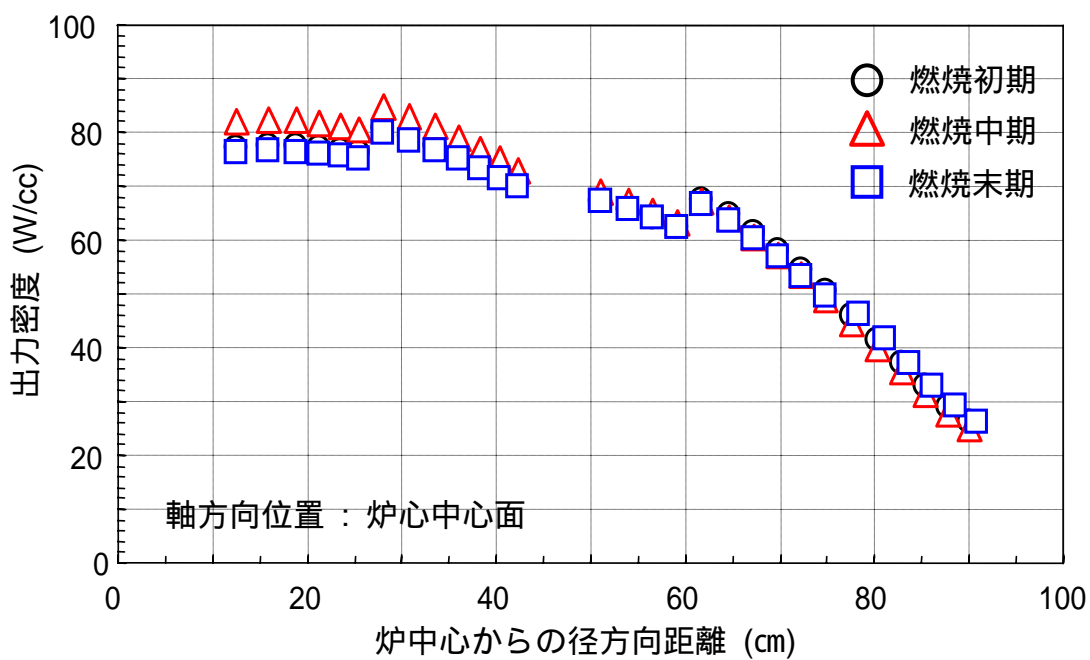


図3.3-3 燃焼初期、中期、末期における径方向出力分布

3.4 燃料ピン健全性評価

本節では、最初に 50 MWe 長寿命型小型炉（炉心寿命 30 年）の燃料仕様設定に関わるサーベイを行う。具体的には、炉心を極力コンパクト化するため、燃料健全性を維持する範囲で、被覆管肉厚とガスプレナム長の関係についてサーベイを行う。次に、この結果に基づき、設計炉心のガスプレナム長を設定して、設計炉心の燃料健全性を確認する。

ここで、燃料健全性評価においては、被覆管直管部クリープ寿命分数和（直管部では疲労の効果が小さいことから、本検討では被覆管直管部のクリープ寿命分数和のみを対象とする；以下 CDF と呼ぶ）と照射末期のフープ応力を対象とする。また、燃料ピン破損時の破損伝播回避の観点から、照射末期ガス内圧についても燃料健全性評価の対象とした。CDF、フープ応力などの評価については、FS フェーズ で採用されている統計処理を適用した手法^[5]を用いる。

3.4.1 サーベイ計算

小型炉に関しては、平成 16 年度に、極地利用型、炉心出力 120 MWt、運転期間 30 年の炉心の検討を行った^[6]。この H16 炉心をベースとして、H17 炉心の燃料仕様設定に資するため、燃料健全性を維持する「被覆管肉厚」と「ガスプレナム長」の関係についてサーベイを行う。

(1) 評価条件

) 燃料健全性評価モデル

燃料健全性評価モデルは、参考文献^[6]に記載された統計処理を適用した手法を CDF、照射末期フープ応力、照射末期ガス内圧の評価に用いることとした。

) 炉心・燃料仕様

炉心・燃料仕様については、参考文献^[6]の仕様をベースに、内側炉心の仕様を想定し、スミア密度については 70 %TD、Zr 含有率については 10 wt.%とした。また、被覆管肉厚についてはパラメータとして扱い、本検討では、ピン径同一の条件（15 mm）で、0.4 mm、0.5 mm、0.6 mm、0.7 mm、0.78 mm、0.8 mm、0.89 mm の 7 ケースを想定することとした。

) 照射条件

本検討では、ピン径同一の条件で被覆管肉厚をパラメータとして振るため、各ケースで燃料装荷量が異なる。そこで、発熱密度を同一条件として、ケース毎の線出力履歴を暫定的に設定することとした。各被覆管肉厚ケースの線出力履歴を表 3.4.1-1 に示した。また、被覆管最高温度履歴については、各被覆管肉厚ケースとも同一であると想定し、表 3.4.1-2 に示した。なお、同表の値は工学的安全係数の乗算項と統計項を考慮して算出されたものであるが、この値に対して工学的安全係数の統計項を未考慮とした被覆管最高温度履歴を、前述の統計処理を適用した手法に用いた。

(2) 評価結果

被覆管肉厚ケースについては、0.4 mm、0.5 mm、0.6 mm、0.7 mm、0.78 mm、0.8 mm、0.89 mm の 7 ケースを想定した。燃料健全性の成立条件としては、CDF：0.5 以下、照射末期フープ応力：120 MPa 以下（目安値）、照射末期ガス内圧：11.8 MPa 以下（目安値）を想定しているが、過去の

検討例から、照射末期フープ応力が制限となることが予想されるため、各被覆管肉厚ケースについて照射末期フープ応力が 120 MPa となるガスプレナム長の設定を行った。

各被覆管肉厚ケースにおいて得られた照射末期ガス内圧、CDF、被覆管内面腐食量、被覆管外面腐食量等について、表 3.4.1-3 に評価結果を示すとともに、被覆管肉厚とガスプレナム長の間係を図 3.4.1-1 に示した。図から分かるように、被覆管肉厚が薄いほどガスプレナム長は増加する関係にある。被覆管肉厚が薄いと構造材体積比が減り、核特性上は好ましいが、一方、ガスプレナム長が長すぎるとバンドル部の圧力損失が過大となる傾向にある。そのため、H16 炉心では、ガスプレナム長の目安として、炉心高さの 1.5 倍程度を暫定的に想定し、被覆管肉厚として 0.78 mm を選定していた。

3.4.2 燃料ピン健全性評価

(1) 検討方針

H16 炉心では、原子炉出口温度 550 達成のため、単一 Pu 富化度重金属密度多領域概念の炉心を採用し、スミア密度は 70 %TD ~ 85 %TD の範囲で設定していた。スミア密度 85 %TD の金属燃料は、米国 EBR- で燃焼度 12 at.%程度までの照射実績があり、破損していないことは確認されているが、被覆管の外径変化率が 2 %程度と大きいため、燃料ピン健全性が懸念される。

そこで、H17 炉心では、H16 炉心をベースにスミア密度の上限を 75 %TD とするような炉心・燃料設計の見直しを行った。主要な設計変更点については、以下の通りである。

- ・スミア密度

上限を 75 %TD とするため、H16 年度仕様の内側炉心 / 中間炉心 / 外側炉心 : 70 %TD / 79 %TD / 85 %TD から 70 %TD / 75 %TD / 75 %TD にした。

- ・ガスプレナム長と被覆管肉厚

スミア密度の低下に伴い燃料体積比の改善が望まれること、バンドル部圧力損失に余裕があることから、ガスプレナム長を延長し被覆管肉厚を薄肉化することとした。ガスプレナム長と被覆管肉厚の関係は、前項の評価結果を参考に、平成 16 年度仕様の被覆管肉厚 : 0.78 mm ・ ガスプレナム長 : 炉心高さ × 1.5 倍から、被覆管肉厚 : 0.55 mm ・ ガスプレナム長 : 炉心高さ × 2.0 倍に見直した。

- ・炉心高さ

スミア密度の低下に伴い、H16 炉心の炉心等価直径を保存する条件で、重金属重量を同等とするため、炉心高さを平成 16 年度仕様の 101 cm から 118 cm に延長した。

- ・燃料ピン径

原子炉出口温度 550 達成に向け、スパーサワイヤ方式の採用を前提に、周辺流れ効果係数を改善するため、燃料ピン径を細径化することとした。平成 16 年度仕様の 15.0 mm から 14.4 mm に見直した。

以上を踏まえ、本検討では、H17 炉心について、最終的な燃料仕様の設定に向け、CDF、照射末期フープ応力等の評価を行う。

(2) 評価条件

-) 燃料健全性評価モデル

燃料健全性モデルは、(2))で述べた手法と同じものを用いることとした。

) 炉心・燃料仕様

評価で用いた主要な炉心・燃料仕様を表 3.4.2-1 に示した。燃料仕様は、内側炉心、中間炉心、外側炉心でスミア密度、Zr 含有率等が異なることから、健全性評価は、それぞれの炉心領域の燃料について実施することとした。

) 照射条件

照射条件として、各炉心領域（内側炉心、中間炉心、外側炉心）の最大線出力・被覆管最高温度の履歴について、核計算の結果に基づき設定を行った。設定した最大線出力履歴を表 3.4.2-2 に、被覆管最高温度履歴を表 3.4.2-3 に示す。ここで、被覆管最高温度履歴は、工学的安全係数の乗算項と統計項を考慮して算出されたものであるが、(1))と同様に、この値に対して工学的安全係数の統計項を未考慮とした被覆管最高温度履歴を、統計処理を適用した手法に用いた。なお、H17 炉心の工学的安全係数については、平成 16 年度検討時点から合理化された係数を適用している。合理化された工学的安全係数について、表 3.4.2-4 に示した。

(3) 評価結果

前項のサーベイ結果から、被覆管肉厚 0.55 mm の場合、ガスプレナム長は、炉心高さ (118 cm) の 2 倍程度と予測される。結果として、ガスプレナム長として 258 cm (炉心高さの 2.2 倍) まで延長すると、各炉心領域の CDF、照射末期フープ応力、照射末期ガス内圧の値は以下の通りとなり、制限条件を満足することが認められた。その場合、バンドル部圧力損失は 0.031 MPa 程度であり、設計への影響は問題ないものと考えられる。以上の結果から、ガスプレナム長として、258 cm を最終仕様に設定することとした。

・ CDF

内側炉心 :	0.38	中間炉心 :	0.46	外側炉心 :	0.10
--------	------	--------	------	--------	------

・ 照射末期フープ応力

内側炉心 :	116 MPa	中間炉心 :	116 MPa	外側炉心 :	97 MPa
--------	---------	--------	---------	--------	--------

・ 照射末期ガス内圧

内側炉心 :	6.6 MPa	中間炉心 :	6.5 MPa	外側炉心 :	5.6 MPa
--------	---------	--------	---------	--------	---------

表 3.4.1-1 サーベイ計算用 H16 炉心の最大線出力履歴

照射期間	最大線出力 (W/cm)						
	0.89 mm ケース	0.80 mm ケース	0.78 mm ケース	0.70 mm ケース	0.60 mm ケース	0.50 mm ケース	0.40 mm ケース
0 年	200.3	205.8	207.0	212.0	218.3	224.6	231.1
3 年	201.9	207.4	208.7	213.7	220.0	226.4	232.9
6 年	203.5	209.1	210.3	215.4	221.7	228.2	234.8
9 年	205.1	210.7	212.0	217.1	223.5	230.0	236.6
12 年	206.7	212.4	213.6	218.7	225.2	231.8	238.5
15 年	208.3	214.0	215.3	220.4	227.0	233.6	240.3
18 年	208.7	214.4	215.7	220.8	227.4	234.0	240.8
21 年	209.1	214.8	216.1	221.3	227.8	234.5	241.2
24 年	209.5	215.2	216.5	221.7	228.3	234.9	241.7
27 年	209.9	215.6	216.9	222.1	228.7	235.4	242.1
30 年	210.3	216.0	217.3	222.5	229.1	235.8	242.6

表 3.4.1-2 サーベイ計算用 H16 炉心の被覆管最高温度履歴
(被覆管肉厚中心温度)

照射期間	被覆管最高温度 ()
0 年	629.0
3 年	631.3
6 年	633.7
9 年	636.0
12 年	638.4
15 年	640.7
18 年	639.7
21 年	638.7
24 年	637.6
27 年	636.6
30 年	635.6

表 3.4.1.1-3 燃料健全性を満足する被覆管肉厚とガスプレナム長に関するサーベイ結果

解析ケース (パラメータ: 被覆管肉厚)	燃料ピッチ径 (mm)		被覆管肉厚 (mm)	上部ガスプレナム長* (cm)	ピン平均燃焼度 (MW/d/t) [統計処理適用]	照射末期ガス内圧 (MPa) [統計処理適用]	被覆管外面腐食量 (μm) [統計処理適用]	被覆管内面腐食量 (μm) [統計処理適用]	照射末期フープ応力 (MPa) [統計処理適用]	CDF (-) [統計処理適用]
	内径	外径								
基準ケース (肉厚 0.89)	13.22	15.00	0.89	138.5	131,900	12.0	42.6	132.0	120	0.233
肉厚 0.8 ケース	13.40	15.00	0.80	154.5	131,900	10.4	43.0	131.7	120	0.229
肉厚 0.78 ケース	13.44	15.00	0.78	159.0	131,900	10.0	43.0	131.6	120	0.224
肉厚 0.7 ケース	13.60	15.00	0.70	179.5	131,900	8.6	43.3	131.3	120	0.218
肉厚 0.6 ケース	13.80	15.00	0.60	217.0	131,900	6.9	43.7	130.9	120	0.209
肉厚 0.5 ケース	14.00	15.00	0.50	280.0	131,900	5.2	44.1	130.4	120	0.197
肉厚 0.4 ケース	14.20	15.00	0.40	409.5	131,900	3.5	44.6	130.0	120	0.174

