

JAERI-Research
2001-021



JP0150332



高転換比BWR型低減速スペクトル炉の 安全性および炉心改良の検討

2001年3月

大久保 努・竹田 練三^{*}・岩村 公道

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2001

編集兼発行 日本原子力研究所

高転換比BWR型低減速スペクトル炉の安全性および炉心改良の検討

日本原子力研究所東海研究所エネルギーシステム研究部

大久保 努・竹田 練三*・岩村 公道

(2001年2月9日受理)

今後も相当の期間に亘って軽水炉の利用が長期化すると予想される状況を踏まえ、原研では将来型軽水炉概念の一つとして低減速スペクトル炉の有用性に着目し、日本原子力発電（株）とも協力してその概念研究を進めている。低減速スペクトル炉とは、核分裂で生まれた高速中性子の水による減速をできる限り低く抑え、高速炉の炉心における様なエネルギーの高い中性子スペクトルを実現することを目指した水冷却炉で、これまでに培われた軽水炉の技術をベースとしつつ、高転換比、長期サイクル運転、高燃焼度、プルトニウムの多重リサイクル等の達成が期待される高い炉心性能を有する原子炉である。

現在低減速スペクトル炉の設計の一つとして検討が進められている高転換比BWR型炉に関しては、これまでに現行のABWRと同様のシステムを利用した出力1,100MWeの炉心設計が得られていたが、炉心の長さが短くかつ炉心流量が小さいことから、炉心部での圧力損失が小さく自然循環が可能な設計となっていた。そこで、経済性の向上を主な目的として、インターナルポンプを使用しない自然循環のシステムを前提として、インターナルポンプが占めていた空間を炉心部分として使用することとして、炉心出力を1,356MWeに増加させた設計が進められた。

この炉心設計を受けてそれに対する安全性を検討するために、異常な過渡変化および事故事象のうちの主要な事象に関して解析を実施するとともに安定性の検討も実施した。その結果、安全性の観点から問題となることがないとの結果が得られた。また、その炉心設計をベースとしてさらなる改良を検討し、これまで使用することとしていたY字型制御棒に代えて単純な構造の円柱型制御棒（外径60mm程度）を用いるとともに、集合体を大型化して体数を削減し経済性の向上を狙う設計の可能性を検討した。その結果、その様な炉心の設計が、これまでに設計されたY字型制御棒を使用した炉心と同様な炉心性能を有する範囲で成立可能であるとの結果が得られた。

Study on Safety and Core Improvement of
Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) with High Conversion Ratio

Tsutomu OKUBO, Renzo TAKEDA* and Takamichi IWAMURA

Department of Nuclear Energy System
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 9, 2001)

Based on the situation that the utilization of the light water reactors (LWRs) will be continued for the relatively long period, the Reduced-Moderation Water Reactor (RMWR) has been considered to be useful by Japan Atomic Energy Research Institute as a next generation LWR, and conceptual design has been studied in cooperation with the Japan Atomic Power Company. The RMWR is a water-cooled reactor aiming at the similar high energy neutron spectrum to that in a fast breeder reactor, by reducing the moderation of neutrons with the water as less as possible. Therefore, it is expected to achieve the high core performances such as the high conversion ratio, the long operation cycle, the high burn-up and the plutonium multiple recycle based on the well experienced LWR technology.

The high conversion ratio BWR-type reactor has been studied as one of them with the 1,100 MWe core design along with the similar system to that of the ABWR. Since its core is short and the core flow is small, its core pressure drop is small and the natural circulation cooling has been expected to be possible. Therefore, a new core design has been performed under the natural circulation cooling without using the internal pumps, and increased core power to 1,350 MWe utilizing the space for the internal pumps as for the core.

Based on this new design, studies on the major abnormal transients and accidents as well as on the stabilities have been performed from the safety point of view, and the results showed no problems. Also, a possibility has been studied to improve the core design using the simple and thick control rods (around 60 mm in diameter) instead of the Y-shaped ones as well as the enlarged fuel assemblies aiming at the reduction of the fuel assembly number to improve economical aspect. The results showed the possibility for such the core design with nearly the same core performances as for the previous core concept with the Y-shaped control rods.

Keywords: Reduced-Moderation Water Reactor, Advanced Reactor, Core Design, MOX Fuel, Conversion Ratio, Void Reactivity Coefficient, Burn-up, Safety

* Hitachi, Ltd.

目 次

1. 緒言	1
2. 安全性の検討	2
2.1 異常な過渡変化事象の検討	2
2.1.1 事象の選定	2
2.1.2 解析手法	2
2.1.3 解析条件	3
2.1.4 解析結果	4
2.1.5 まとめ	6
2.2 事故事象の検討	7
2.2.1 事象の選定	7
2.2.2 解析手法	7
2.2.3 解析条件	7
2.2.4 解析結果	7
2.2.5 まとめ	8
2.3 安定性の検討	9
2.3.1 解析手法	9
2.3.2 解析条件	9
2.3.3 解析結果	10
2.3.4 まとめ	10
3. 炉心改良の検討	26
3.1 検討内容	26
3.2 検討条件	26
3.3 炉心解析手法	27
3.4 炉心設計結果（燃料棒間隔 1.3mm のケース）	27
3.4.1 燃料集合体及び炉心構成	27
3.4.2 炉心基本核熱水力特性の評価	28
3.5 炉心設計結果（燃料棒間隔 1.0mm のケース）	30
3.5.1 燃料集合体及び炉心構成	30
3.5.2 炉心基本核熱水力特性の評価	30
3.6 まとめ	32
4. 結言	83
謝辞	83
参考文献	84

Contents

1.	Introduction	1
2.	Study on Safety	2
2.1	Investigation of Abnormal Transients	2
2.1.1	Selection of Events	2
2.1.2	Analysis Method	2
2.1.3	Analytical Conditions	3
2.1.4	Analysis Results	4
2.1.5	Summary	6
2.2	Investigation of Accidents	7
2.2.1	Selection of Events	7
2.2.2	Analysis Method	7
2.2.3	Analytical Conditions	7
2.2.4	Analysis Results	7
2.2.5	Summary	8
2.3	Investigation of Stability	9
2.3.1	Analysis Method	9
2.3.2	Analytical Conditions	9
2.3.3	Analysis Results	10
2.3.4	Summary	10
3.	Study on Core Improvement	26
3.1	Investigated Subject	26
3.2	Conditions for Investigation	26
3.3	Core Analysis Method	27
3.4	Core Design Results (1.3mm Rod Gap Width Case)	27
3.4.1	Fuel Assembly and Core Configuration	27
3.4.2	Basic Core Neutronics and Thermal-Hydraulics	28
3.5	Core Design Results (1.0mm Rod Gap Width Case)	30
3.5.1	Fuel Assembly and Core Configuration	30
3.5.2	Basic Core Neutronics and Thermal-Hydraulics	30
3.6	Summary	32
4.	Conclusions	83
	Acknowledgments	83
	References	84

図表一覧

表 2.1 主要諸元と炉心特性

表 2.2 圧力容器内インベントリの設定

表 2.3 解析条件

表 2.4 Δ MCPR 評価結果

表 3.1 主要諸元と炉心特性（燃料棒間隔 1.3mm）

表 3.2 制御棒価値（燃料棒間隔 1.3mm）

表 3.3 主要諸元と炉心特性（燃料棒間隔 1.0mm）

表 3.4 制御棒価値（燃料棒間隔 1.0mm）

図 2.1 高転換比 BWR 型炉心の炉心構成（電気出力 1,356MWe）

図 2.2 高転換比 BWR 型炉心燃料集合体構成（電気出力 1,356MWe）

図 2.3 高転換比 BWR 型炉の圧力容器形状

図 2.4 給水加熱喪失（給水温度 55°C 低下）

図 2.5 負荷の喪失（タービンバイパス弁不作動）

図 2.6 圧力制御装置の故障

図 2.7 給水制御系の故障

図 2.8 全給水流量の喪失

図 2.9 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き時の過渡変化

図 2.10(a) HPCF 配管破断事故時の圧力

図 2.10(b) HPCF 配管破断事故時の破断流量, RCIC 流量, ADS 流量, LPCF 流量

図 2.10(c) HPCF 配管破断事故時の水位

図 2.10(d) HPCF 配管破断事故時の燃料被覆管表面最高温度

図 2.11(a) 主蒸気管破断事故時の圧力

図 2.11(b) 主蒸気管破断事故時の破断流量

図 2.11(c) 主蒸気管破断事故時の水位

図 2.11(d) 主蒸気管破断事故時の燃料被覆管表面最高温度

図 3.1 高転換比 BWR 型炉心の燃料集合体構成（1.3mm ケース）

図 3.2 高転換比 BWR 型炉心の炉心構成（1.3mm ケース）

図 3.3 燃料集合体と制御棒の軸方向位置の関係（1.3mm ケース）

図 3.4 燃料集合体燃料部のプルトニウム富化度分布（1.3mm ケース）

図 3.5 局所出力ピーキングの燃焼変化（燃料部）（1.3mm ケース）

図 3.6(a) 燃料集合体燃料部の局所出力分布（0GWd/t、平均ボイド率 30%）（1.3mm ケース）

図 3.6(b) 燃料集合体燃料部の局所出力分布（0GWd/t、平均ボイド率 55%）（1.3mm ケース）

図 3.6(c) 燃料集合体燃料部の局所出力分布（0GWd/t、平均ボイド率 80%）（1.3mm ケース）

図 3.7(a) 燃料集合体燃料部の局所出力分布（80GWd/t、平均ボイド率 30%）（1.3mm ケース）

図 3.7(b) 燃料集合体燃料部の局所出力分布（80GWd/t、平均ボイド率 55%）（1.3mm ケース）

- 図 3.7(c) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (80GWd/t、平均ボイド率 80%) (1.3mm ケース)
- 図 3.8 局所出力ピーキングの燃焼変化 (ブランケット部) (1.3mm ケース)
- 図 3.9 燃料装荷パターン (1.3mm ケース)
- 図 3.10(a) 炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-B 方向) (1.3mm ケース)
- 図 3.10(b) 炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-C 方向) (1.3mm ケース)
- 図 3.11(a) 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-B 方向) (1.3mm ケース)
- 図 3.11(b) 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-C 方向) (1.3mm ケース)
- 図 3.12(a) 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-B 方向) (1.3mm ケース)
- 図 3.12(b) 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-C 方向) (1.3mm ケース)
- 図 3.13(a) 炉心径方向の燃料集合体 CPR 分布 (A-B 方向) (1.3mm ケース)
- 図 3.13(b) 炉心径方向の燃料集合体 CPR 分布 (A-C 方向) (1.3mm ケース)
- 図 3.14 炉心軸方向出力及びボイド率分布 (1.3mm ケース)
- 図 3.15 取出燃料体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布 (1.3mm ケース)
- 図 3.16 核分裂性プルトニウム割合の燃焼変化 (1.3mm ケース)
- 図 3.17 高転換比 BWR 型炉心の燃料集合体構成 (1mm ケース)
- 図 3.18 高転換比 BWR 型炉心の炉心構成 (1mm ケース)
- 図 3.19 燃料集合体と制御棒の軸方向位置の関係 (1mm ケース)
- 図 3.20 燃料集合体燃料部のプルトニウム富化度分布 (1mm ケース)
- 図 3.21 局所出力ピーキングの燃焼変化 (燃料部) (1mm ケース)
- 図 3.22(a) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (0GWd/t、平均ボイド率 30%) (1mm ケース)
- 図 3.22(b) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (0GWd/t、平均ボイド率 55%) (1mm ケース)
- 図 3.22(c) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (0GWd/t、平均ボイド率 80%) (1mm ケース)
- 図 3.23(a) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (90GWd/t、平均ボイド率 30%) (1mm ケース)
- 図 3.23(b) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (90GWd/t、平均ボイド率 55%) (1mm ケース)
- 図 3.23(c) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (90GWd/t、平均ボイド率 80%) (1mm ケース)
- 図 3.24 局所出力ピーキングの燃焼変化 (ブランケット部) (1mm ケース)
- 図 3.25 燃料装荷パターン (1mm ケース)
- 図 3.26(a) 炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-B 方向) (1mm ケース)
- 図 3.26(b) 炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-C 方向) (1mm ケース)
- 図 3.27(a) 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-B 方向) (1mm ケース)
- 図 3.27(b) 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-C 方向) (1mm ケース)
- 図 3.28(a) 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-B 方向) (1mm ケース)
- 図 3.28(b) 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-C 方向) (1mm ケース)
- 図 3.29(a) 炉心径方向の燃料集合体 CPR 分布 (A-B 方向) (1mm ケース)
- 図 3.29(b) 炉心径方向の燃料集合体 CPR 分布 (A-C 方向) (1mm ケース)
- 図 3.30 炉心軸方向出力及びボイド率分布 (1mm ケース)
- 図 3.31 取出燃料体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布 (1mm ケース)
- 図 3.32 核分裂性プルトニウム割合の燃焼変化 (1mm ケース)

1. 緒 言

今後も相当の期間に亘って軽水炉の利用が長期化すると予想される状況を踏まえ、原研では将来型軽水炉概念の一つとして低減速スペクトル炉の有用性に着目し、日本原子力発電（株）とも協力しました国内軽水炉メーカーの技術的協力も得てその概念研究を進めている^{[1][2]}。低減速スペクトル炉とは、核分裂で生まれた高速中性子の水による減速をできる限り低く抑え、高速炉の炉心における様なエネルギーの高い中性子スペクトルを実現することを目指した水冷却炉で、これまでに培われた軽水炉の技術をベースとしつつ、高転換比、長期サイクル運転、高燃焼度、プルトニウムの多重リサイクル等の達成が期待される高い炉心性能を有する原子炉である。具体的には、1を越える高転換比の達成により、ウラン資源の大幅な有効利用が可能となり、長期的なエネルギー供給が期待できる。また、高燃焼度・長期サイクル運転の達成により、使用済燃料の発生量の低減や経済性の向上が期待される。さらに、プルトニウムの多重リサイクルの達成により、プルトニウムを数百年以上の長期に亘って有効に活用することが可能となる。

低減速スペクトル炉の設計には、高転換比の達成や反応度ボイド係数対策のために幾つかの基本的な設計上のアイデアを考えられ、それらを組み合わせることにより種々の設計概念を考えられる^[3]。また、上述の様な目標とする炉心性能に対応して設計も多様化したものとなる。これまでに原研では、安全上の観点から反応度ボイド係数を負に保つことを前提として、できる限り高い転換比の達成を目指した概念、長期サイクル運転の達成を目指した概念、現行ABWRとの互換性の高いブランケット無しの概念等のそれぞれに異なる特長を有する5つの概念の検討を進めている^[4]。

これ等の概念の一つである高転換比BWR型炉に関しては、これまでに現行のABWR^[4]と同様のシステムを利用した出力1,100MWeの炉心設計が得られていたが、炉心の長さが短くかつ炉心流量が小さいことから、炉心部での圧力損失が小さく自然循環が可能な設計となっていた^[5]。そこで、経済性の向上を主な目的として、インターナルポンプを使用しない自然循環のシステムを前提として、インターナルポンプが占めていた空間を炉心部分として使用することとして、炉心出力を1,856MWeに増加させた設計を行った^[6]。本設計の詳細については別途報告書にまとめられる。この炉心設計を受けてそれに対する安全性を検討するために、異常な過渡変化および事故事象のうちの主要な事象に関して解析を実施するとともに安定性の検討も実施した。また、その炉心設計をベースとしてさらなる改良を検討し、これまで使用することとしていたY字型制御棒に代えて単純な構造の円柱型制御棒（外径60mm程度）を用いるとともに、集合体を大型化して体数を削減し経済性の向上を狙う設計の可能性を検討した。本報告書では、これらの検討結果を報告する。

2. 安全性の検討

炉出力 1,356MWe の高転換比 BWR 型炉を対象として、以下に記述する代表的な異常な過渡変化および事故事象の検討並びに安定性の検討を実施した。表 2.1 に解析の対象とする高転換比 BWR 型炉の主要諸元と炉心特性を、図 2.1 及び 2.2 に炉心及び燃料集合体構成を示す。本図に示す様に、六角型燃料集合体のチャンネルボックスの外側に燃料集合体 3 体にほぼ 1 体の割合でフォロア付の Y 字型の制御棒を採用した設計となっている。尚、本炉は ABWR と同様なシステムを想定して設計されているが、冷却系は自然循環を採用した炉であり、インターナルポンプを使用しない設計としている。

2.1 異常な過渡変化事象の検討

2.1.1 事象の選定

高転換比 BWR 型炉は、反応度ホイド係数が負であるものの、表 2.1 にも記述されている様にその絶対値は現行 ABWR と比較して遙かに小さいため、ABWRにおいて厳しい結果を与える給水加熱喪失事象や負荷遮断の様な加圧事象に対しては、炉心のボイド（気泡）発生量の減少に起因する原子炉出力の増加が少なくなる性格を有し、除熱性能の低下を起こしにくい。反面、ボイド発生量の増加する様な事象に対しては、ホイド係数を介した炉出力の低下が少なくなる性格を有することから、除熱性能の低下を起こし易いと考えられる。この様な事象としては流量減少事象が該当するものの、自然循環運転方式を採用して再循環ポンプを使用しない本炉の設計においては、これに該当する事象は発生しない。以上の点が ABWR と比較した本炉の特徴となる。

これらの点を考慮して、本炉において検討する代表的な異常な過渡変化事象として以下の 6 ケースを選定した。尚、他の事象に対する定性的な検討から、以下の事象により全体が包括されていると考えられる。

- ① 現行 ABWRにおいて最も厳しい結果を与える事象であり、給水加熱器の故障により給水温度が低下し、冷却材の炉心入口温度が低下する「給水加熱喪失」
- ② 加圧過渡の代表事象として「負荷の喪失（タービン・パイパス弁不作動）」
- ③ 減圧過渡の代表事象として「圧力制御装置の故障」
- ④ 原子炉水位が増加する過渡事象の代表事象として「給水制御系の故障」
- ⑤ 原子炉水位が減少する過渡事象の代表事象として「全給水流量の喪失」
- ⑥ 原子炉の出力運転中に運転員の誤操作により制御棒が連続的に引き抜かれ、原子炉出力が上昇する「出力運転時の制御棒の異常な引き抜き」

2.1.2 解析手法

本検討においては、異常な過渡変化時の炉心特性を、以下の手法で解析した。

- (a) 3 次元効果の顕著な「出力運転時の制御棒の異常な引き抜き」以外の事象については、一点炉動特性解析コード REDYTMで炉心動特性を評価し、原子炉圧力、出力、炉心平均流量等の時間変化を解析した。この時、自然循環炉を解析できるように REDY の再循環ポンプモデルを修正し、再循環ポンプのヘッドをゼロとした。圧力制御系や給水制御系のモデ

ルは、ABWRのモデルを使用した。

- (b) 上述の炉心動特性解析コードで得られた時間変化特性を境界条件として、単チャンネル熱水力特性解析コードSCAT^[6]でホットチャンネルの最小限界出力比(MCPR)の時間変化を計算し、MCPR低下量の最大値($\Delta MCPR$)を評価した。ホットチャンネルの軸方向ノード分割数は下部プランケット下端から上部プランケット上端までを25分割として計算した。限界クオリティ評価式としては、高転換比BWR型炉の炉心特性評価にこれまでも使用している修正CISE式^[7]を用いた。
- (c) 「出力運転時の制御棒の異常な引き抜き」事象については、高転換比BWR型炉の炉心特性解析に使用した3次元核熱水力結合コード^[8]で評価した。制御棒が連続的に引き抜かれたとき、MCPRに直接影響する表面熱流束は中性子束より遅れて上昇するが、この解析では表面熱流束が中性子束に対して時間遅れなしに変化する厳しめ目の仮定をし、 $\Delta MCPR$ は定常計算結果から評価した。

2.1.3 解析条件

図2.3に、本解析に当って設定した圧力容器内主要形状を示す。また、表2.2に解析上の圧力容器内インベントリを示す。高さ方向の設定に当たっては、定格炉心流量を実現する自然循環ヘッドを得るため、炉心シラウド内外の圧損が等しくなるようにダウンカマの水位を設定することとした。その結果、これまでの強制循環方式の高転換比BWR型炉より、炉心水位が高くなつた。また、圧力容器形状は、炉内機器の形状寸法等を考慮して設定した。

表2.3に解析条件を示す。ABWRの解析条件と同じく、原子炉の初期出力は定格出力の102%、初期炉心流量は定格流量とした。安全保護系(スクラム)設定値も、基本的にABWRと同一とした。また、インターロックのかかる原子炉水位に関する設定値は、通常水位との関係をABWRと同一とした。

ボイド係数は、ボイド率が増える圧力制御装置の故障と給水喪失についてはノミナル値を0.9倍して評価し、その他の事象については1.25倍して評価した。また、ドップラー係数は、ノミナル値を0.9倍して評価した。

高転換比BWR型炉の炉心高さはABWRより短いため、スクラム時の制御棒挿入時間は短いと考えるが、解析ではABWRと同じとした。スクラム反応度曲線もABWRと同じとした。

尚、「出力運転時の制御棒の異常な引き抜き」事象解析に関しては、ABWRでの評価手法と同様に、3次元核熱水力結合コードによる定常計算で以下の様に評価した。

制御棒の操作は、1本の制御棒または制御棒グループ毎に行い、制御棒引き抜き監視装置(RBM: Rod Block Monitor)は、すべての引き抜き制御棒近傍の出力を監視している。ここでは、最も厳しい結果を与える1本引き抜きの場合を解析することとし、以下の状態を仮定した。

- (i) 中性子束計装管は、燃料集合体3体が隣接するコーナー位置で、制御棒翼のある側のギャップ水領域に設置する。中性子束計装管は炉心全体で98本とし、各中性子束計装管内には、上部燃料、内部プランケット、下部燃料に対応して、中性子束検出器を軸方向

に3個設置する。

- (ii) 制御棒引き抜き監視装置は、制御棒引き抜き時には、炉心周辺部を除き、引き抜き制御棒を取り囲む3本の計装管の9個の中性子束検出器で出力を監視する。これらのうち同一高さの3個の検出器信号を平均化して制御棒引き抜き監視(RBM)信号とし、高さ方向に3系統のRBM信号を監視する。
- (iii) 初期出力は定格出力とし、定格出力の105%のところで制御棒引き抜き監視装置が制御棒引き抜き阻止信号をだす。また、表面熱流束は前述の様に中性子束に対して時間遅れなしに変化するものとする。
- (iv) 引き抜き制御棒を取り囲む3本の中性子束計装管のうち、引き抜き制御棒に近く応答の速い1本がバイパスされていたとする。また、最も応答の速い1系統のRBM信号がバイパスされていたとする。(今回の解析では、上部燃料の高さ位置の系統が最も応答が速い。) その結果、機能しているRBM信号は2系統で、中性子検出器は4個となる。
- (v) 解析は反応度上最も厳しくなるサイクル初期を対象とし、引き抜かれる制御棒が完全挿入状態にある時、引き抜き制御棒近傍に熱的制限値(MCPR=1.3)にある燃料集合体がくるように、制御棒パターンを設定する。

2.1.4 解析結果

(1) 給水加熱喪失

給水加熱器の内の1段が機能を喪失して給水温度が55°C低下すると仮定し、炉心入口サブクリーリングが増加して原子炉出力が増加する現象を評価した。なお、給水加熱器から給水スパーク間の時間遅れは無視して評価した。

図2.4に解析結果を示す。中性子束は炉心入口サブクリーリングの増加により、定格値の115%まで増加した。表面熱流束も定格値の115%まで増加したが、中性子束高スクラム(熱流束相当設定値117%)には至らず、スクラムしなかった。

A BWRの解析では、再循環流量に手動モードを仮定し、炉心出力が増加しても炉心流量を一定にして評価しているが、自然循環方式の高転換比BWR型炉では、炉心出力の増加にともない自然循環力が大きくなり炉心流量が自然に増加する特性を持っているため、MCPRは初期値を下回らなかった。

(2) 負荷の喪失

この範疇に属する事象としては、発電機負荷遮断とタービントリップがあるが、両者はほとんど同一の事象であるため、ここでは発電機負荷遮断を評価した。その際に、タービン・バイパス弁が作動しない場合を想定した。

図2.5に解析結果を示す。発電機負荷の喪失により、タービン蒸気加減弁が急速閉鎖され、これに伴ない原子炉は事象発生後すぐにスクラムする。圧力は急激に上昇してボイドは減少するものの、ボイド係数の負の絶対値が小さいため、中性子束はスクラム直後に最大となるものの定格値の103%に抑えられ、その後急激に低下した。このため、表面熱流束は初期値を超えることはなかった。原子炉圧力はタービン・バイパス弁が作動しないために急激に増加するが、

1.3 秒で逃し安全弁が作動することにより、増加量は 1.1MPa に抑えられた。

事象発生後、炉心ボイド率が大きく低下することによって炉心部の二相流圧損が減少したためと逃し安全弁の作動のために、炉心流量は約 10 秒間増加した。その後は、シュラウド内の静水頭が増加してシュラウド外との圧力差が減少したため、自然循環に基づく炉心流量は低下した。

表面熱流束が初期値を超えると炉心流量も増加したため、M C P R は初期値を下回らなかった。

(3) 圧力制御装置の故障

圧力が減少する過渡変化の代表例として、圧力制御装置に主蒸気流量を最大にするような最大出力信号の誤信号が発生したと想定した。ここで最大出力信号は、圧力制御装置の最大流量制御器により、定格蒸気流量の 117% に制限されているとした。また、タービン入口圧力が 0.6MPa 低下すると主蒸気隔離弁が閉鎖するとした。

図 2.6 に解析結果を示す。最大出力信号が出ると、原子炉の出力以上に蒸気が流出し、原子炉圧力およびタービン入口圧力が低下した。減圧により炉心ボイド率が増加することにより炉心圧損が増加して炉心流量が減少した。減圧に加えて、炉心流量の低下も炉心ボイド率をさらに増加させるが、ボイド係数の負の絶対値が小さいため、中性子束の低下量は約 2% だった。

17 秒でタービン入口圧力が低下して主蒸気隔離弁が閉鎖すると、主蒸気隔離弁閉スクラムにより原子炉はスクラムした。主蒸気隔離弁の閉鎖後は、原子炉圧力は逆に増加し、21 秒で逃し安全弁が作動した。原子炉圧力の増加量は初期状態と比較して 0.8MPa に抑えられた。

スクラムするまでの期間に炉心入口流量が低下し、 $\Delta M C P R$ は 0.01 になった。

(4) 給水制御系の故障

給水流量制御器の誤動作等により、給水流量が増加し、原子炉水位が上昇する事象を解析した。ここで給水流量の最大値は、タービン駆動給水ポンプ 2 台の容量 136% に過出力分を考慮して定格給水流量の 138% とした。

図 2.7 に解析結果を示す。給水流量が増加することによって、炉心入口のサブクーリングが増加し、その結果炉心のボイド率が低下して中性子束はわずかに増加した。原子炉水位は増加し、18 秒で原子炉水位高（レベル 8）でタービンがトリップし、これにより原子炉はスクラムし、給水ポンプも停止した。

タービントリップ後に原子炉圧力が増加するが、タービン・バイパス弁および逃し安全弁の作動により、圧力の増加は 0.8MPa に抑えられた。 $M C P R$ は事象開始直後にわずかに低下し、 $\Delta M C P R$ が 0.01 となった。

(5) 全給水流量の喪失

全給水流量の喪失により原子炉水位が低下する事象である。

図 2.8 に解析結果を示す。給水流量と流出蒸気量の不整合により、原子炉水位が低下し、その結果、自然循環の駆動力となるシュラウド外の静水頭が減少して炉心流量が低下した。原子炉は原子炉水位低（レベル 3）信号により 11 秒でスクラムした。

中性子束と表面熱流束は初期値を上回ることはなかったが、炉心流量が低下したため、 $\Delta M C P R$ は0.03になった。

なお、今回の評価では原子炉隔離時冷却系（R C I C）を起動させなかつたが、実際には原子炉水位低（レベル2）で作動するため、水位の低下及び炉心流量の低下が抑制され、 $M C P R$ の減少もより小さくなる。

(6) 出力運転時の制御棒の異常な引き抜き

制御棒を引き抜いていくと、引き抜き制御棒近傍の出力が上昇し、制御棒引き抜き監視装置がこれを検出して、定格出力の105%のところで制御棒引き抜き阻止信号を出す。

図2.9に制御棒引き抜き監視（RBM）信号による制御棒引き抜き阻止を無視して引き抜きを継続した場合に対する原子炉平均出力、RBM信号、 $M C P R$ の挙動を示す。既に第2.1.3節の解析条件の項で述べた様に、引き抜き制御棒を取り囲む3本の中性子束計装管のうち、引き抜き制御棒に近く応答の速い1本がバイパスされており、また、最も応答の速い上部燃料の高さにある1系統のRBM信号もバイパスされていたとして評価した。

この結果から、制御棒引き抜き監視装置が最悪のバイパス状態でも、制御棒は上部燃料の下端付近まで引き抜かれたところで引き抜きが阻止され、 $\Delta M C P R$ は0.11になる。

2.1.5 まとめ

表2.4に、高転換比BWR型炉の $\Delta M C P R$ の評価結果を、現行ABWRの $\Delta M C P R$ ^[4]と比較して示す。現行ABWRにおける最もきびしい結果を与える事象は給水加熱喪失であり、 $\Delta M C P R$ は0.15である。ボイド係数の負の絶対値が小さく自然循環方式を採用した高転換比BWR型炉では、圧力制御系や給水制御系を起因とした過渡事象は厳しい事象とはならない。高転換比BWR型炉では、出力運転時の制御棒の異常な引き抜き事象が最も厳しく、この場合でも $\Delta M C P R$ は0.11であった。

以上の検討から、ボイド係数が小さい高転換比BWR型炉の $\Delta M C P R$ の最大値は現行ABWRと同程度であり、過渡特性の観点からは十分に成立性が見込める。

2.2 事故事象の検討

2.2.1 事象の選定

高転換比BWR型炉は自然循環冷却方式を採用しているため、再循環ポンプが停止して炉心流量が急速に低下する冷却材流量の喪失事故がない。このような高転換比BWR型炉の特長を反映して、下記の2つの代表的な事故事象について検討する。尚、反応度事故である制御棒の落下については、高転換比BWR型炉ではABWRに比べ制御棒の本数が多くかつ1本当たりの反応度価値が低くなっているため、厳しい事象にはならないと考えられ、他の事象に対しても同様であると考えられる。

- ① ABWRで冷却材の保有量の低下が最大になる冷却材喪失事故（LOCA）である「高圧炉心注水系（HPCF）配管破断事故」
- ② 気相部の冷却材喪失事故の代表である「主蒸気管破断事故」

2.2.2 解析手法

まず、一点炉動特性解析コードREDYで原子炉圧力、出力、炉心平均流量等の時間変化を評価した。それらの時間変化を境界条件として、単チャンネル熱水力特性解析コードSCATでホットチャンネルの沸騰遷移開始時刻を評価し、さらに、沸騰遷移開始時刻を入力として、冷却材喪失事故解析コードSAFER^[9]で燃料被覆管表面最高温度と燃料被覆管の酸化層厚みの増加量を評価した。REDYとSAFERは、自然循環炉を取り扱えるように再循環ポンプモデルを修正し、ポンプヘッドをゼロとした。

2.2.3 解析条件

解析条件は、基本的にABWRの場合と同様とした。すなわち、原子炉の初期出力は定格出力の102%、初期炉心流量は定格流量とした。圧力容器形状や安全保護系（スクラム）設定値、インターロックのかかる原子炉水位に関する設定値等は、表2.3に示した異常な過渡変化解析の条件と同一とした。

緊急炉心冷却装置（ECCS）すなわち、高圧炉心注水系（HPCF）、低圧炉心注水系（LPCF）、自動減圧系（ADS）等の構成や容量は現行ABWRと同じとした。

HPCF配管破断事故には、单一故障として、健全側の高圧炉心注水系に給電するディーゼル発電機の故障を仮定した。また、主蒸気管破断事故では、4本の主蒸気管のうち1本が格納容器外で瞬時に完全破断するとし、安全保護系（主蒸気管流量大による主蒸気隔離弁閉鎖スクラム）に单一故障を仮定した。

尚、事故発生直後に給水が停止するものとし、HPCF配管破断事故は、原子炉水位低信号でスクラムするものとした。主蒸気管破断事故は、主蒸気隔離弁が10%閉鎖した信号でスクラムするものとした。

2.2.4 解析結果

- (1) 高圧炉心注水系（HPCF）配管破断事故

H P C F 配管が完全破断すると、H P C F スパージャノズルにおいて臨界流が生じる。3.5秒で原子炉水位低スクラム信号が発生してスクラムした。

H P C F 配管破断事故時の圧力変化を図 2.10(a)に、破断口からの流出流量、原子炉隔離時冷却系（R C I C）流量、A D S 流量、L P C F 流量を図 2.10(b)に、炉心シラウド内外の水位を図 2.10(c)に示す。

原子炉圧力は、原子炉スクラムによる出力の低下と破断口からの冷却材の流出により最初は低下した。主蒸気隔離弁の閉鎖後はほぼ一定の圧力になったが、R C I C が作動した直後の水位の低下のために 148 秒で A D S が作動して再び減圧を開始した。原子炉水位は、一時的に A D S が作動する原子炉水位（レベル 1）以下に低下したが、圧力の低下に伴って L P C F が作動したため徐々に回復した。

図 2.10(d)には、燃料被覆管表面最高温度の時間変化を示す。再循環ポンプを有する強制循環方式の場合には、事故直後の再循環ポンプトリップ時に炉心流量が急減して燃料棒温度が上昇したが、自然循環炉では事故直後の炉心流量の減少が穏やかで、炉心出力もスクラムによって低下したため燃料がヒートアップせず、燃料温度は初期値を上回らなかった。

(2) 主蒸気管破断事故

主蒸気管破断事故時の圧力変化を図 2.11(a)に、破断口からの流出流量を図 2.11(b)に、炉心シラウド内外の水位を図 2.11(c)に示す。4 本の主蒸気管のうち 1 本が瞬時に完全破断すると、破断管を流れる蒸気は直接上流側の破断口から流出し、他の 3 本の健全な管を流れる蒸気は、タービン主蒸気止め弁の上流側にある連絡管を通って破断管を逆流し、下流側の破断口から流出する。主蒸気隔離弁は事故後 5 秒で閉鎖するが、同弁の 10% 閉鎖信号（事故後約 1 秒）で原子炉はスクラムした。破断流量は、当初は流量制限器で臨界流となるが、約 3 秒以降は主蒸気隔離弁で臨界流になる。主蒸気隔離弁が完全に閉鎖した 5 秒以降は圧力が上昇し、逃し安全弁が作動した。

図 2.11(d)には、燃料被覆管表面最高温度の時間変化を示す。この場合にも自然循環炉では事故直後の炉心流量の減少が穏やかなため燃料がヒートアップせず、燃料温度は初期値を上回らなかった。

2.2.5 まとめ

自然循環方式の高転換比 B W R 型炉では、H P C F 配管破断事故、主蒸気管破断事故いずれの事象も炉心流量の急激な低下が発生しないため燃料温度が初期値を上回らず、安全上の問題はなく非常に好ましい特性を有することが分かった。

2.3 安定性の検討

BWRの冷却水は炉心入口で単相流状態であるが、炉心中で沸騰を開始し、二相流状態で炉心を出る。このような系に外乱（ノイズ）が入ると、単相流部では外乱の伝播に位相遅れがないのに対して二相流部はボイドの生成、消滅等により位相が遅れて振動的な状況が発生することも考えられる。このため密度波振動の一一種であるチャンネル安定性事象を評価する必要がある。