*: 照射末期フープ応力が 120 MPa となるよう上部ガスプレナム長を設定

表 3.4.2-1 平成 17 年度検討小型炉(極地利用型炉心)の主要目

項目		仕様
基本仕様・炉心構成	原子炉熱出力	120 MWt
	電気出力	50 MWe
	炉心型式	単一 Pu 富化度 3 領域均質炉心
	運転サイクル長さ	30 年 (10950 日)
	燃料交換バッチ数 (炉心/径方向ブランチ)	1 / - バッチ
	炉心高さ	118 cm
	軸方向ブランチ厚さ (上部/下部)	0/0 cm
	炉心等価直径	182 cm
	遮へい体外接円径	約 231cm
	炉心燃料集合体数 (内側/中間/外側/合計)	6 /24 /48/ 78 体
	径方向ブランチ体数	なし
	制御棒本数 (主炉停止系/後備炉停止系)	5 / 2 体
	径方向遮へい体数 (SUS 遮へい体、Zr-H 遮へい体) (SUS・Zr-H 混在遮へい体)	6 体、6 体 30 体
炉心燃料仕様	燃料形態	3 元合金燃料
	炉心材料 (被覆管/ラッパ管)	ODS 鋼/PNC-FMS 鋼
	燃料ピン外径	14.4 mm
	被覆管肉厚	0.55
	燃料スミア密度 (内側/中間/外側炉心)	70/75/75 %TD
	スペーサ形式	グリッド支持
	燃料ピン配列/燃料ピン外径 (P/D)	1.11
	集合体当たり燃料ピン本数	127 本
	集合体間ギャップ	1.0 mm
	ラッパ管肉厚	2.0 mm
集合体配列ピッチ	187.7 mm	
炉心主要特性	Pu 富化度 (3 領域一定) ^{*1} 、 Zr 含有率 (内側 / 中間 / 外側)	12.0 wt.% 10 / 10 / 6 wt.%
	炉心部取出平均燃焼度	74 GWd/t
	全炉心取出平均燃焼度 ^{*2}	74 GWd/t
	燃焼反応度	1.24% k/kk
	最大線出力	200 W/cm
	炉心平均出力密度	39.1W/cm ³
	最大高速中性子束 ^{*3}	0.58×10^{15} n/cm ² s
	最大高速中性子照射量 ^{*3}	5.5×10^{23} n/cm ²
	増殖比	1.08
	ドップラ係数 [Tdk/dT] ^{*4} (平衡末期)	-2.7×10^{-3}
炉心部ボイド反応度 ^{*4} (平衡末期)	5.3 \$ ^{*5}	

*1 : Pu/HM、*2 : ブランチ燃料を含む全体の平均燃焼度、*3 : E > 0.1 MeV、

*4 : 集合体内非均質効果考慮、ボイド反応度は上部ガスプレナム部を含むと 4.3 \$、

*5 : 実効遅発中性子割合 =0.00363

表 3.4.2-2 燃料健全性評価用の最大線出力履歴
(平成 17 年度検討小型炉(極地利用型炉心))

照射期間	最大線出力 (W/cm)		
	内側炉心	中間炉心	外側炉心
0 年	183.3	190.6	166.9
3 年	185.6	192.4	166.2
6 年	187.9	194.3	165.6
9 年	190.1	196.1	165.0
12 年	192.4	198.0	164.4
15 年	194.7	199.8	163.8
18 年	193.2	198.8	164.2
21 年	191.8	197.8	164.6
24 年	190.3	196.7	165.0
27 年	188.9	195.7	165.4
30 年	187.5	194.7	165.8

表 3.4.2-3 燃料健全性評価用の被覆管最高温度履歴 (被覆管肉厚中心温度)
(平成 17 年度検討小型炉(極地利用型炉心))

照射期間	被覆管最高温度 ()		
	内側炉心	中間炉心	外側炉心
0 年	621.6	625.6	640.0
3 年	624.5	627.7	639.2
6 年	627.4	629.9	638.4
9 年	630.4	632.1	637.6
12 年	633.3	634.3	636.8
15 年	636.3	636.5	636.1
18 年	634.3	635.3	636.5
21 年	632.4	634.2	636.9
24 年	630.4	633.0	637.3
27 年	628.5	631.9	637.7
30 年	626.6	630.8	638.2

表 3.4.2-4 平成 17 年度検討炉心で適用された合理化工学的安全係数
(グリッド型スペーサ用)

処理方法	工学的安全因子	T_{Na}	T_{film}	T_{clad}
乗算項	出力分布誤差	1.025	1.025	1.025
	炉心熱出力校正誤差		1.020	1.020
	流路変形効果	1.026		
	集合体間流量配分誤差	1.040		
	原子炉出入口温度誤差	1.010		
	ワイヤコンタクト効果		1.000	
統計項 (3)	炉内流量配分誤差	1.026		
	物性値誤差	1.020	1.300	1.030
	各部製造公差	1.035	1.070	1.080
	スラグ偏心効果		1.040	1.080

* 空白は 1.00 であることを表す。

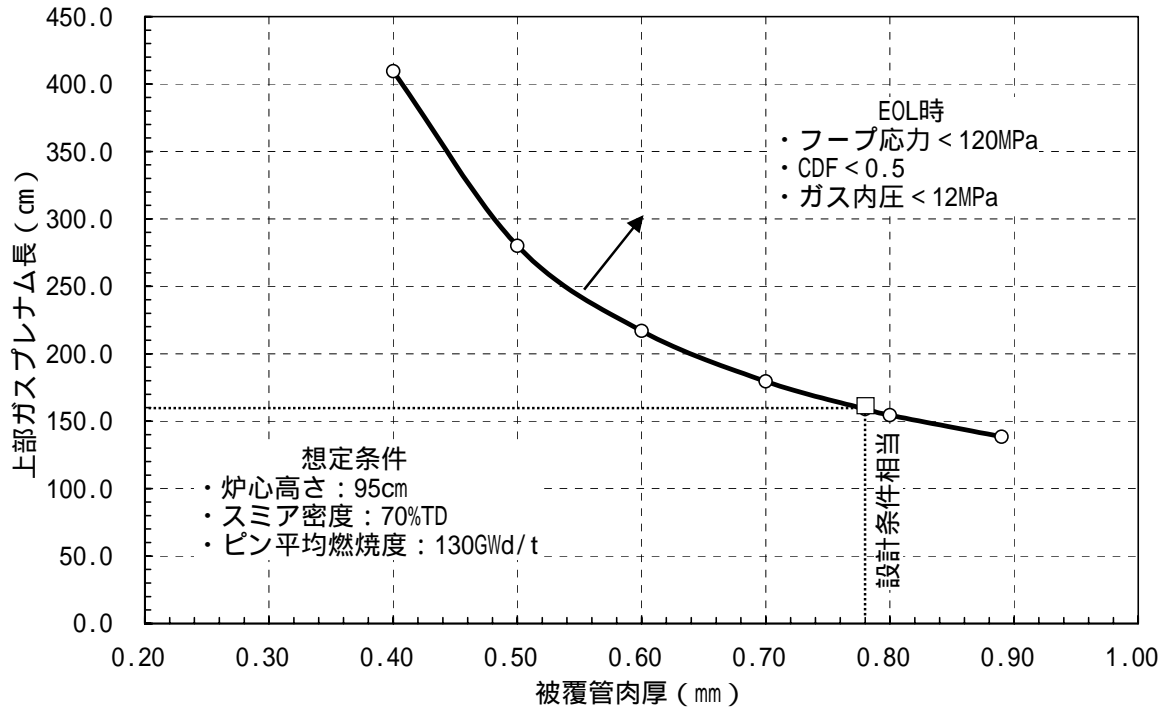


図 3.4.1-1 燃料健全性を満足する被覆管肉厚と上部ガスプレナム長の関係
(H16 炉心ベース)

3.5 流量配分設計

炉心核特性評価により得られた燃焼初期（BOC、0年時）、中期（MOC、15年時）、末期（EOC、30年時）での炉心出力分布、集合体毎の出力変動から、被覆管内面温度制限（650℃）を満足する流量配分を設計した。

炉心流量配分設計における設定条件、制約条件を下記に記す。

- ・炉心冷却材出入口温度： 550 / 395 （ $\Delta T = 155$ ℃）
- ・1次系冷却材全流量： 612kg/s
- ・燃焼ミスマッチファクタ： 1.0（1バッチ炉心のため）
- ・被覆管内面最高温度： 650

各燃料集合体に含まれる燃料ピンの被覆管内面温度が制限値 650℃以下となるための集合体流量を、以下の計算式に従い算出した。つまり、各集合体に配分する流量は、全寿命中の最大出力と径方向出力ピーキング係数の積で求まる熱出力に対し、下式で求められる被覆管内面温度を制限値以下とする冷却材流量として求めた。

$$T_{clad} = (\Delta T_{Na} \times F_b \times R.P.F. + \Delta T_0) \times HSF + T_{inlet}$$

ここで、

- T_{clad} : 被覆管内面最高温度（℃）
- T_{Na} : 集合体出口位置冷却材平均温度上昇値（℃）
（集合体熱出力、配分流量、冷却材平均比熱から導出）
- F_b : 周辺流れ効果係数（=1.1）
- R.P.F. : 集合体内径方向ピーキング係数
（3次元拡散計算から導出）
- T_0 : 冷却材 - 被覆管内面温度上昇総相当値（=10℃）
- HSF : ホットスポットファクター（=1.16）
（被覆管に対する工学的安全係数合計相当値として定義）
- T_{inlet} : 炉心入口温度（℃）

H17 炉心の流量配分領域区分を図 3.5-1 に示す。流量の大小に応じて流量領域を 7 区分とした。このとき流量の総和は 565kg/s となり、1次系冷却材全流量の 92.3%を占める結果となった。すなわち、1次系冷却材全流量の 7.7% を炉心以外の領域（制御棒、遮へい体、バイパス）に割り当てることができることがわかった。

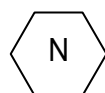
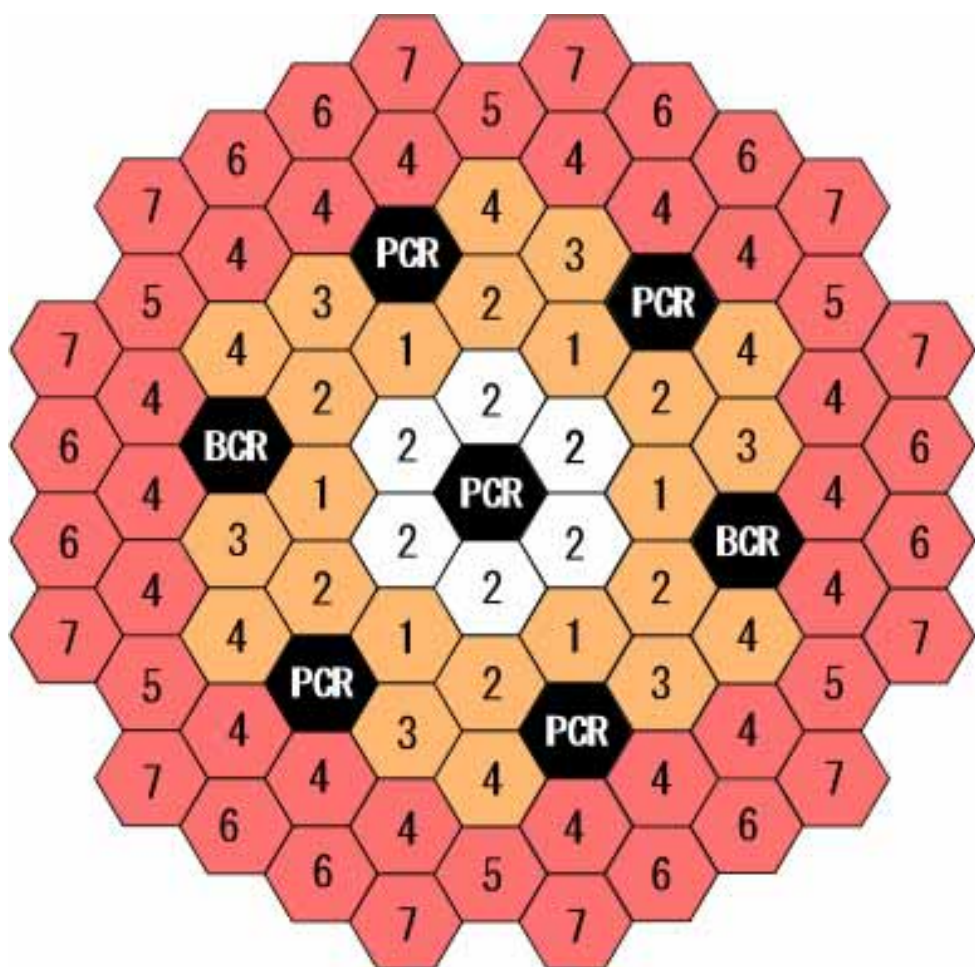
炉心部に 1次系冷却材全流量の 92.3%を配分した場合の被覆管内面最高温度（ホットスポット）を算出した。結果を表 3.5-1 に示す。いずれの集合体においても、被覆管内面最高温度（ホットスポット）は制限値 650℃以下となっていることが確認できた。

なお、4章の制御棒と遮へい体の成立性検討において、これらの領域に配分すべき流量は 1次系冷却材全流量の 6.2%であり、炉心部への流量配分割合も除いた残り 1%強が無駄流量となることがわかった。すなわち、無駄流量を約 1%に抑制するような流量調節を行うことで、炉心全域にわたる流量配分設計は成立し得ることが示された。制御棒と遮へい体の流量配分の詳細については 4章にて検討する。

表 3.5-1 被覆管内面最高温度（ホットスポット）評価結果

流量領域	集合体数	最大集合体出力 [MW]	流量 [kg/s]		被覆管ホットスポット温度* []
			集合体 1 体	合計	
1	6	2.21	9.2	55.2	649
2	12	2.16	9.0	108.0	648
3	6	1.96	8.2	49.2	648
4	24	1.85	7.7	184.8	649
5	6	1.59	6.6	39.6	649
6	12	1.35	5.6	67.2	650
7	12	1.21	5.1	61.2	646
合計	78	-	-	565.2	-

* 被覆管内面温度



N は流量配分領域番号

図 3.5-1 流量配分領域区分

3.6 まとめ

平成 16 年度に検討した 50MWe 出力ナトリウム冷却金属燃料炉心の「長寿命追求型概念」(H16 炉心) すなわち、遠隔地での立地を想定してプラント寿命中の燃料無交換とコンパクト化を目指した炉心概念を対象に、照射実績を重視して燃料スミア密度の設定条件を見直すことにより、炉心・燃料設計の改善検討を行った。検討の結果得られた H17 炉心の設計仕様と主要炉心特性を表 3.6-1 に示す。

燃料スミア密度の上限を H16 炉心の 85%TD から 75%TD に低減し、それに伴う燃料体積比の低下を被覆管肉厚の削減と炉心高さの微増で補うとともに、被覆管の健全性を確保するためガスプレナム長を延長するなどの仕様変更を行った。その結果、H16 炉心の炉心等価直径を変えることなく、炉心寿命 30 年、及びナトリウム冷却 MOX 燃料炉心と同等の原子炉出口温度 550 (水素製造の観点) を達成する可能性を示した。炉心高さは H16 炉心の 101cm から 118cm に増大するが、炉心バンドル部圧力損失は約 0.03MPa と十分低く抑えられた。取出平均燃焼度 74GWd/t、燃焼反応度 1.24% k/kk、増殖比 1.08 はいずれも H16 炉心とほぼ同等であり、制御棒反応度収支、燃料健全性を満たすことも確認した。

表 3.6-1 平成 17 年度のナトリウム冷却小型炉の設計仕様と主要炉心特性

基本仕様	原子炉出力 (MWt/MWe)	120/50
	原子炉出口温度 ()	550
	運転サイクル長さ(年)	30
	燃料交換バッチ数	1
	炉心型式	単一 Pu 富化度 3 領域均質
	炉心高さ (cm)	118
	炉心等価直径 (cm)	182
	遮へい体外接円径 (cm)	231
	炉心バンドル部圧力損失 (MPa)	0.031
燃料仕様	燃料形態	3 元合金燃料
	燃料ピン外径 (mm)	14.4
	被覆管肉厚 (mm)	0.55
	集合体ピッチ (mm)	187.7
	集合体間ギャップ (mm)	2.0
	集合体ラッパ管肉厚 (mm)	1.0
	上部ガスプレナム長さ (cm)	258
炉心主要特性	Pu 富化度 (wt%) (内側/中間/外側)	12.0/12.0/12.0
	Zr 含有率 (wt%) (同上)	10/10/6
	燃料スミア密度 (%) (同上)	70/75/75
	取出平均燃焼度 (GWd/t)	74
	燃焼反応度 (% k/kk')	1.24
	増殖比 (燃焼中期)	1.08
	最大高速中性子照射量 (n/cm ²) (E>0.1MeV)	5.49 × 10 ²³
	炉心部ナトリウムボイド反応度 (燃焼末期) (\$)	5.3

4 「長寿命追求型炉心」の炉内構造物の成立性評価

前章までの検討により、炉心寿命 30 年を達成し得るナトリウム冷却小型炉の炉心概念を示した。本章では、炉心寿命中に交換不要な制御棒の成立性見通しを得るため、制御要素の発熱及び温度制限を満足する冷却材必要流量を評価するとともに、吸収体-被覆管機械的相互作用 (ACMI) 発生の有無に基づく寿命評価を行う。

また、本炉心概念においては、遮へい性能の向上と炉心コンパクト化の観点から、遮へい体の一部に Zr-H を用いているが、水素の被覆管内透過量は遮へい性能に直接影響を与える重要な因子である。

そこで、炉心寿命中に交換不要な Zr-H を含む遮へい体の成立性見通しを得るため、Zr-H 要素の発熱及び温度制限を満足する冷却材必要流量を評価するとともに、水素透過量評価を行う。

3 章で選定した炉心における炉心構成要素の基本仕様を表 4-1 に示す。同表と図 3.3-1 に示すように、制御棒は主炉停止系制御棒 (PCR) が 5 体、後備炉停止系制御棒 (BCR) が 2 体である。

遮へい体は計 42 体あり、そのうち Zr-H を含むものは、Zr-H/SUS 複合遮へい体が 30 体、半分の大きさの集合体からなる Zr-H 遮へい体が 6 体である。

4.1 制御棒

4.1.1 発熱評価

燃焼初期 (BOC)、燃焼中期 (MOC)、燃焼末期 (EOC) の各々において、制御棒吸収体領域下端の中性子束を算出した。その結果に基づき、炉心寿命 30 年間にわたる B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量 (cap/cc) を求め、制限目安である 2×10^{22} cap/cc 以下を満足するかどうかについて評価した。

また、次項 4.1.2 の温度及び必要流量評価に供するため、制御棒 1 体の最大発熱量を算出した。

4.1.1.1 解析条件

(1) 解析体系

解析体系を図 4.1.1.1-1 に示す。同図にみるように、解析は 2 次元 RZ 体系にて行った。制御棒は、炉中心に隣接する 6 集合体を第 1 層と定義すると、炉中心とその周囲の第 3 層に位置し、第 3 層の制御棒は PCR4 体と BCR2 体とからなる。

炉心寿命中において最大の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量を示すのは、全制御棒の中で中性子束レベルが最も高くなる炉中心の PCR である。

そこで、 B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量の評価対象は炉中心の PCR とし、さらにこの PCR については、 ^{10}B 吸収反応量をより正確に評価するため、図 4.1.1.1-1 に示すように中心ピンを含む 3 つの B_4C 層からなる非均質モデルとした。非均質モデルにおける領域区分は、表 4-1 に示した制御棒の基準仕様を基に設定した。

制御棒の挿入状態は、BOC では両層とも全引き抜き、MOC では両層とも部分挿入 (挿入深度は後述)、EOC では両層とも全引き抜きとして解析した。

なお、MOC において、BCR は本来全引き抜き状態であるが、本解析では 2 次元 RZ 体系によるモデル化の制約上、PCR と同じ深度だけ挿入した条件で解析した。

2 次元 RZ 体系による解析結果を、本来の制御棒挿入状態を考慮し補正するか否かについては、付録で 3 次元解析を実施し、検討した。

(2) 解析手法

2 次元 RZ 体系 7 群拡散燃焼計算により解析した。核データには ADJ2000R を用いた。

(3) 解析手順

過剰反応度の算出

全制御棒全引き抜き状態で、 ^{10}B の燃焼劣化を考慮せず 30 年間にわたる燃焼計算を行い、過剰反応度を求めた。

制御棒挿入深度の設定

の過剰反応度を基に、制御棒挿入深度を設定した。

^{10}B 原子当たりの吸収反応率の算出 (燃焼未考慮)

- BOC: で得られた BOC における吸収体領域下端の中性子束を用いて、BOC における ^{10}B 原子当たりの吸収反応率 (cap/s) を求めた。
- MOC: 全制御棒を で得られた深度だけ一律に挿入した体系にて拡散計算を行い、得られた吸収体領域下端の中性子束を用いて、MOC における ^{10}B 原子当たりの吸収反応率 (cap/s) を

求めた。

- ・ EOC： で得られた EOC における吸収体領域下端の中性子束を用いて、EOC における ^{10}B 原子当たりの吸収反応率 (cap/s) を求めた。

^{10}B の燃焼劣化を考慮し、 ^{10}B の原子数密度の算出

^{10}B の原子数密度の燃焼による劣化を考慮するため、得られた を用いて、次式に従い、MOC、EOC 各々における ^{10}B の原子数密度を求めた。

$$ND_{MOC} = ND_0 \cdot \exp(-\phi\sigma_{BOC} \cdot T_{7.5} - \phi\sigma_{MOC} \cdot T_{7.5}) \quad [1]$$

$$ND_{EOC} = ND_0 \cdot \exp(-\phi\sigma_{BOC} \cdot T_{7.5} - \phi\sigma_{MOC} \cdot T_{15} - \phi\sigma_{EOC} \cdot T_{7.5}) \quad [2]$$

ここで、

ND_0 : 未燃焼の ^{10}B の原子数密度

ND_{MOC} : MOC での ^{10}B の原子数密度

ND_{EOC} : EOC での ^{10}B の原子数密度

σ_{BOC} : BOC での ^{10}B の吸収反応率

σ_{MOC} : MOC での ^{10}B の吸収反応率

σ_{EOC} : EOC での ^{10}B の吸収反応率

$T_{7.5}$: 7.5 年相当時間 (2.37×10^8 s)

T_{15} : 15 年相当時間 (4.73×10^8 s)

である。

^{10}B の燃焼劣化を考慮し、 ^{10}B の吸収反応率の算出

- ・ BOC： で得られた BOC における に未燃焼の ^{10}B の原子数密度を乗じ、 ^{10}B の吸収反応率を求めた。
- ・ MOC： で得られた MOC における ^{10}B の原子数密度、及び の燃焼計算で取得済みの MOC における炉心燃料組成を用いて拡散計算を行い、得られた吸収体領域下端の中性子束に基づき、改めて を求めた。この に で得られた MOC における ^{10}B の原子数密度を乗じ、 ^{10}B の吸収反応率を求めた。
- ・ EOC： で得られた EOC における ^{10}B の原子数密度、及び の燃焼計算で取得済みの EOC における炉心燃料組成を用いて拡散計算を行い、得られた吸収体領域下端の中性子束に基づき、改めて を求めた。この に で得られた EOC における ^{10}B の原子数密度を乗じ、 ^{10}B の吸収反応率を求めた。

^{10}B の燃焼劣化を考慮し、30 年間にわたる B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量 (cap/cc) の算出

で得られた BOC、MOC、EOC の各々における ^{10}B の吸収反応率を基に、運転開始後 0 年から 15 年まで、同 15 年から 30 年までの各 B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量を求めた。

これら 2 つの値を加えることで、30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量を算出した。

算出方法は次式の通りである。

$$A_{0-15} = (R_{BOC} + R_{MOC}) / 2 \times T_{15} \quad [3]$$

$$A_{15-30} = (R_{MOC} + R_{EOC}) / 2 \times T_{15} \quad [4]$$

$$A_{0-30} = A_{0-15} + A_{15-30} \quad [5]$$

ここで、

- A_{0-15} : 運転開始後 0 年から 15 年までの B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量
 A_{15-30} : 運転開始後 15 年から 30 年までの B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量
 A_{0-30} : 30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量
 R_X ($X=BOC, MOC, EOC$): X における ^{10}B の吸収反応率
 T_{15} : 15 年相当時間 (4.73×10^8 s)

である。

4.1.1.2 解析結果

過剰反応度

BOC、MOC、EOC の中で過剰反応度は MOC で最大値を示し、1.45% k/kk となった。

制御棒挿入深度の設定

で得られた過剰反応度に対し、過剰反応度予測誤差及び運転余裕として約 1% k/kk 、最大過剰反応度が MOC からずれる場合を見込んでの余裕として約 1% k/kk を考慮した。すなわち、約 2.55% k/kk の制御棒挿入反応度が得られるような挿入深度を求めた。

MOC において全制御棒を一律 50cm 挿入した体系で制御棒挿入反応度を計算した結果、2.54% k/kk となった。この結果に基づき、MOC における制御棒挿入深度を 50cm に設定した。

燃焼劣化を考慮した 30 年間の ^{10}B の吸収反応量

炉中心 PCR において、燃焼劣化を考慮して求めた ^{10}B 原子当たりの吸収反応率、 ^{10}B の原子数密度、 B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B 吸収反応率及び吸収反応量の各計算結果を表 4.1.1.2-1 に示す。前述の通り、中性子束を吸収体領域下端位置で求めたため、 ^{10}B の吸収反応率及び吸収反応量も吸収体領域下端位置における値である。

表 4.1.1.2-1 より、30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量は、中心ピン、第 1 層ピン、第 2 層ピンの間で差がなく、 1.32×10^{22} cap/cc となった。

他方、前項 4.1.1.1 で述べた補正について検討した結果、付録に示すように、2 次元 RZ 体系計算により得られた結果に対する補正係数は 1.0% となった。

このことから、得られた補正係数は、30 年間の ^{10}B の吸収反応量の評価結果には影響を与えないことがわかった。

従って、本項で得られた 1.32×10^{22} cap/cc を最終評価値とした。

この値は、制限目安である「 2×10^{22} cap/cc 以下」を十分満足することが示された。

4.1.1.3 発熱量

前項 4.1.1.2 で得られた、30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量の評価結果 1.32×10^{22} cap/cc を基に、MOC における吸収体以外の領域を含む発熱量を計算した。

計算結果を表 4.1.1.3-1 に示す。吸収体ペレット以外の発熱量は高速原型炉の吸収体ペレットの発熱量との比 ($32.8/139.3 = 0.235$) を用いて算出した。その結果、制御棒 1 体の発熱量は構造材を含め、62.5kW となった。

本解析結果を次項 4.1.2 の温度及び必要流量評価に用いた。

4.1.2 温度及び必要流量評価

制御棒基準仕様に対し、前項 4.1.1 で得られた炉心条件解析結果を用いて、制御棒の温度及び必要流量評価を行った。

なお、制御要素の温度制限については、目標値として以下のように設定した。

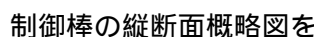
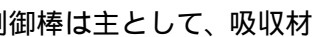
- ・ 被覆管最高温度 : 650 以下
- ・ 内側シュラウド管吸収体下端位置温度 : 600 以下
- ・ B₄C ペレット中心最高温度 : 1500 以下

(B₄C のスエリング率が大きくなる範囲)

4.1.2.1 制御棒仕様

表 4-1 に示した制御棒基準仕様を参考に、制御棒寸法・形状や制御要素型式を含めた制御棒仕様を設定した。

(1) 制御棒寸法・形状

制御棒の縦断面概略図を  4.1.2.1-1 に、同水平断面概略図を  4.1.2.1-2 にそれぞれ示す。制御棒は主として、吸収材である B₄C ペレットを内蔵した制御要素 19 本と制御要素バンドルを支持する保護管で構成される。

案内管の外径は、炉心燃料集合体のラッパ管の外対面間距離と同じく 186.7mm とし、肉厚はナトリウム冷却炉の先行設計例と同じく 5mm とした。保護管、制御要素の被覆管及びシュラウド管の各肉厚についても、ナトリウム冷却炉の先行設計例と同じく各々 3mm、0.7mm、0.3mm とした。

B₄C の組成体積比(主系 30vol%、後備系 30vol%)を基に、B₄C ペレット径及びシュラウド管の寸法を設定するとともに、制御要素配列は先行設計例と同様、19 本ピン配列構造(三角・四角混合配列)とした。

一方、制御棒案内管内径と保護管外径の片側ギャップは、ナトリウム冷却炉の先行設計例を参考にしつつ、制御棒のスクラム性及び保護管内必要流量確保の観点から、3mm とした。

この条件を満たす範囲で、制御要素配列ピッチ、被覆管外径及びワイヤ径を設定した。

(2) 制御要素型式

長寿命(30 年)環境に耐え得る観点から、B₄C ペレットで発生するヘリウムガスを制御要素外に放出するベント型を採用した。

B₄C ペレットと被覆管とのギャップについては、B₄C ペレットのスエリング膨張に起因する B₄C ペレットと被覆管との機械的相互作用(ACMI)を防止する観点から十分なギャップを確保しつつ、B₄C ペレットの温度制限、リロケーション抑制のために設けるシュラウド管の温度制限も満足するため、ナトリウムボンド型を採用した。