また、BWRではボイドの生成、消滅に伴い炉心の反応度も変化することから、核的フィードバックも加わった炉心安定性や領域安定性も評価されている。チャンネル安定性が一つの燃料集合体の純粋に熱水力的安定性であるのに対して、炉心安定性や領域安定性は核的フィードバックの加わった炉心全体の振動様式である。炉心安定性は炉心全体が同位相で振動するものであるが、領域安定性は高次モードの中性子束振動によるものであり炉心内1/2対称の逆位相の振動が主である。

炉心安定性や領域安定性の主支配因子はボイド反応度係数であり、ボイド反応度係数の絶対値が大きいほど不安定になりやすい傾向となる。高転換比BWR型炉心はボイド係数の絶対値が小さいことから、安定性が炉心の成立性に影響することはないと考えるが、確認のため炉心安定性を評価した。

2.3.1 解析手法

今回の評価では微小外乱に対する応答特性を周波数領域で評価する周波数領域解析手法を用いた。チャンネル安定性は純粋な熱水力現象なので、熱流動基礎式を線型化しラプラス変換して伝達関数を求め、周波数応答法で安定度を求めた。

炉心安定性と領域安定性は、燃料集合体内のボイド率変化、炉心内中性子束変化および燃料ペレット内の発熱量がボイド反応度等を介して影響しあっている。したがって、炉心安定性評価では、熱流動、中性子動特性及び燃料棒内熱伝導等の全ての基礎式を線型化しラプラス変換して伝達関数を求め、周波数応答法で安定度を求めた。

ここで用いた周波数領域安定性解析手法は従来型のBWRに対しては十分に検証され、解析結果の保守性が確認されているものである。^[10]

2.3.2 解析条件

今回の評価は、現時点での出力分布、流量配分等の炉心特性の評価が3次元核熱結合計算によって確定している定格運転時（100%出力、100%流量）のサイクル末期におけるチャンネル安定性、炉心安定性について評価し、ABWRの通常運転時で安定性が最も厳しい最大出力点（出力102%、流量90%）と比較した。

チャンネル安定性は減幅比が最大となるホットチャンネルを解析した。また、炉心安定性解析では炉心中の全燃料集合体をホットチャンネルを含む10個のグループに分けて解析した。一般に炉心安定性解析に必要なグループ数は6～8以上とされており、グルーピングの数としては十分であると考える。

従来のBWRの安定性評価は最大出力点、自動流量制御範囲の最低流量最大出力点、最低ポンプ速度最大出力点で行われている。自動流量制御範囲内（最大出力点含む）での制限値は炉心安

定性減幅比 0.25 以下、チャンネル安定性減幅比 0.5 以下であり、その他の運転状態の制限値は炉心、チャンネル及び領域安定性とも減幅比 1 未満である。[4]

2.3.3 解析結果

定格運転時（A BWR の解析は最大出力点）のチャンネル安定性減幅比を評価した結果、高転換比BWR型炉心は 0.07 であり、A BWR のチャンネル安定性減幅比 0.05 と同程度であった。また、許認可基準にある自動流量制御範囲（通常運転時を含む）での安定性減幅比 0.5 以下も満たしている。

同様に炉心安定性減幅比を評価した結果、制限値 0.25 より遙かに小さい 0.01 未満となった。これは炉心安定性に与える影響の大きいボイド反応度係数の絶対値が A BWR と比べて小さく、核的フィードバックの効果が小さいためである。領域安定性も炉心安定性と同じく核的フィードバックの影響が大きいが、高転換比BWR型炉では炉心安定性が 0.01 未満であるので問題ないと判断される。

2.3.4 まとめ

定格運転時のチャンネル安定性減幅比を評価した結果、高転換比BWR型炉心は 0.07 であり、A BWR と同程度であるとともにその制限値 0.5 より遙かに小さく、安定性上の問題はなかった。炉心安定性減幅比を評価した結果は、0.01 未満と小さな値になった。領域安定性も炉心安定性と同じく核フィードバックの影響が大きいが、炉心安定性が 0.01 未満であるので問題ないと判断される。

表 2.1 主要諸元と炉心特性

項目		高転換比 BWR 型炉心	ABWR
電気出力	MWe	1,356	1,356
熱出力	MWt	3,926	3,926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2
炉心外接半径	m	3.80	2.69
燃料集合体数		900	872
炉心部取出燃焼度	GWd/t	60	38
取出燃焼度 ¹	GWd/t	45	38
炉心部高さ	m	0.695 ²	3.71
炉心流量	10^4 t/h	1.7	5.2
炉心出口クオリティ	%	53	14.5
炉心部平均ボイド率	%	70	38
Pu f 富化度	%	10.4	3.6+
Pu f 装荷量	t	14.1	...
Pu f 残存比		1.05	...
最大線出力密度	kW/m	55.8	41.0
M C P R		1.3	1.3
ボイド係数	$10^{-4} \Delta k/k / \%void$	-0.5	-7
100%ボイド反応度		負	...
連続運転期間	月	24	13
炉心部	wt%	cm	19.5
軸方向 Puf		cm	29.5
富化度分布	wt%	cm	20.5

Puf : 核分裂性 Pu, + : ウラン濃縮度

1 : 上・下ブランケットを含めた取出燃焼度

2 : これに加えて、上・下ブランケット各 22.0, 19.0cm を付設

表 2.2 圧力容器内インベントリの設定

項目		高転換比 BWR 型炉	ABWR
熱出力 (MWt)		3,926	3,926
圧力容器径 (m)		8.9	7.1
圧力容器高さ (m)		19.4	21
容積	全容積	{ABWR の 140%}	ベース
	蒸気ドーム容積	{ABWR の 170%}	ベース

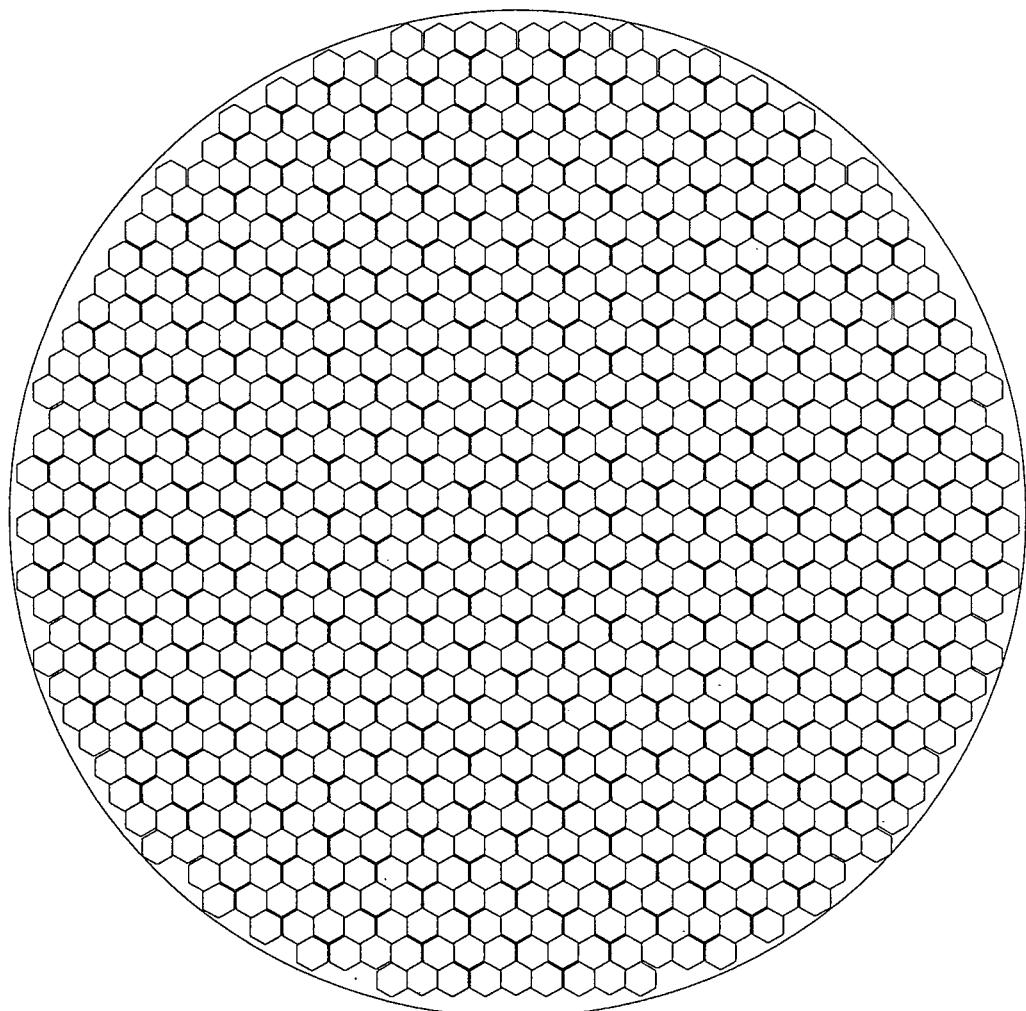
{ } は、過渡解析上の設定値（暫定値）

表 2.3 解析条件

項目	高転換比 BWR 型炉
(1)初期運転条件	
・原子炉熱出力	定格値の 102%
・原子炉圧力	7.2 MPa
・炉心入口流量	定格値
・炉心入口サブクール	5 K
・最大線出力	61.4kW/m (55.8×1.1)
・初期 MCPR	1.27 (1.3/1.02)
(2)安全保護系（スクラム）設定値	
・原子炉水位低スクラム（レベル 3）	通常水位から-57cm
・中性子束高スクラム	定格出力の 102% の 120%
・主蒸気隔離弁閉鎖スクラム	90%ストローク位置
・タービン主蒸気止め弁閉鎖スクラム	90%ストローク位置
(3)反応度	
・ボイド反応度係数	$-0.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/\%void$
・ドップラ反応度係数	$-2 \times 10^{-5} \Delta k/k/\Delta T$
・遅発中性子割合	0.0037
(4)その他	
・原子炉水位高設定点（レベル 8）	通常水位から+47cm (タービントリップ)
・原子炉水位低設定点（レベル 2）	通常水位から-177cm (RCIC 起動)
・原子炉水位低設定点（レベル 1.5）	通常水位から-322cm (HPCF ポンプ起動)
・原子炉水位低設定点（レベル 1）	通常水位から-406cm (LPCF ポンプ起動, ADS 作動)

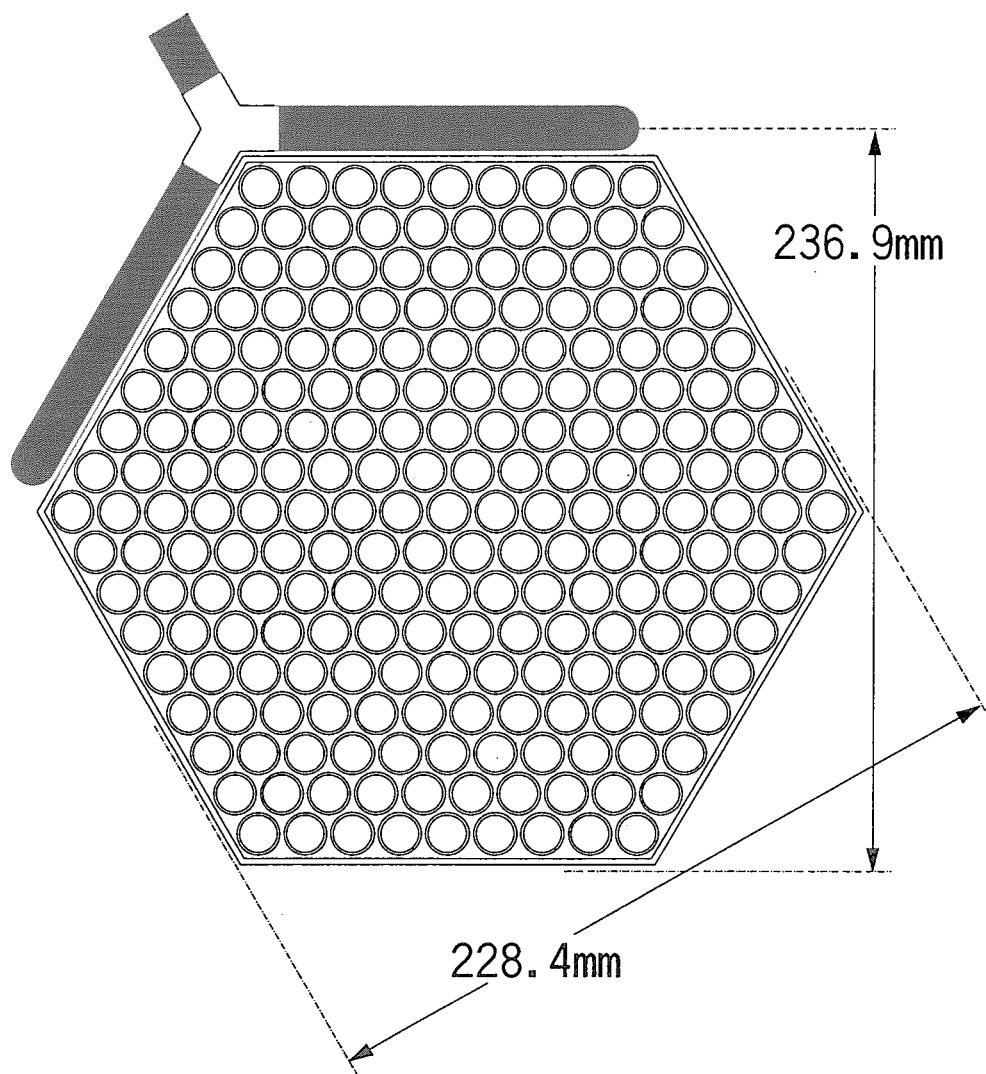
表 2.4 Δ M C P R 評価結果

過渡事象	高転換比 BWR 型炉	ABWR ^[4]
給水加熱喪失	0.0	0.15
負荷の喪失	0.0	0.11
圧力制御装置の故障	0.01	0.00
給水制御系の故障	0.01	0.07
全給水流量の喪失	0.03	0.00
出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	0.11	0.13



燃料集合体数	900体
炉心外接半径	380cm
制御棒本数	283本

図 2.1 高転換比 BWR 型炉心の炉心構成（電気出力 1356MWe）



燃料棒	217本
燃料棒径	13.7mm
燃料棒間隙	1.3mm

図 2.2 高転換比 BWR 型炉心燃料集合体構成（電気出力 1356MWe）

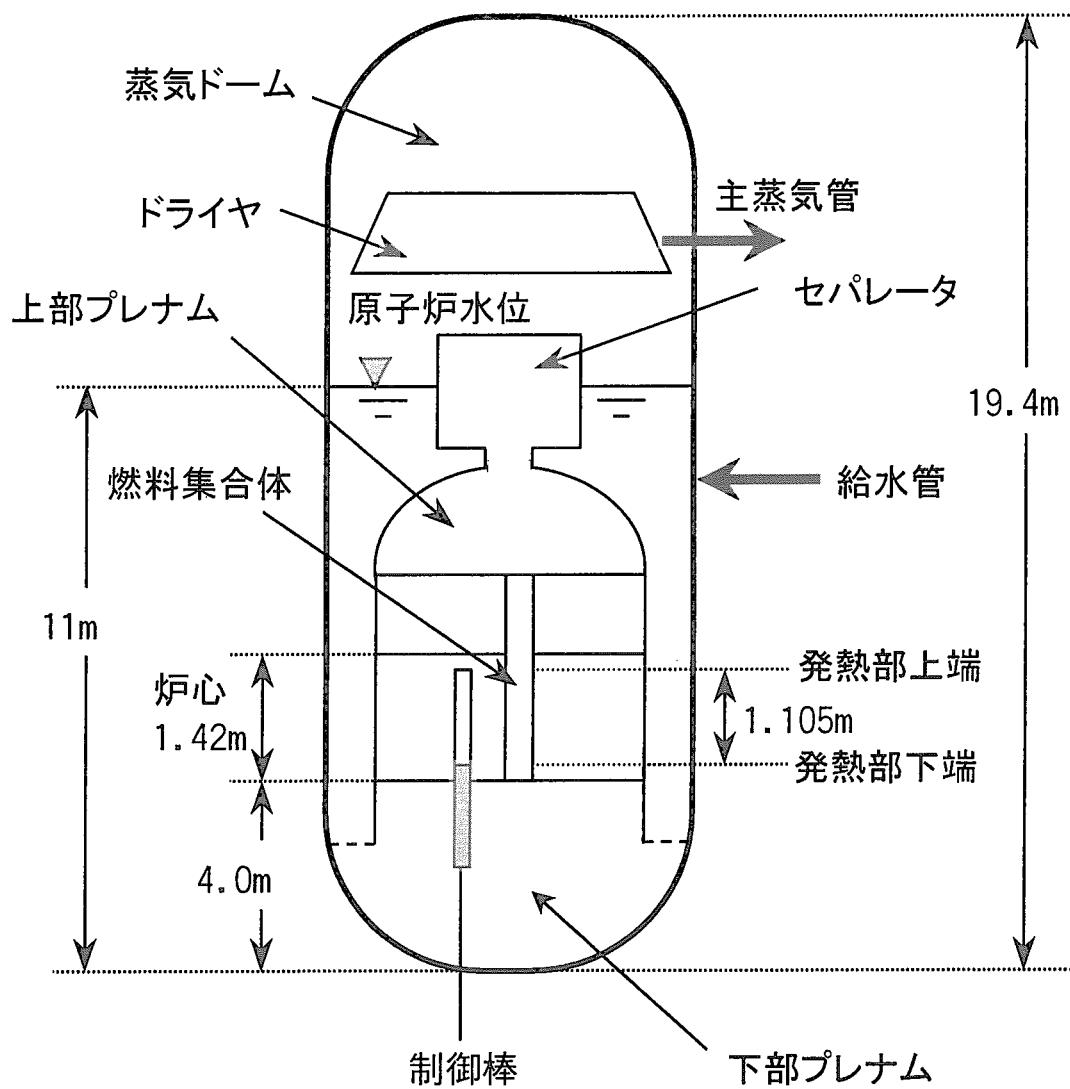


図 2.3 高転換比 BWR 型炉の圧力容器形状

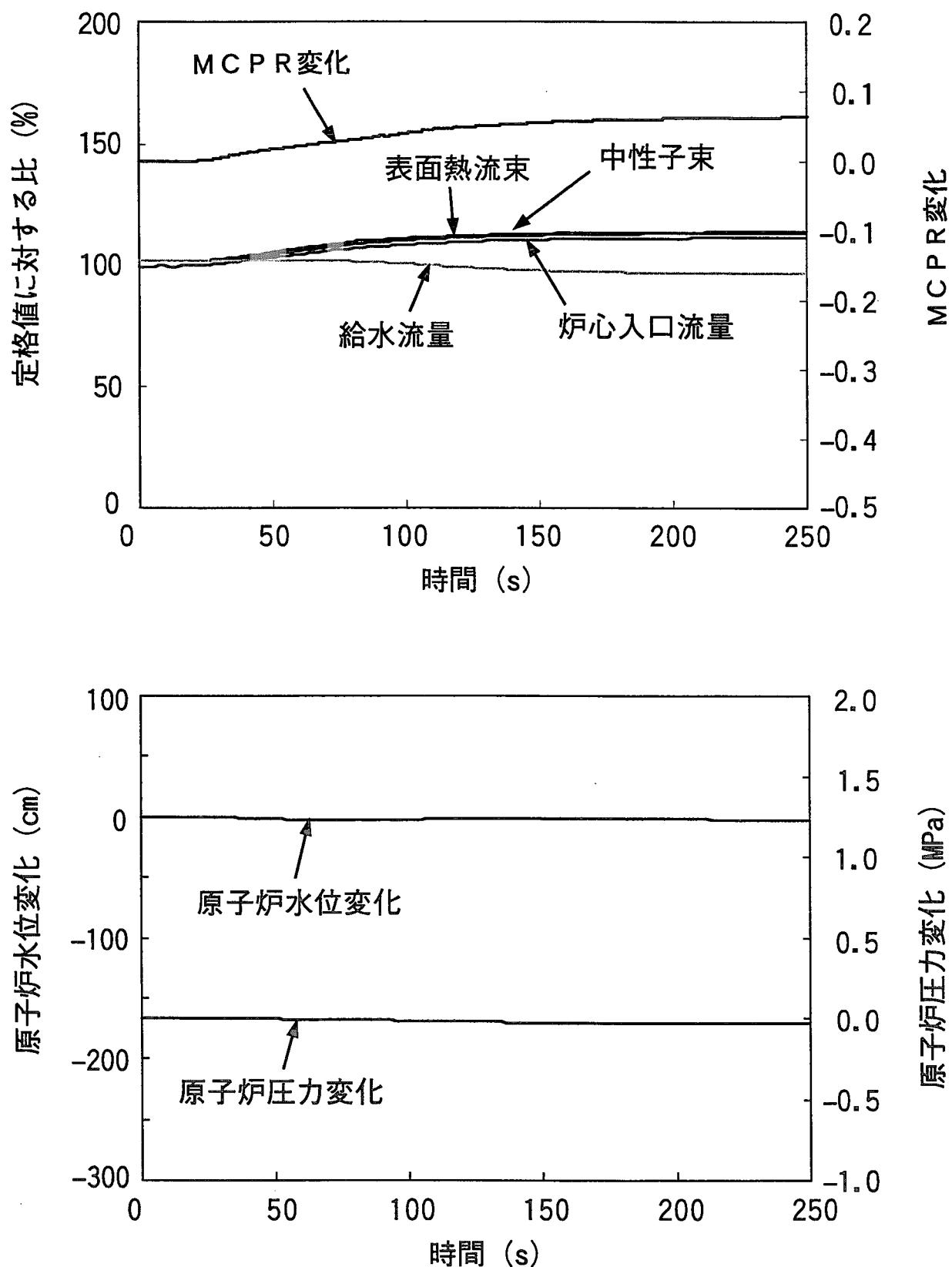


図 2.4 給水加熱喪失（給水温度 55℃低下）

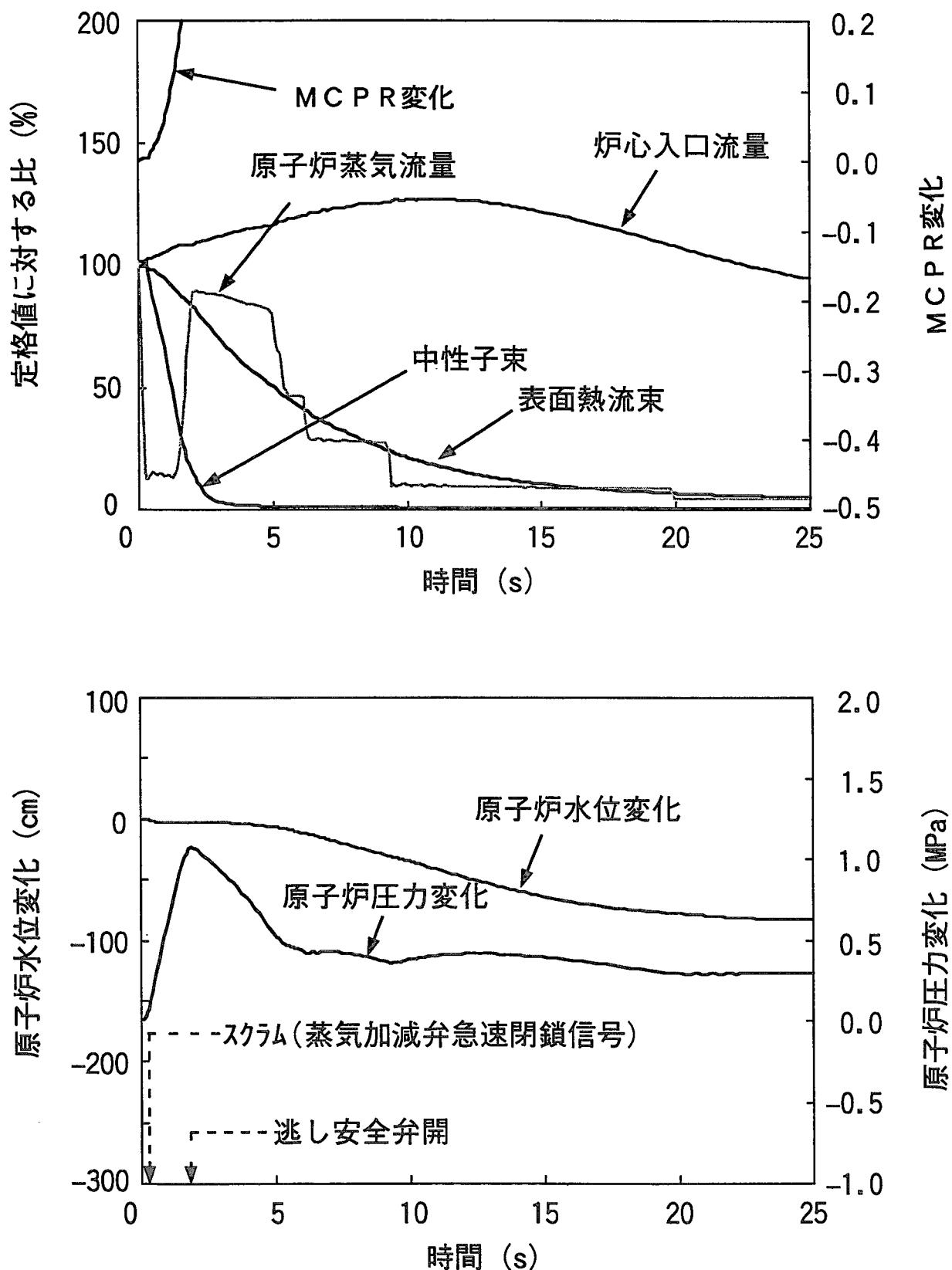


図 2.5 負荷の喪失（タービンバイパス弁不作動）

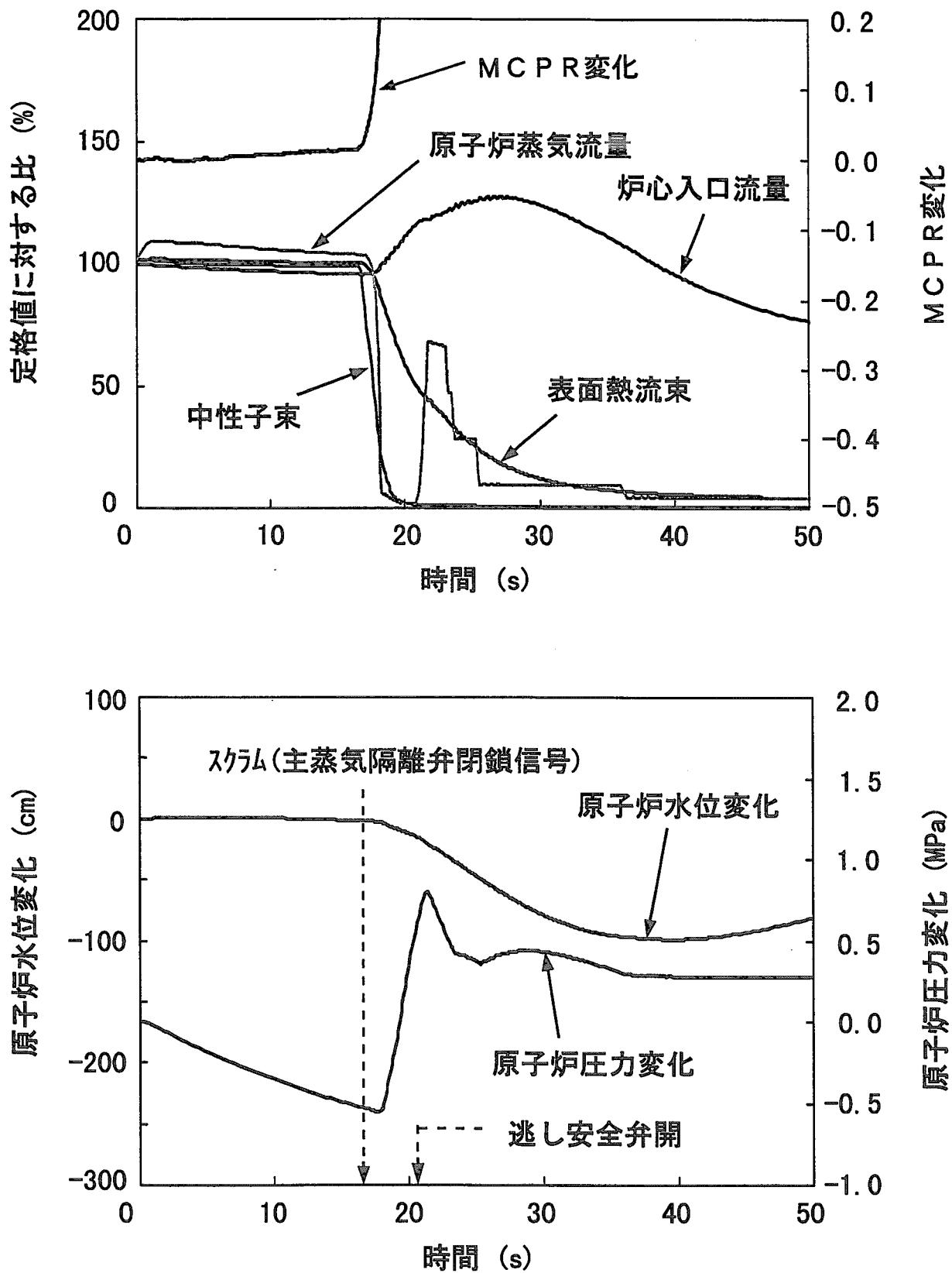


図2.6 圧力制御装置の故障

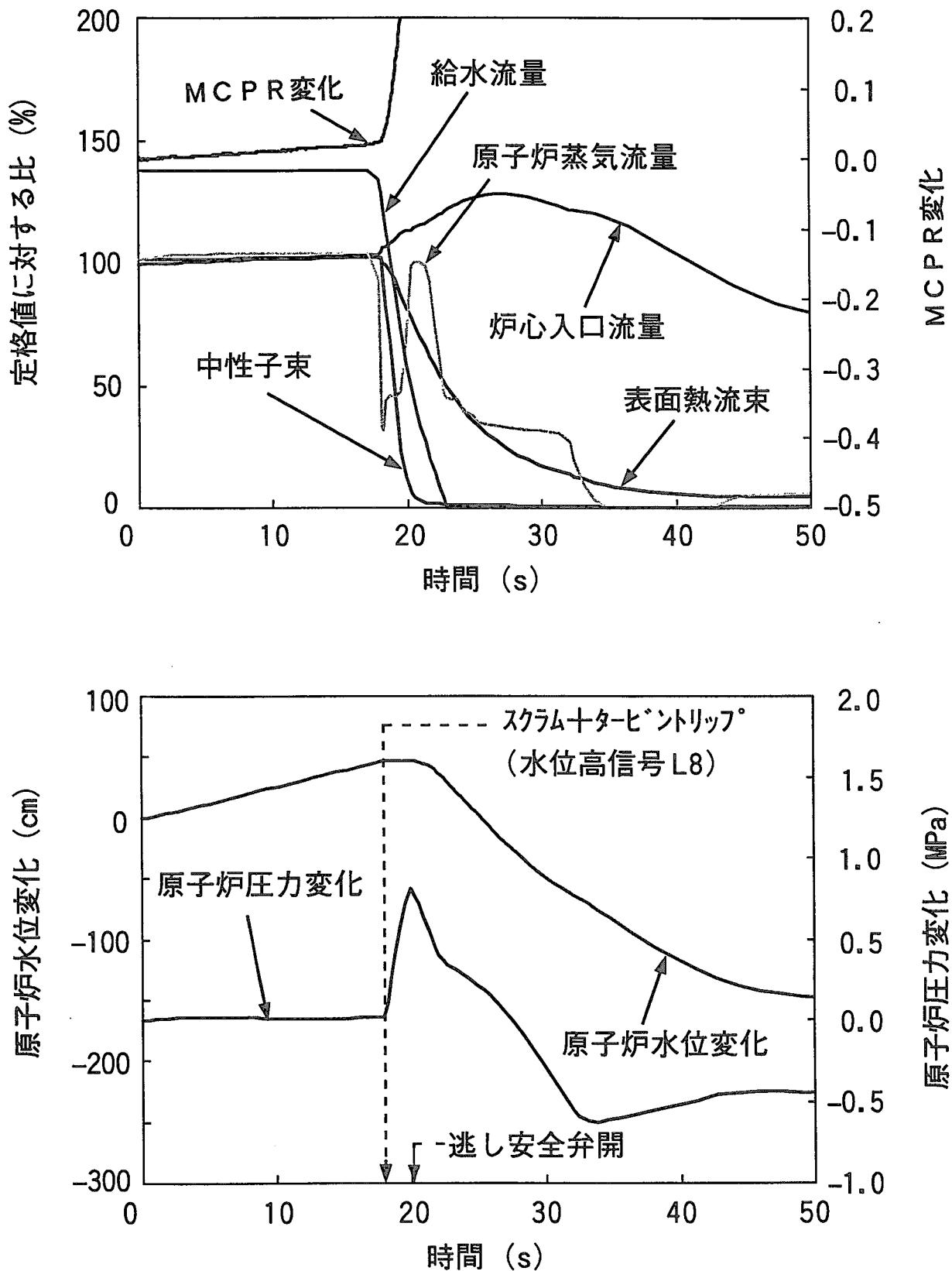


図 2.7 給水制御系の故障

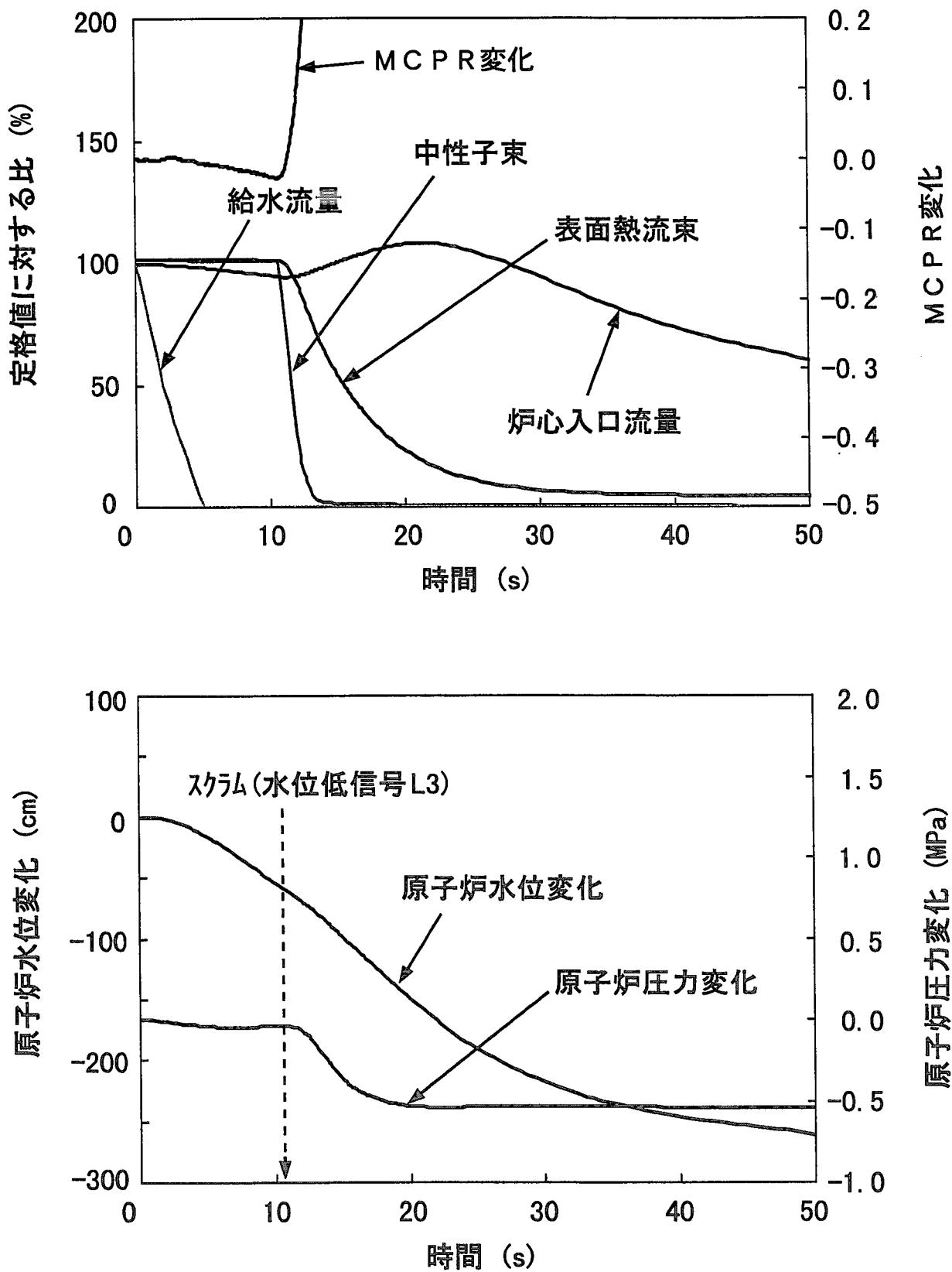
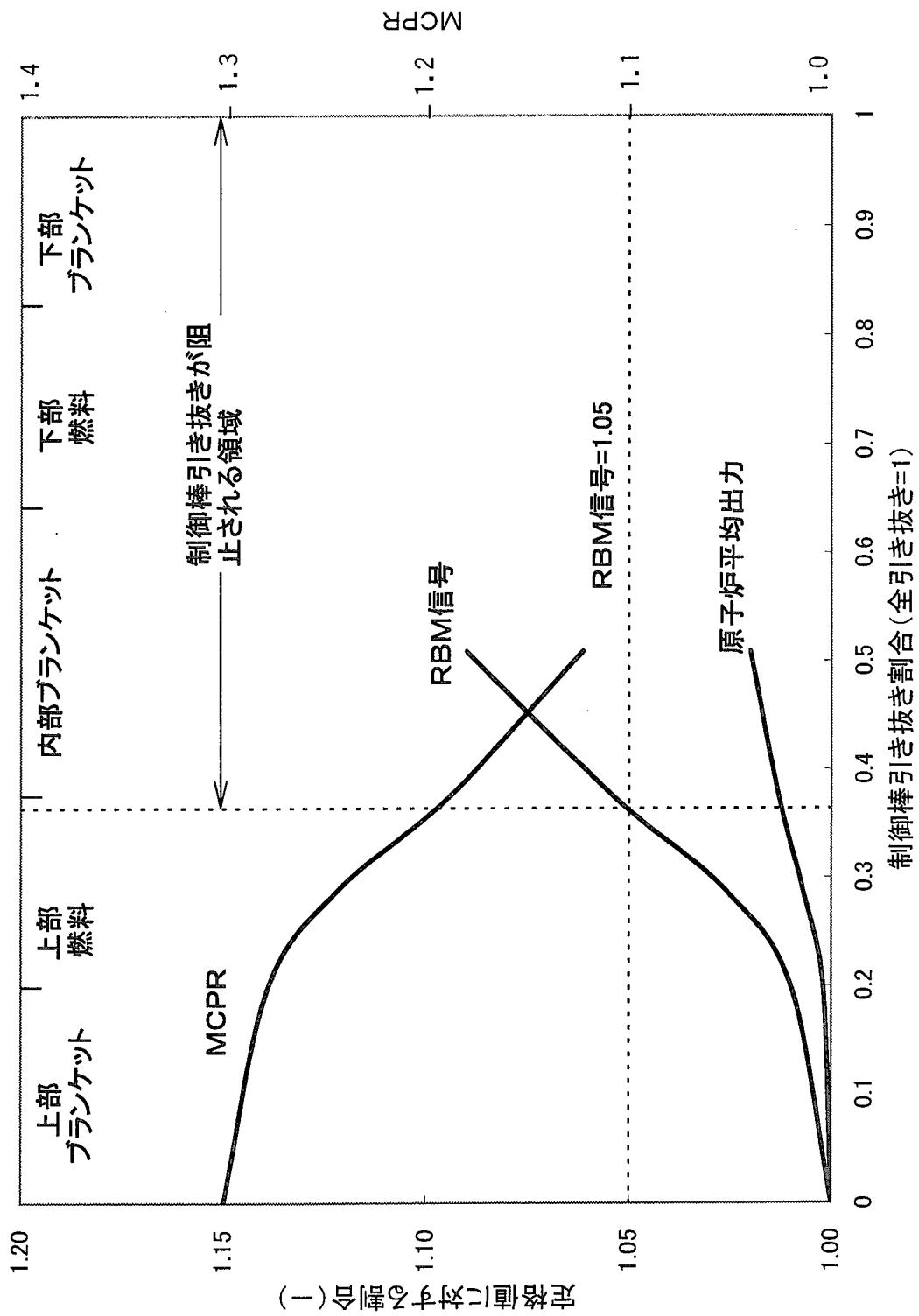