4.1.2.2 制御棒流量配分と温度評価

4.1.1.3 で得られた発熱量を基に制御棒保護管内必要流量を求めるとともに、制御棒保護管内、外の流量配分を求め、それらの結果より制御棒全数(7 体)に配分される必要流量を求めた。

(1) 制御棒保護管内必要流量

4.1.1.3 で求めた制御棒 1 体あたりの発熱量 62.5kW に対し、温度制限の対象である制御要素の被覆管最高温度が 650 となるような制御棒保護管内必要流量を求めた結果、不確かさ 7%を見込み 0.35kg/s となった。

このとき、内側シュラウド管吸収体下端位置温度、B₄C ペレット中心最高温度は各々以下のように

になり、制限目標値を十分満たすことがわかった。

- ・ 内側シュラウド管吸収体下端位置温度 : 442
- ・ B₄C ペレット最高温度 : 627

(2) 制御棒保護管内、外の流量配分

制御棒保護管の内、外の各流量配分を、各々の圧力損失が等しくなるようにして求めた。

保護管内流路においては、バンドル部では Novendtern s の式、その他の領域では断面積変化による縮・拡流損失に基づき、また保護管外流路においては、バイパス部では水力等価直径による摩擦損失、その他の領域では断面積変化による縮・拡流損失に基づき、それぞれ圧力損失を評価したところ、保護管内流路には制御棒全流量の 74% が配分されることがわかった。

(3) 制御棒全数に配分される必要流量

(1)、(2)の結果により、制御棒 1 体に配分される必要流量は 0.47kg/s となった。

したがって、制御棒全数 (7 体) に配分される必要流量は 3.3kg/s となる。

ここで、流量 3.3kg/s が 1 次系全流量に占める割合から実際に配分可能かどうかについて概略評価する。ただし、可能性の是非を判断するには、制御棒を除く炉心部以外の領域として遮へい体への必要配分流量を求める必要があるが、これについては次節で検討する。

炉心熱出力 120MW、原子炉出入口温度差 155 の条件から定まる 1 次系全流量は、612kg/s である。

このうち、炉心部流量 (被覆管内面最高温度 650 以下) は、3.5 節で示した通り 565kg/s である。

したがって、炉心部以外には最大 47kg/s (1 次系全流量の 7.7%) の流量を配分することが可能となる。

このため、制御棒全数に 3.3kg/s (1 次系全流量の 0.5%) の流量を配分した場合、炉心部以外への最大配分可能流量の残り 43.7kg/s (1 次系全流量の 7.1%) が遮へい体流量と無駄流量となる。この成立性確認については、次節にて遮へい体への必要配分流量を求めることにより検討することとする。

4.1.3 寿命評価

4.1.2.1 項で設定した制御棒仕様に対して、照射による B₄C ペレットスエリング膨張を考慮して、炉内滞在期間中 (30 年間) において ACMI が発生する可能性の有無を評価した。

4.1.1.2 項で評価した ¹⁰B の吸収反応量 1.32×10^{22} cap/cc を用いて、運転開始後 30 年における制御棒内被覆管の熱膨張、スエリング、シュラウド管外径変化量を求め、それに基づき被覆管とシュラウド管のギャップ幅を算出した。

その結果、B₄C スエリング挙動を保守的に評価した場合においても、運転開始後 30 年の吸収体下端位置での外側シュラウド管と被覆管の直径ギャップは 1.7mm となった。

このことから、30 年後においても、ACMI が生じ得ないと判断できる。

表 4 - 1 各炉心構成要素の基本仕様

炉心・燃料仕様

項目	仕様
原子炉電気出力 / 熱出力	50MWe / 120MWth
炉心寿命 (運転サイクル長)	30 年
原子炉出口 / 入口温度	550 / 395
炉心等価直径 / 高さ	182cm / 118cm
炉心出力密度	46MW/m ³
集合体配列ピッチ	187.7mm

制御棒基準仕様

項目	仕様
制御棒	主系 5 体、後備系 (SASS*付) 2 体
型式	Na ボンド・ベント型
要素本数	19 本構成 (三角・四角混合配列)
¹⁰ B 濃縮度	主系 20wt%、後備系 30wt%
B ₄ C ペレット体積率	主系 30vol%、後備系 30vol%
交換頻度	30 年に 1 回

* SASS: 自己作動型炉停止機構

遮へい体基準仕様

項目	仕様
構成	SUS 要素部 / Zr-H 要素部複合構成 (50vol%/50vol%)
型式	Na ボンド・密封型 三角配列 19 本構成 (SUS ピン 9 本, Zr-H ピン 10 本)
部材体積率	SUS 要素部 (SUS 構造材 70vol%, Na30vol%) Zr-H 要素部 (Zr-H 45vol%, SUS 構造材 26vol%, Na29%)
Zr-H 化学形態	ZrH _{1.6}
交換頻度	30 年に 1 回

表 4.1.1.2-1 B₄C ペレット体積当たりの ¹⁰B の吸収反応量に関する計算結果
(位置：炉心中心の主炉停止系制御棒における吸収体領域下端)

表中、D = (A+B) / 2 × 15 年 (4.73 × 10⁸ s) , E = (B+C) / 2 × 15 年 (4.73 × 10⁸ s)

・ は 1 個の ¹⁰B の吸収反応率

< 中心ピン >

燃烧年数 制御棒挿入状態	0 年 (BOC) 全引抜	15 年 (MOC) 全 50cm 挿入	30 年 (EOC) 全引抜
・ (10 ⁻²⁴ cap/s)	5.43 × 10 ¹⁴	1.53 × 10 ¹⁵	6.42 × 10 ¹⁴
時間 (s)	0.0	4.73 × 10 ⁸	9.46 × 10 ⁸
原子数密度 (10 ²⁴ /cm ³)	2.10 × 10 ⁻²	1.29 × 10 ⁻²	7.70 × 10 ⁻³
吸収反応率 (cap/s/cc)	1.14 × 10 ¹³ *A	1.97 × 10 ¹³ *B	4.94 × 10 ¹² *C
	0 ~ 15 年	15 ~ 30 年	0 ~ 30 年
¹⁰ B 吸収反応量 (cap/cc)	7.36 × 10 ²¹ *D	5.83 × 10 ²¹ *E	1.32 × 10 ²²

< 第 1 層ピン >

燃烧年数 制御棒挿入位置	0 年 (BOC) 全引抜	15 年 (MOC) 全 50cm 挿入	30 年 (EOC) 全引抜
・ (10 ⁻²⁴ cap/s)	5.40 × 10 ¹⁴	1.53 × 10 ¹⁵	6.35 × 10 ¹⁴
時間 (s)	0.0	4.73 × 10 ⁸	9.46 × 10 ⁸
原子数密度 (10 ²⁴ /cc)	2.10 × 10 ⁻²	1.29 × 10 ⁻²	7.74 × 10 ⁻³
吸収反応率 (cap/s/cc)	1.13 × 10 ¹³ *A	1.97 × 10 ¹³ *B	4.91 × 10 ¹² *C
	0 ~ 15 年	15 ~ 30 年	0 ~ 30 年
¹⁰ B 吸収反応量 (cap/cc)	7.33 × 10 ²¹ *D	5.82 × 10 ²¹ *E	1.32 × 10 ²²

< 第 2 層ピン >

燃烧年数 制御棒挿入位置	0 年 (BOC) 全引抜	15 年 (MOC) 全 50cm 挿入	30 年 (EOC) 全引抜
・ (10 ⁻²⁴ cap/s)	5.33 × 10 ¹⁴	1.52 × 10 ¹⁵	6.13 × 10 ¹⁴
時間 (s)	0.0	4.73 × 10 ⁸	9.46 × 10 ⁸
原子数密度 (10 ²⁴ /cc)	2.10 × 10 ⁻²	1.30 × 10 ⁻²	7.82 × 10 ⁻³
吸収反応率 (cap/s/cc)	1.12 × 10 ¹³ *A	1.98 × 10 ¹³ *B	4.79 × 10 ¹² *C
	0 ~ 15 年	15 ~ 30 年	0 ~ 30 年
¹⁰ B 吸収反応量 (cap/cc)	7.33 × 10 ²¹ *D	5.82 × 10 ²¹ *E	1.32 × 10 ²²

表 4.1.1.3-1 制御棒発熱量 (単位: kW)

領域	発熱量
吸収体高さ部分	
吸収体ペレット	32.8
その他	8.5
計	41.3
吸収体下端より下側	20.7
吸収体上端より上側	0.5
総計	62.5

* 吸収体ペレット以外は原型炉との吸収体ペレットの発熱量の比から推定し算出。

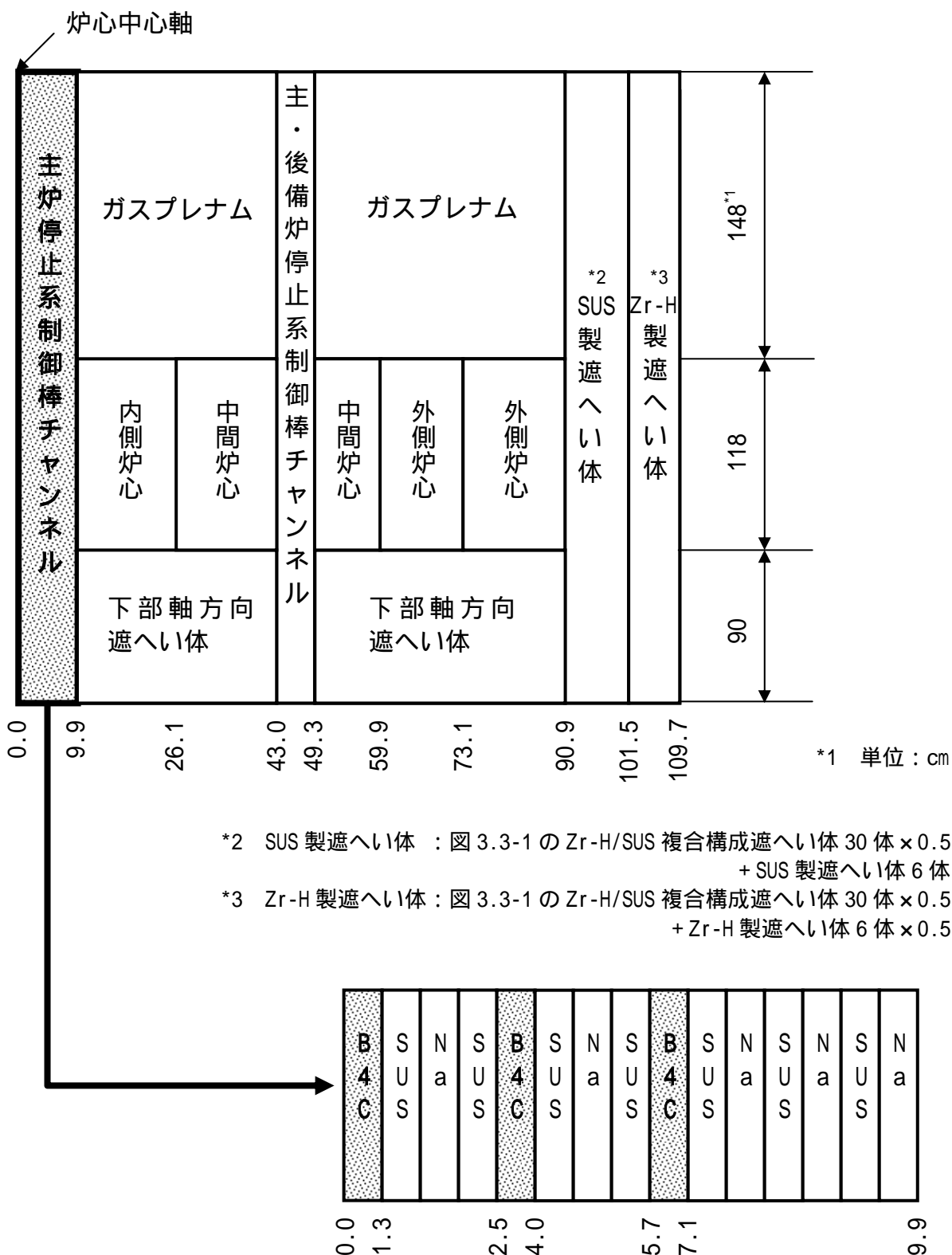


図 4.1.1.1-1 制御要素発熱解析用 2 次元 RZ 体系

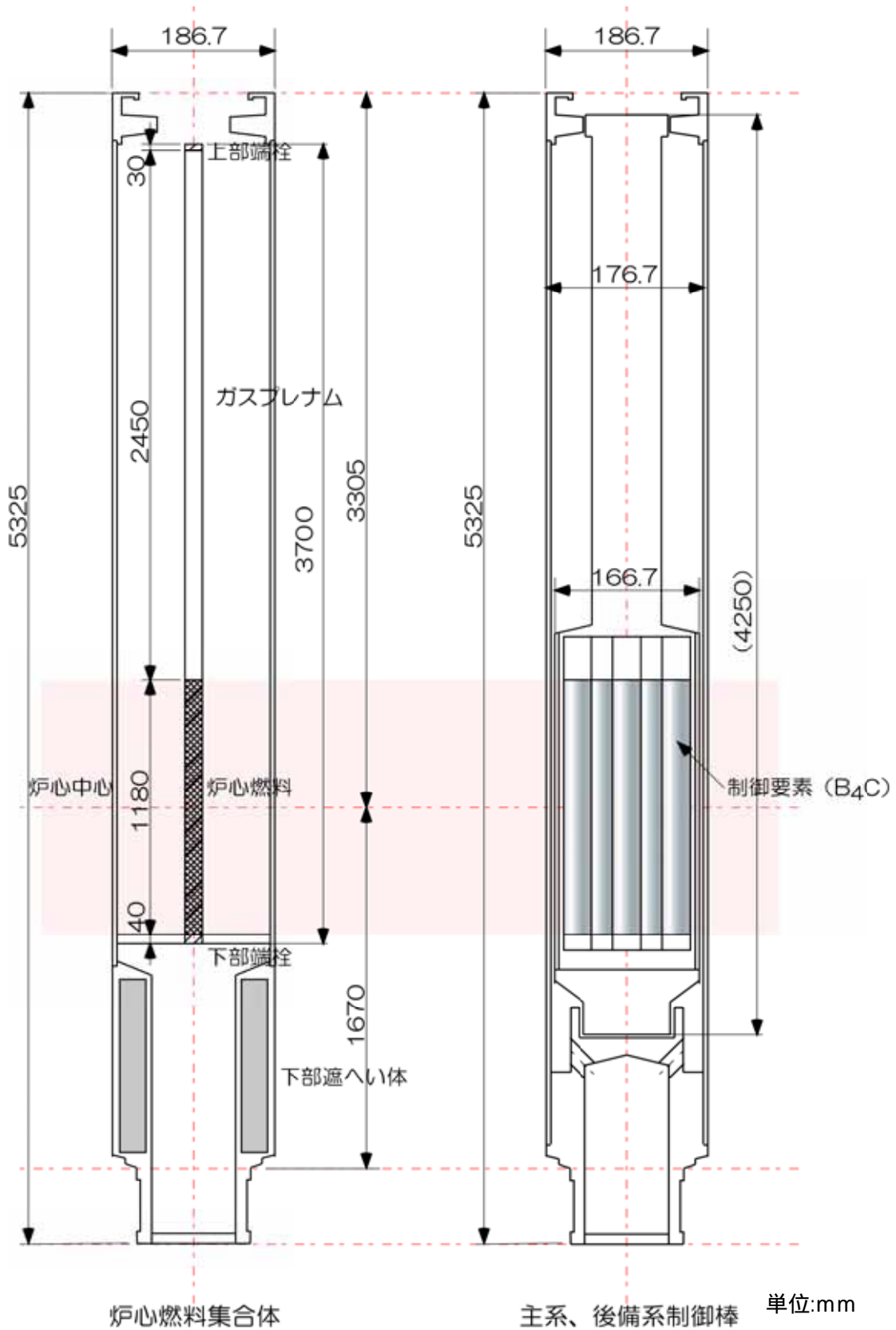


図 4.1.2.1-1 制御棒（主炉停止系、後備炉停止系）の縦断面概略図（炉心燃料集合体と対比）

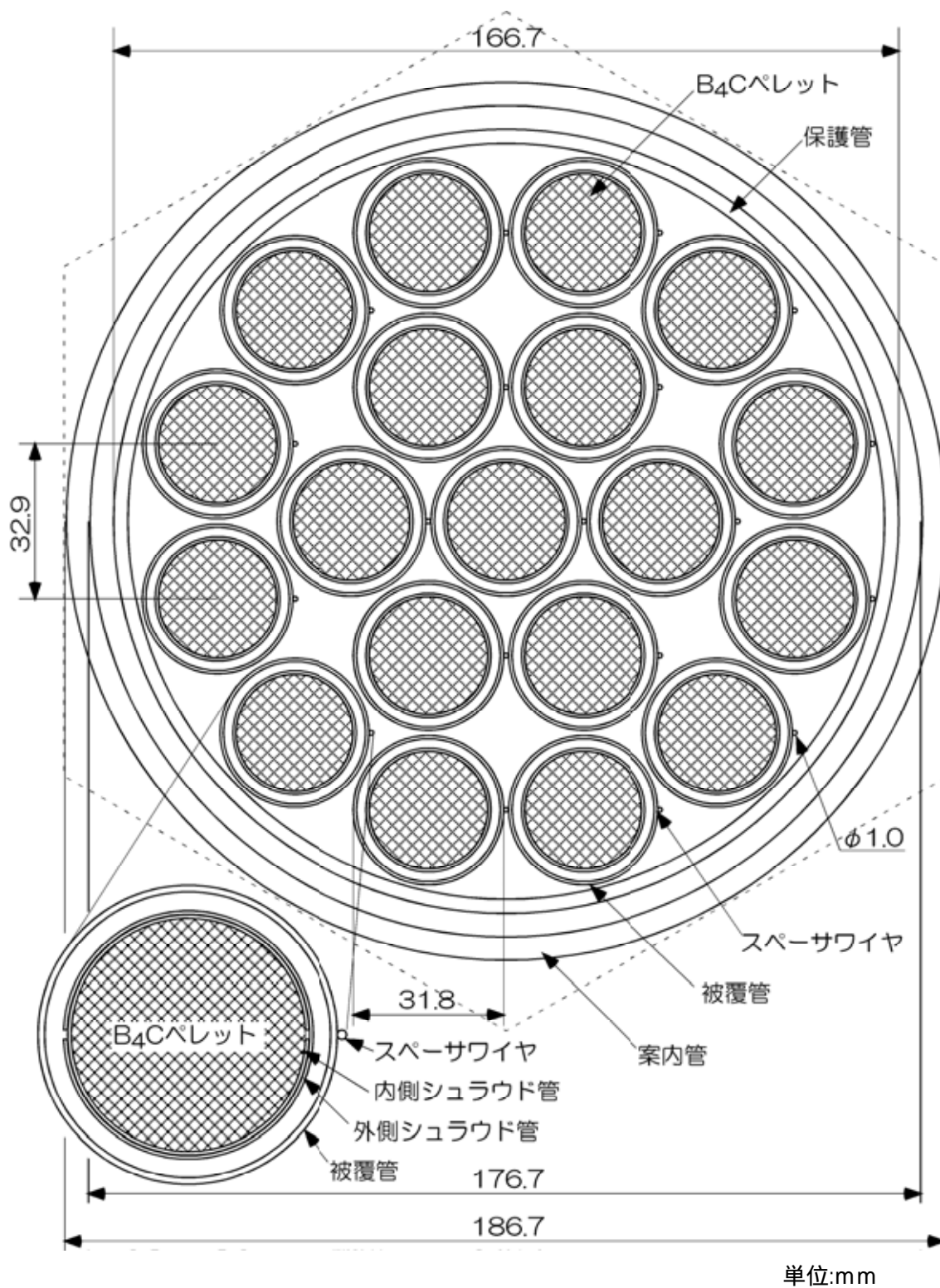


図 4.1.2.1-2 制御棒（主炉停止系、後備炉停止系）の水平断面概略図

4.2. Zr-H 遮へい要素

4.2.1 発熱評価

Zr-H を用いた遮へい要素について、中性子及びガンマ発熱を計算し、次節 4.2.2 で行う温度及び必要流量評価に必要な発熱量を評価した。

4.2.1.1 解析条件

(1) 解析体系

解析体系を図 4.2.1.1-1 に示す。同図にみるように、解析は 2 次元 RZ 体系にて行った。

図 3.3-1 に示すように、Zr-H を用いた遮へい体には、Zr-H/SUS 複合構成のものが 30 体、断面が半分の大きさの Zr-H 製のものが 6 体存在する。複合構成の遮へい体においては、SUS 製の遮へい要素が炉心側に近い位置に、Zr-H 製の遮へい要素が炉心側から遠い位置にそれぞれ配置される。

(2) 解析手法

中性子-ガンマ発熱拡散計算及びモンテカルロ計算を用いて解析した。

(3) 解析手順

中性子-ガンマ発熱拡散計算とモンテカルロ計算の組み合わせにより、Zr-H 遮へい要素の最大発熱密度を求めた。

その値に 3 次元補正を施して最大線出力を求め、得られた値と軸方向出力分布とから Zr-H 要素 (Zr-H、被覆管) の発熱量を求めた。

4.2.1.2 解析結果

Zr-H 要素の最大発熱密度 Q は、図 4.2.1.1-1 に示す径方向に 4 分割された Zr-H 製遮へい体の領域 1 で発生し、 $1.61\text{W}/\text{cm}^3$ となった。

3 次元炉心構成を 2 次元 RZ 体系でモデル化したことに伴う 3 次元補正 F_{3D} については、先行炉における径方向プランケットの集合体内出力分布の検討結果を参考に、暫定的に 1.2 を設定した。

以上の結果と、集合体断面積 S (305.1cm^2)、Zr-H 要素本数 N (19 本：表 4-1 の遮へい体基準仕様参照) を考慮し、次式により最大線出力 q_{\max} を求めた。

$$q_{\max} = Q \times S \times F_{3D} / N \quad [6]$$

その結果、 $q_{\max} = 31.2\text{W}/\text{cm}$ が得られた。

この値と、中性子-ガンマ発熱拡散計算で得られた軸方向出力分布とから、図 4.2.1.2-1 に示すような最大発熱要素に相当する軸方向線出力分布を得た。

4.2.1.3 発熱量

図 4.2.1.2-1 の軸方向線出力分布曲線を軸方向位置 0cm から 483cm まで積分することにより、Zr-H 遮へい体要素の最大発熱量として 3.93kW を得た。

本評価結果を次項 4.2.2 の温度及び必要流量評価に用いた。

4.2.2 温度及び必要流量評価

Zr-H/SUS 複合遮へい体の基準仕様に対し、前項 4.2.1 で得られた Zr-H 遮へい体要素の最大発熱量を用いて、Zr-H 遮へい要素の温度及び必要流量評価を行った。

なお、Zr-H 遮へい要素の温度制限については、目標値として以下のように設定した。

- ・ Zr-H 最高温度 : 500 以下

(Zr-H からの水素ガスの解離及び Zr-H ペレットのスエリング抑制の観点から設定)

4.2.2.1 遮へい体仕様

表 4-1 に示した Zr-H/SUS 複合遮へい体の基準仕様を参考に、遮へい体寸法・形状や Zr-H 要素型式を含めた遮へい体仕様を設定した。

(1) 遮へい体寸法・形状

Zr-H/SUS 複合遮へい体の縦断面概略図を [図 4.2.2.1-1](#) に、同水平断面概略図を [図 4.2.2.1-2](#) にそれぞれ示す。本遮へい体は、燃料集合体と同様のラッパ管を有し、表 4-1 の基準仕様に基づき、Zr-H 要素と SUS 要素が各々 50vol% 程度になるように、ラッパ管内部に Zr-H 要素 10 本、SUS 要素 9 本の合計 19 本が三角配列するバンドルで構成される。

ラッパ管の外対面間距離及び肉厚は炉心燃料集合体と同じく、各々 186.7mm、2mm とした。

Zr-H 要素は中性子遮へい材である Zr-H を内蔵し、SUS の被覆管で覆われた構造である。遮へい材 Zr-H と SUS の被覆管との間の直径ギャップを 0.2mm とし、被覆管の外径及び肉厚は Zr-H 要素の表 4-1 に示した部材体積率を考慮し、それぞれ 36.8mm、3.5mm に設定した。SUS 要素は棒材とした。

(2) Zr-H 要素型式

遮へい材 Zr-H の照射によるスエリングの影響が少なく、かつ遮へい材から解離する水素ガスの量を可能な限り抑えて要素内に封じ込めておく観点から、遮へい材の温度抑制に有効なナトリウムボンド密封型を採用した。

4.2.2.2 遮へい体流量配分と温度評価

前項 4.2.1.3 で得られた最大発熱量を基に Zr-H/SUS 複合遮へい体への必要流量、及び遮へい体全数 (39 体。半分の大きさを有する 6 体の Zr-H 製遮へい体は、 $6 \times 0.5 = 3$ 体とみなして 39 体の中に含めた。) に配分される必要流量を求めた。

(1) Zr-H/SUS 複合遮へい体必要流量

4.2.1.3 で求めた Zr-H 遮へい要素 1 本の最大発熱量 3.93kW に対し、温度制限の対象である Zr-H 最高温度が 500 となるような Zr-H/SUS 複合遮へい体必要流量を求めた結果、不確かさ 7% を見込み 0.89kg/s となった。

なお、Zr-H 要素型式がナトリウムボンド密封型を採用していることから、被覆管温度は Zr-H 温度と同程度になる。したがって、被覆管最高温度は燃料ピンや制御要素の被覆管最高温度制限である 650 を十分下回り、本流量により被覆管の健全性は十分に確保される。

(2) 遮へい体全数に配分される必要流量

(1) で得られた流量をすべての遮へい体に一律配分するとして、遮へい体全数 (39 体) に配分

される必要流量は 34.7kg/s となった。

ここで、流量 34.7kg/s が 1 次系全流量に占める割合から実際に配分可能かどうかについて、前章の 4.1.2.2 で検討した制御棒全数に配分される必要流量 3.3kg/s と合わせて概略評価する。

4.1.2.2 で述べたように、1 次系全流量は 612kg/s であるから、34.7kg/s はその 5.7% を占めることになる。

炉心部以外に配分可能な最大流量 47kg/s (1 次系全流量の 7.7%) のうち、制御棒全数に 3.3kg/s (1 次系全流量の 0.5%)、遮へい体全数に 34.7kg/s (1 次系全流量の 5.7%) をそれぞれ配分した場合、残り 9kg/s (1 次系全流量の 1.5%) が無駄流量となる。

無駄流量については、既往例では 1 次系全流量の 2% 程度を考慮している場合がみられるが、今後の課題として流量調節機構を工夫するなどの集合体構造設計により、1% 程度まで抑制することは可能であると考えられる。

また、本評価では、Zr-H を含む遮へい体への配分流量と同じ流量を、Zr-H を含まない SUS 製遮へい体にも配分したが、SUS 製遮へい体では制御棒と同様、被覆管最高温度に対し 650 以下を目標制限としている。そのため、Zr-H を含む遮へい体よりも熱設計上の制限が緩やかであり、配分すべき必要流量も Zr-H を含む遮へい体より少ない流量で熱設計が成立する可能性がある。

以上の考察により、4.1.2.2 で評価した制御棒全数への必要流量、本項で評価した遮へい体全数への必要流量はいずれも、熱的に成立し得る配分流量であるといえる。


4.2.3 水素透過量評価

4.2.2.1 で設定した Zr-H/SUS 複合遮へい体仕様に対して、Zr-H 要素からの水素ガス解離を抑える観点から目標として設定した Zr-H 最高温度 500 の条件下で、炉内滞在期中 (30 年間) における Zr-H 要素からの水素透過量を求め、遮へい性能上の制限目安である H/Zr 比 1.53 以上に対する影響の有無を評価した。

Zr-H の軸方向温度分布は、保守側の評価を与える観点から最高温度 500 で均一分布とした。

本 Zr-H 要素はナトリウムボンド密封型式を採用していることから、ここでは被覆管最高温度は Zr-H 最高温度と等しく 500 とし、その軸方向温度分布も、Zr-H と同じく 500 で均一とした。

水素は Zr-H から解離後、被覆管を透過して Zr-H 要素から抜けていく。被覆管外の水素分圧については、遮へい要素の外側は冷却材であるナトリウムが流れていることを考慮しゼロとした。