図 2.8 全給水流量の喪失



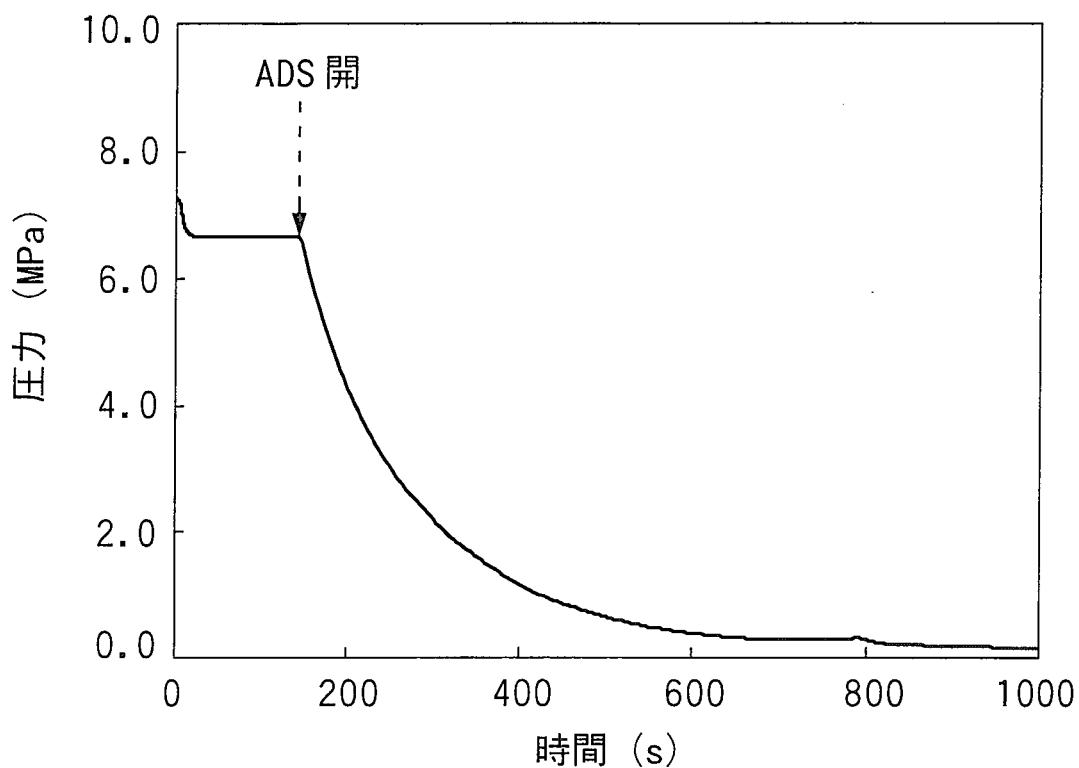


図 2.10(a) HPCF 配管破断事故時の圧力

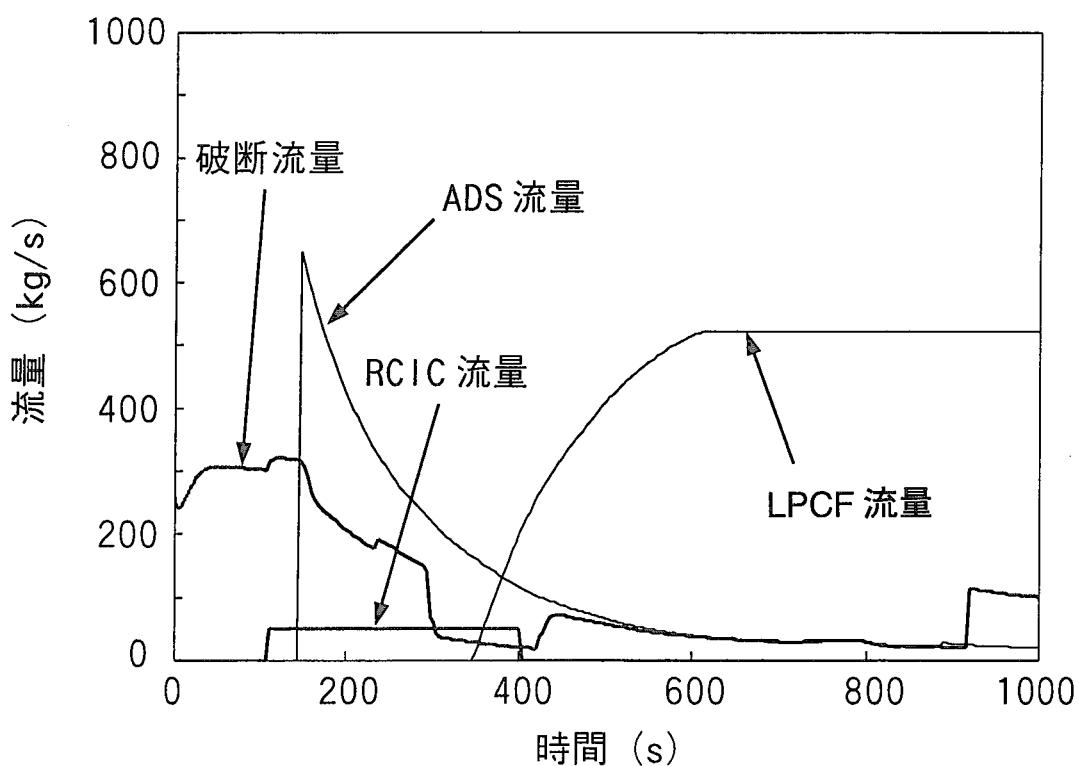


図 2.10(b) HPCF 配管破断事故時の破断流量, RCIC 流量, ADS 流量, LPCF 流量

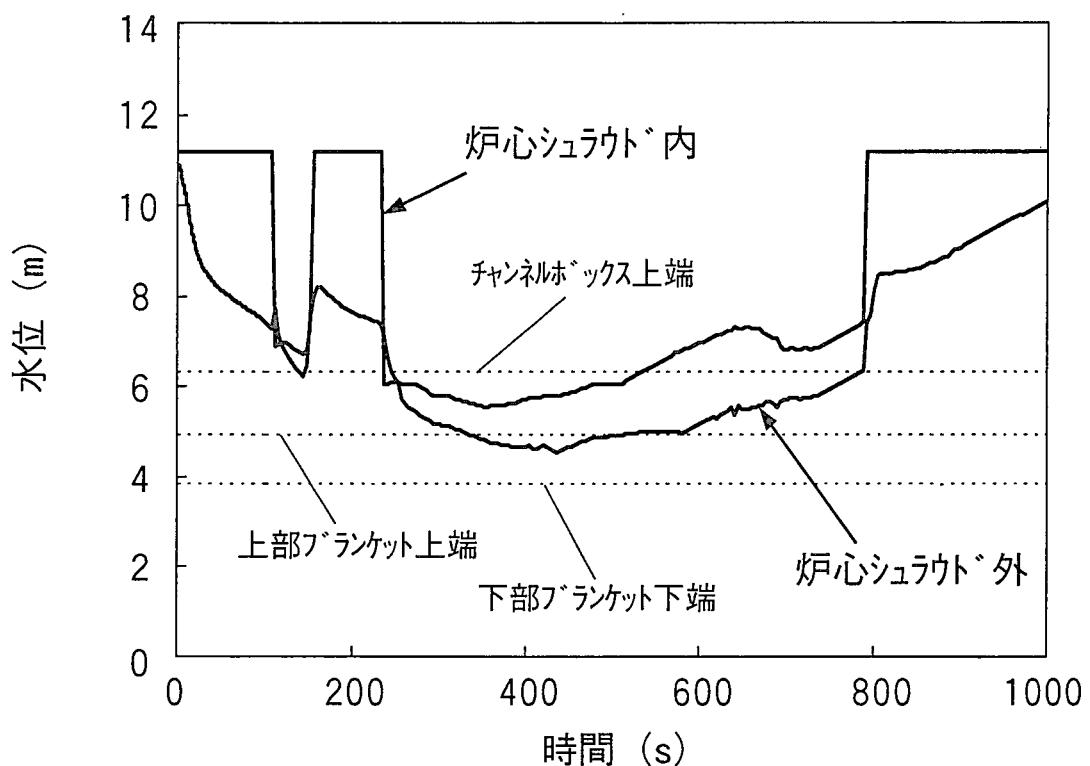


図 2.10(c) HPCF 配管破断事故時の水位

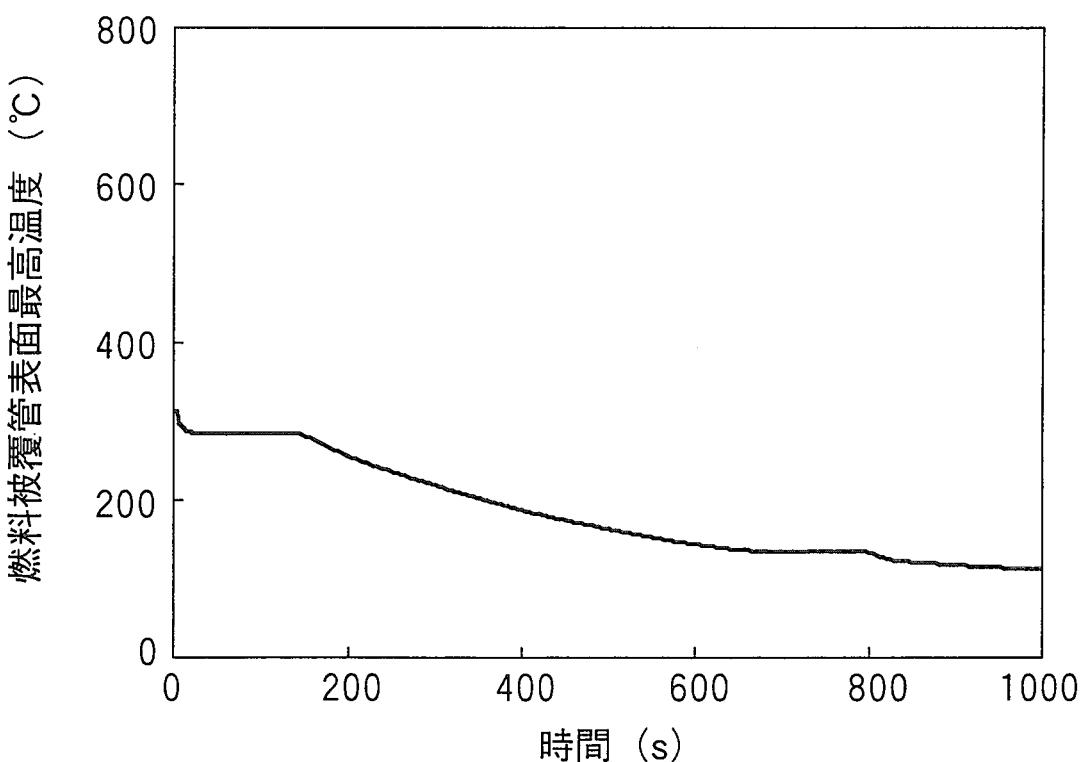


図 2.10(d) HPCF 配管破断事故時の燃料被覆管表面最高温度

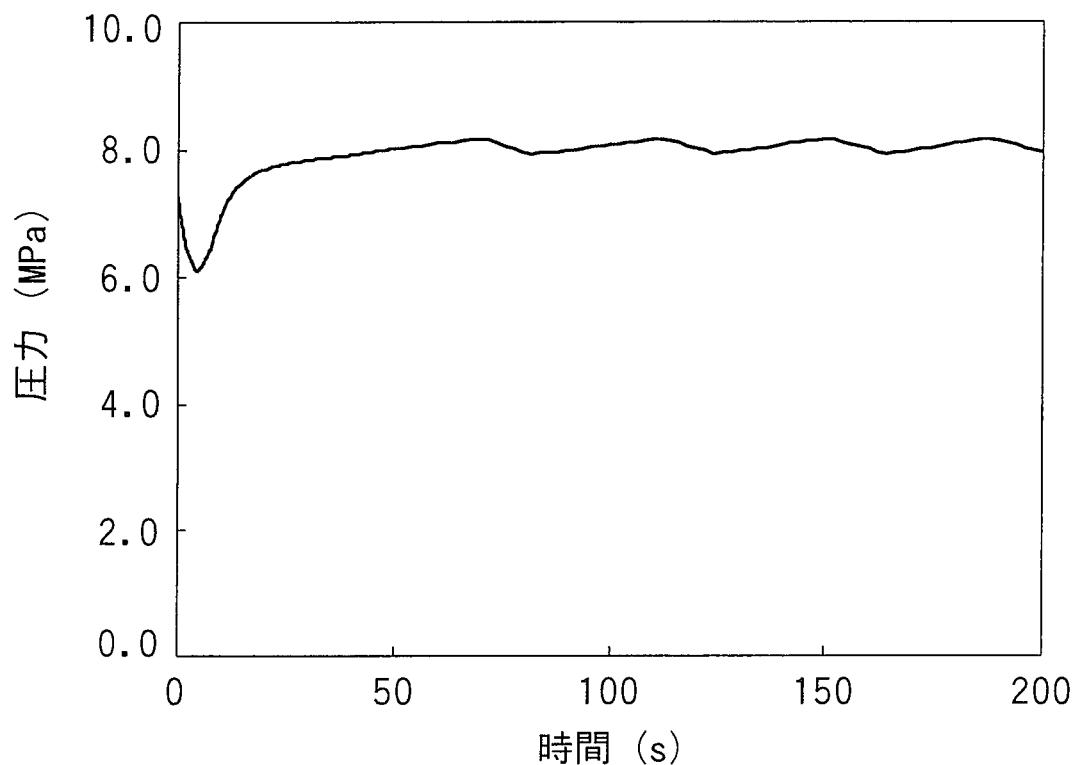


図 2.11(a) 主蒸気管破断事故時の圧力

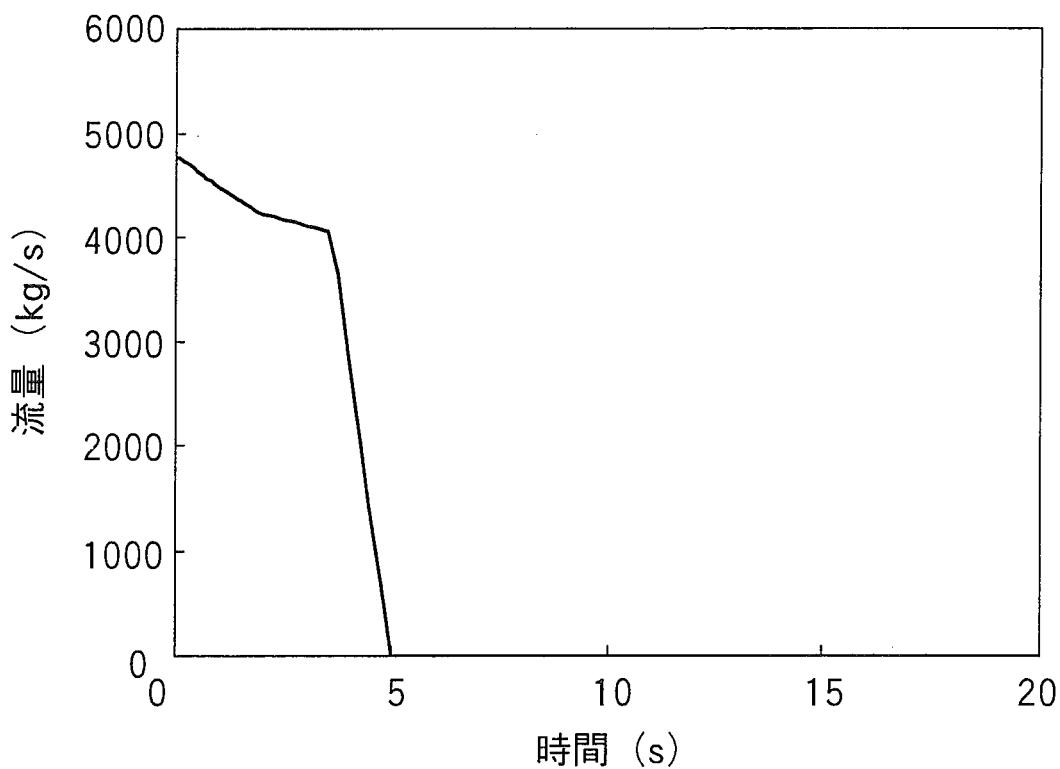


図 2.11(b) 主蒸気管破断事故時の破断流量

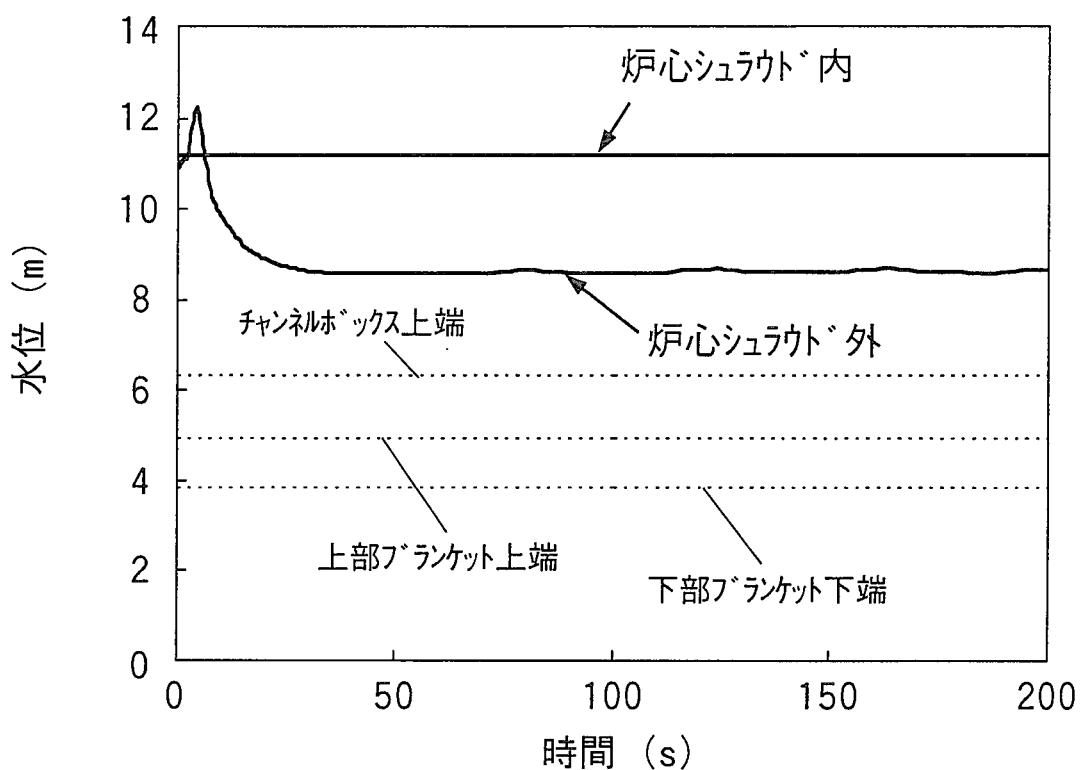


図 2.11(c) 主蒸気管破断事故時の水位

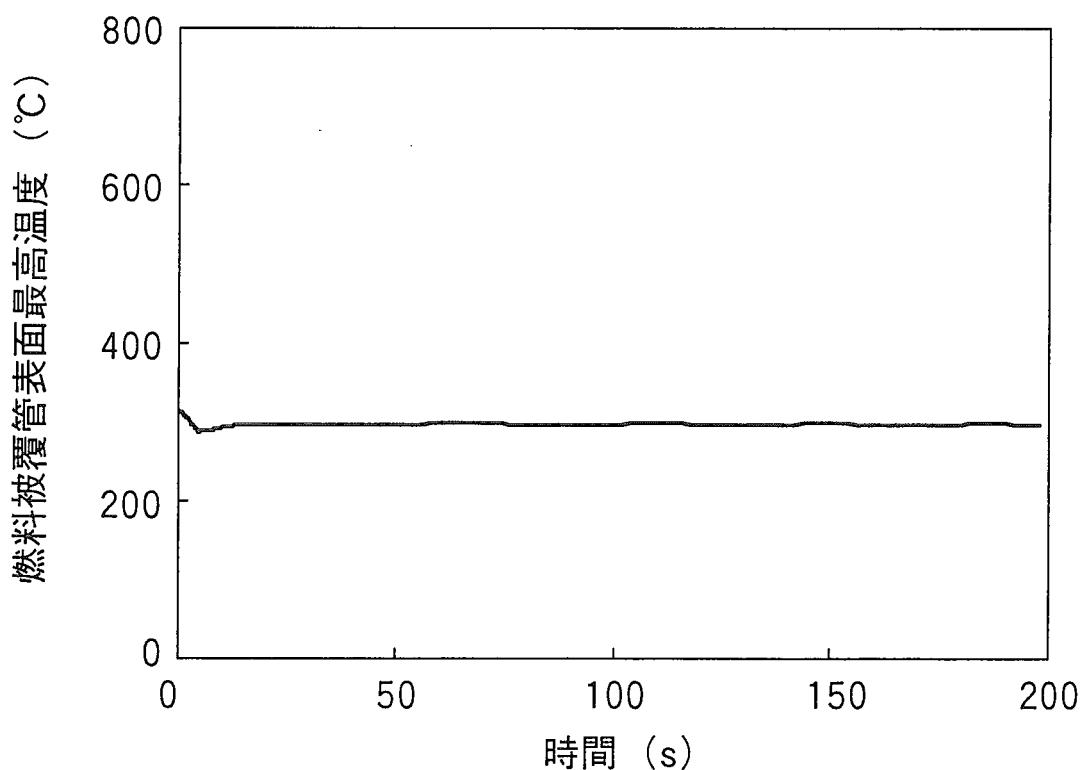


図 2.11(d) 主蒸気管破断事故時の燃料被覆管表面最高温度

3. 炉心改良の検討

3.1 検討内容

これまで本炉心の設計においては、現行BWRで採用されている十字型制御棒の代わりに、六角型燃料集合体のチャンネルボックスの外側に配置する上で適合した形状であるY字型の制御棒を採用し、燃料集合体3体にほぼ1体の割合で配置した設計としてきた。しかし、このY字型制御棒に関して、

- ① これまでの燃料集合体の大きさは、中性子経済性上設定されるチャンネルボックス厚さの下で、その外側に置かれるY字型制御棒の使用に対して取り得るほぼ最大の大きさとなっていることから、体数の削減を狙ってさらに燃料集合体を大型化することは構造上難しい
- ② 炉心内の水の割合ができる限り減らすために、制御棒が無い部分は燃料集合体同士が0.8mm程度の間隙で接する様に配置され、制御棒が有る部分の間隙（制御棒込みで17.8mm）と異なっていてことにより単位セルが正六角形となっておらず、燃料集合体の幾何学的配置が多少複雑である

という点から、炉心特性を変えない範囲で燃料集合体を大型化することを前提として、各燃料集合体の中央に外径60mm程度の円柱型の制御棒を採用した単純な構成の炉心設計の可能性を検討することとした。燃料集合体を大型化して体数の削減を図ることは、経済性の向上の観点から有効と考えられる。ここで、制御棒の外径を60mm程度と定めたのは、高速増殖炉の検討において、燃料集合体に直径60mm程度のダクトが存在している場合（内部ダクト付集合体と称している）、再臨界を回避する上で有効であるとの知見^[11]を考慮したことによっており、この様な形状が設計上可能か否かを併せて検討した。

尚、本検討に当っては、これまでの検討と同様に、現行の設計手法による設計評価値の範囲に入る燃料棒間隔が1.3mmのケース（基準ケース）と、今後の研究の余地を含めた期待目標値である1.0mmのケースの両方を検討の対象とした。

3.2 検討条件

検討の対象とする高転換比BWR型炉心の基本仕様を以下の様に設定した。これらは、基本的に表2.1に示されているY字型制御棒を採用した設計と同一である。

(1) プラント：

- ・ 炉心熱出力：3,926MW
- ・ 自然循環冷却方式

(2) 炉心性能：

- ・ P_{uf} 残存比：1.05
- ・ ポイド反応度係数：負
- ・ 連続運転期間：約2年
- ・ 炉心部取出平均燃焼度：60GWd/t

(3) 燃料棒被覆材：ジルカロイ

(4) 燃料及びブランケットペレット：酸化物燃料

(5) MOX燃料の母材：劣化ウラン（0.2wt%）

(6) 核分裂性Pu富化度: 20wt%以下

(7) プルトニウム組成:

項目		BWR排出組成*
同位体 重量比率 (wt%)	Pu-238	2.7
	Pu-239	47.9
	Pu-240	30.3
	Pu-241	9.6
	Pu-242	8.5
	Am-241	1.0
Puf (wt%)		57.5

* 3.8wt%のウラン燃料を取出平均燃焼度45GWd/tで燃焼させた後取出したもので、再処理までの冷却期間は5年、再処理後2年時点での組成

3.3 炉心解析手法

高転換比BWR型炉の特徴の一つは、水対燃料実効体積比が小さいことで、高速、共鳴、熱の全エネルギーにわたる中性子を取り扱う必要がある。そこで、本研究では、燃料集合体格子の群定数は燃焼計算と結合したモンテカルロ法（VMONTコード^[12]）によりエネルギー群数190群で作成した。本手法は稠密な体系で実施された臨界実験結果を精度良く予測出来た。^[13]なお、核データはJENDL-3.2と同等のものである。炉心計算は各燃料集合体を独立して取り扱う三次元核熱水力結合コードにより実施した。エネルギー群数は12、炉心高さ方向34ノードで燃焼計算と燃料交換を繰り返して平衡炉心を作成した。また、MCP Rの評価には、CISEの限界出力相関式をベースにした修正CISE式^[7]を用いた。

所要プルトニウム富化度、転換比、ボイド係数、熱的余裕などの炉心性能は、炉心高さ、平均ボイド率、炉心構成等の炉心設計で総合的に決定される量であり、本検討では3次元核熱水力結合の燃焼計算により評価した。また、燃料集合体の核特性は、制御棒／フォロアやチャンネルボックスなど減速材や構造材を考慮した評価を実施した。

3.4 炉心設計結果（燃料棒間隔1.3mmのケース）

3.4.1 燃料集合体及び炉心構成

燃料集合体断面を図3.1に示す。濃縮B₄Cを使用した制御棒の外径は57.1mmとし、制御棒と案内管の間隙は1.6mmとした。従って、制御棒案内管の内径は上述のダクト付き集合体としての目標値60mmを満たす60.3mmとなっている。図2.2に示すY字型制御棒時の設計と比較して、燃料棒径を0.3mm小さくして全体の幾何学的なバランスを取った。六角燃料集合体セルの対面間長さは274.9mmで、この制御棒に対してone-rod-stuckの仮定をした場合のほぼ最大の大きさに対応している。図2.2と比較して、集合体セル面間距離で、40～50mm増加しており、30%程度の大型化が達成されている。チャンネルボックスの辺間距離は274.1mm、肉厚は2mm、チャンネルボックスの間隔はこれまでと同じ0.8mmとした。

燃料集合体当たりに312本の燃料棒を正三角格子に配列した燃料集合体構成となっており、図2.2と比較して、燃料棒本数で約100本の増加となっている。スペーサは、かん合型の円筒型で、

高さの低い低圧損型として燃料体あたり 5 個設ける設計としている。チャンネルボックスと外周部の燃料棒の間隔は 1.05mm を保っている。

瞬時転換比を高めるためには水対燃料実効体積比を低減する必要があるが、本設計では燃料棒間隔はスペーサや現行のジルカロイ被覆燃料棒の曲がり（初期曲がり及びクリープ、流動振動、PCM I 等による照射期間中の曲がり）を現行の評価手法で考慮した上で燃料棒熱除去能力を保つために必要と評価される 1.3mm とし、燃料棒外径を BWR の 7 × 7 型燃料集合体と 8 × 8 型燃料集合体のほぼ中間である 13.4mm としたことで、水対燃料実効体積比が約 0.18 となって目標とする高転換比が達成可能な設計値としている。

炉心の断面を図 3.2 に示す。燃料集合体数は 649 体で A BWR の 872 体の約 3/4 に減少している。円柱型制御棒は燃料集合体 1 体に 1 本の割合で各燃料集合体中央部に設置された案内管に挿入されているが、制御棒の先端部には、制御棒を引き抜いた時に水を排除できるようカーボンを S U S で被覆したフォロアが設けられている。炉心外接半径は Y 字型制御棒時の設計と同じ大きさ 3.8m である。

図 3.3 に制御棒と燃料集合体の軸方向の位置関係を示す。燃料部の全長は 110.5cm で、最上下部にそれぞれ 22cm 及び 19cm の劣化ウランの軸方向ブランケットが設けられている。MOX 部は上部が 19.5cm、下部が 20.5cm で、核分裂性 Pu 富化度 1.8 wt% である。さらに中央部の 29.5cm が劣化ウランの中間ブランケットで、これまでの設計同様軸方向非均質燃料棒構成となっている。

3.4.2 炉心基本核熱水力特性の評価

表 3.1 に 3 次元炉心解析によって評価した高転換比 BWR 型炉の主要諸元と基本炉心特性を A BWR と比較して示す。水対燃料実効体積比を低減するために炉心冷却材流量を減少させる様に設計するとともに、除熱上問題とならない様に出力ピーキングの低減に努めた。

図 3.4 に燃料集合体内のプルトニウム富化度分布を示す。フォロアの設置により局所的に減速材が集中しないようにしているが、さらに本設計では集合体セルとしての対象性が得られる利点から、局所出力ピーキングを低減するためにこれまでの設計で必要であった 5 種類のプルトニウム富化度を 3 種類のみでも図 3.5 に示す様に燃焼を通して局所出力ピーキングを 1.05 以下とすることができた（図 3.6～図 3.7）。燃料棒が全て劣化ウランから構成されているブランケット部の局所出力ピーキングを図 3.8 に示す。局所出力ピーキングは燃焼とともに増大するが、1.25 以下である。

図 3.9 に炉内燃料装荷パターンを示す。24 ヶ月連続運転を達成できる 3.4 バッチ運転となっているが、このパターンの実現により図 3.10 に示す様に炉心径方向の燃料集合体出力分布（以下図 3.13 まで、平衡炉心サイクル末期（EOC）での値を示す）において、径方向の出力ピーキングが 1.20 で平坦化することができた。

燃料集合体毎の炉心部（中間ブランケットを含む）径方向燃焼度分布を図 3.11 に示す。1 サイクル毎に約 20GWd/t 燃焼が進み、サイクルに違いにより燃焼度にその程度のステップ状の差が生じていることが分かる。特に炉心内側領域に配置された 4 サイクル目の集合体の存在により、径方向に大きな差が生じている。