被覆管にフェライト/マルテンサイト鋼である PNC-FMS^[9]を用いた場合の H/Zr 比の時刻暦を  4.2.3-1 に示す。運転開始後 30 年における H/Zr 比は、炉内装荷時 (運転サイクル初期) における H/Zr 比が 1.6 の場合で約 1.3 となり、制限目安を満たさないことがわかった。

30 年後の H/Zr 比を 1.53 以上とするには、Zr-H 最高温度を 420 以下にする必要があることがわかった。これは、前項 4.2.2 で設定した 500 よりも 80 程度下げることが意味するため、遮へい体を含めた冷却材流量配分設計に大きな影響を与える。

初期の H/Zr 比を 1.65 としても、30 年後の H/Zr 比を増大させるのにほとんど効果がないことがわかった。

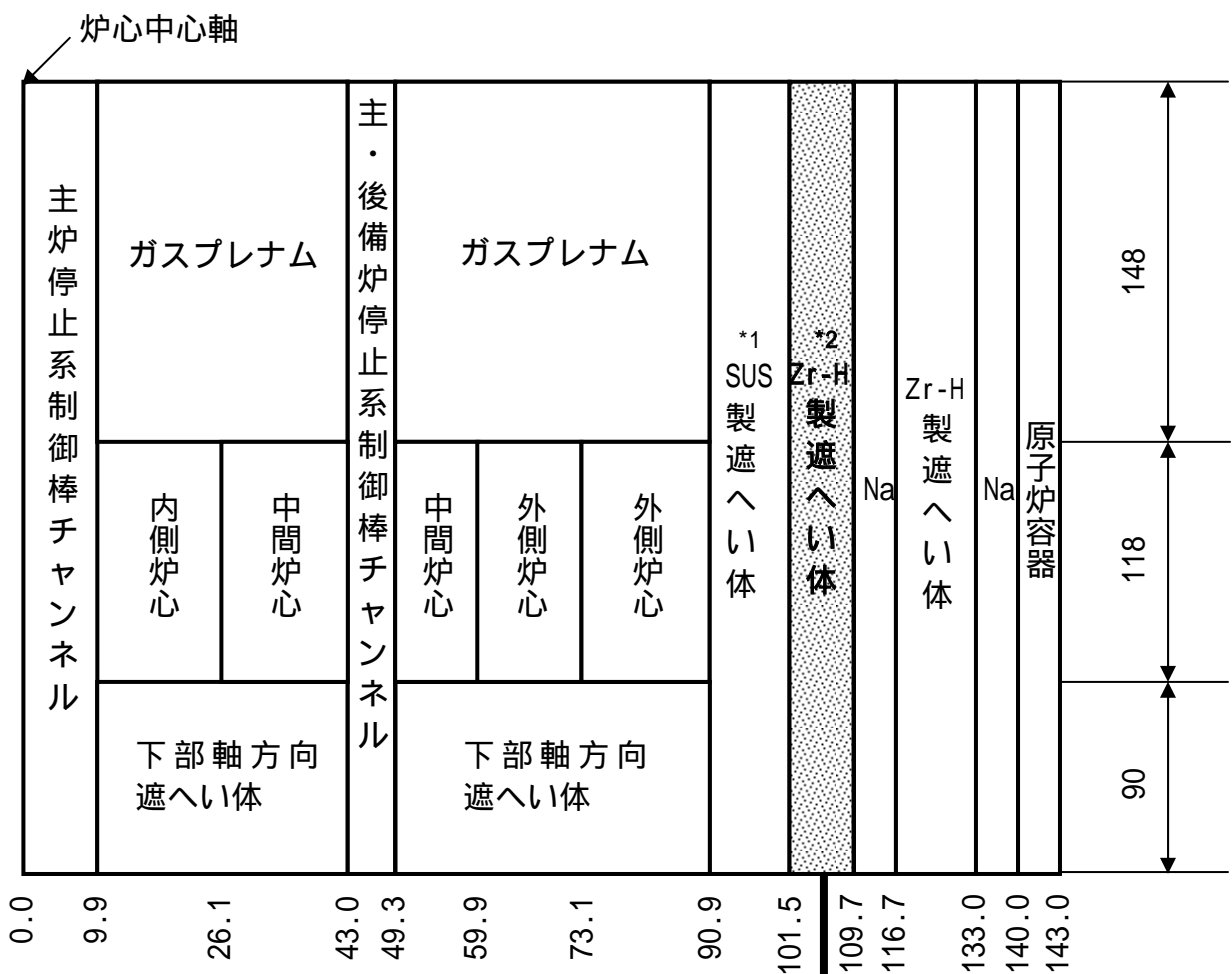
ところで、H/Zr 比には、被覆管内を水素が単位時間当たりどの程度透過するかが大きな影響を与えると考えられる。

そこで、水素透過係数が本評価で対象とした PNC-FMS に比べて 1/10 程度になるオーステナイト鋼 PNC316^[9]を用いた場合に、30 年度の H/Zr 比がどの程度改善されるかについて解析した。

解析結果を図 4.2.3-2 に示す。Zr-H 最高温度が 500 度でも、30 年後の H/Zr 比は制限目安である 1.53 を超えることが分かった。また、H/Zr 比 1.53 を確保するには Zr-H 最高温度を 520 度程度まで増大することが可能であることもわかった。

以上より、被覆管に PNC316 を用いれば、30 年間にわたり水素の透過を制限目安内に抑える可能性があることがわかった。

今後は、最高温度で均一化している軸方向温度分布の見直しや、被覆管内のみならず Zr-H 内における水素の透過挙動の把握など、評価モデルの詳細化や基礎的知見の拡充を設計の進捗に沿って進め、遮へい性能と水素透過抑制の有効性を総合的に確認していくことが課題である。



単位：cm

- *1 SUS 製遮へい体 :
 図 2-1 の Zr-H/SUS 複合構成遮へい体 30 体 × 0.5
 + SUS 製遮へい体 6 体
- *2 Zr-H 製遮へい体 :
 図 2-1 の Zr-H/SUS 複合構成遮へい体 30 体 × 0.5
 + Zr-H 製遮へい体 6 体 × 0.5

径方向を 4 つの
個別領域に分割

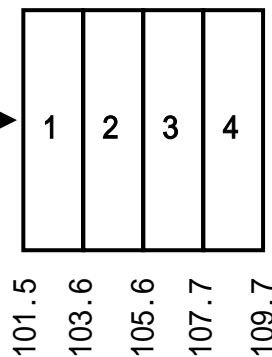


図 4.2.1.1-1 Zr-H 遮へい要素発熱解析用 2 次元 RZ 体系

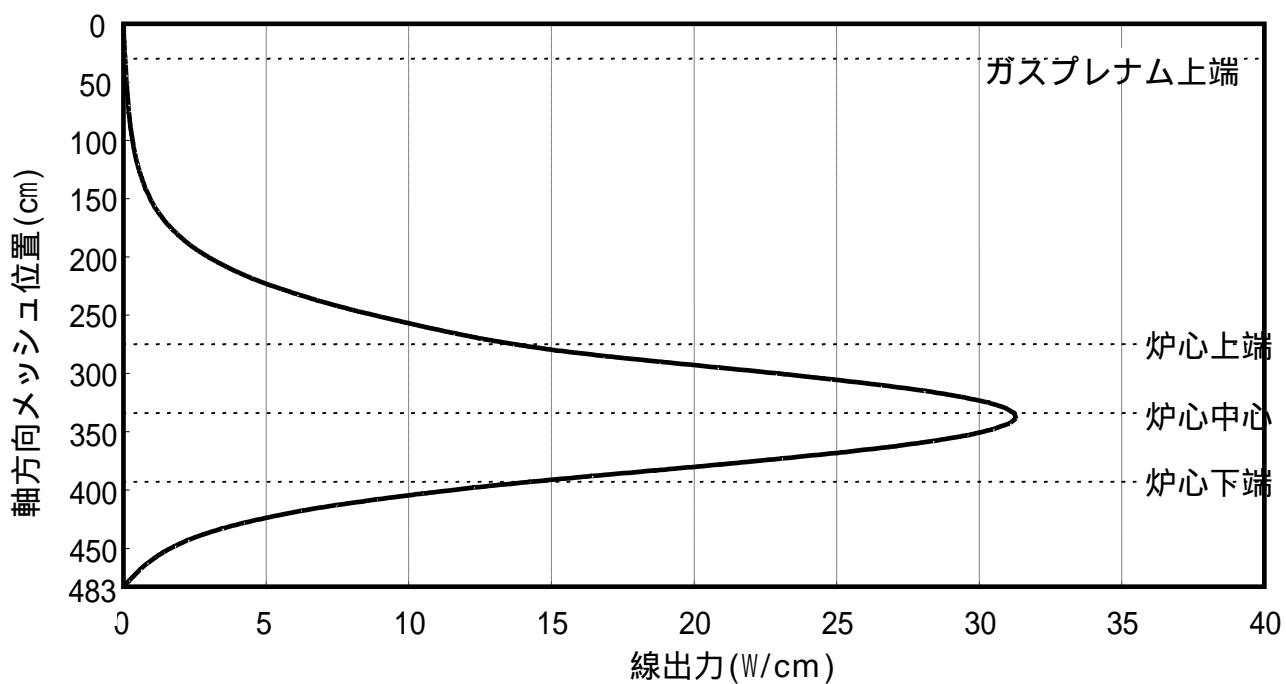


図 4.2.1.2-1 Zr-H 遮へい最大発熱要素の軸方向線出力分布

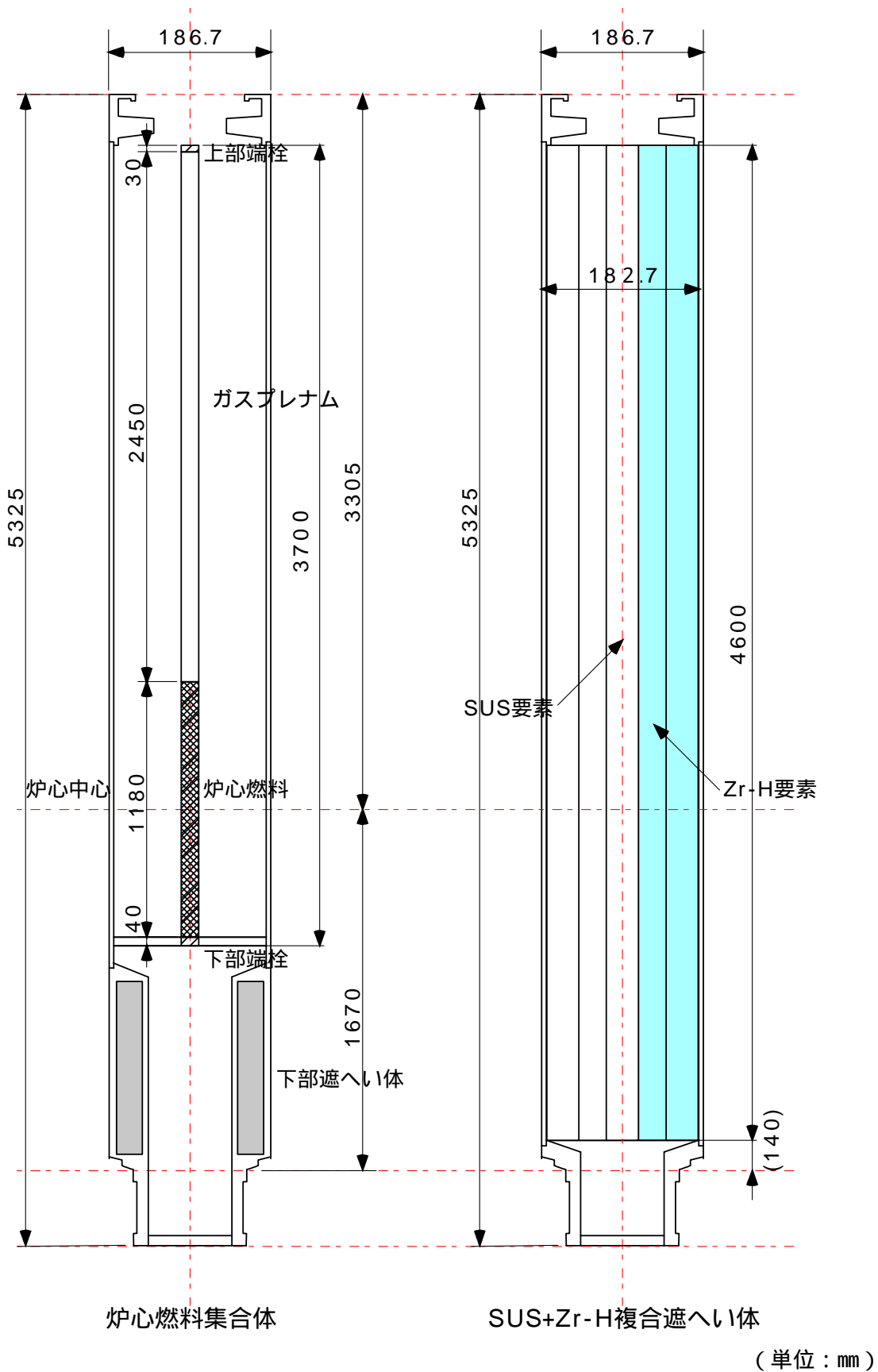
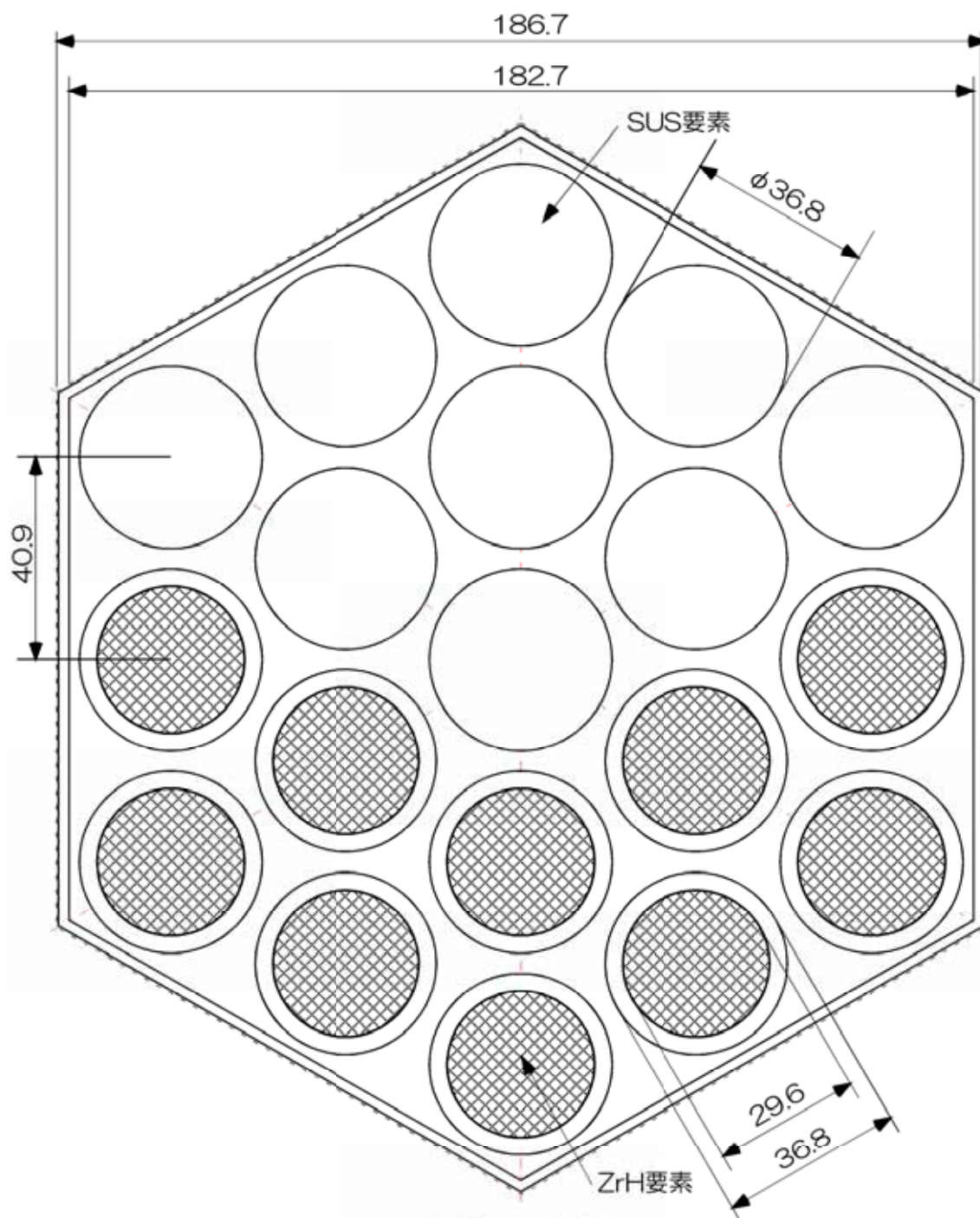