燃料集合体流量及び燃料集合体限界出力比（CPR）の径方向分布を図 3.12 及び 3.13 に示す。

出力分布の平坦化により、図3.12に示されている様に炉心最外周部を除いて非常に良い流量分布の平坦化が達成されている。また、これらを反映して、図3.13に示されている様に集合体のCPRも1.3~1.5程度以上で良好な除熱特性が達成されている。

図3.14に炉心軸方向の出力及びボイド率分布を示す。下部炉心の出力が高く、上部炉心では上方に行くに従って出力が低下している。下部炉心及び下部ブランケットにおいて、軸方向のボイド率の増加が相当有るにも係わらずそこでの出力がほぼ一定値になっているが、これは炉心下部における中性子の漏れによる出力の低下とボイドの発生による出力の低下とがバランスした結果であると言える。また、下部及び中間ブランケットの出力がMOX部の1/4程度になっていることが分かる。表3.1に示す様に、炉心の平均ボイド率を高くするため炉心冷却材流量はABWRの約1/3である $1.7 \times 10^4 \text{ t/h}$ に設定しており、入口でサブクール5度の状態で炉心に入り出口で54%のクオリティになっている。炉心平均ボイド率は70%と高く、下部ブランケットでの発熱により、下部炉心の下端においてボイド率が既に25%程度にもなっている。

図3.15に取出燃料体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布を示す。前図の軸方向出力分布と同様の分布を持っている。下部炉心での取出平均燃焼度は90GWd/tにも達している。図3.16にも示す様に取出燃料体の燃料部平均燃焼度は84GWd/t、ブランケット部(上下及び内部)平均燃焼度は23GWd/tで、Puf残存比が1.05となった。

表3.1に示される様に、瞬時転換比は1.05で、ボイド反応度係数が $-0.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/\%void$ であり、100%ボイド時まで含めて負の値が実現された。定格運転出力時の熱的制限条件もM CPRが1.3、最大線出力密度が55.8kW/m(17kW/ft)であり、太径の7×7燃料時の制限値60.7kW/m(18.5kW/ft)以下に抑えられている。

尚、瞬時転換比、Puf残存比及びボイド反応度係数は以下の定義によっている。

- ・瞬時転換比：以下の定義式に基づき、平衡炉心のサイクル中期(MOC)での値を評価した。

$$\text{瞬時転換比} = (\text{U-238捕獲反応率} + \text{Pu-240捕獲反応率} + \text{Pu-238捕獲反応率})$$

$$\quad / (\text{Pu-239吸収反応率} + \text{Pu-241吸収反応率} + \text{Pu-241崩壊率})$$

- ・Puf残存比：取出時のPuf原子数／装荷時のPuf原子数

- ・ボイド反応度係数：定格運転状態と定格から炉心流量を5%減少した状態から算出した単位ボイド率変化に対する実効増倍率の変化量

表3.2に冷温時の制御棒価値 $((k_{\infty}[\text{制御棒無}] - k_{\infty}[\text{制御棒有}]) / k_{\infty}[\text{制御棒無}])$ を示す。MOX部においてはサイクル全体を通して8% $\Delta k/k$ の価値が得られている。ブランケット部においては、13% $\Delta k/k$ 以上の反応度価値が得られている。高転換比BWR型炉心では中性子スペクトルが硬くなるため、ボロン-10による反応度制御効果が減少する。その対応策として、濃縮ボロン(90%濃縮)を用いることとした。その結果、余剰反応度が最も大きいサイクル初期(BOC)においても炉停止余裕の設計目標である1.0% Δk 以上が満足された設計となっている。

以上の結果から、出力1,356MWe、連続運転期間24ヶ月、取出燃料の炉心部平均燃焼度60GWd/tの炉心で、Puf残存比1.05と負のボイド反応度係数が達成できる炉心の設計を得ることができた。

3.5 炉心設計結果（燃料棒間隔 1.0mm のケース）

3.5.1 燃料集合体及び炉心構成

燃料集合体断面を図 3.17 に示す。濃縮 B_4C を使用した制御棒の外径は 65.1mm とし、制御棒と案内管の間隙は 1.6mm とした。従って、制御棒案内管の内径は上述のダクト付き集合体としての目標値 60mm を満たす 68.3mm となっている。六角燃料集合体セルの対面間長さは 287.8mm で、この制御棒に対して one-rod-stuck の仮定をした場合のほぼ最大の大きさに対応している。図 3.1 に示される燃料棒間隔 1.3mm の設計と比較して、集合体セル面間距離で、13mm 程度増加しており、細径 11mm の燃料棒の採用と相まってさらなる大型化が達成されている。チャンネルボックスの辺間距離は 287.0mm、肉厚は 2 mm、チャンネルボックスの間隔はこれまでと同じ 0.8mm とした。

燃料集合体当たりに 510 本の燃料棒を正三角格子に配列した燃料集合体構成となっており、図 3.1 と比較して、燃料棒本数で約 200 本の増加となっている。スペーサは、かん合型の円筒型で、高さの低い低圧損型として燃料体あたり 5 個設ける設計としている。チャンネルボックスと外周部の燃料棒の間隔は 0.9mm を保っている。

瞬時転換比を高めるためには水対燃料実効体積比を低減する必要があるが、本設計では燃料棒間隔は現行の設計手法による設計評価値の範囲に入る 1.3mm に対して今後の研究による改善の余地を含めた期待目標値である 1.0mm とし、燃料棒外径を BWR の 9 × 9 型燃料集合体相当の 11.0mm としたことで、水対燃料実効体積比が約 0.17 となって目標とする高転換比が達成可能な設計値を達成している。

炉心の断面を図 3.18 に示す。燃料集合体数は 499 体で A BWR の 872 体の約半分に減少している。円柱型制御棒は燃料集合体 1 体に 1 本の割合で各燃料集合体中央部に設置された案内管に挿入されているが、制御棒の先端部には、制御棒を引き抜いた時に水を排除できるようカーボンを SUS で被覆したフォロアが設けられている。炉心外接半径は 3.49m である。

図 3.19 に制御棒と燃料集合体の軸方向の位置関係を示す。燃料部の全長は 125cm で、最上下部にそれぞれ 20cm 及び 21cm の劣化ウランの軸方向ブランケットが設けられている。MOX 部は上部が 21.5cm、下部が 22.5cm で、核分裂性 Pu 富化度 18 wt% である。さらに中央部の 40cm が劣化ウランの中間ブランケットで、これまでの設計同様軸方向非均質燃料棒構成となっている。

3.5.2 炉心基本核熱水力特性の評価

表 3.3 に 3 次元炉心解析によって評価した高転換比 BWR 型炉の主要諸元と基本炉心特性を A BWR と比較して示す。水対燃料実効体積比を低減するために炉心冷却材流量を減少させる様に設計するとともに、除熱上問題とならない様に出力ピーキングの低減に努めた。

図 3.20 に燃料集合体内のプルトニウム富化度分布を示す。フォロアの設置により局所的に減速材が集中しないようにしているが、本設計では 3 種類のプルトニウム富化度のみでも図 3.21 に示す様に燃焼を通して局所出力ピーキングを 1.05 以下とすることができた（図 3.22～図 3.23）。燃料棒が全て劣化ウランから構成されているブランケット部の局所出力ピーキングを図 3.24 に示す。局所出力ピーキングは燃焼とともに増大するが、1.3 以下である。

図 3.25 に炉内燃料装荷パターンを示す。22 ヶ月連続運転を達成できる 3.6 バッチ運転となっ

ているが、このパターンの実現により図 3.26 に示す様に炉心径方向の燃料集合体出力分布（以下図 3.29 まで、平衡炉心サイクル末期（EOC）での値を示す）において、径方向の出力ピーキングが 1.21 で平坦化することができた。

燃料集合体毎の炉心部（中間プランケットを含む）径方向燃焼度分布を図 3.27 に示す。1 サイクル毎に約 20GWd/t 燃焼が進み、サイクルに違いにより燃焼度にその程度のステップ状の差が生じていることが分かる。特に炉心内側領域に配置された 4 サイクル目の集合体の存在により、径方向に大きな差が生じている。

燃料集合体流量及び燃料集合体限界出力比（CPR）の径方向分布を図 3.28 及び 3.29 に示す。出力分布の平坦化により、図 3.28 に示されている様に炉心最外周部以外では非常に良い流量分布の平坦化が達成されている。また、これらを反映して、図 3.29 に示されている様に集合体の CPR も 1.4~1.7 程度以上で良好な除熱特性が達成されている。

図 3.30 に炉心軸方向の出力及びボイド率分布を示す。下部炉心の出力が高く、上部炉心では上方に行くに従って出力が低下している。下部炉心及び下部プランケットにおいて、軸方向のボイド率の増加が相当有るにも係わらずそこでの出力が大きく変わらない値になっているが、これは炉心下部における中性子の漏れによる出力の低下とボイドの発生による出力の低下とがバランスした結果であると言える。また、下部及び中間プランケットの出力が MOX 部の 1/4 程度になっていることが分かる。表 3.3 に示す様に、炉心の平均ボイド率を高くするため炉心冷却材流量は ABWR の約 1/3 である $1.9 \times 10^4 \text{ t/h}$ に設定しており、入口でサブクール 10 度の状態で炉心に入り出口で 47% のクオリティになっている。炉心平均ボイド率は 68% と高く、下部プランケットでの発熱により、下部炉心の下端においてボイド率が既に 30% 程度にもなっている。

図 3.31 に取出燃料体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布を示す。前図の軸方向出力分布と同様の分布を持っている。下部炉心での取出平均燃焼度は 100GWd/t 弱にも達している。図 3.32 にも示す様に取出燃料体の燃料部平均燃焼度は 92GWd/t、プランケット部（上下及び内部）平均燃焼度は 24GWd/t で、Puf 残存比が 1.05 となった。

表 3.3 に示される様に、瞬時転換比は 1.05 で、ボイド反応度係数が $-0.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/\%void$ であり、100% ボイド時まで含めて負の値が実現された。定格運転出力時の熱的制限条件も MCP R が 1.3、最大線出力密度が 42.7kW/m（13kW/ft）であり、同じ外径を持つ 9 × 9 型燃料の制限値 44.0kW/m（13.4kW/ft）以下に抑えられている。

表 3.4 に冷温時の制御棒価値 ($(k_{\infty} [\text{制御棒無}] - k_{\infty} [\text{制御棒有}]) / k_{\infty} [\text{制御棒無}]$) を示す。MOX 部においてはサイクル全体を通して 9% $\Delta k/k$ の価値が得られている。プランケット部においては、14% $\Delta k/k$ 以上の反応度価値が得られている。高転換比 BWR 型炉心では中性子スペクトルが硬くなるため、ボロン-10 による反応度制御効果が減少する。その対応策として、濃縮ボロン（90% 濃縮）を用いることとした。その結果、余剰反応度が最も大きいサイクル初期（BOC）においても炉停止余裕の設計目標である 1.0% Δk 以上が満足された設計となっている。

以上の結果から、出力 1,356MWe、連続運転期間 22 ヶ月、取出燃料の炉心部平均燃焼度 60GWd/t の炉心で、Puf 残存比 1.05 と負のボイド反応度係数が達成できる炉心の設計を得ることができた。

3.6 まとめ

電気出力 1,356MWのBWR型低減速スペクトル炉の高転換比炉心としてこれまで設計されていたY字型制御棒を使用した炉心に対して、炉心特性を変えない範囲で燃料集合体を大型化することを前提として、Y字型制御棒の代わりとして各燃料集合体の中央に外径 60mm 程度の円柱型の制御棒を採用した単純な構成の炉心設計の可能性を検討した。燃料集合体を大型化して体数の削減を図ることは、経済性の向上の観点から有効と考えられる。また、制御棒の外径を 60mm 程度と定めたのは、高速増殖炉の検討において、燃料集合体に直径 60mm 程度のダクトが存在している場合、再臨界を回避する上で有効であるとの知見が得られていることを考慮したことである。

検討の結果、大型化された各燃料集合体の中央に外径 60mm 程度の円柱型の制御棒を採用した単純な構成の炉心が、これまでに設計されたY字型制御棒を使用した炉心と同様な炉心性能を有する範囲で成立可能であるとの結果が得られた。

表 3.1 主要諸元と炉心特性（燃料棒間隔 1.3mm）

項目		高転換比 BWR 型炉	ABWR
電気出力	MWe	1,356	1,356
熱出力	MWt	3,926	3,926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2
炉心外接半径	m	3.80	2.69
燃料集合体数		649	872
炉心部取出燃焼度	GWd/t	60	38
炉心取出燃焼度 ¹	GWd/t	45	38
炉心部高さ	m	0.695 ²	3.71
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.7	5.2
炉心出口クオリティ	%	54	14.5
炉心部平均ボイド率	%	70	38
炉心圧損	MPa	0.04	0.17
Pu f 富化度	%	10.4	3.6 ⁺
Pu f 装荷量	t	14.0	...
Pu f 残存比		1.05	...
瞬時転換比		1.05	...
最大線出力密度	kW/m	55.8	41.0
M C P R		1.3	1.3
ボイド係数 $10^{-4} \Delta k/k/\%void$		-0.5	-7
100%ボイド反応度		負	...
連続運転期間	月	24	13
炉心部	wt%	cm	18
軸方向 Puf		cm	DU
富化度分布	wt%	cm	18
			20.5

Puf : 核分裂性 Pu, + : ウラン濃縮度

1 : 上・下ブランケットを含めた取出燃焼度

2 : これに加えて、上・下ブランケット各 22.0, 19.0cm を付設

表 3.2 制御棒価値（燃料棒間隔 1.3mm）

	平均燃焼度 (GWd/t)		制御棒価値* (% $\Delta k/k$)	
			冷温時	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MOX燃料部	33	58	8	8
ブランケット部	8	14	14	13

*履歴ボイド率 : 55%

表 3.3 主要諸元と炉心特性 (燃料棒間隔 1.0mm)

項目		高転換比 BWR 型炉	ABWR
電気出力	MWe	1,356	1,356
熱出力	MWt	3,926	3,926
原子炉圧力	MPa	7.2	7.2
炉心外接半径	m	3.49	2.69
燃料集合体数		499	872
炉心部取出燃焼度	GWd/t	60	38
炉心取出燃焼度 ¹	GWd/t	48	38
炉心部高さ	m	0.84 ²	3.71
炉心流量	10 ⁴ t/h	1.9	5.2
炉心出口クオリティ	%	47	14.5
炉心部平均ボイド率	%	68	38
炉心圧損	MPa	0.07	0.17
Pu f 富化度	%	9.5	3.6+
Pu f 装荷量	t	13.0	...
Pu f 残存比		1.05	...
瞬時転換比		1.05	...
最大線出力密度	kW/m	42.7	41.0
M C P R		1.3	1.3
ボイド係数 $10^{-4} \Delta k/k / \% \text{void}$		-0.5	-7
100%ボイド反応度		負	...
連続運転期間	月	22	13
炉心部 軸方向 Pu f 富化度分布	wt% cm wt% cm	18 DU 18 21.5 40.0 22.5	

Pu f : 核分裂性 Pu, + : ウラン濃縮度

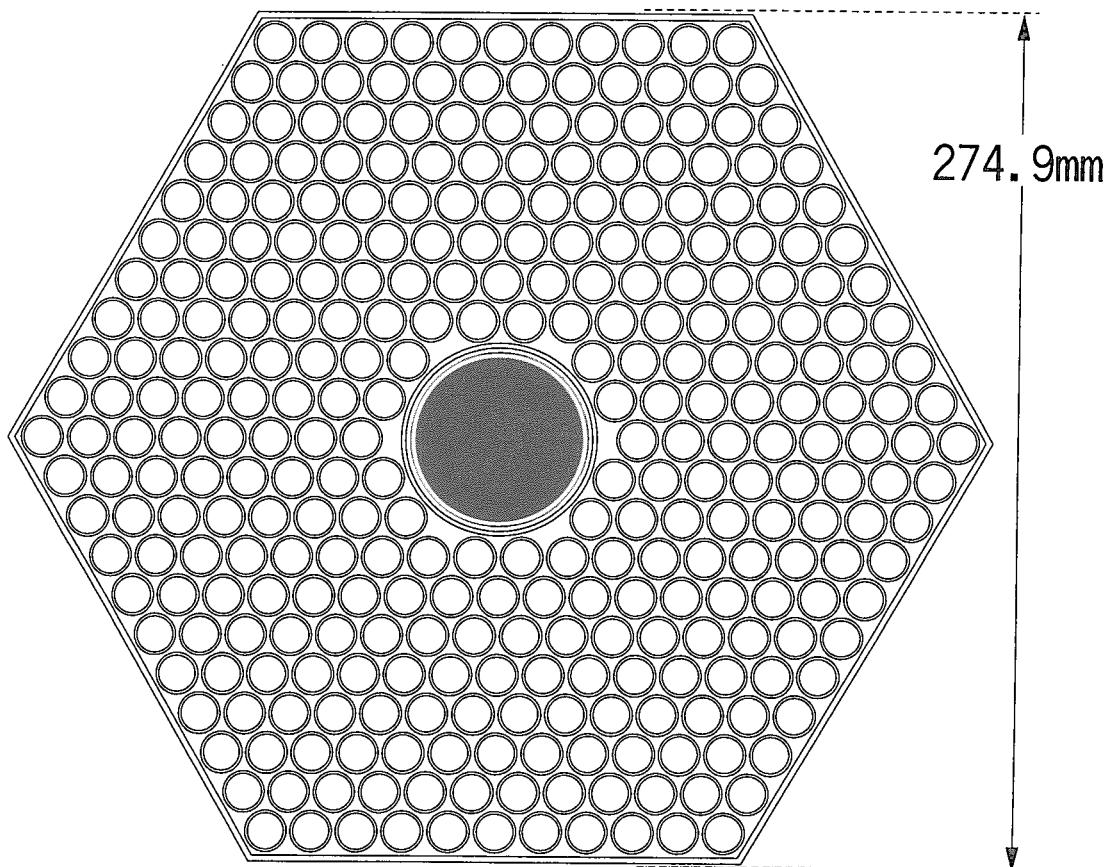
1 : 上・下ブランケットを含めた取出燃焼度

2 : これに加えて、上・下ブランケット各 20.0, 21.0cm を付設

表 3.4 制御棒価値 (燃料棒間隔 1.0mm)

	平均燃焼度 (GWd/t)		制御棒価値* (% $\Delta k/k$)	
			冷温時	
	BOC	EOC	BOC	EOC
MOX 燃料部	38	63	9	9
ブランケット部	9	15	15	14

* 履歴ボイド率 : 55%

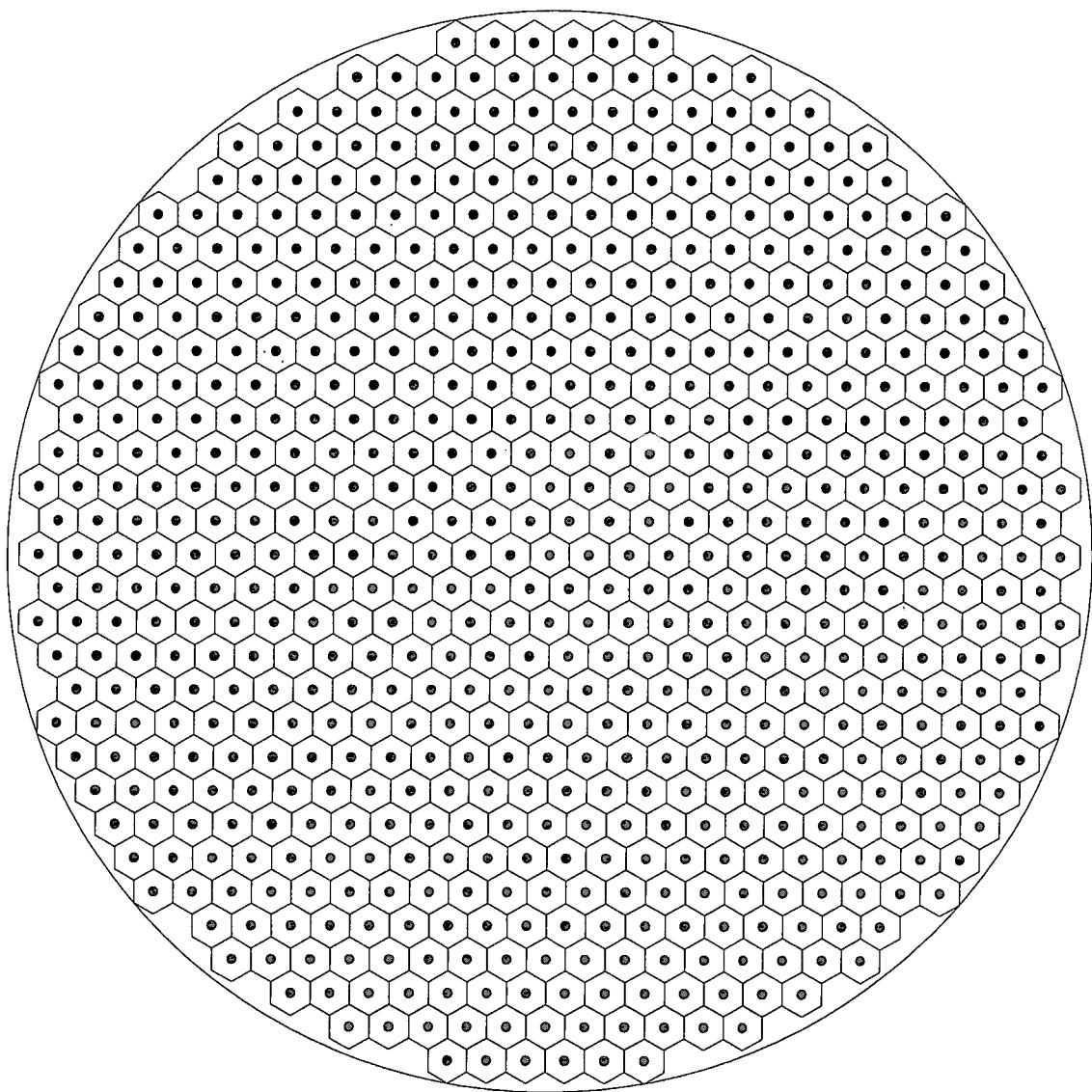


燃料棒 312本

燃料棒径 13.4mm

燃料棒間隙 1.3mm

図 3.1 高転換比 BWR 型炉心の燃料集合体構成（1.3mm ケース）



燃料集合体数 649体

炉心外接半径 380cm

制御棒本数 649本

図 3.2 高転換比 BWR 型炉心の炉心構成 (1.3mm ケース)

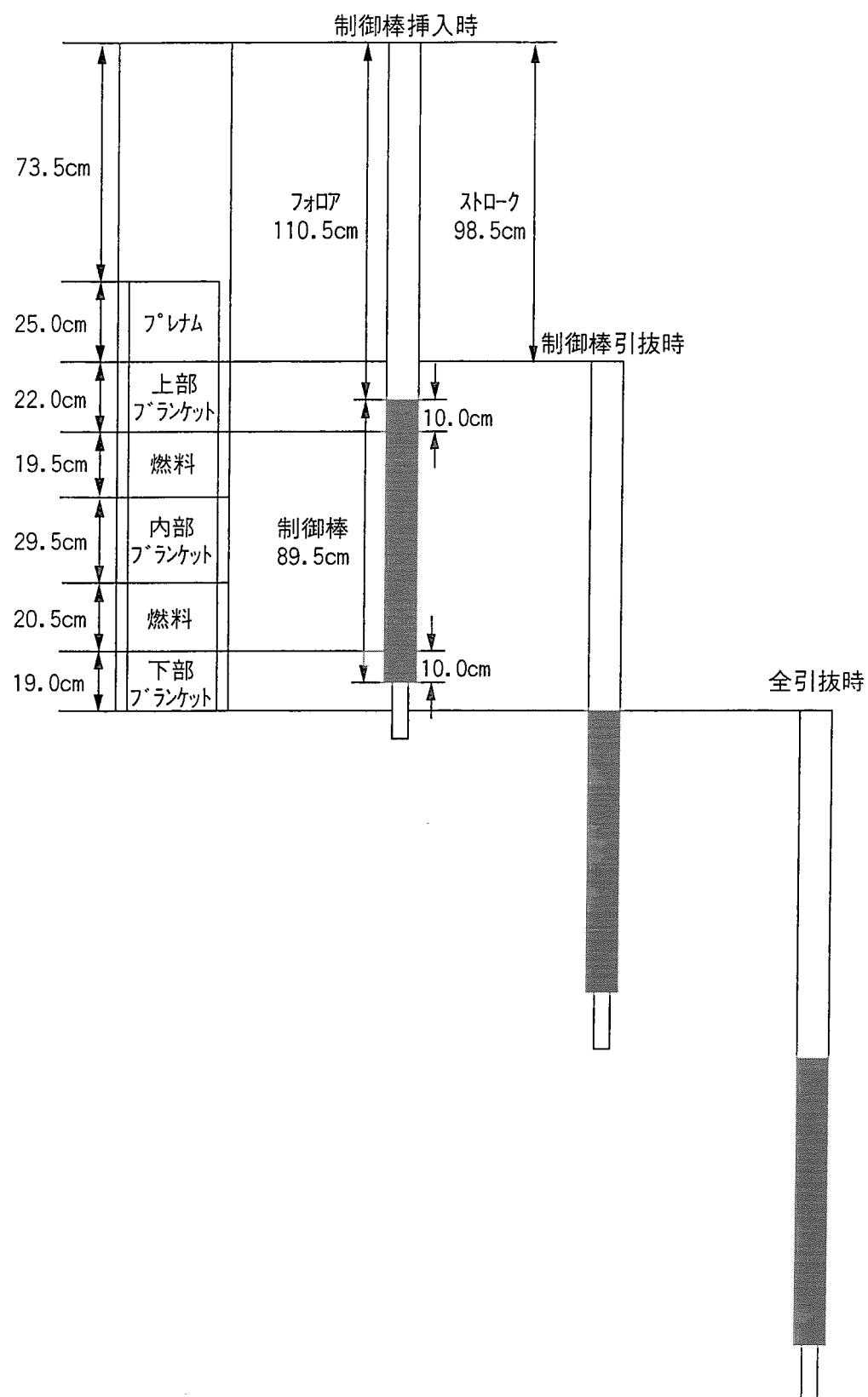
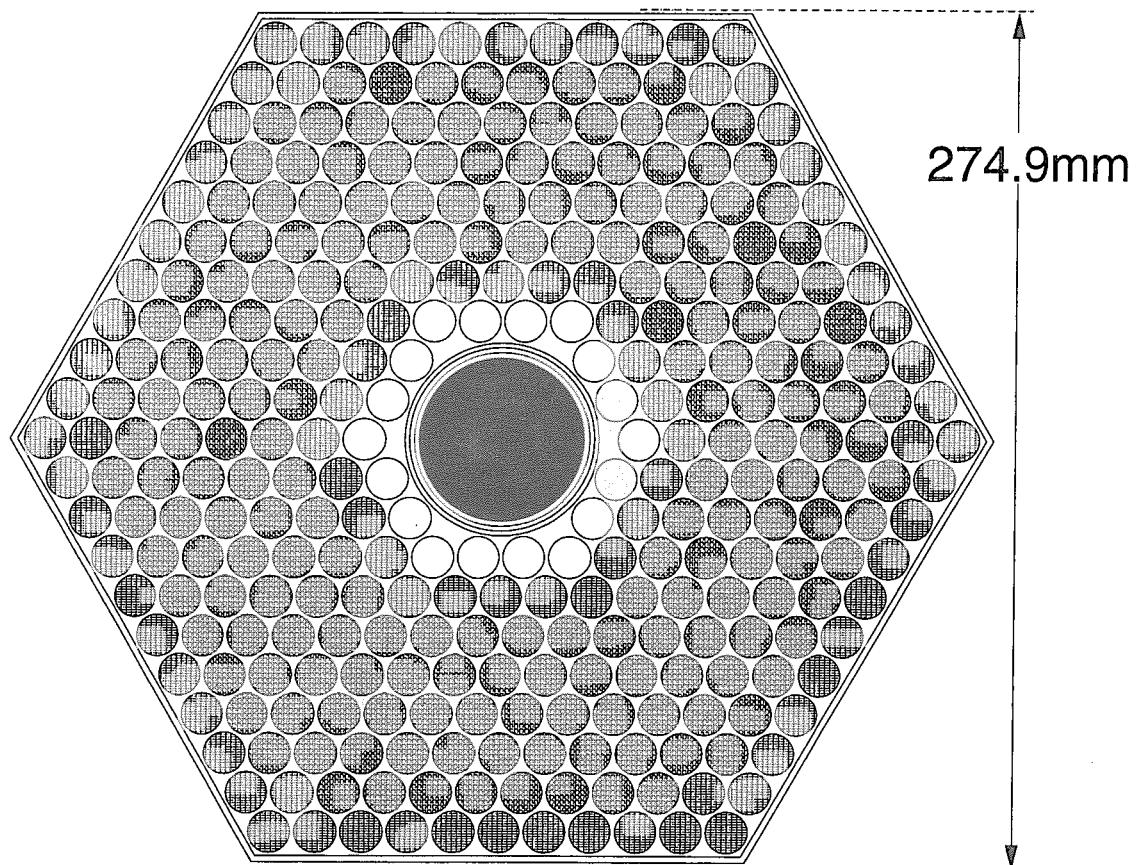


図 3.3 燃料集合体と制御棒の軸方向位置の関係 (1.3mm ケース)



- : 15.2wt% (18本)
- : 17.2wt% (90本)
- ▨ : 18.6wt% (204体)

図 3.4 燃料集合体燃料部のプルトニウム富化度分布（1.3mm ケース）

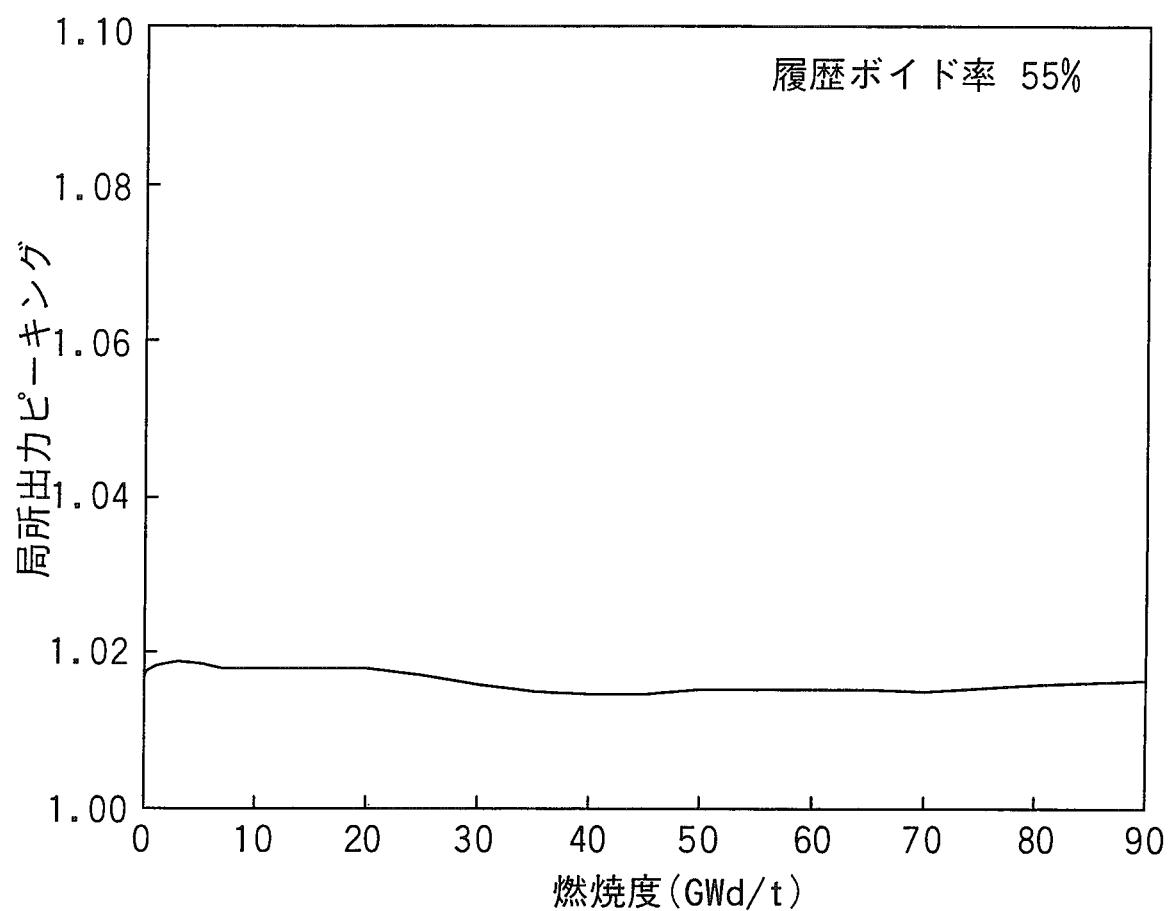


図 3.5 局所出力ピーキングの燃焼変化（燃料部）(1.3mm ケース)

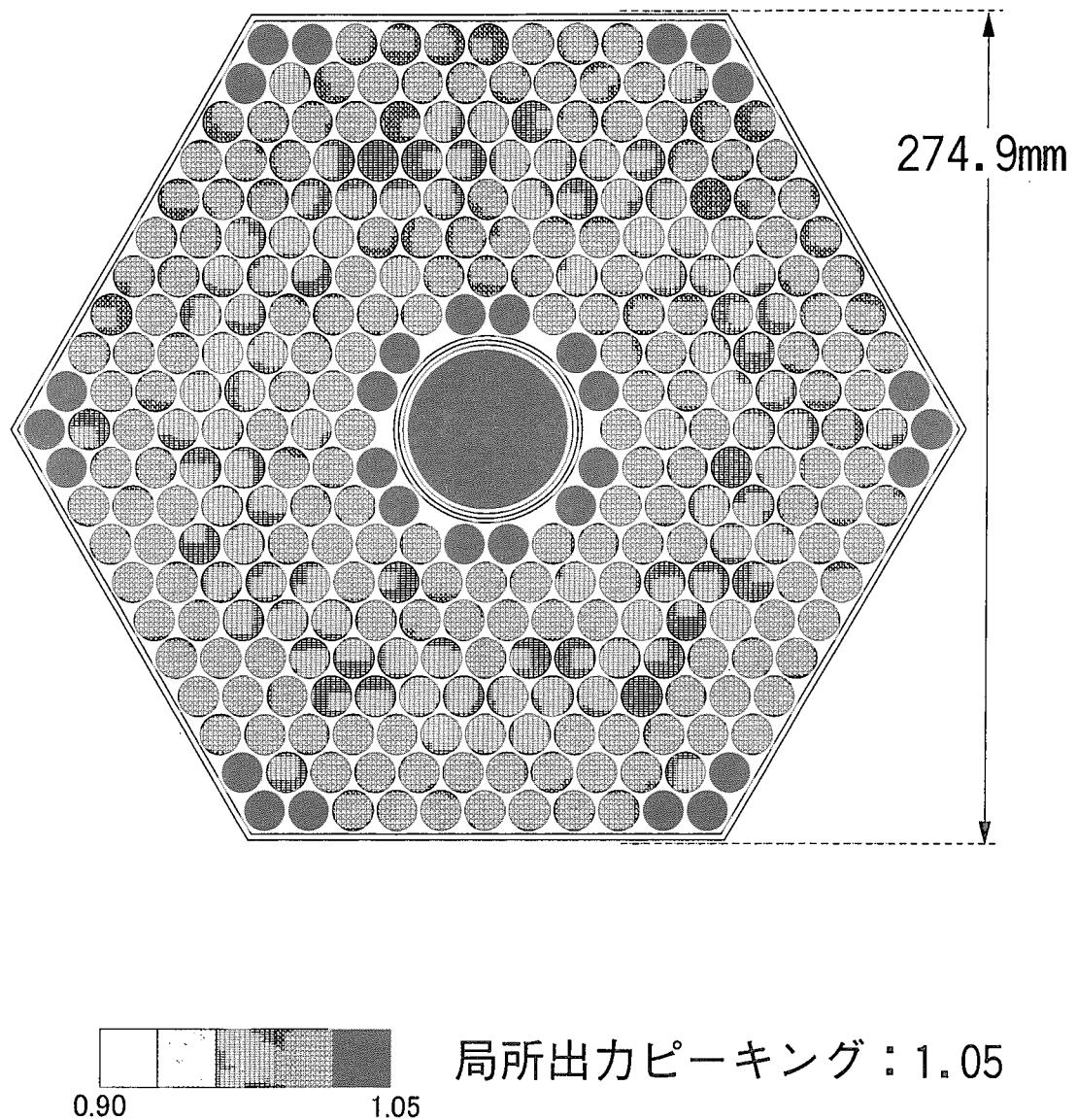


図 3.6(a) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (0GWd/t、平均ポイド率 30%) (1.3mm ケース)

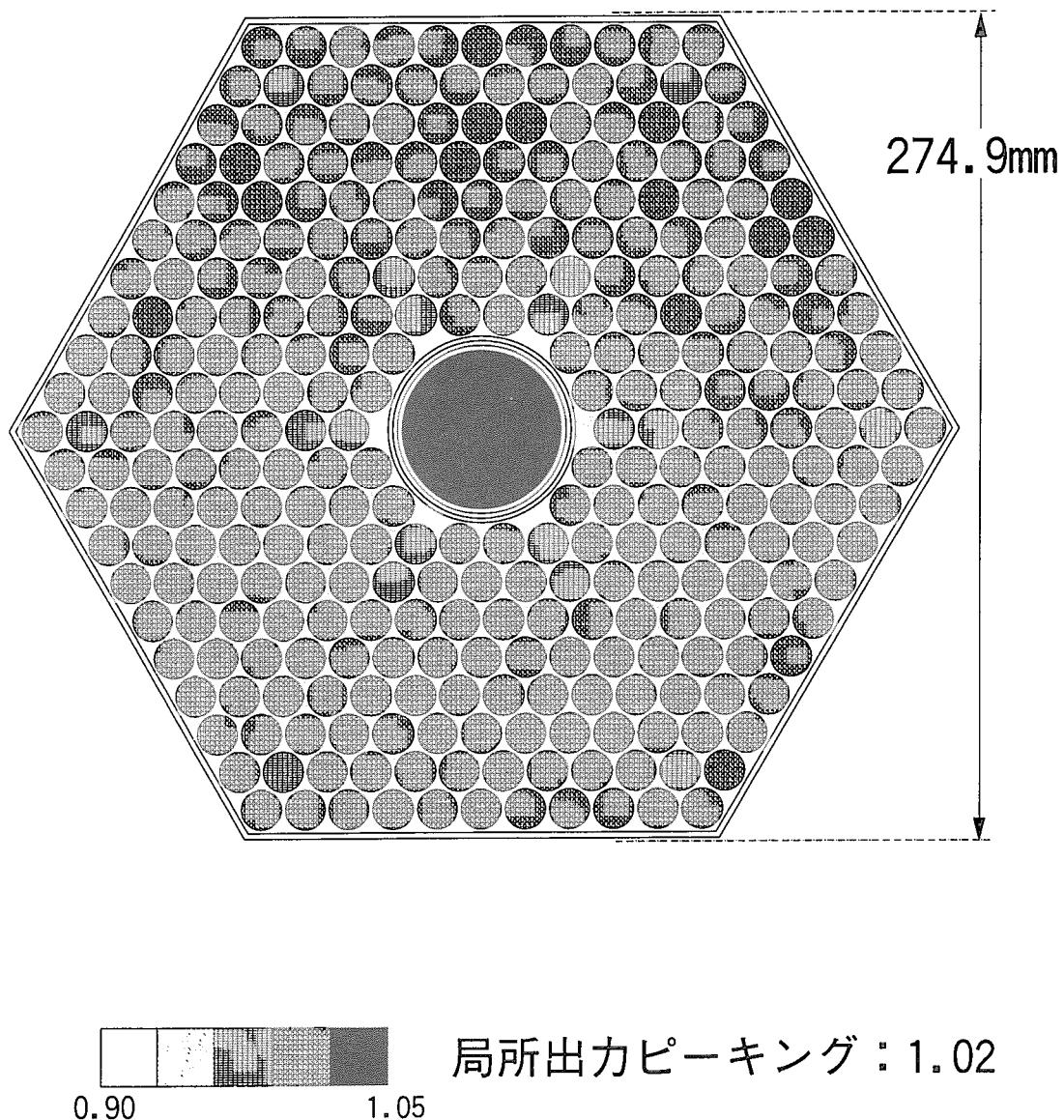


図 3.6(b) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (0GWd/t、平均ボイド率 55%) (1.3mm ケース)

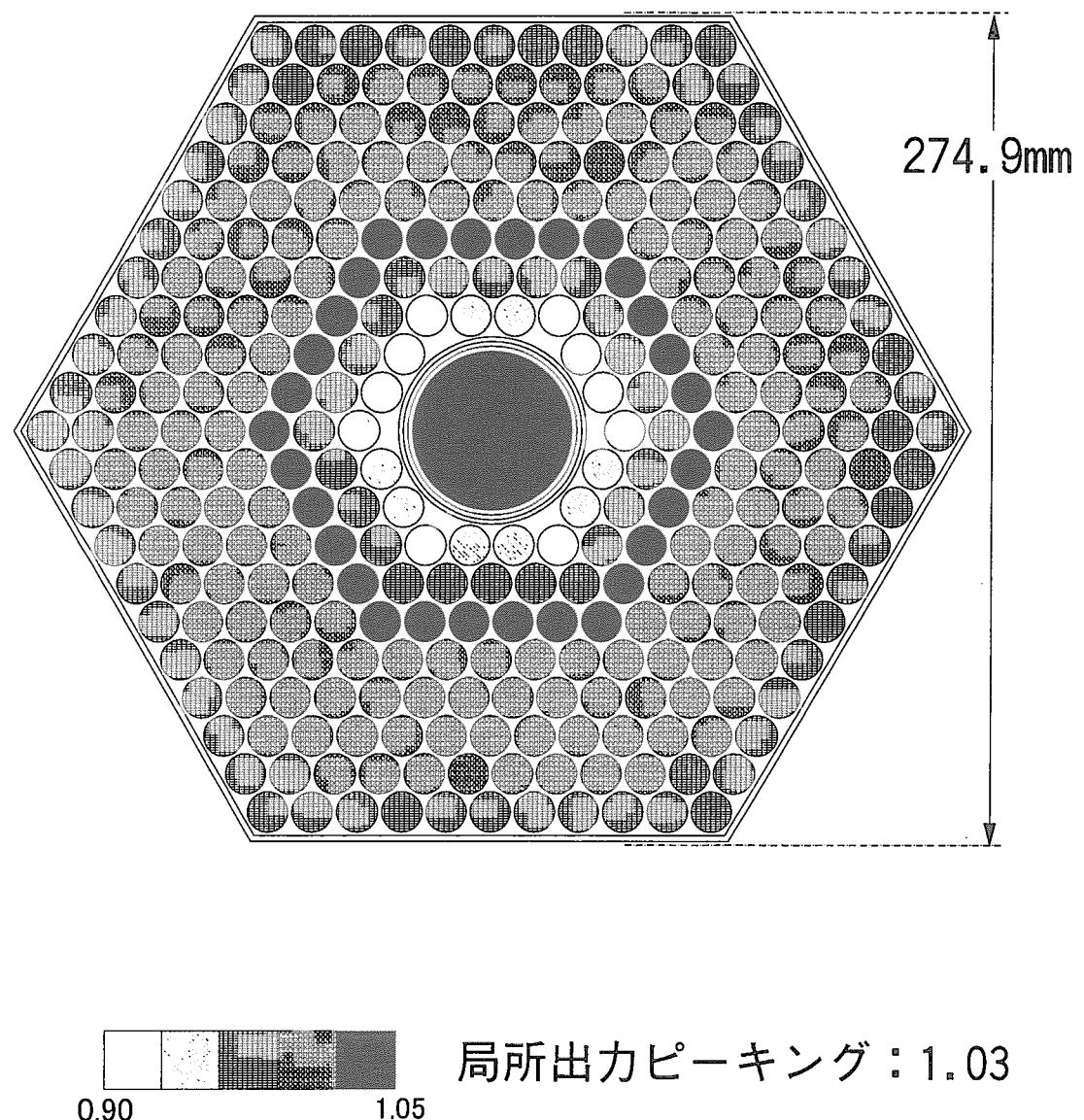


図 3.6(c) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (0GWd/t、平均ボイド率 80%) (1.3mm ケース)

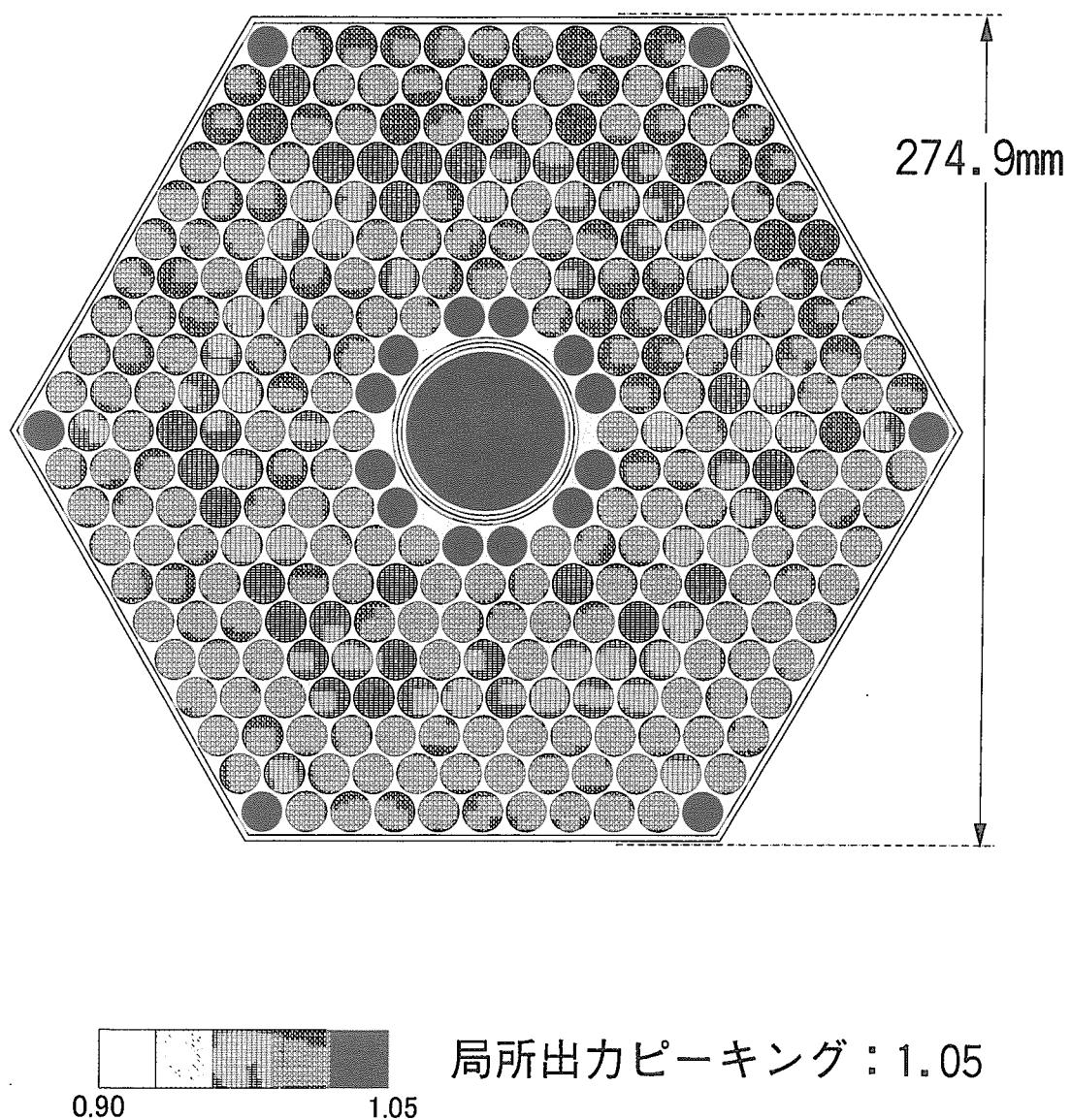


図 3.7(a) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (80GWd/t、平均ボイド率 30%) (1.3mm ケース)

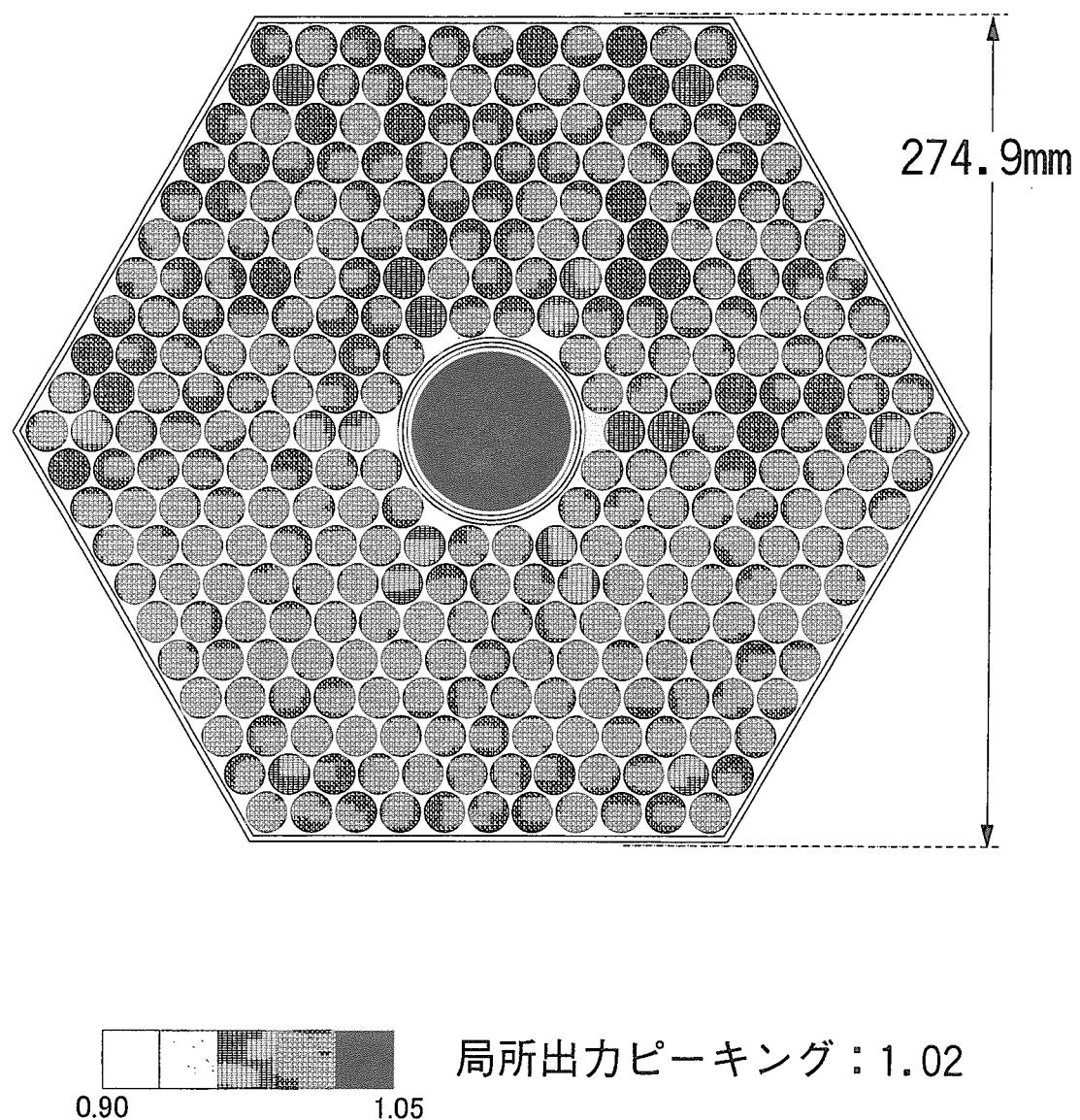


図 3.7(b) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (80GWd/t、平均ボイド率 55%) (1.3mm ケース)

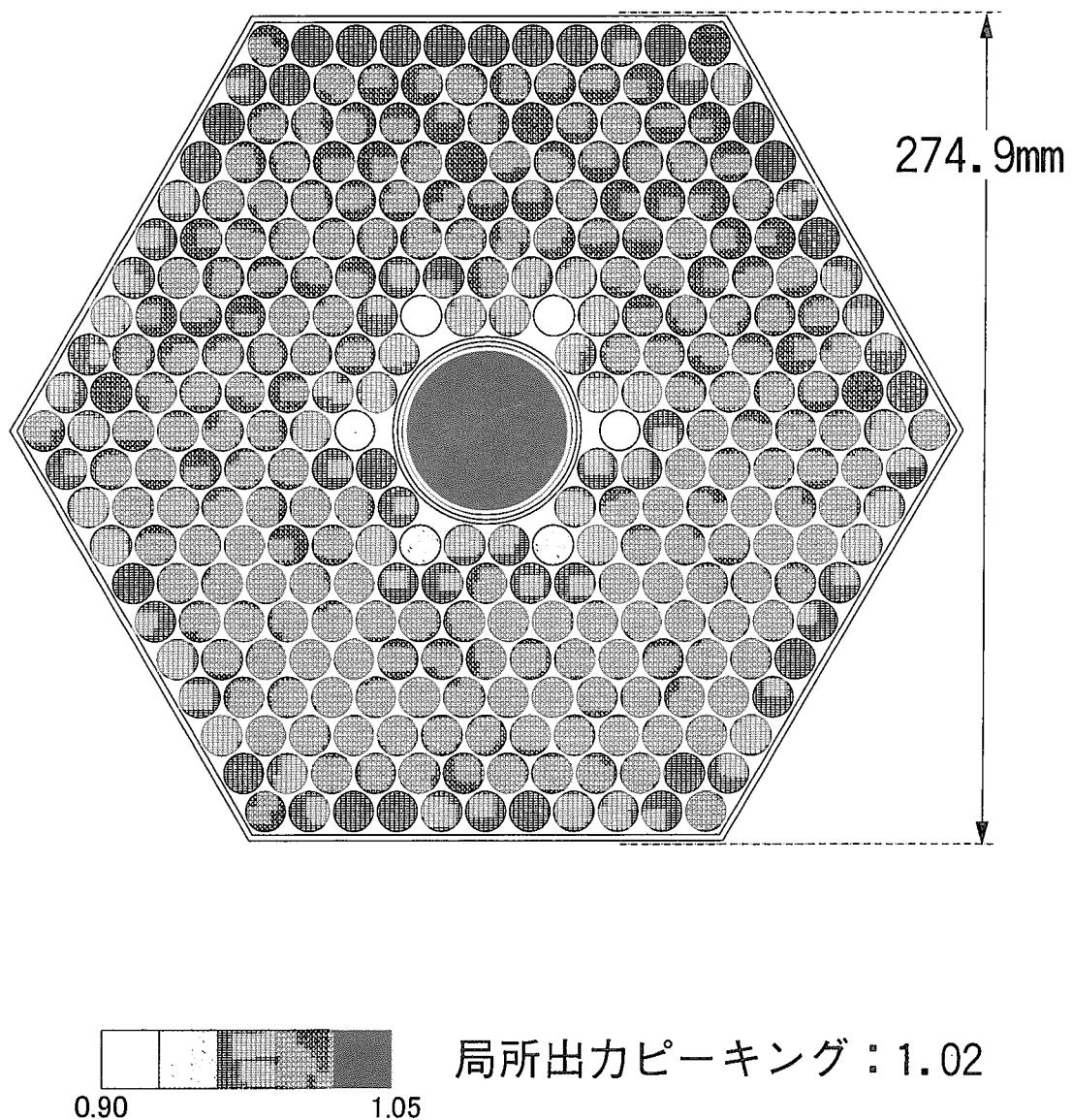


図 3.7(c) 燃料集合体燃料部の局所出力分布 (80GWd/t、平均ボイド率 80%) (1.3mm ケース)

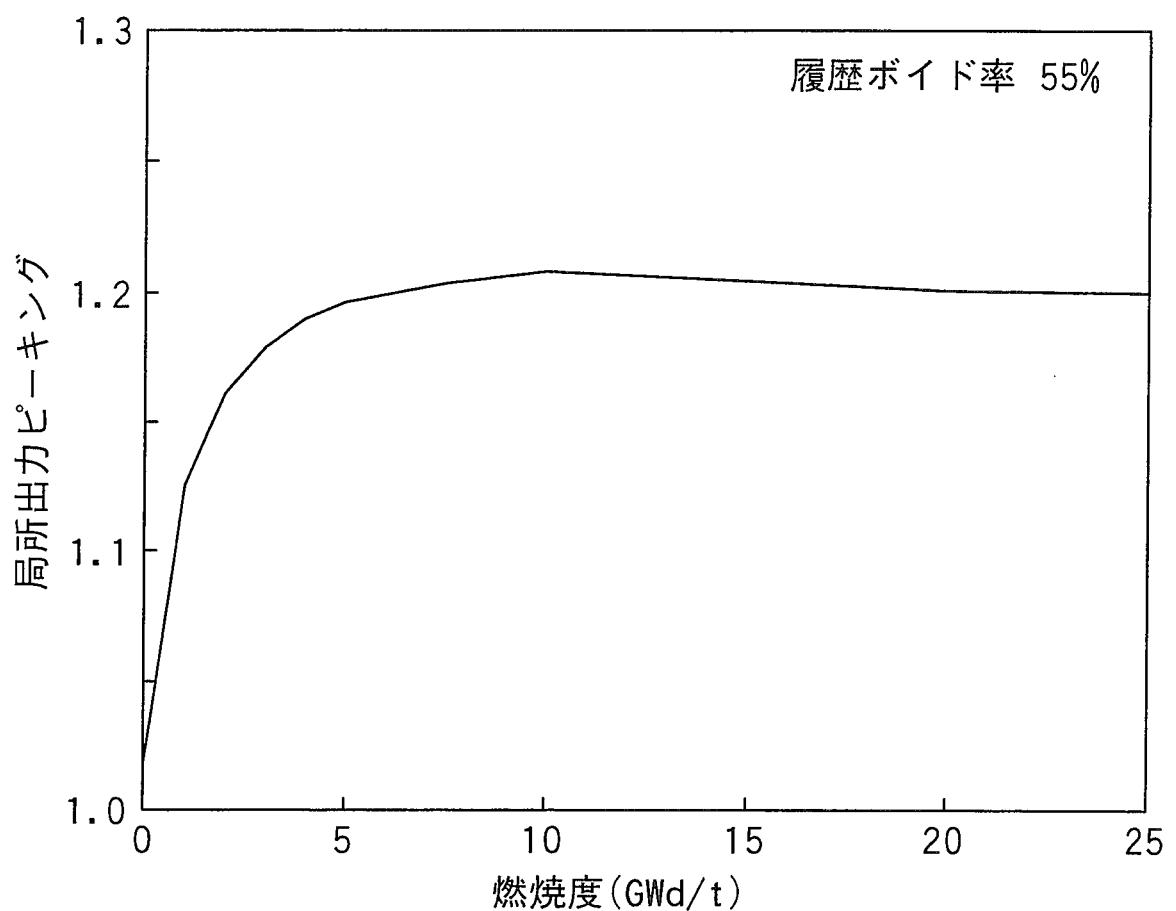
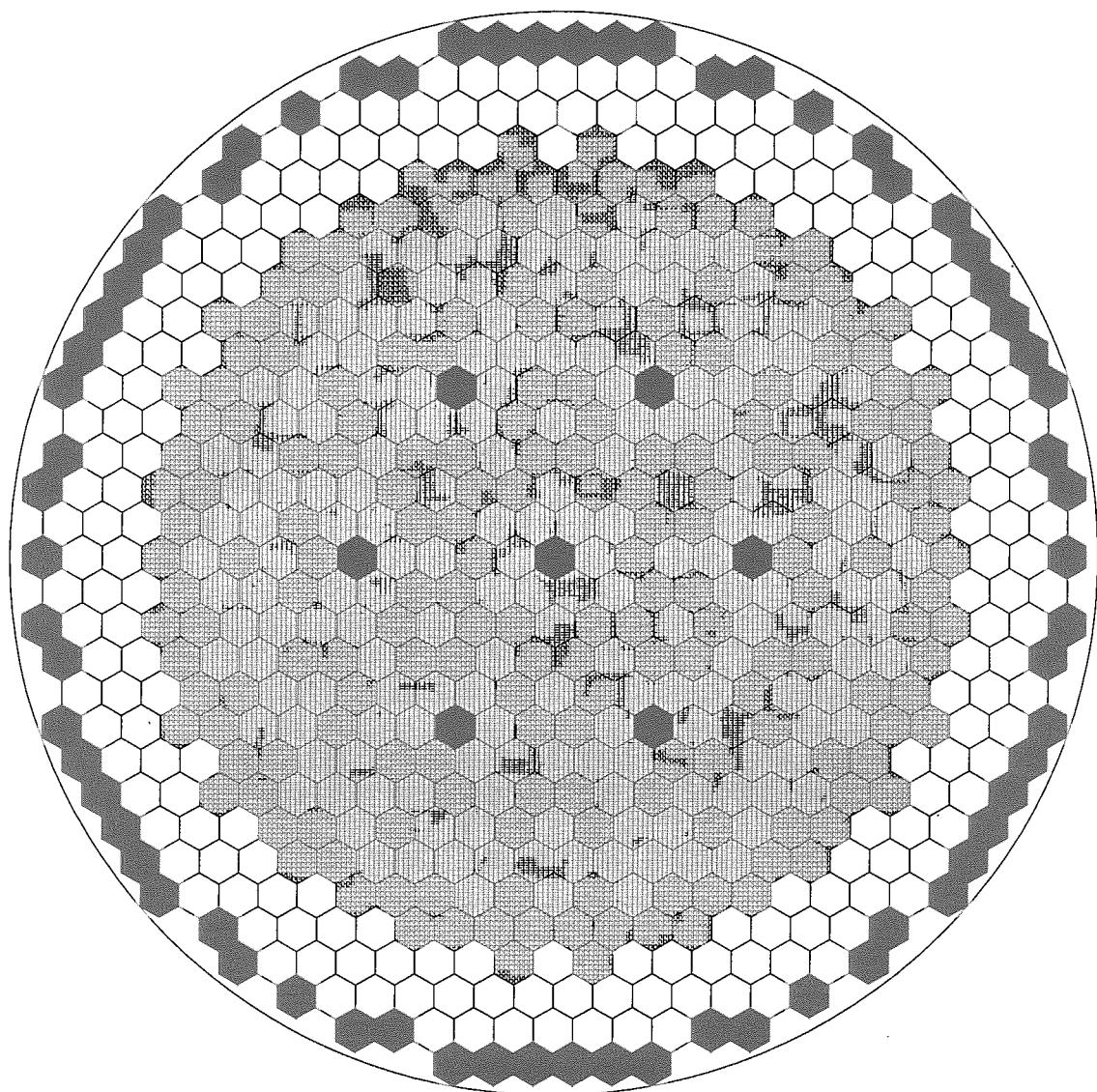


図 3.8 局所出力ピーキングの燃焼変化（ブランケット部）（1.3mm ケース）



- 新燃料 (192体)
- 2サイクル目燃料 (192体)
- 3サイクル目燃料 (192体)
- 4サイクル目燃料 (73体)

図 3.9 燃料装荷パターン (1.3mm ケース)

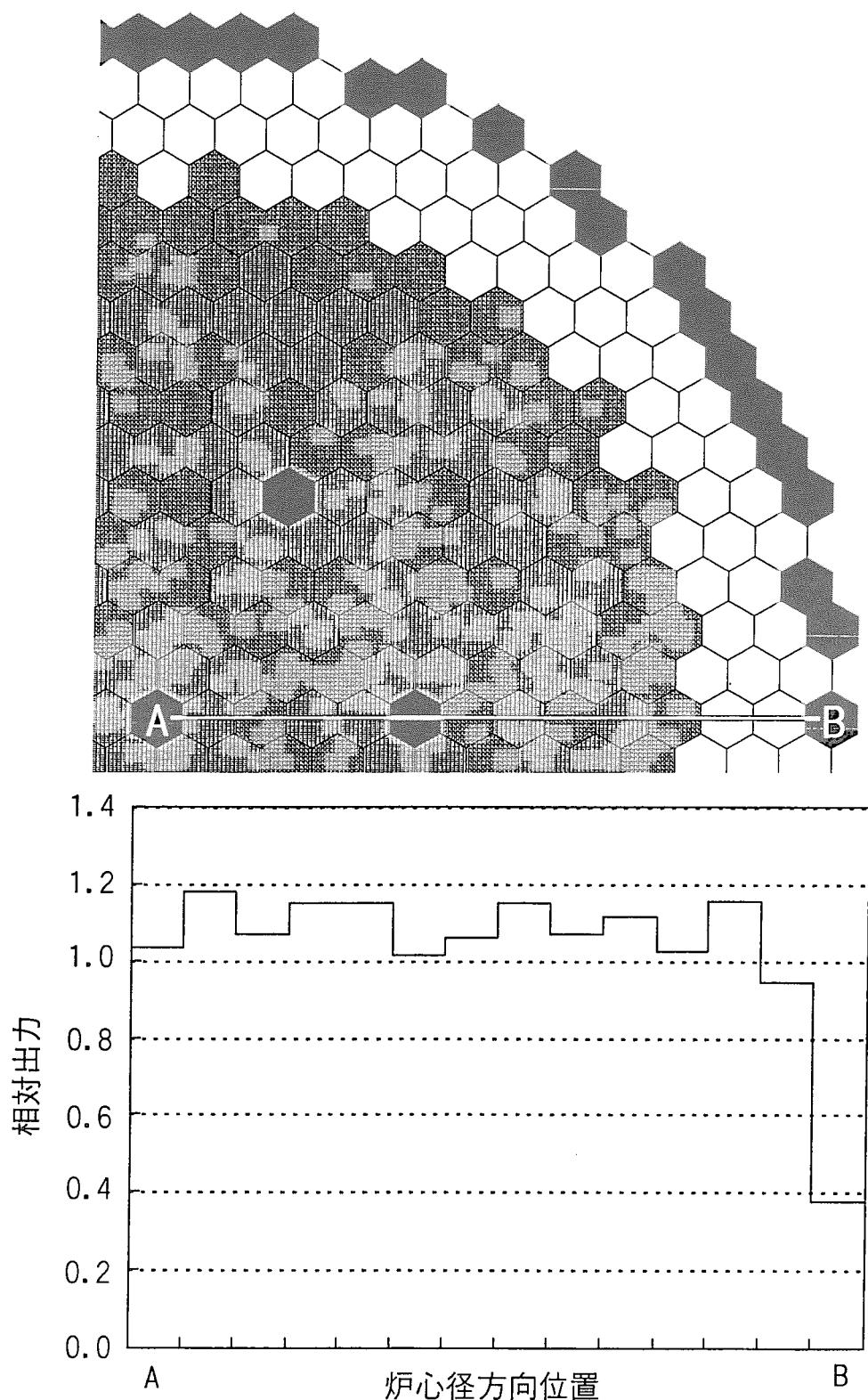


図 3.10(a) 炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-B 方向) (1.3mm ケース)

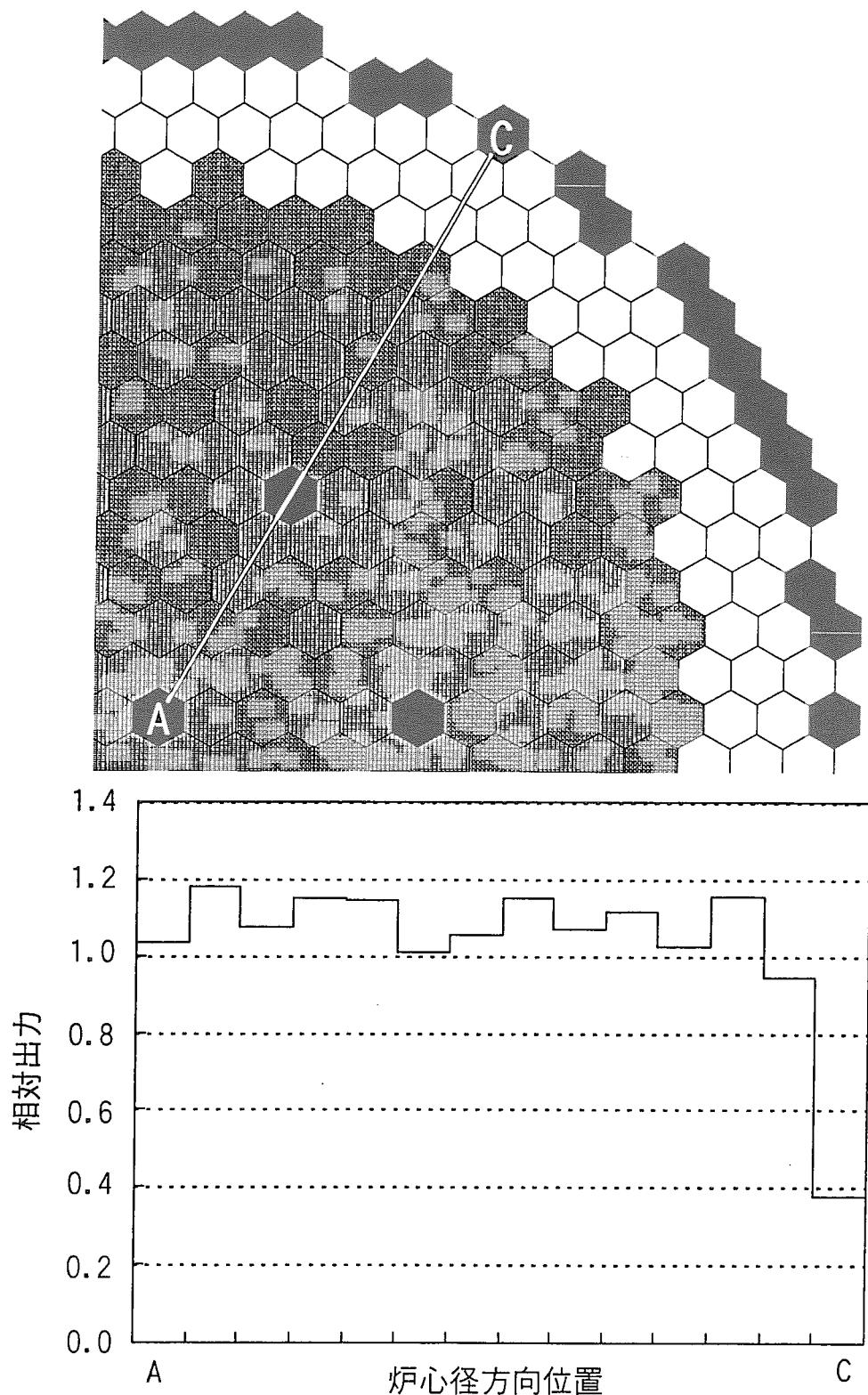


図 3.10(b) 炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-C 方向) (1.3mm ケース)