図 4.2.2.1-1 Zr-H/SUS 複合遮へい体の縦断面概略図 (炉心燃料集合体と対比)



(単位：mm)

図 4.2.2.1-2 Zr-H/SUS 複合遮へい体の水平断面概略図

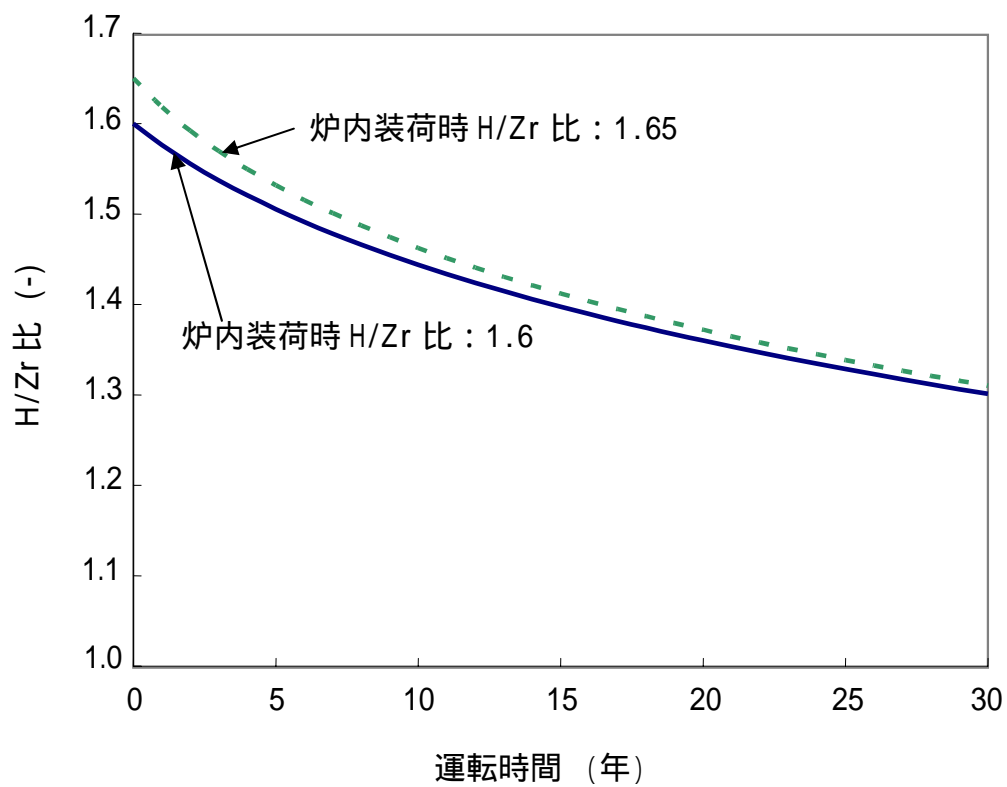


図 4.2.3-1 H/Zr 比の時刻暦 (被覆管 : PNC-FMS)

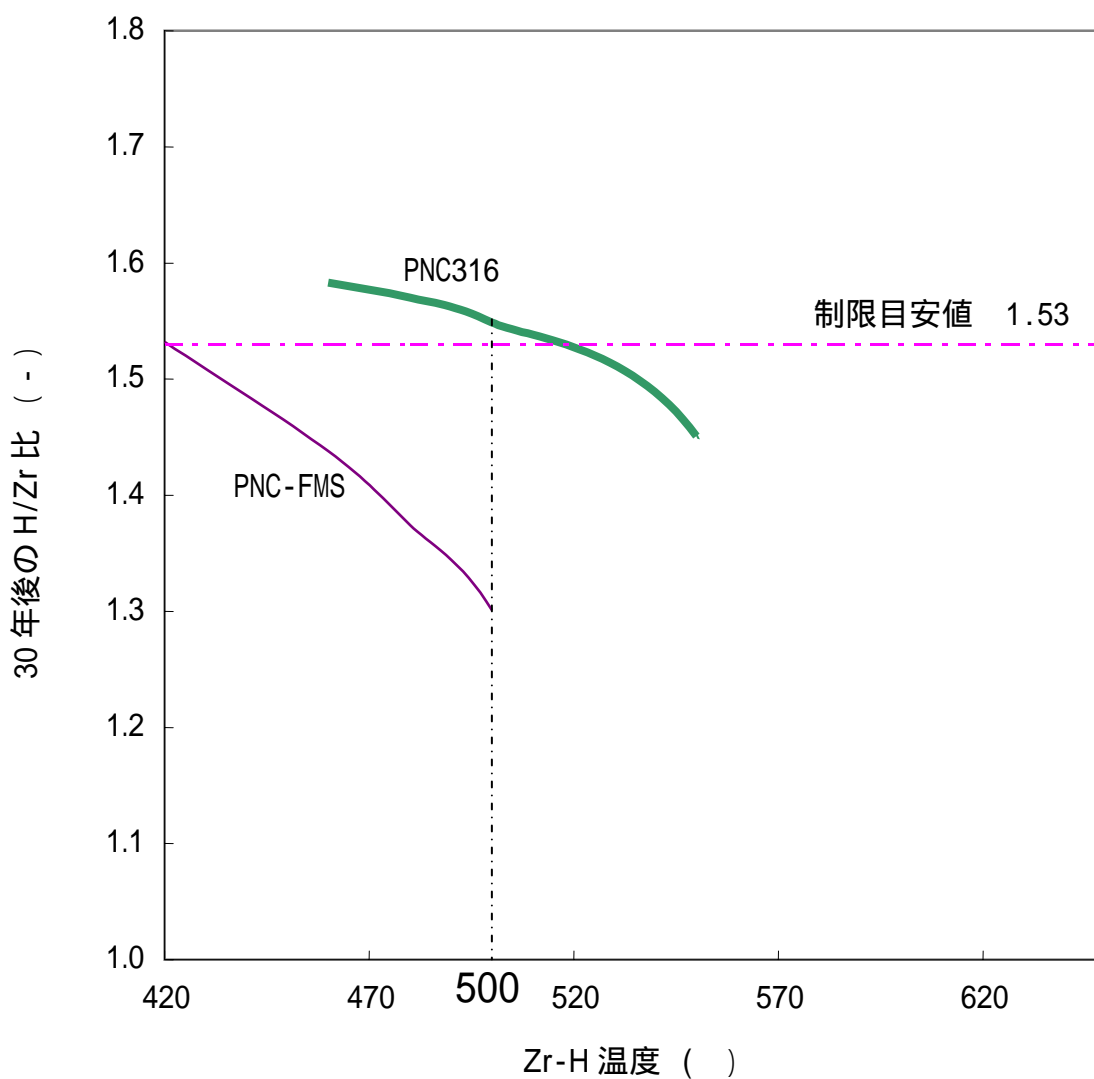


図 4.2.3-2 被覆管に PNC316 を用いた場合の、運転開始 30 年後における H/Zr 比と Zr-H 温度との関係 (被覆管に PNC-FMS を用いた場合との比較)

4.3 まとめ

- (1) 炉心寿命 30 年にわたる B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量は $1.32 \times 10^{22} \text{cap/cc}$ となり、制限目安である $2.0 \times 10^{22} \text{cap/cc}$ 以下を満足することがわかった。
- (2) (1)の結果に基づき B_4C ペレットのスエリング挙動を評価した結果、運転開始後 30 年においても ACMI が生じない見通しを得た。
- (3) Zr-H 遮へい要素について、運転開始後 30 年における H/Zr 比（制限目安：1.53 以上）を制限温度 500 の条件の下で評価した結果、被覆管に PNC-FMS を用いた場合は制限目安を下回るが、PNC316 を用いれば制限目安を満足することがわかった。今後、評価モデルの詳細化や基礎的知見の拡充等を進め、遮へい性能と水素透過抑制の有効性を総合的に確認していくことが課題である。
- (4) 制御棒及び Zr-H 要素の各発熱量を評価した。その結果に基づき、制御棒及び遮へい体への必要流量を既報告済の炉心部流量配分結果と合わせて評価した結果、無駄流量を 1%程度に抑制できるような流量調節を行うことにより、熱的に成立することを確認した。これにより、炉心を構成するすべての領域にわたって流量配分設計が成立する見通しを得た。
- (5) 以上により、従来から用いられている B_4C を吸収材とする制御棒、及び Zr-H を遮へい要素にもつ遮へい体は、長寿命炉心における炉内構造物として成立する見通しがあることを示した。

5 おわりに

電力需要への柔軟な対応や投資リスクの小さな分散電源の導入、さらには水素製造や熱供給などの多目的利用の観点から、FSの一環として、「長期燃料無交換」と「高い受動的安全特性」の達成を主目標に、高速炉特有の特性を活かした小型高速炉の設計研究を実施してきた。

平成17年度は、魅力ある小型炉の追求の一環として、平成16年度に検討した50MWe出力ナトリウム冷却金属燃料炉心の「長寿命追求型概念」(H16炉心) すなわち、遠隔地での立地を想定してプラント寿命中の燃料無交換とコンパクト化を目指した炉心概念を対象に、照射実績を重視して燃料スミア密度の設定条件を見直すことにより、炉心・燃料設計の改善検討を行った。H16炉心は、中型ナトリウム冷却金属燃料炉心の設計検討で考案された重金属密度多領域単一Pu富化度の概念を導入することによって、炉心の出力ピーキング及び燃焼期間中の出力分布変動を抑え、ナトリウム冷却MOX燃料炉心と同等の原子炉出口温度550(水素製造の観点)を達成する可能性を示すものであった。H17年度は、燃料スミア密度の上限をH16炉心の85%TDから75%TDに低減し、それに伴う燃料体積比の低下を被覆管肉厚の削減と炉心高さの微増で補うとともに、被覆管の健全性を確保するためガスプレナム長を延長するなどの仕様変更を行った結果、H16炉心の炉心等価直径を変えることなく、炉心寿命30年、原子炉出口温度550を達成する可能性を示した。炉心高さはH16炉心の101cmから118cmに増大するが、圧力損失は大型炉の1/5程度と十分低く抑えられた。取出平均燃焼度74GWd/t、燃焼反応度1.24% k/kk、増殖比1.08はいずれもH16炉心とほぼ同等であり、制御棒反応度収支、燃料健全性を満たすことも確認した。

炉心寿命中に交換不要な制御棒及び遮へい体の成立性について検討した。制御棒については、既往の B_4C を吸収材とする制御要素で炉心寿命中に吸収体-被覆管機械的相互作用(ACMI)が発生しないことを確認した。遮へい体については、遮へい性能の向上と炉心コンパクト化の観点から選定したZr-Hを含む遮へい体を対象に水素透過量を評価し、被覆管にPNC316を用いることで炉心寿命中における水素透過量の制限目安(H/Zr比が1.53以上)を満足する見通しを示した。無駄流量を約1%に抑制することにより、炉心部、制御棒、遮へい体すべてにわたる流量配分設計が成立することも示した。

これまでFSフェーズの5年にわたり、ナトリウム冷却小型高速炉に対する炉心・燃料設計研究を実施し、30年間燃料無交換と受動的安全特性の両立が可能で、かつ原子炉出口温度550(水素製造の観点)を達成する可能性のある金属燃料炉心概念を構築した。

今後、実用化に向けて本炉心が成立する上での技術的課題としては、太径金属燃料ピンの開発、高性能炉心燃料材料の開発、高性能遮へい体(Zr-H)の開発、長寿命制御棒の開発などが挙げられる。

参考文献

- [1] 池上哲雄、他、“炉心・燃料(燃料形態)の技術検討書 実用化戦略調査研究(フェーズⅠ) 成果報告 ”、JNC TY9400 2001-011、p.315 (2001)
- [2] 高木直行、宇都成昭、“小型高速炉の炉心・燃料設計研究 ”、JNC TN 9400 2002-053 (2002)
- [3] 高木直行、他、“小型高速炉の炉心・燃料設計研究(その2)”、JNC TN 9400 2003-066 (2003)
- [4] 三田敏男、他、“小型高速炉の炉心・燃料設計研究(その3)”、JNC TN 9400 2004-031 (2004)
- [5] 核燃料サイクル開発機構、“高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究 フェーズ 中間報告 - 原子炉プラントシステム技術検討書 - ”、JNC TN9400 2004-035 (2004)
- [6] 三田敏男、他、“小型高速炉の炉心・燃料設計研究(その4) - 平成16年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TN9400 2005-035 (2005)
- [7] 杉野和輝 他 “ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討 - 2003年度金属燃料炉心の検討 ”、JNC TN9400 2004-030 (2004)
- [8] 近澤佳隆 他 “Na冷却小型炉のシステム設計研究 - 平成16年度の研究成果のまとめ - ”、JNC TY9400 2005-004 (2005)
- [9] 井上賢紀 他、“高速炉炉心構成要素用オーステナイト系及びフェライト系ステンレス鋼の水素透過特性評価 ”、JNC TN9400 2002-56 (2002)

付録 B₄C ペレット体積当たりの ¹⁰B 吸収反応量の解析結果に対する補正の検討

4章で行った制御要素における B₄C ペレット体積当たりの ¹⁰B 吸収反応量の解析では、制御棒の挿入状態を BOC では両層とも全引き抜き、MOC では両層とも部分挿入（挿入深度は 50cm）、EOC では両層とも全引き抜きとした。

ところで、本炉心概念は、金属燃料が有する良好な増殖性能に起因し、図 3.3-2 の実効増倍率の時刻歴にみるように、ほぼ MOC で過剰反応度が最大となる。このため、MOC での実際の制御棒挿入状態は、主炉停止系制御棒（PCR）5 体は運転期間中ほぼ最大深度まで挿入されるが、後備炉停止系制御棒（BCR）2 体は全引き抜き状態となる。したがって、第 3 層において PCR、BCR とも部分挿入状態とする 2 次元 RZ 体系計算では、実際の制御棒挿入状態を忠実に模擬しているとは言えない。

ここでは、4章で求めた 2 次元 RZ 体系計算に基づく解析結果を基準値とし、この本来の制御棒挿入状態の違いに起因する基準値への補正の要否について、3 次元 Tri-Z 体系計算により検討した。

補正係数の検討

4.1.1.2 で述べたように、2 次元 RZ 体系計算では、MOC において本来全数引き抜きされる BCR も含めて、全制御棒を一律 50cm 挿入した体系にて解析した。

したがって、本来の解析では、MOC において BCR は全数全引き抜き、PCR は全数部分挿入であることを考慮するとともに、BCR まで含めて一律 50cm とした制御棒挿入深度を、MOC における PCR の本来の深度に適切に修正することが必要となる。この場合は、挿入されていた BCR を全引き抜きするため、残りの全 PCR の挿入深度は 50cm より深くなる。

そこで、4.1.1.2 の で得られた 30 年間の B₄C ペレット体積当たりの ¹⁰B の吸収反応量 1.32×10^{22} cap/cc に対し、本来の PCR 挿入状態（深度は 50cm より大）及び BCR 挿入状態（全引き抜き）を考慮するための補正係数について検討した。

補正係数は、以下の条件で求めた。

補正係数の算出方法：

以下に示す 30 年間の B₄C ペレット体積当たりの ¹⁰B の吸収反応量について、ケース 2 の条件で算出した値をケース 1 の条件で算出した値で除したものを補正係数とする。

- ・ ケース 1：MOC において、PCR 全数 50cm 挿入、BCR 全数 50cm 挿入
- ・ ケース 2：MOC において、PCR 全数 59cm 挿入、BCR 全数全引き抜き

ケース 2 の PCR 挿入深度は、本来、ケース 1 の場合と炉心の臨界性が等価になるように調整する必要があるが、ここでは保守的評価の観点から、最も厳しい評価結果を与える炉心中心面までの挿入（挿入深度 59cm）とした。

解析手法及び核データ：3 次元 Tri-Z 拡散（水平面上、1 集合体あたり 6 つの正三角形メッシュ）、ADJ2000R

4.1.1.2 項の解析結果により、中心 PCR における 30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量に層依存性はほとんどみられないため、ここでは制御棒領域をすべて均質モデルとした。

エネルギー群数：70 群

30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量を算出する手順

- (a) 1 個の ^{10}B による吸収反応率：4.1.1.1 項 (3) の と同じ方法で算出。
- (b) ^{10}B の原子数密度：4.1.1.1 項 (3) の と同じ方法で算出。
- (c) ^{10}B の吸収反応率：4.1.1.1 項 (3) の と同じ方法で算出。但し、1 個の ^{10}B による吸収反応率に (a) で求めた値を使用。
- (d) 30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量：4.1.1.1 項 (3) の と同じ方法で算出。但し、 ^{10}B の吸収反応率に (c) で求めた値を使用。

解析結果を表 A-1 に示す。30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量は、ケース 1 に対し $1.41 \times 10^{22} \text{cap/cc}$ 、ケース 2 に対し $1.42 \times 10^{22} \text{cap/cc}$ である。

したがって、後者を前者で除した補正係数は 1% に満たないことがわかった。

このため、補正係数が 30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量の評価結果に与える影響は無視し得ると判断できることから、4.1.1.2 項で得られた $1.32 \times 10^{22} \text{cap/cc}$ を最終評価値とした。

この値は、制限目安である $2 \times 10^{22} \text{cap/cc}$ 以下を十分満足することが示された。

ここで、ケース 1、2 の PCR 挿入深度に 9cm の差があるにもかかわらず、30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量に差がみられなかった要因について考察する。

両ケースについて、中心 PCR における軸方向全中性子束分布を図 A-1 に示す。吸収体下端位置における中性子束は、ケース 1 に比べケース 2 の方が大きいものの、中性子束ピークがケース 2 の方が小さくなっているため、ケース間の差はそれほど顕著ではない。

ケース 2 の方が、中性子束ピークが小さいのは、ケース 1 では挿入されていた BCR がすべて引き抜かれているため、BCR が設置される第 3 層付近での中性子インポートランスがケース 1 に比べて増し、相対的に中心 PCR の中性子インポートランスが低下したためであると考えられる。

他方、ケース 2 では吸収体下端位置での中性子束がケース 1 に比べて大きいことにより、 ^{10}B の燃焼劣化がより進むことになり、表 A-1 に示すように、MOC (運短開始後 15 年) での ^{10}B 原子数密度は、ケース 2 の方が僅かながら減少していることがわかる。これは、 ^{10}B の吸収反応率、及び 30 年間の吸収反応量を抑制する効果になる。

以上により、ケース 1、2 において 30 年間の B_4C ペレット体積当たりの ^{10}B の吸収反応量に差がみられなかったのは、BCR が全引き抜きされたケース 2 では中心 PCR の中性子インポートランスが低下し、吸収体下端位置での中性子束がケース 1 に比べて顕著に大きくなり、さらにケース 2 では、吸収体下端位置での中性子束が大きいために ^{10}B の燃焼劣化がより進み、これが ^{10}B の吸収反応率や吸収反応量を抑制する効果として働くことが要因であると考えられる。

表 A-1 3次元計算による B₄C ペレット体積当たりの ¹⁰B の吸収反応量に対する補正係数
(位置：炉心中心の主炉停止系制御棒における吸収体領域下端)

表中、D = (A+B) / 2 × 15年 (4.73 × 10⁸s) , E = (B+C) / 2 × 15年 (4.73 × 10⁸s)
炉心出力が 1MW となるように中性子束を規格化。

(1) 15年 (MOC) 時の制御棒挿入状態：主系 50cm 挿入、後備系 50cm 挿入

燃烧年数 制御棒挿入状態	0年 (BOC) 全引抜	15年 (MOC) 全 50cm 挿入	30年 (EOC) 全引抜
・ (10 ⁻²⁴ cap/s)	5.88 × 10 ⁶	1.40 × 10 ⁷	5.72 × 10 ⁶
時間(s)	0.0	4.73 × 10 ⁸	9.46 × 10 ⁸
原子数密度(10 ²⁴ /cm ³)	2.10 × 10 ⁻²	1.20 × 10 ⁻²	6.82 × 10 ⁻³
吸収反応率 (cap/s/cc)	1.23 × 10 ⁵ *A	1.68 × 10 ⁵ *B	3.90 × 10 ⁴ *C
	0 ~ 15年	15 ~ 30年	0 ~ 30年
¹⁰ B 吸収反応量 (cap/cc)	6.88 × 10 ¹³ *D	4.90 × 10 ¹³ *E	1.18 × 10 ¹⁴

(2) 15年 (MOC) 時の制御棒挿入状態：主系 59cm 挿入、後備系全引抜

燃烧年数 制御棒挿入位置	0年 (BOC) 全引抜	15年 (MOC) 主系：59cm 挿入 後備系：全引抜	30年 (EOC) 全引抜
・ (10 ⁻²⁴ cap/s)	5.88 × 10 ⁶	1.43 × 10 ⁷	5.72 × 10 ⁶
時間(s)	0.0	4.73 × 10 ⁸	9.46 × 10 ⁸
原子数密度(10 ²⁴ /cc)	2.10 × 10 ⁻²	1.18 × 10 ⁻²	6.69 × 10 ⁻³
吸収反応率 (cap/s/cc)	1.23 × 10 ⁵ *A	1.69 × 10 ⁵ *B	3.83 × 10 ⁴ *C
	0 ~ 15年	15 ~ 30年	0 ~ 30年
¹⁰ B 吸収反応量 (cap/cc)	6.91 × 10 ¹³ *D	4.90 × 10 ¹³ *E	1.18 × 10 ¹⁴

$$\text{補正係数} = \frac{\text{(2)における0~30年の}^{10}\text{B吸収反応量}}{\text{(1)における0~30年の}^{10}\text{B吸収反応量}} = \frac{1.18 \times 10^{14}}{1.18 \times 10^{14}} = 1.0$$

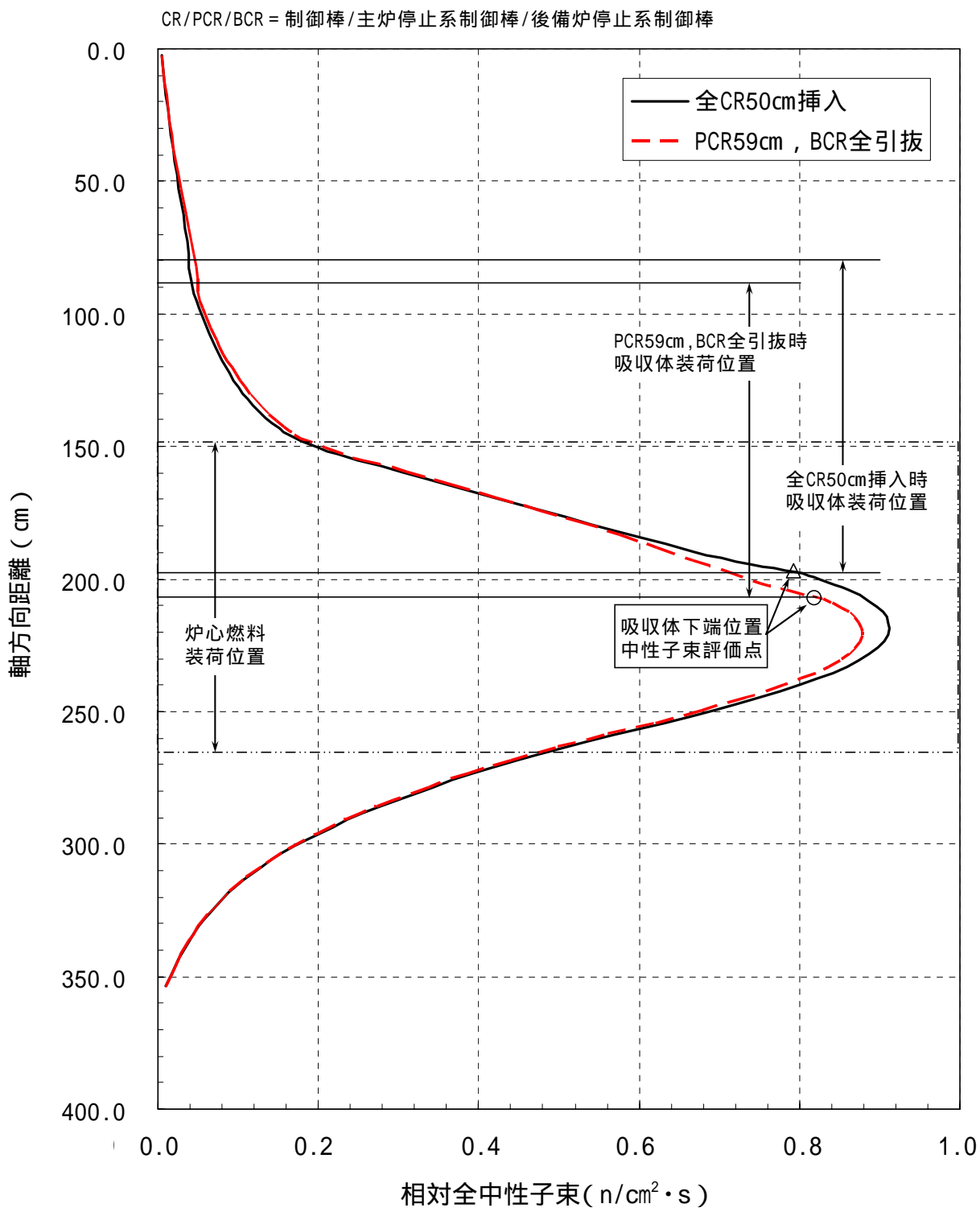


図 A-1 3次元計算による中心主炉停止系制御棒における
相对軸方向全中性子束分布 (MOC)

国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

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

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

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

表5. SI 接頭語

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

表3. 固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

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

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

表4. 単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

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

表6. 国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

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

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

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

表8. 国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

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

表9. 固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn・s/cm ² =0.1Pa・s
ストークス	St	1 St=1cm ² /s=10 ⁻⁴ m ² /s
ガウス	G	1 G=10 ⁴ T
エルステッド	Oe	1 Oe=(1000/4π)A/m
マクスウェル	Mx	1 Mx=10 ⁻⁸ Wb
スチルブ	sb	1 sb=1cd/cm ² =10 ⁴ cd/m ²
ホト	ph	1 ph=10 ¹¹ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm/s ² =10 ⁻² m/s ²

表10. 国際単位に属さないその他の単位の例

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