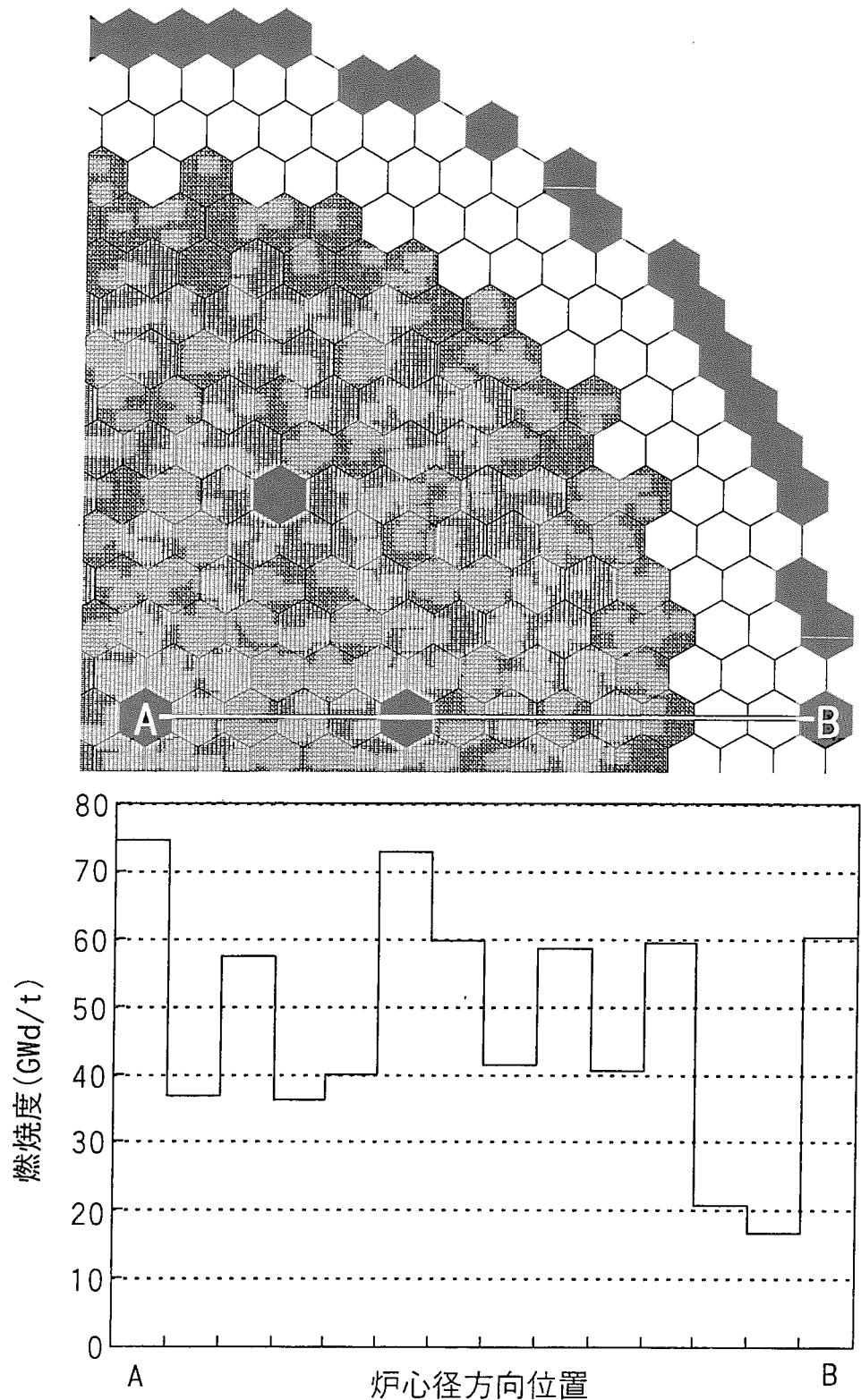


図 3.11(a) 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-B 方向) (1.3mm ケース)

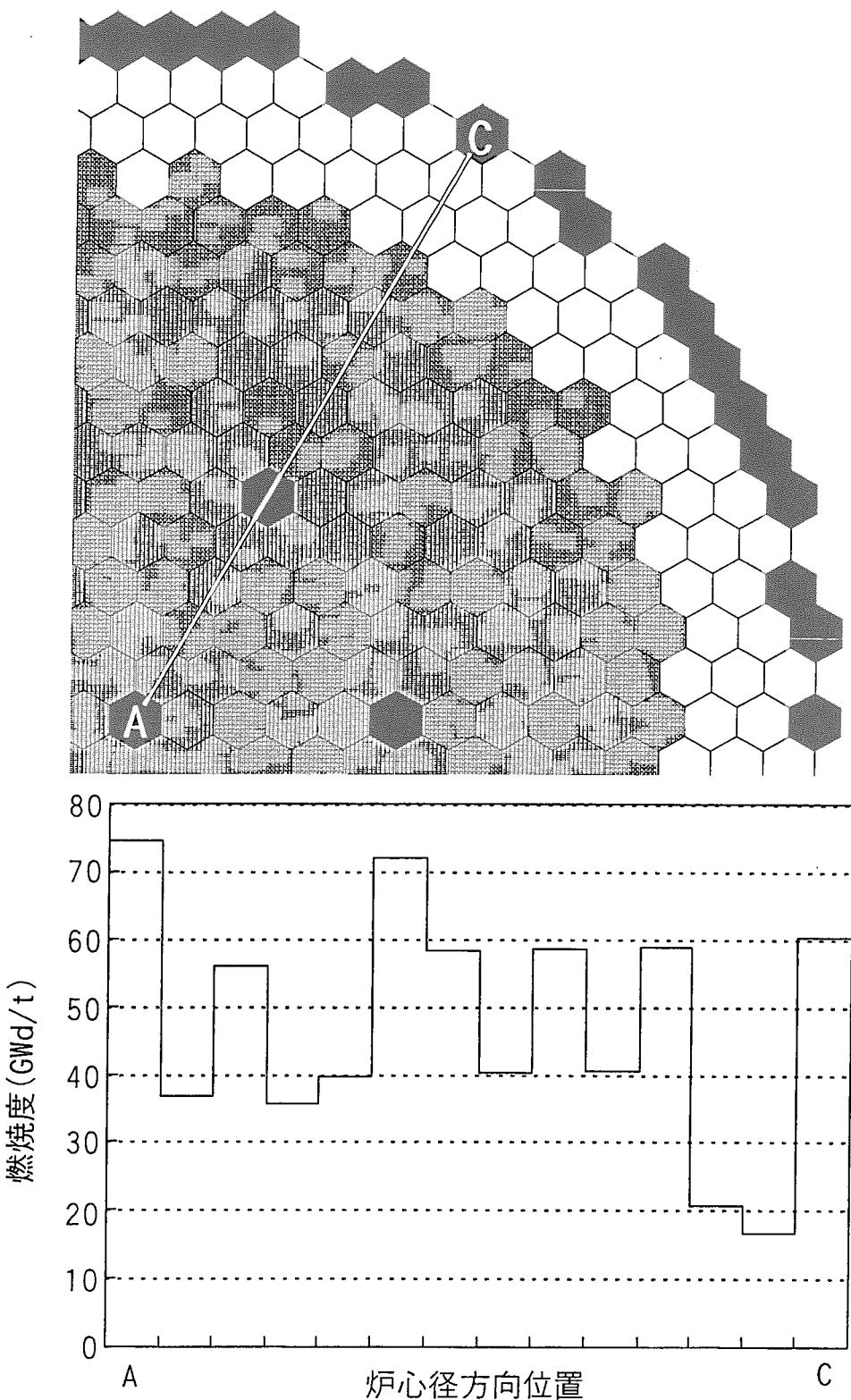


図 3.11(b) 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-C 方向) (1.3mm ケース)

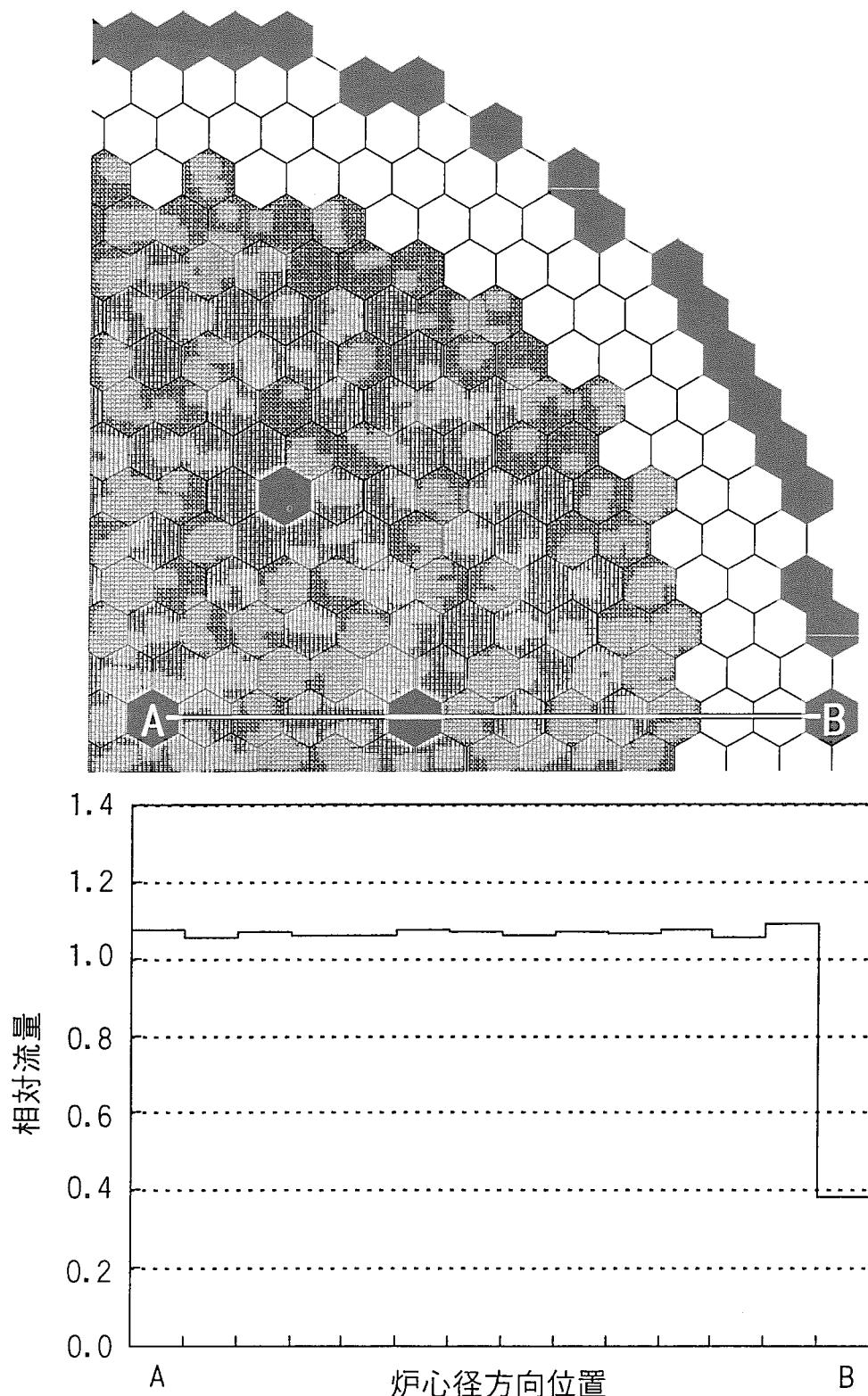


図 3.12(a) 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-B 方向) (1.3mm ケース)

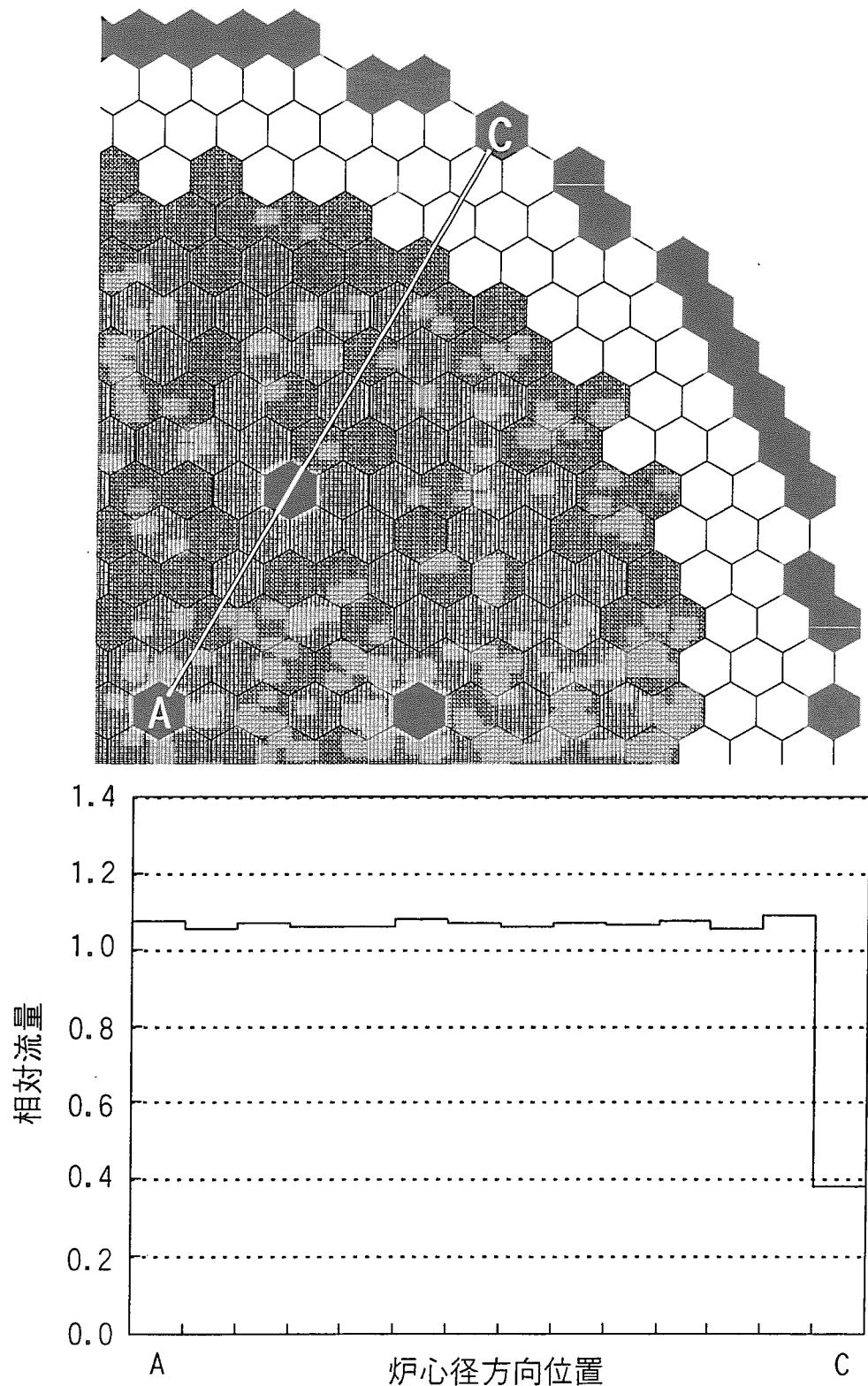


図 3.12(b) 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-C 方向) (1.3mm ケース)

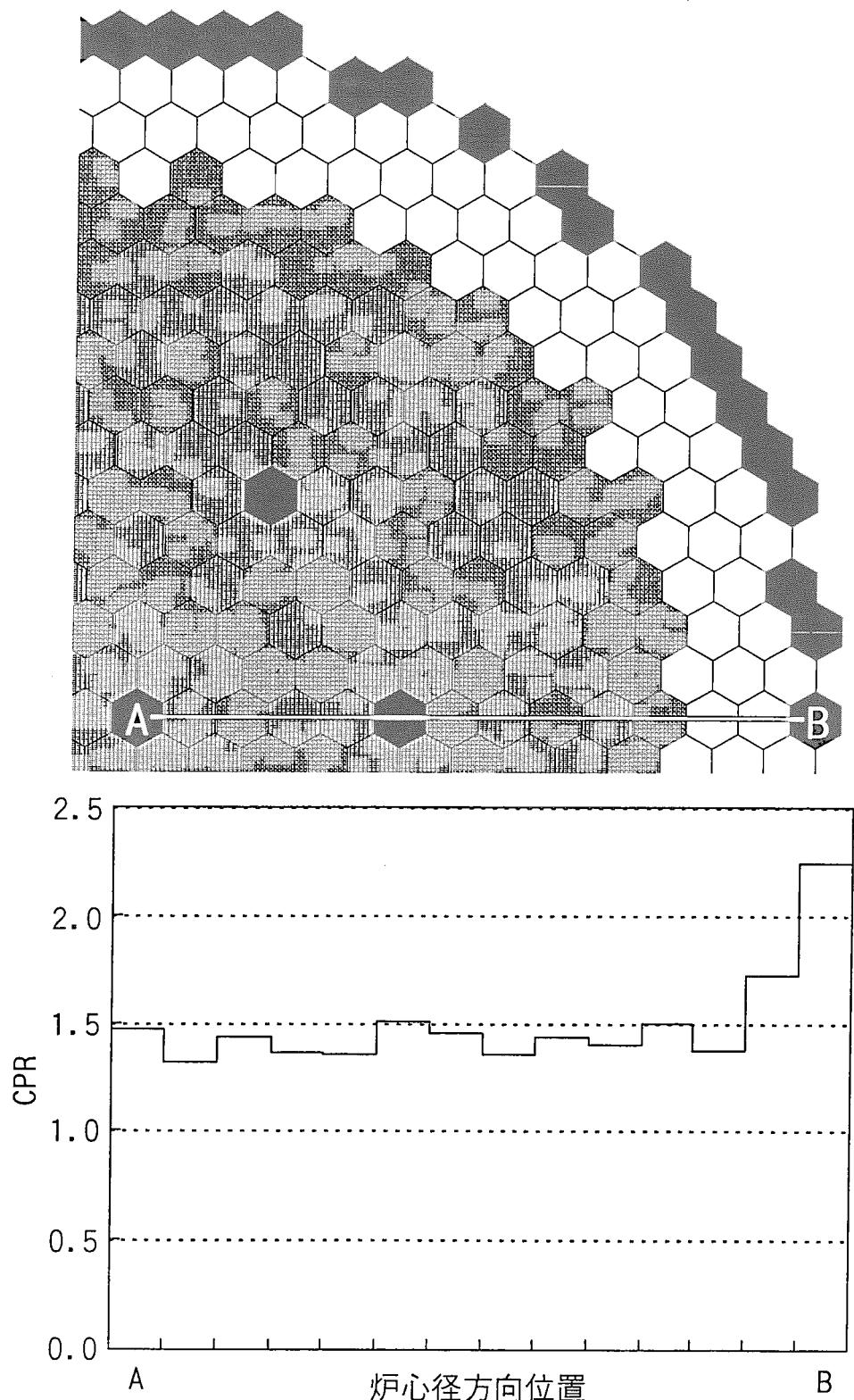


図 3.13(a) 炉心径方向の燃料集合体 CPR 分布 (A-B 方向) (1.3mm ケース)

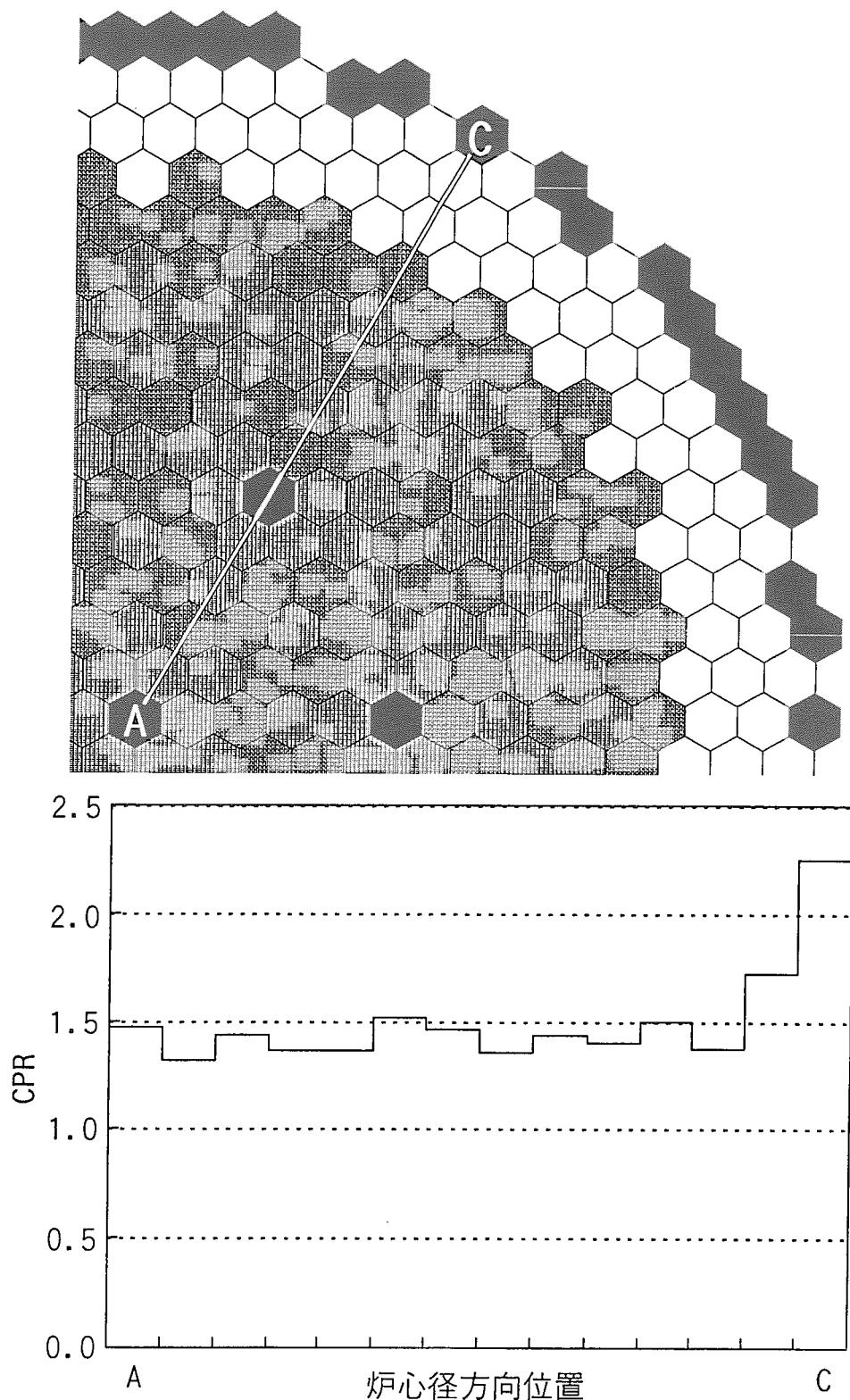


図 3.13(b) 炉心径方向の燃料集合体 CPR 分布 (A-C 方向) (1.3mm ケース)

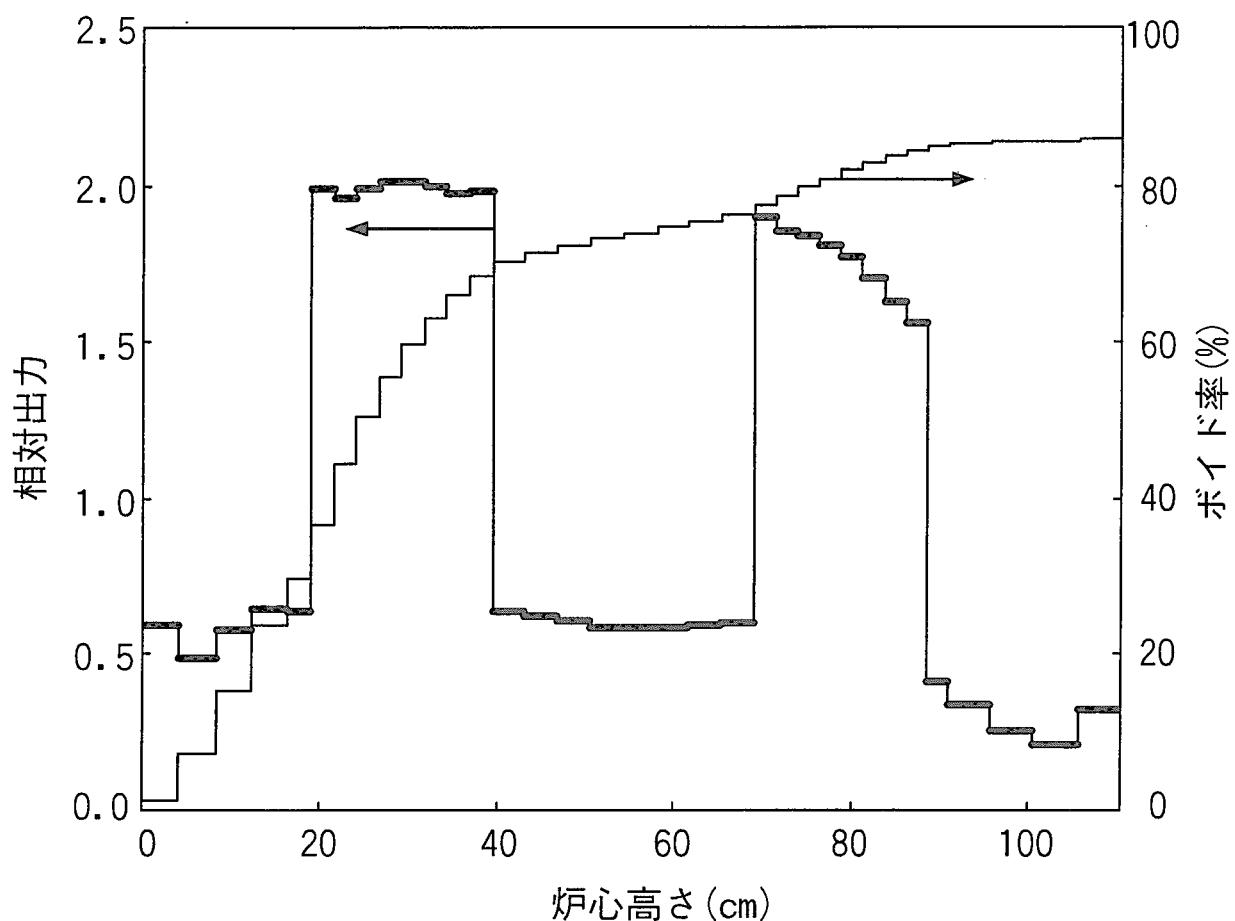


図 3.14 炉心軸方向出力及びボイド率分布（1.3mm ケース）

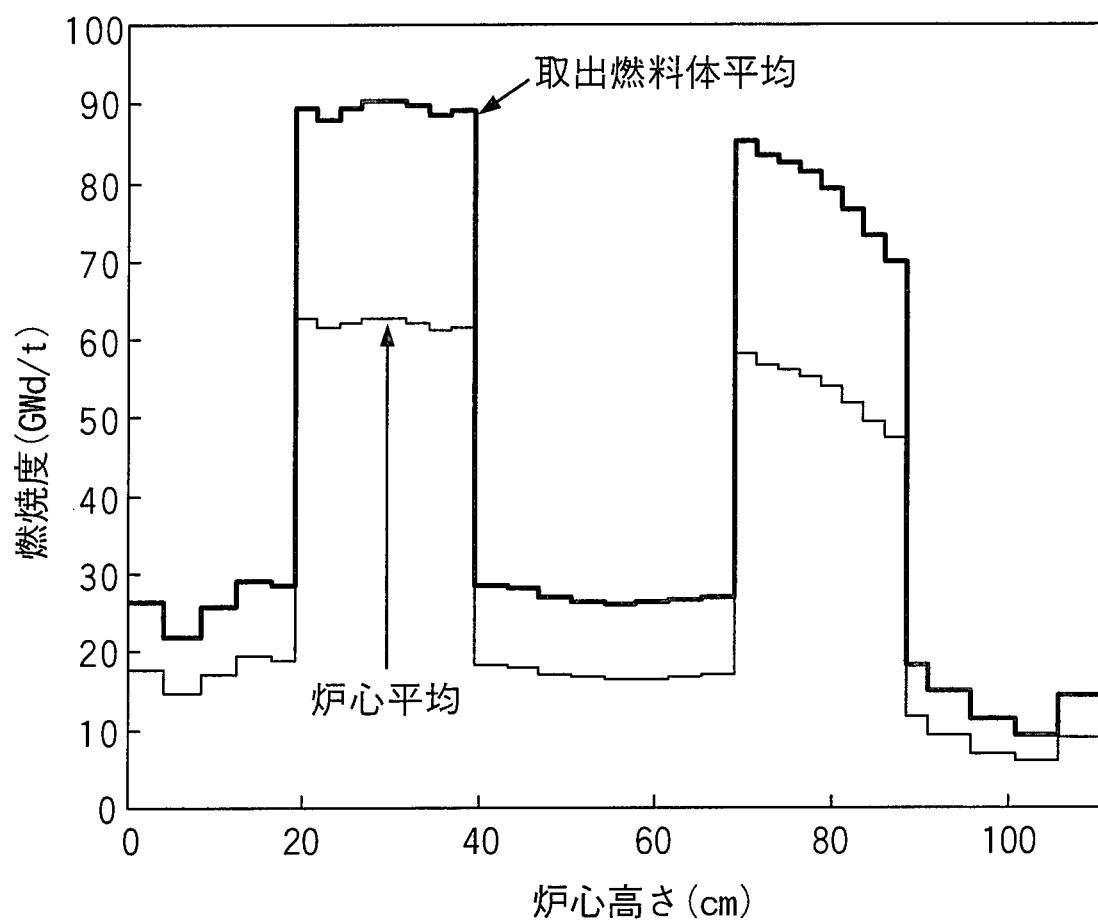


図 3.15 取出燃料体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布 (1.3mm ケース)

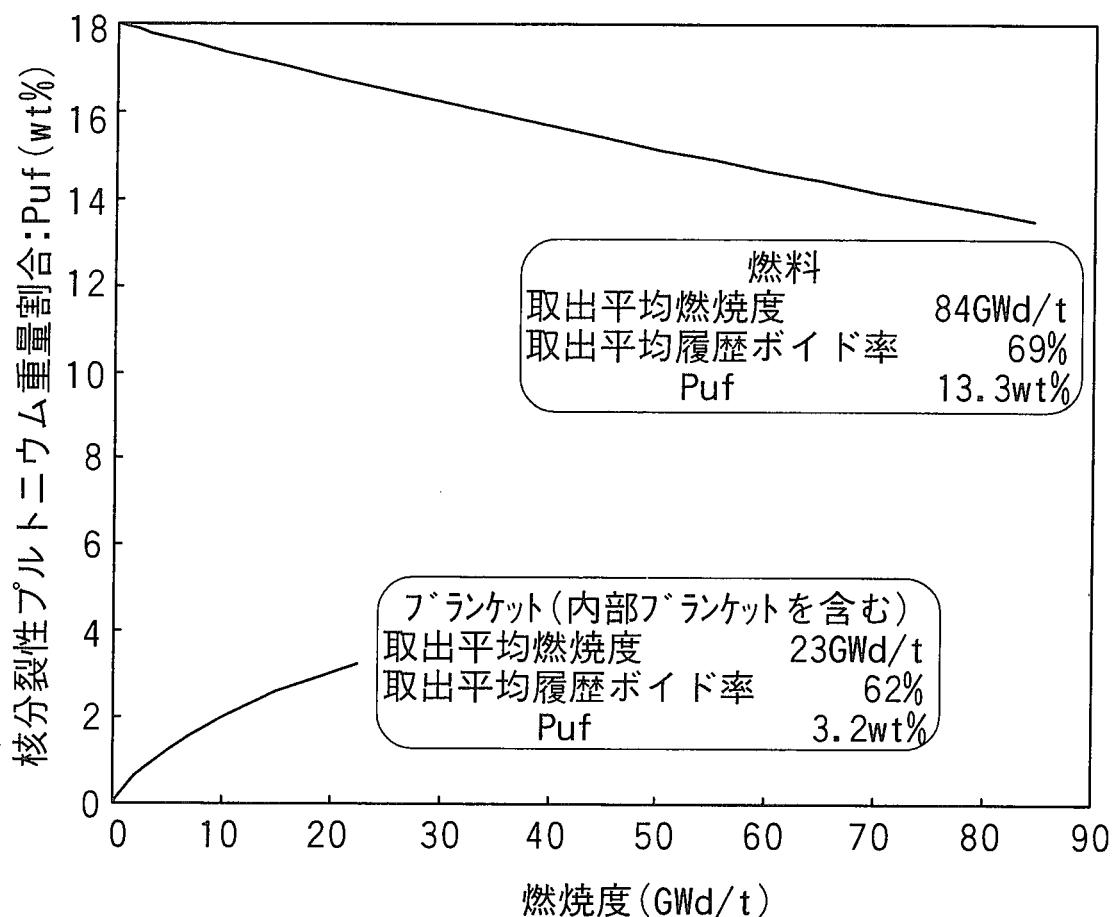


図 3.16 核分裂性プルトニウム割合の燃焼変化 (1.3mm ケース)

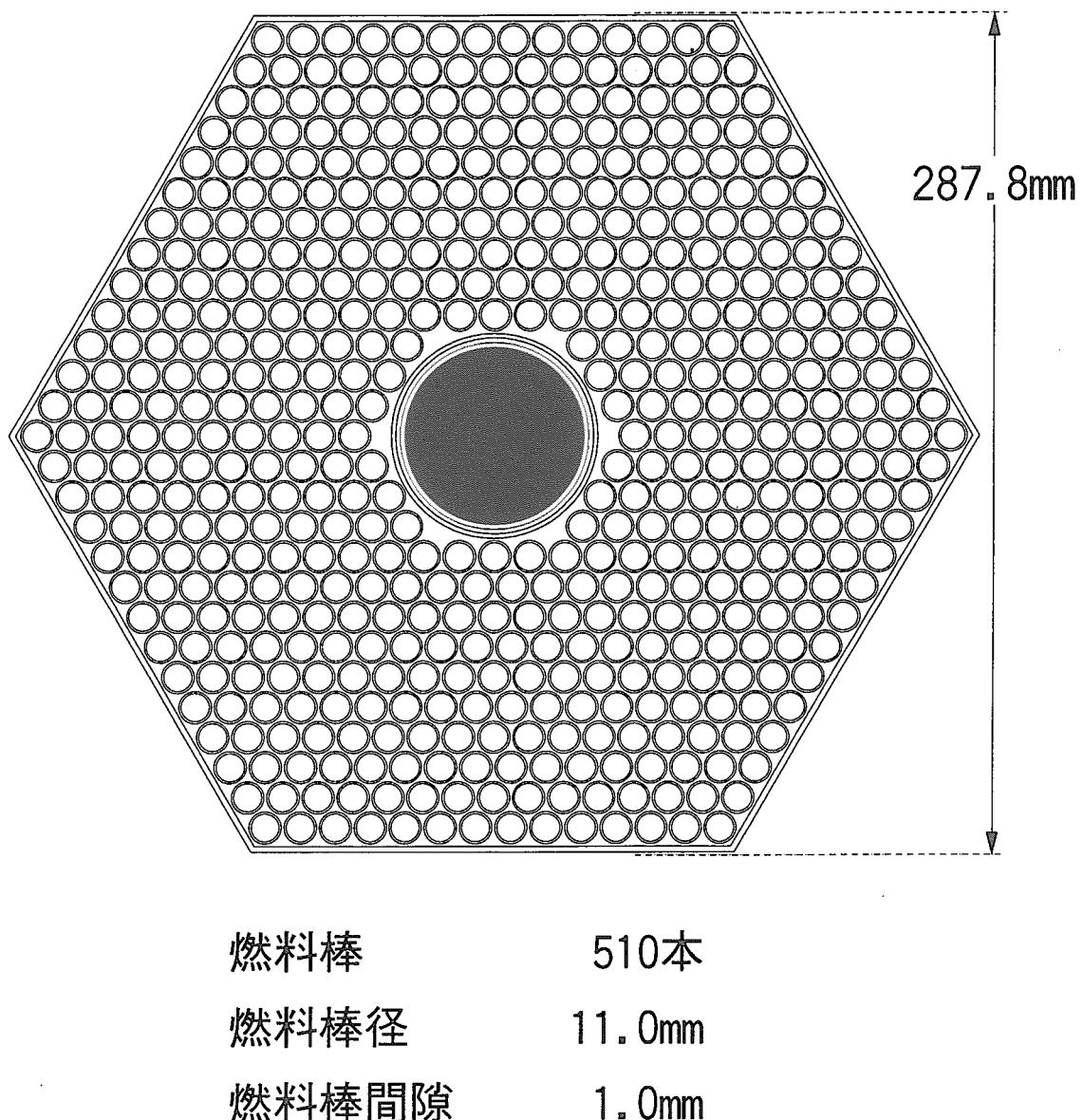
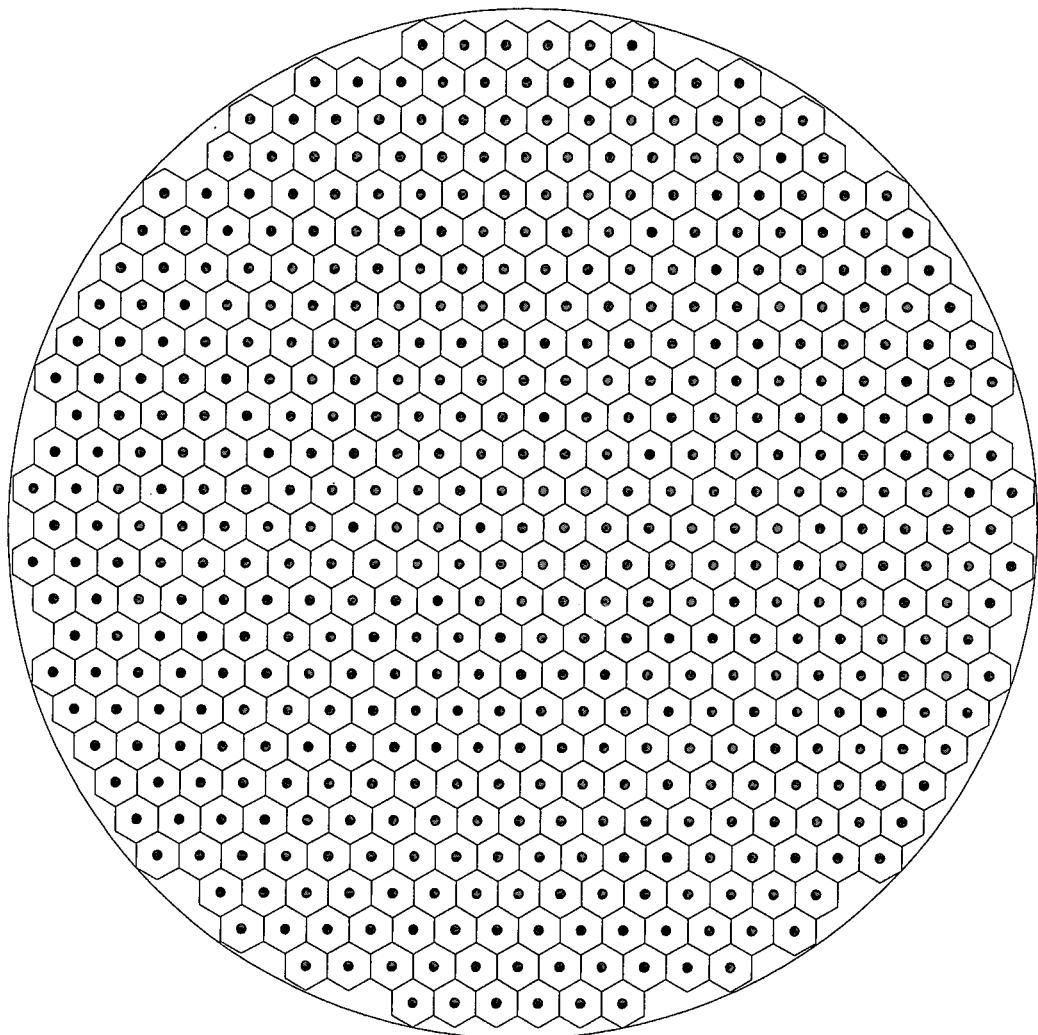


図 3.17 高転換比 BWR 型炉心の燃料集合体構成（1mm ケース）



燃料集合体数 499体
炉心外接半径 349cm
制御棒本数 499本

図 3.18 高転換比 BWR 型炉心の炉心構成 (1mm ケース)

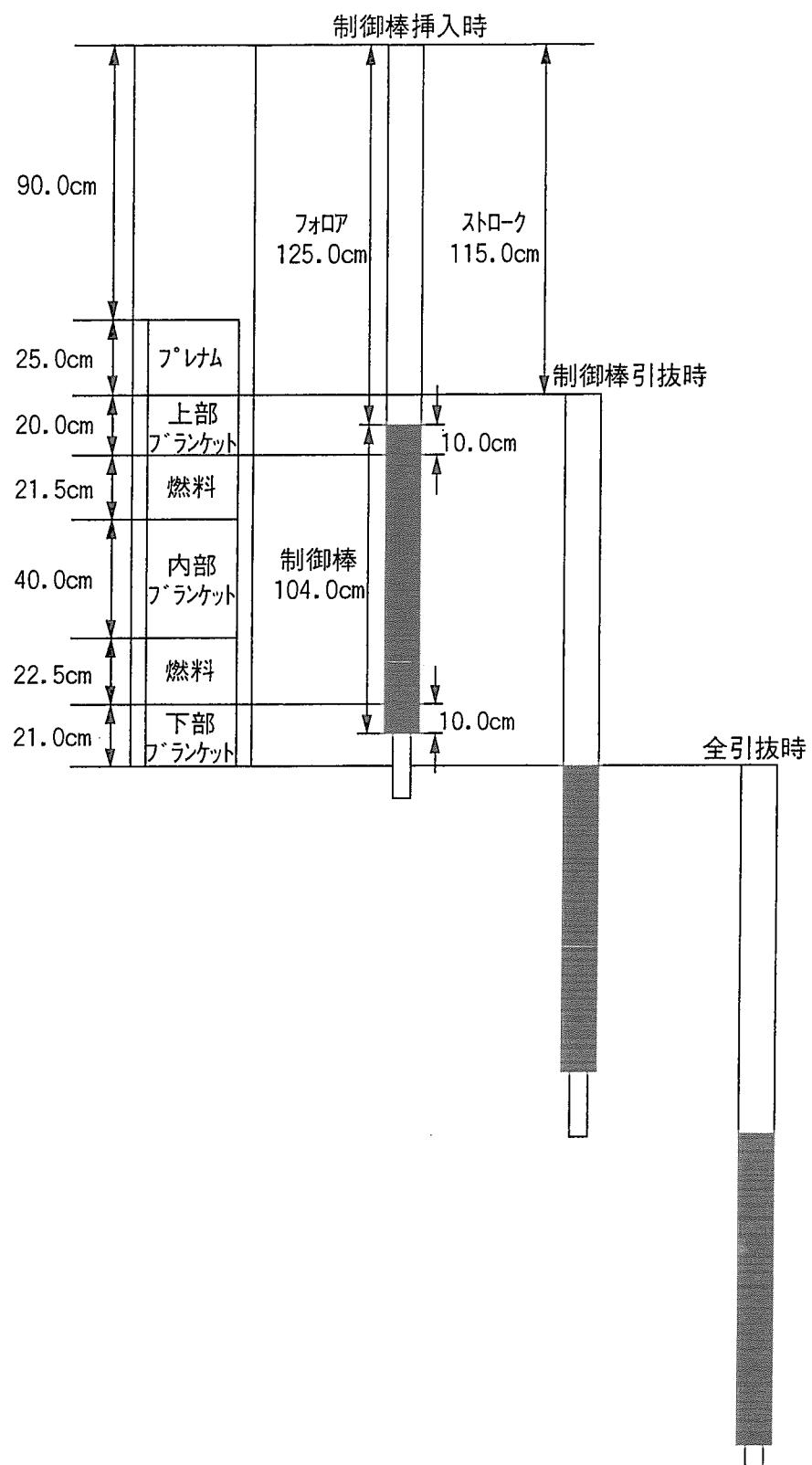


図 3.19 燃料集合体と制御棒の軸方向位置の関係 (1mm ケース)

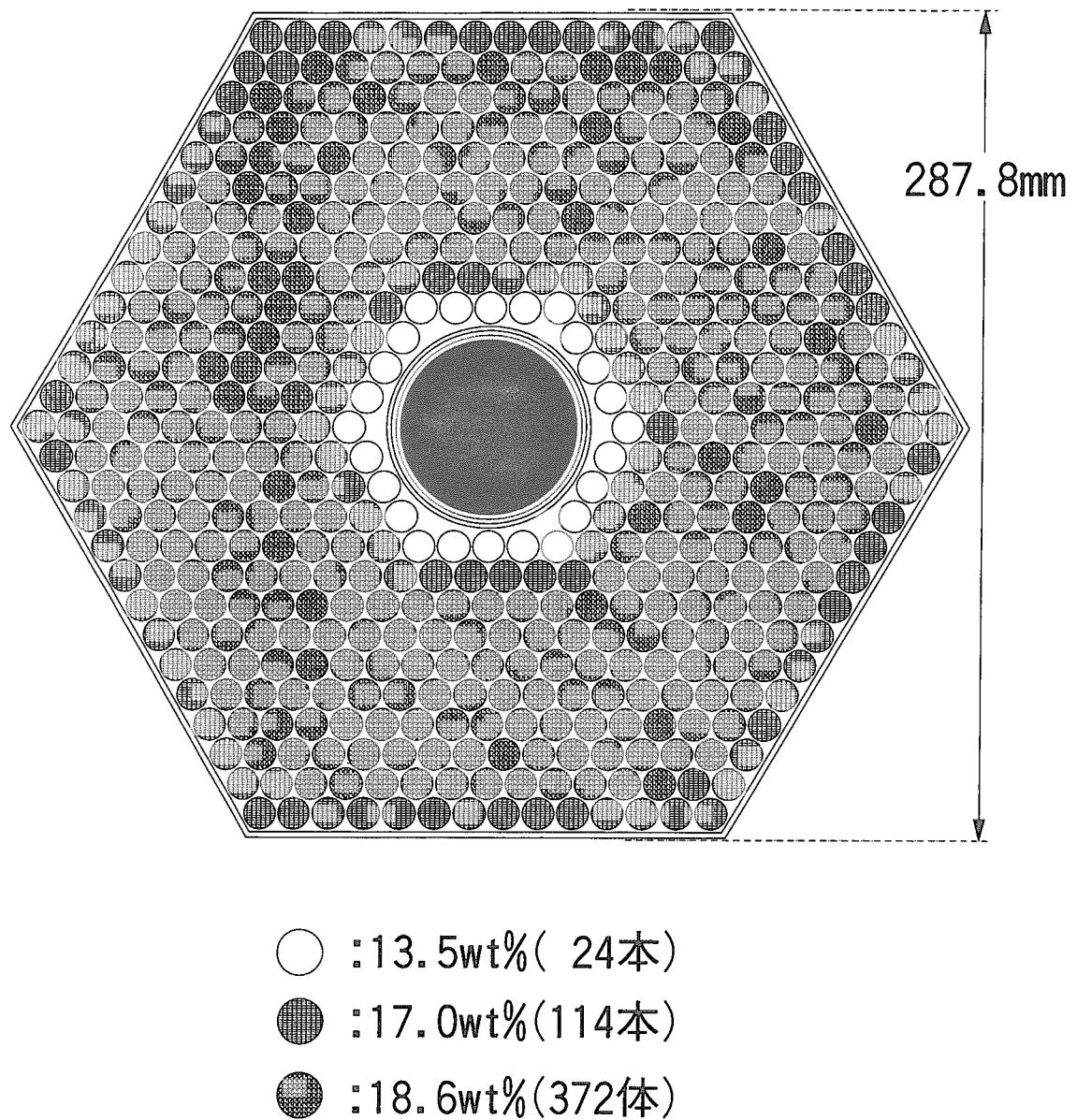


図 3.20 燃料集合体燃料部のプルトニウム富化度分布 (1mm ケース)

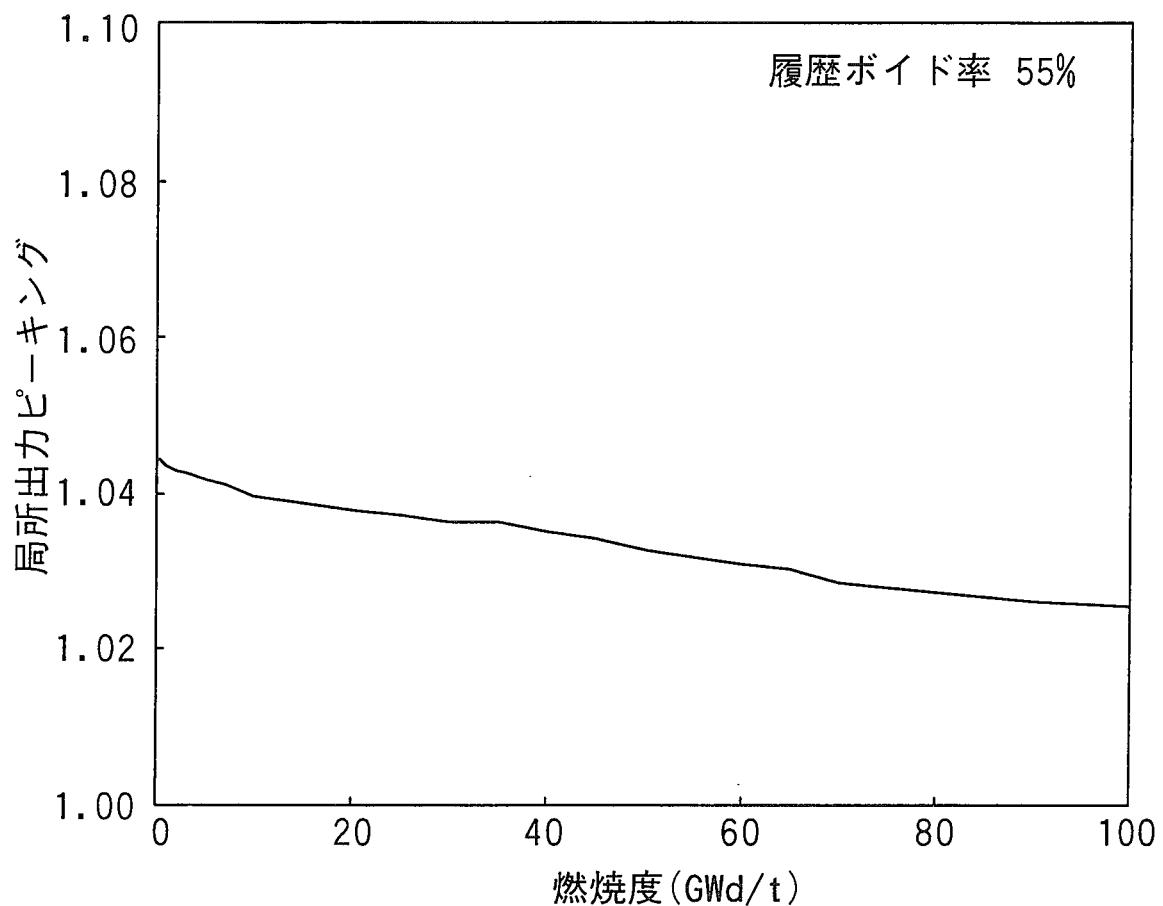


図 3.21 局所出力ピーキングの燃焼変化（燃料部）（1mm ケース）

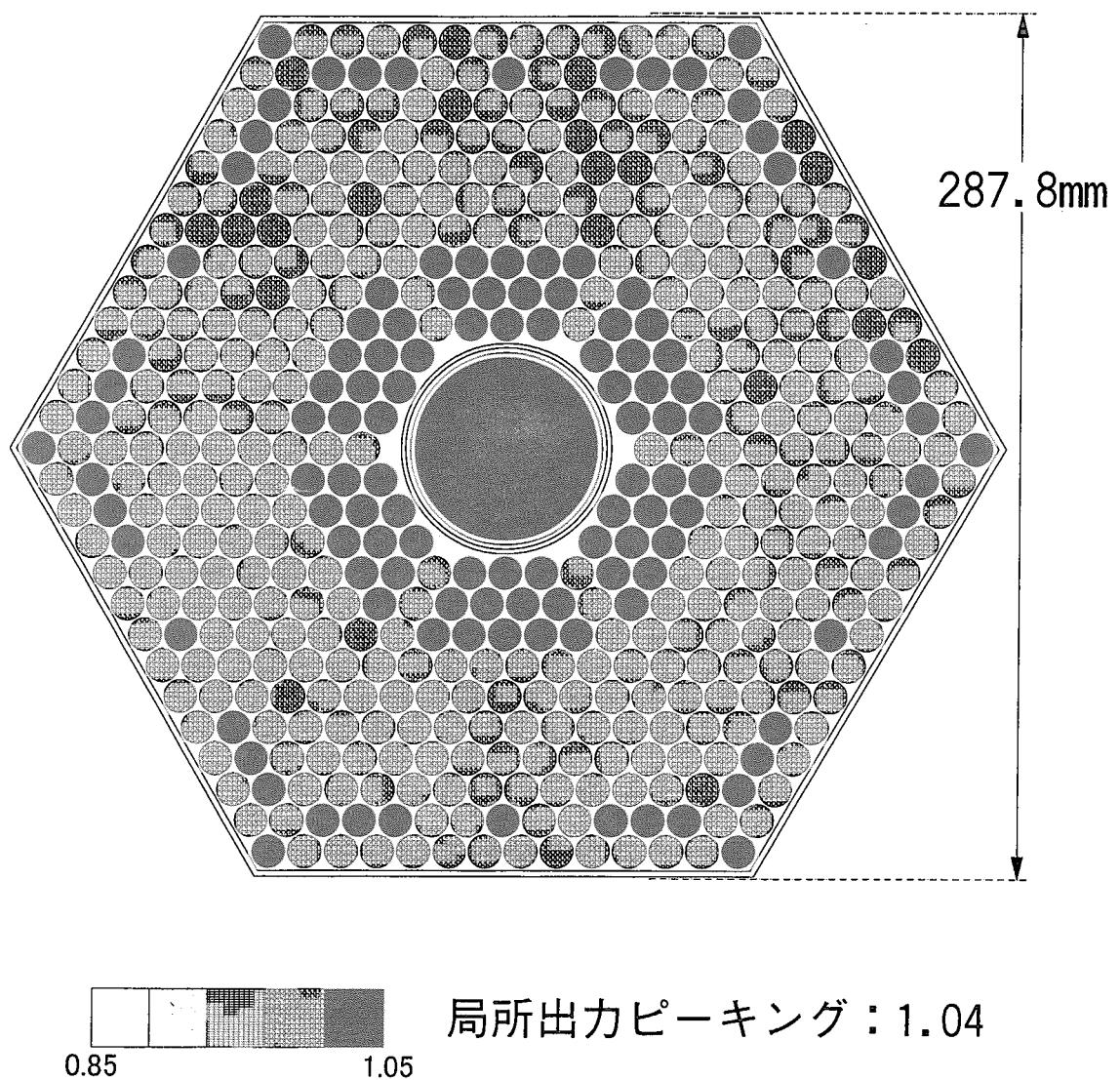


図 3.22(a) 燃料集合体燃料部の局所出力分布(0GWd/t、平均ボイド率 30%) (1mm ケース)

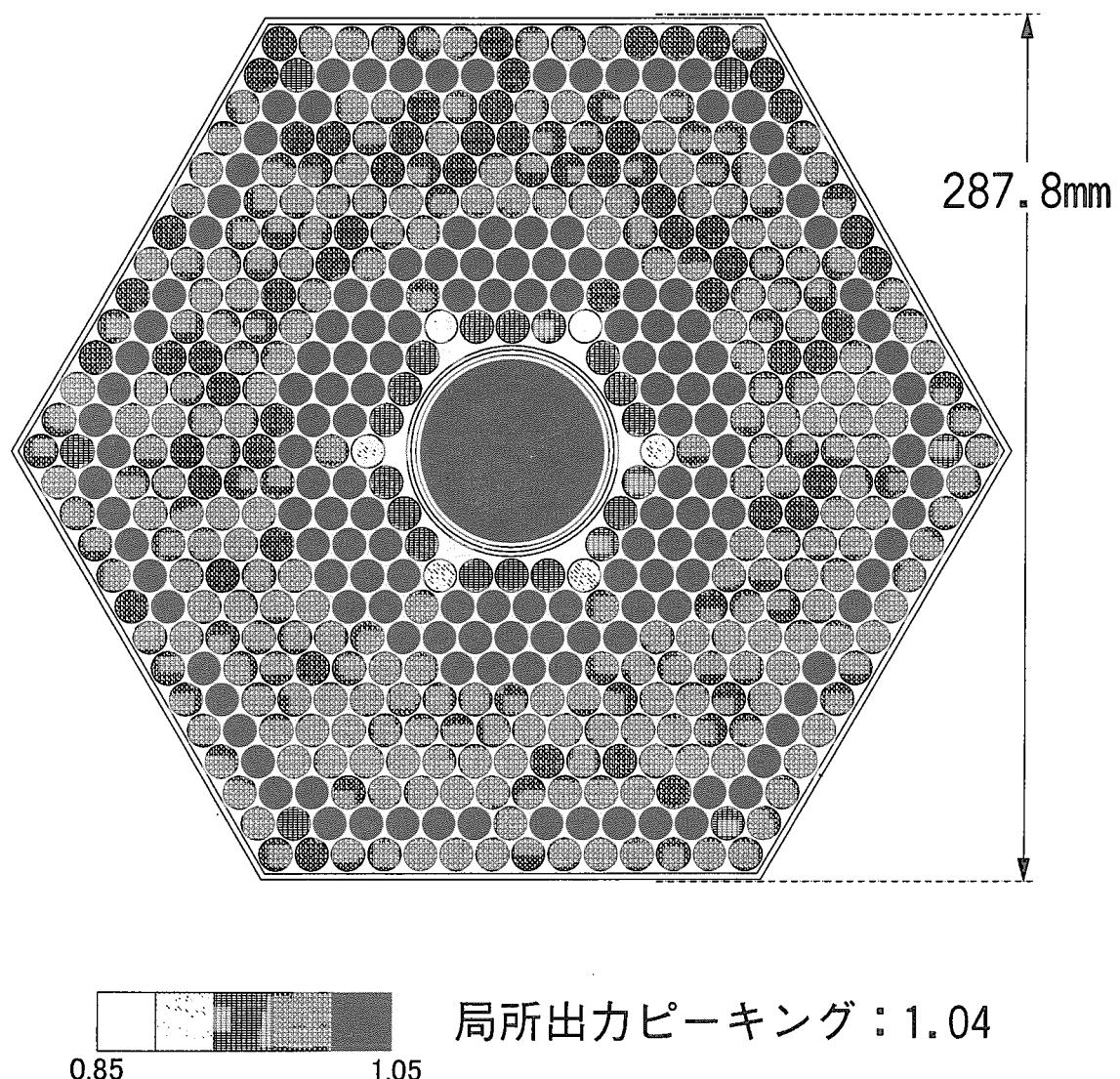


図 3.22(b) 燃料集合体燃料部の局所出力分布(0GWd/t、平均ボイド率 55%) (1mm ケース)

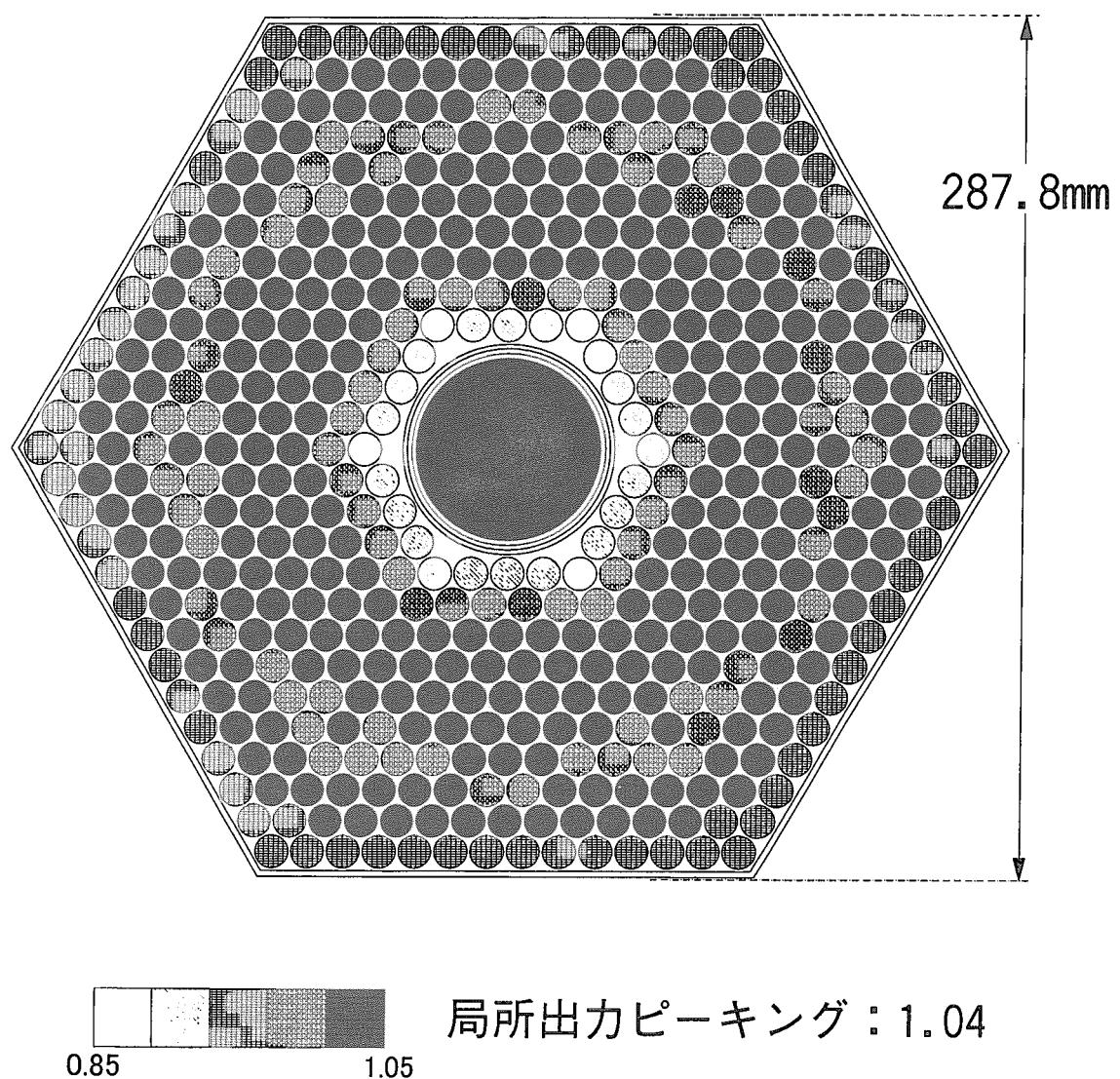


図 3.22(c) 燃料集合体燃料部の局所出力分布(0GWd/t、平均ボイド率 80%) (1mm ケース)

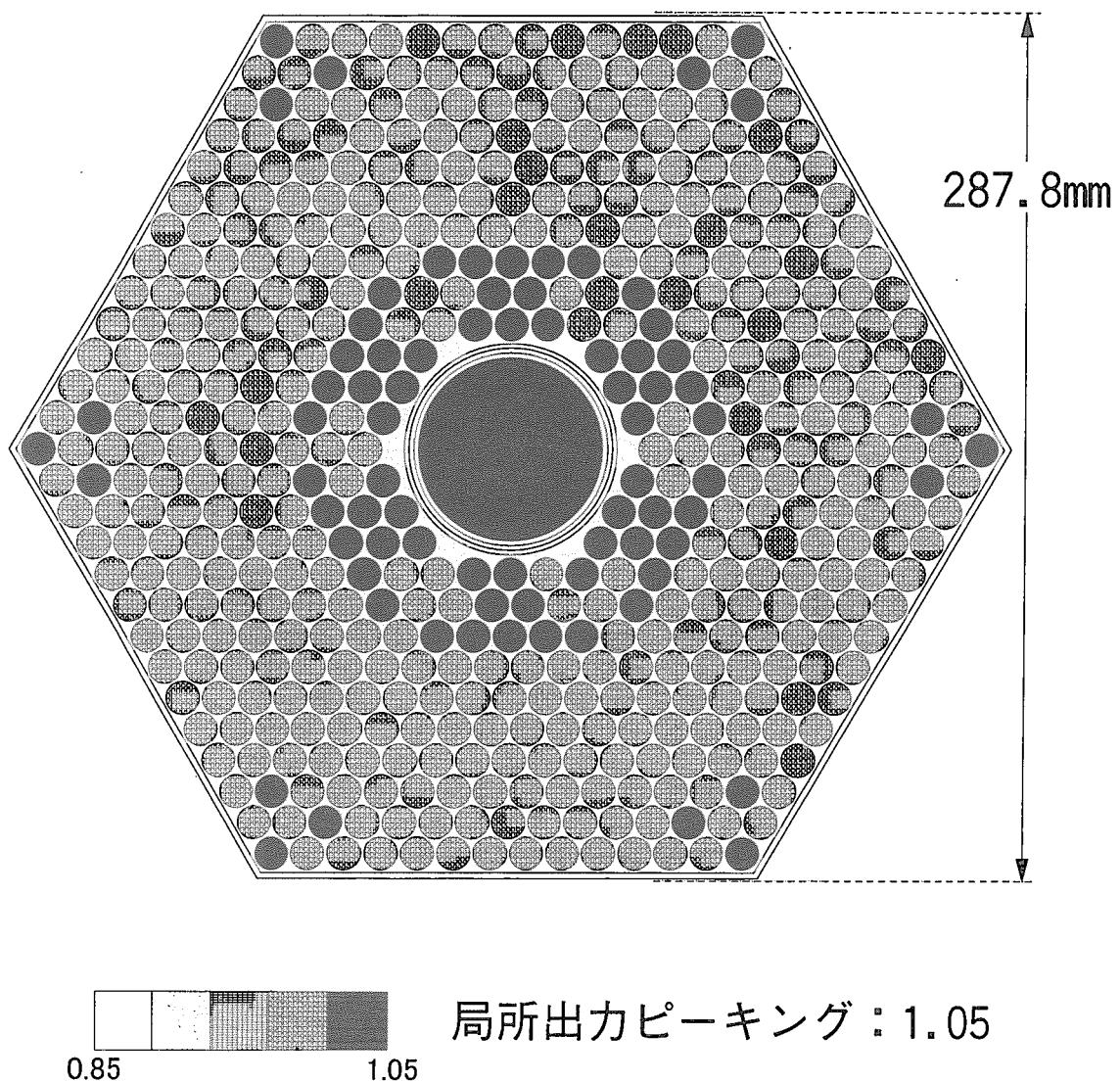


図 3.23(a) 燃料集合体燃料部の局所出力分布(90GWd/t、平均ボイド率 30%)(1mm ケース)

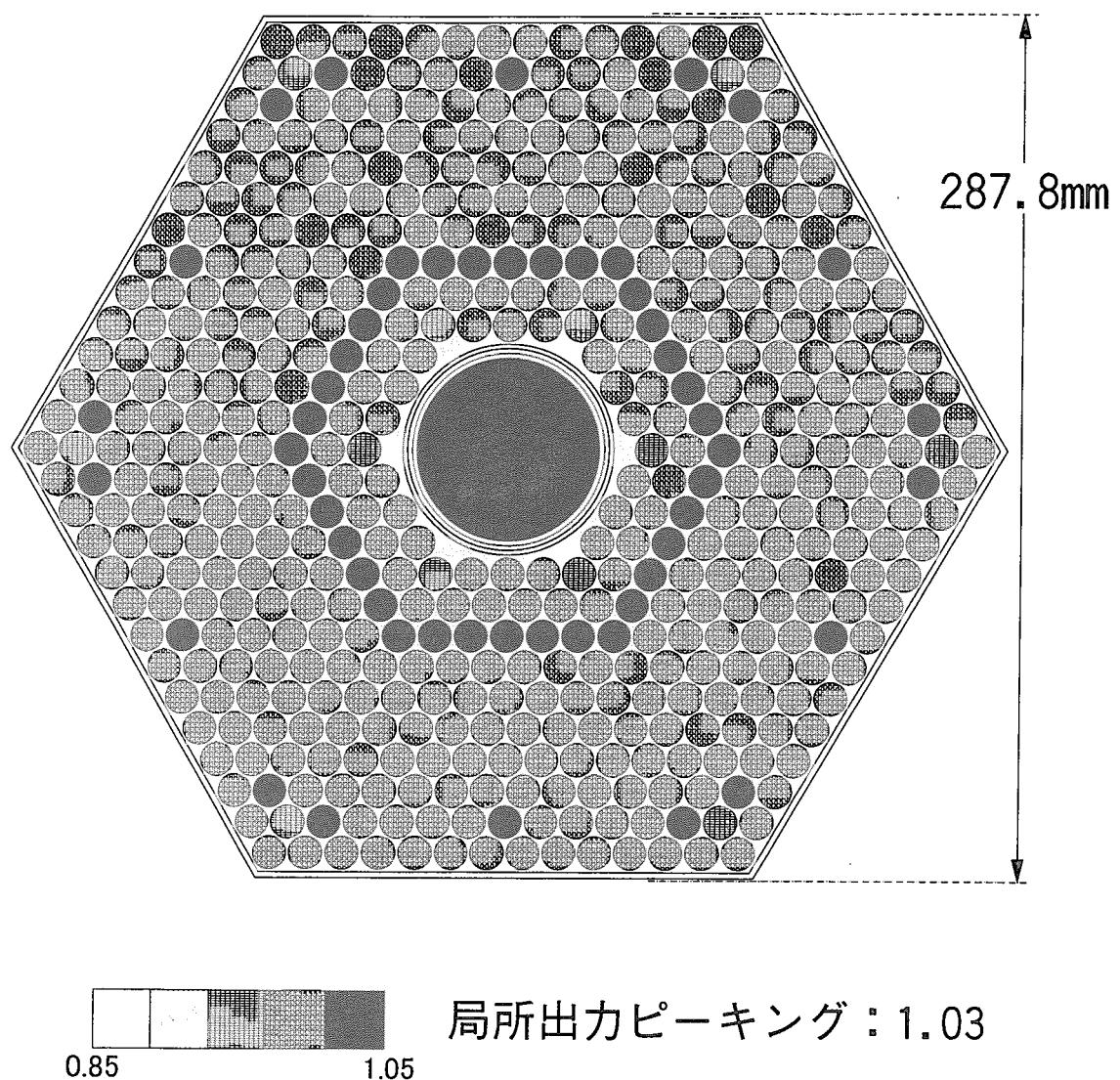


図 3.23(b) 燃料集合体燃料部の局所出力分布(90GWd/t、平均ボイド率 55%)(1mm ケース)

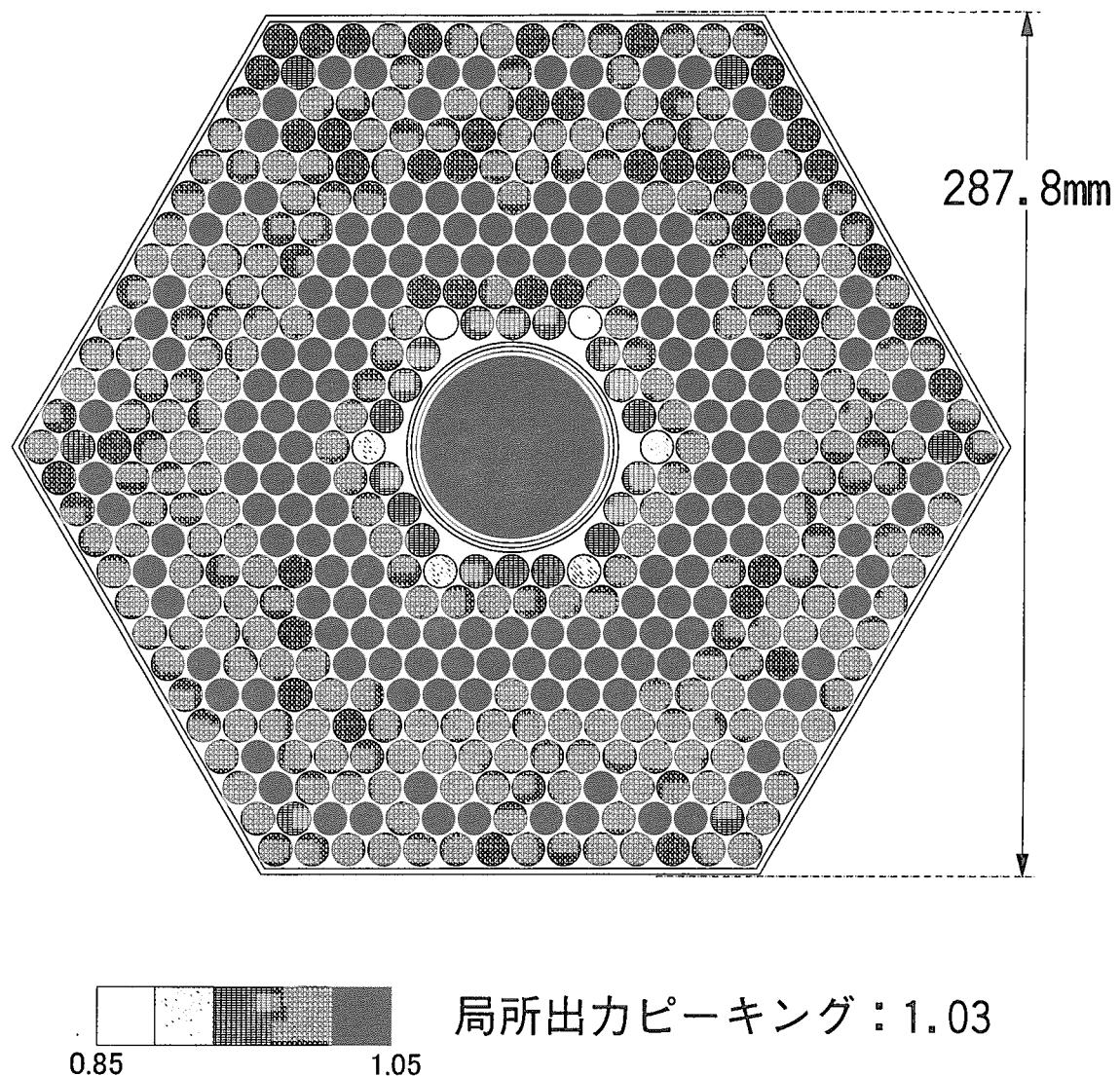


図 3.23(c) 燃料集合体燃料部の局所出力分布(90GWd/t、平均ボイド率 80%)(1mm ケース)

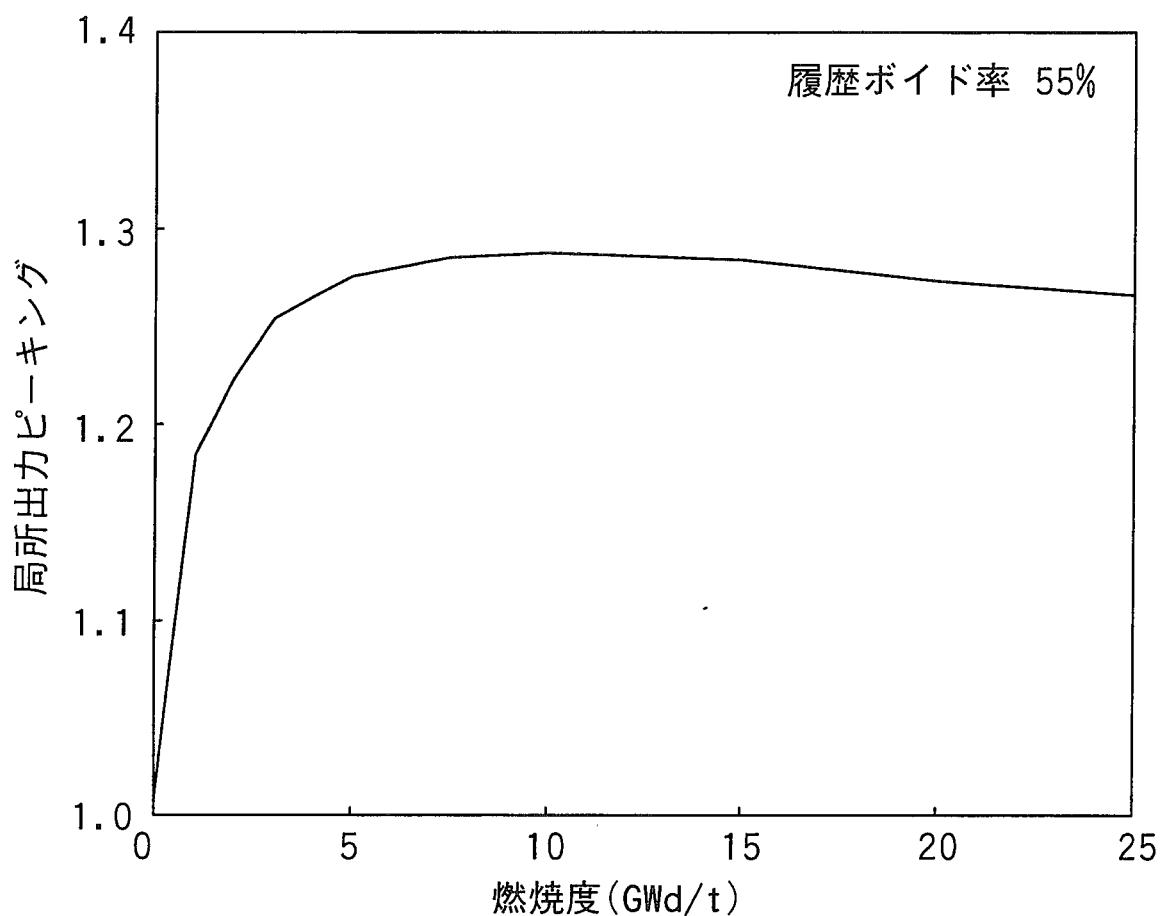
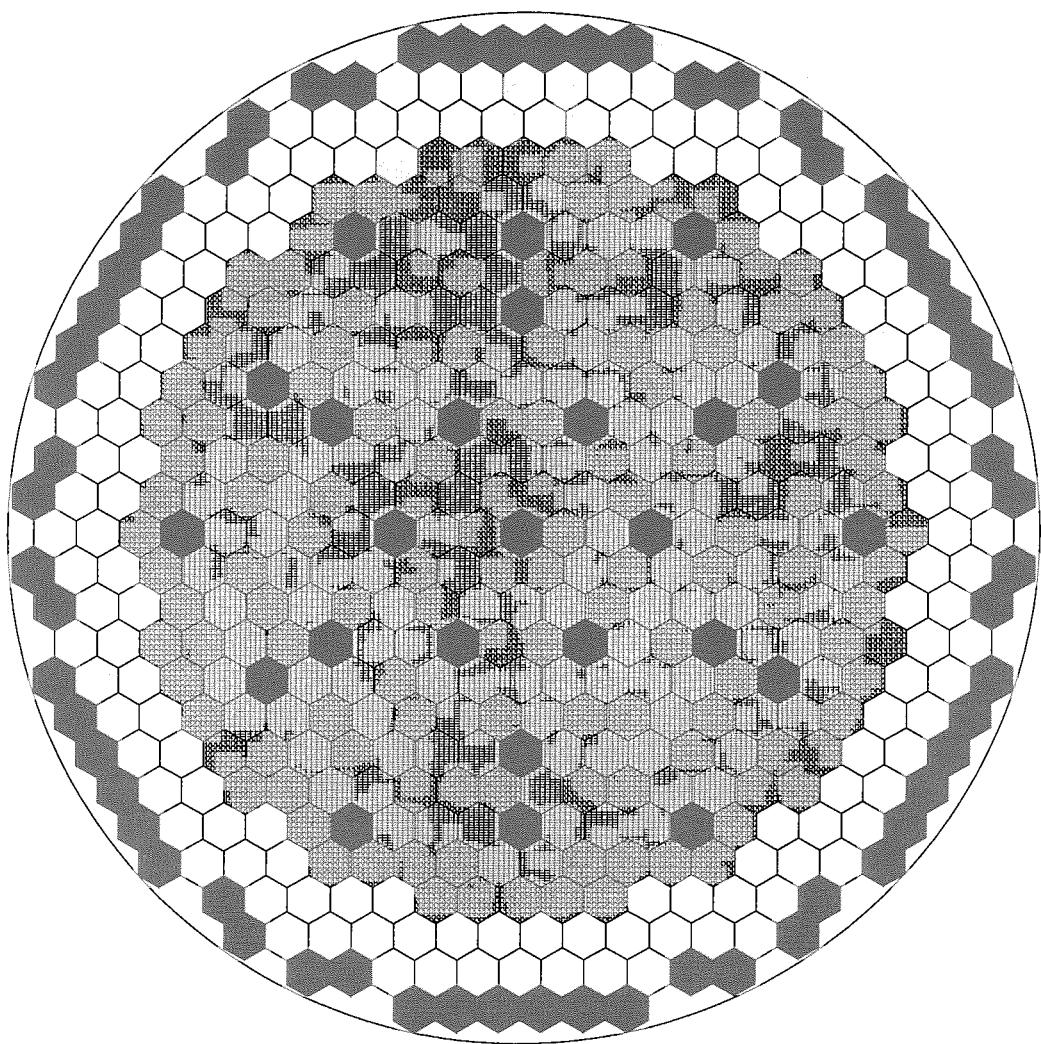


図 3.24 局所出力ピーキングの燃焼変化（ブランケット部）（1mm ケース）



-  新燃料 (138体)
-  2サイクル目燃料 (138体)
-  3サイクル目燃料 (138体)
-  4サイクル目燃料 (85体)

図 3.25 燃料装荷パターン (1mm ケース)

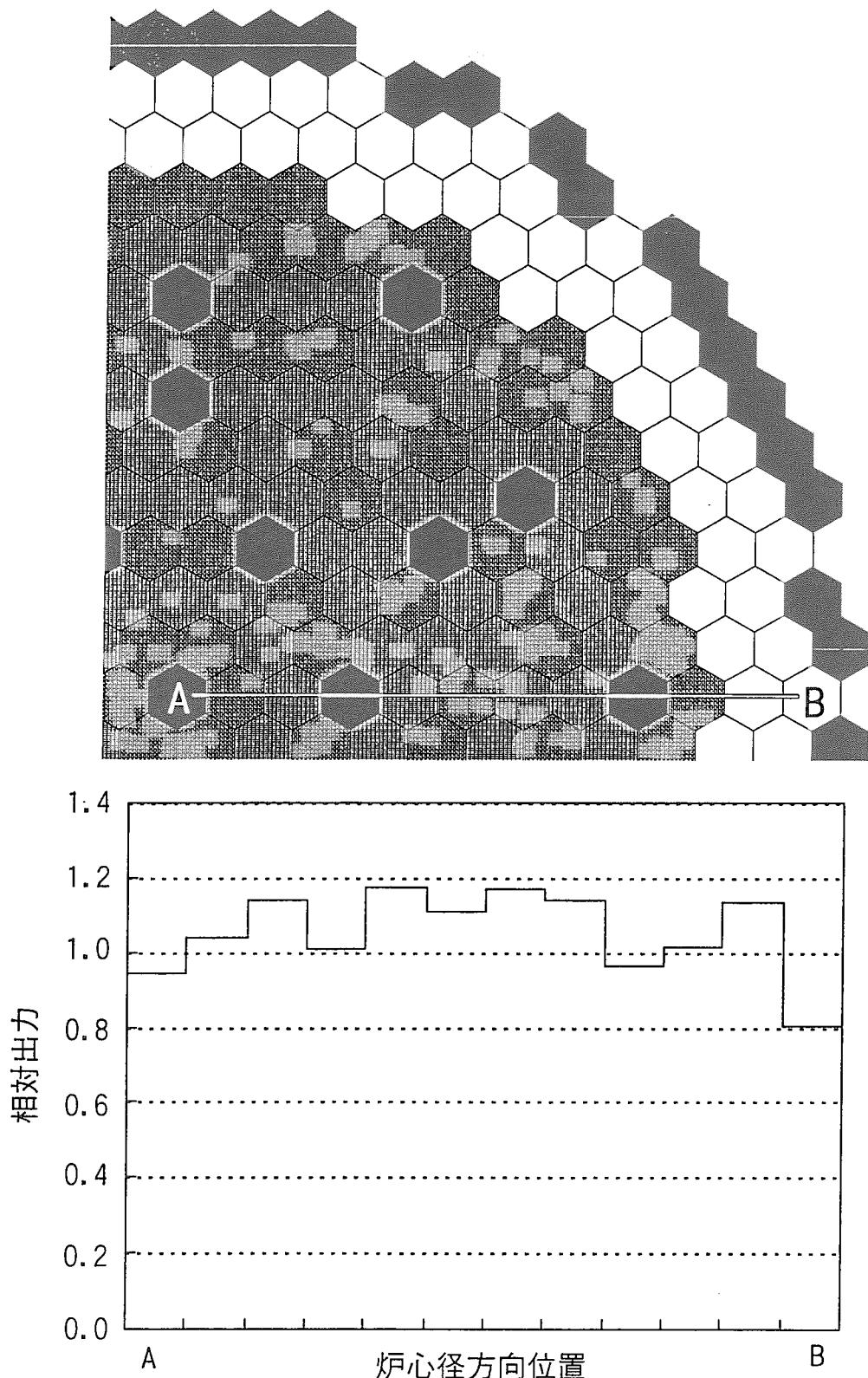


図 3.26(a) 炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-B 方向) (1mm ケース)

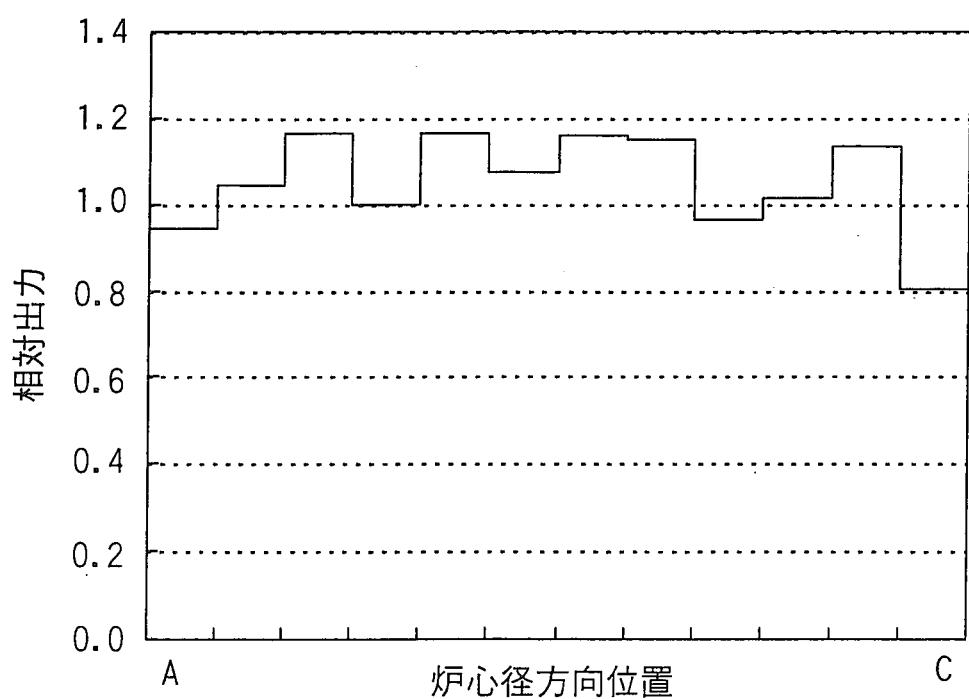
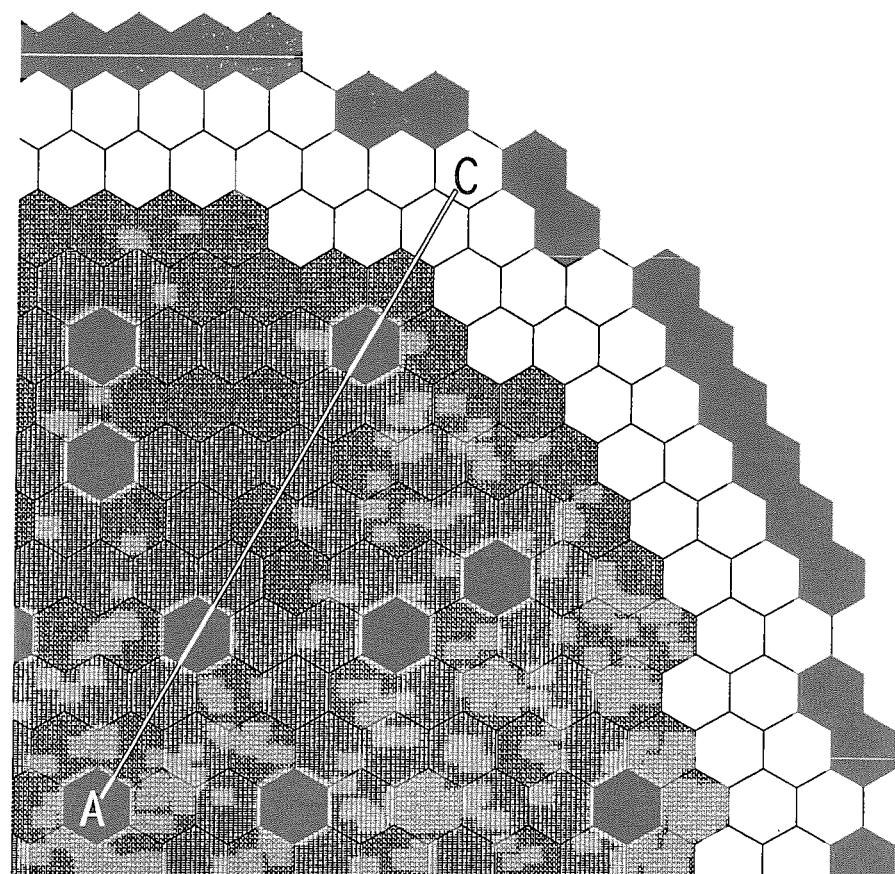


図 3.26(b) 炉心径方向の燃料集合体出力分布 (A-C 方向) (1mm ケース)

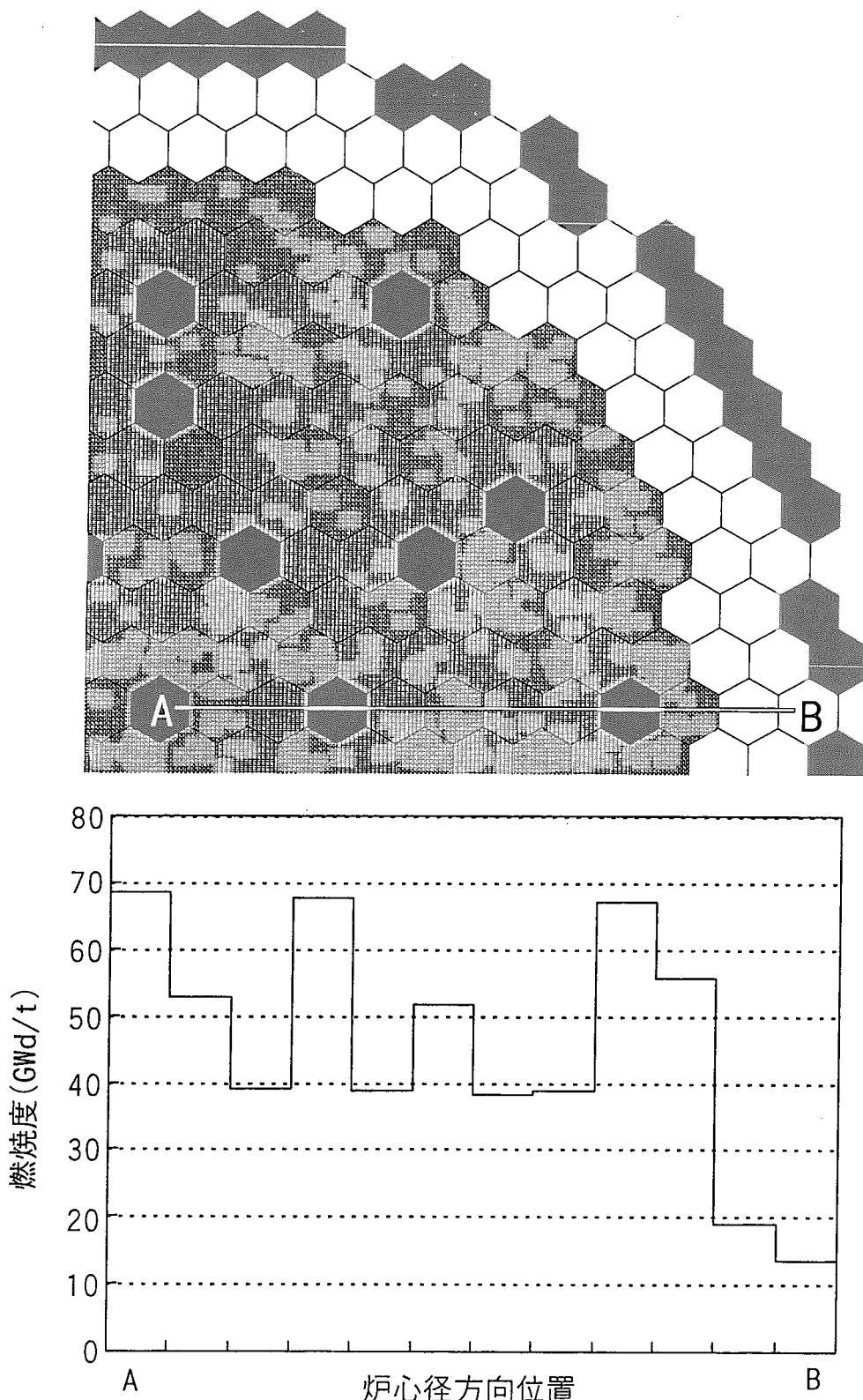


図 3.27(a) 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-B 方向) (1mm ケース)

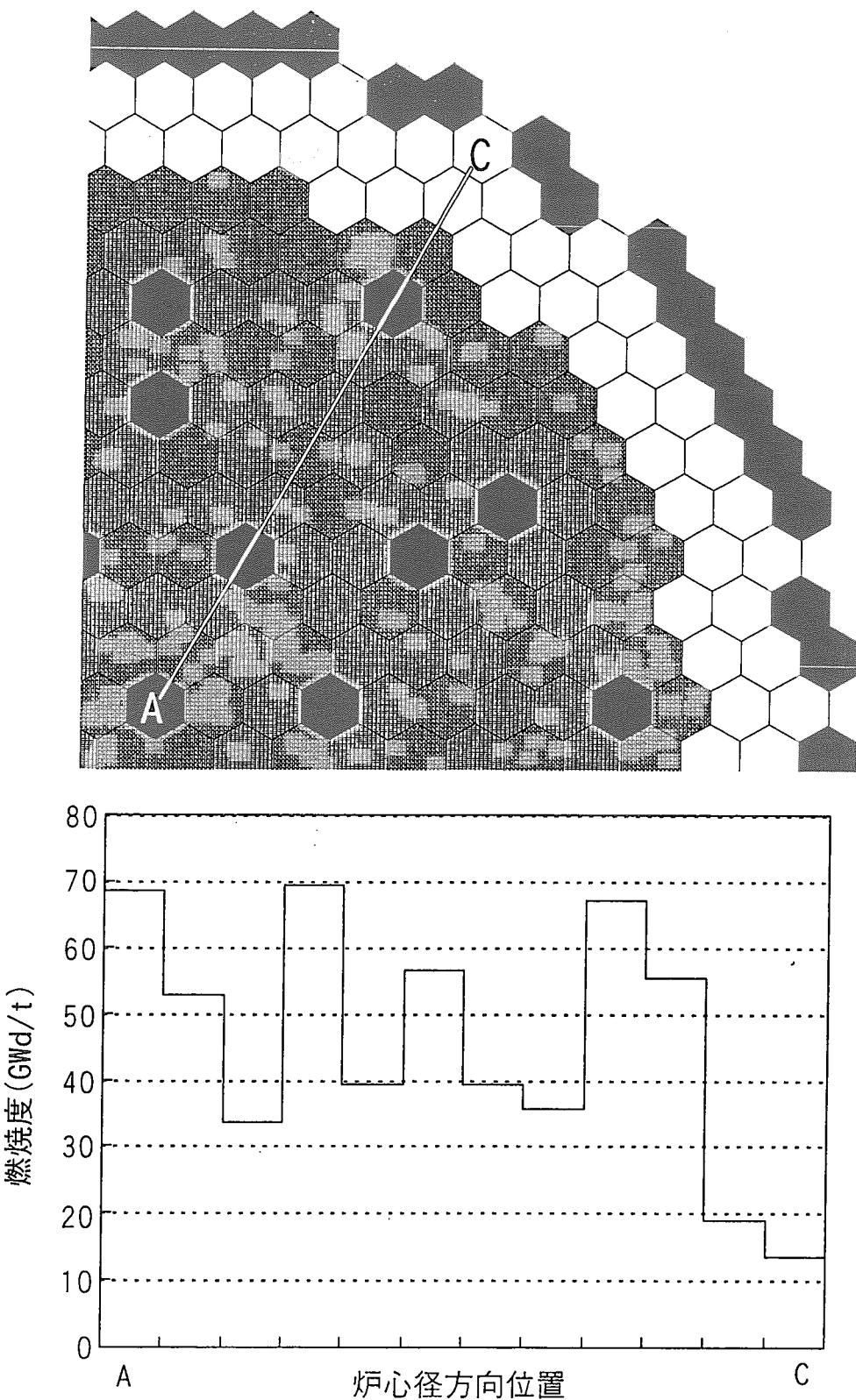


図 3.27(b) 炉心径方向の燃料集合体燃焼度分布 (A-C 方向) (1mm ケース)

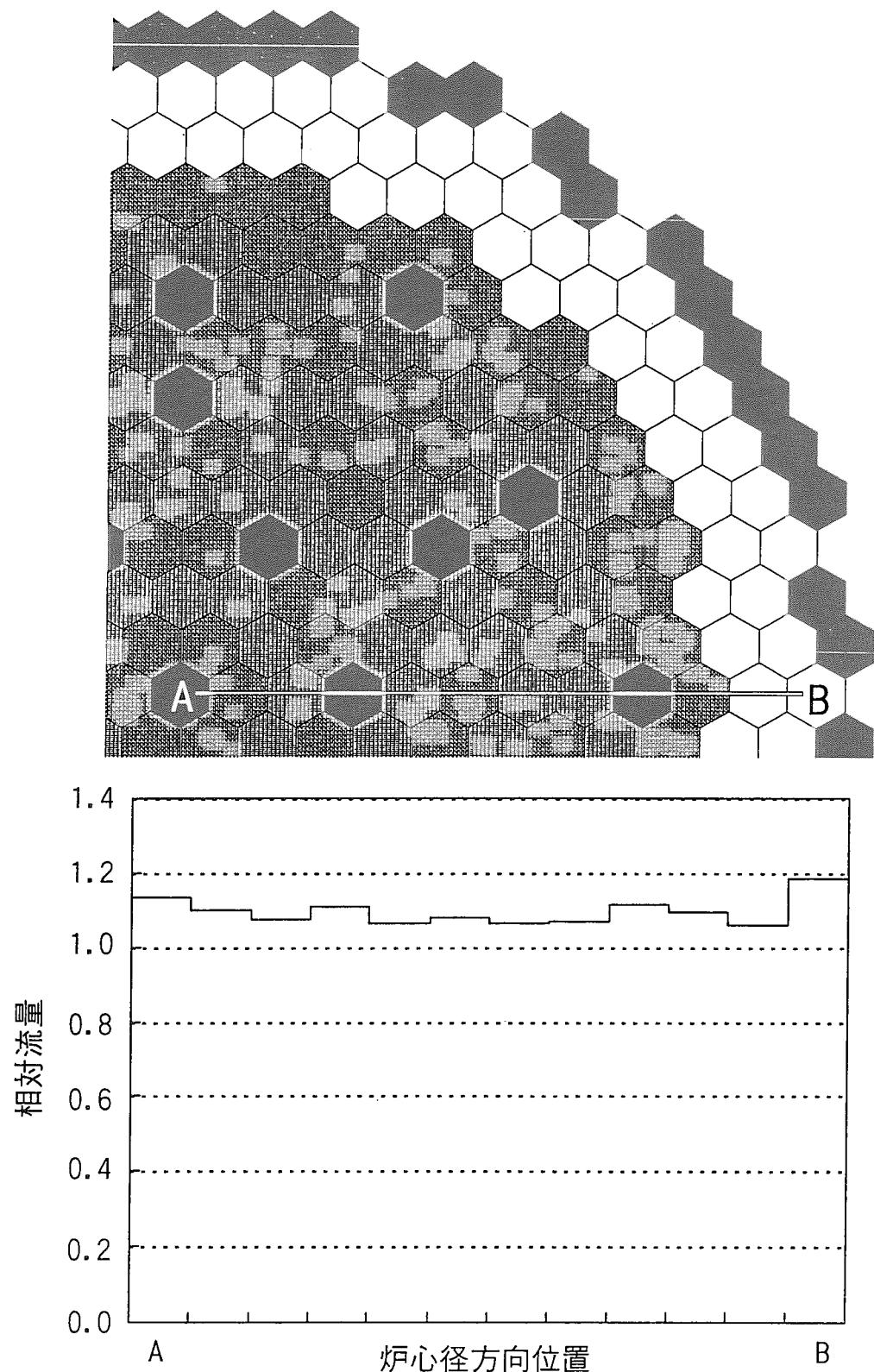


図 3.28(a) 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-B 方向) (1mm ケース)

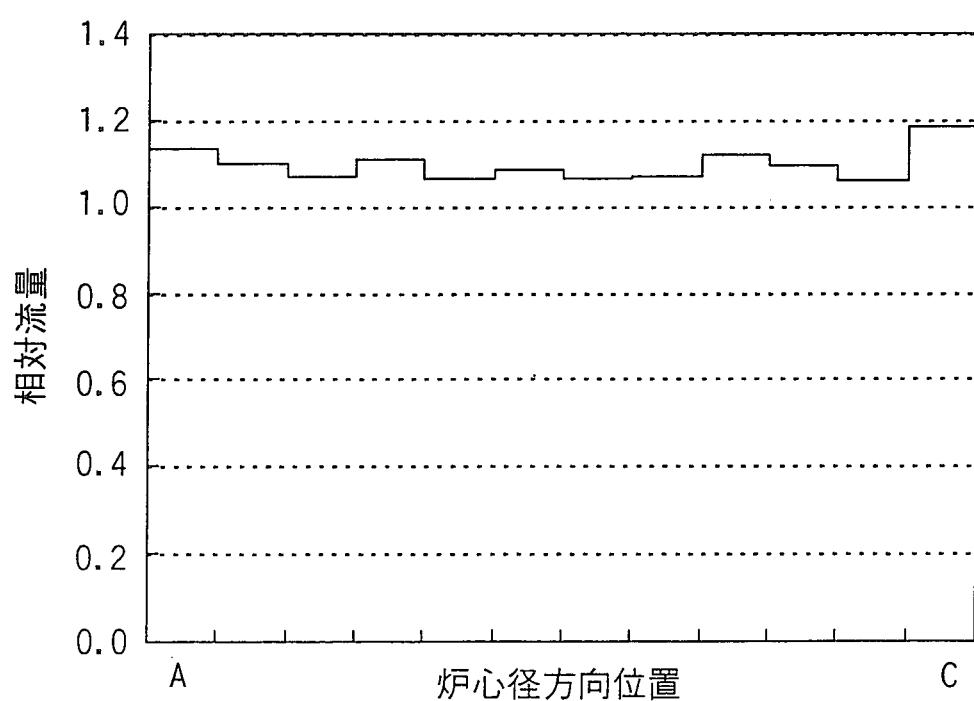
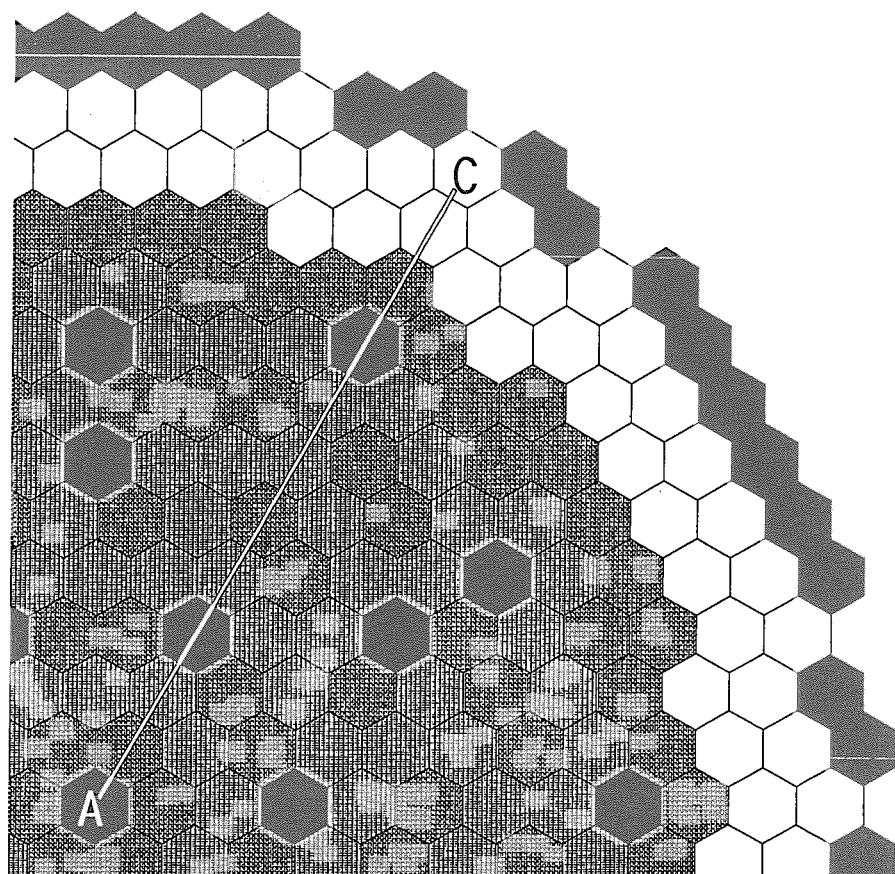


図 3.28(b) 炉心径方向の燃料集合体流量分布 (A-C 方向) (1mm ケース)

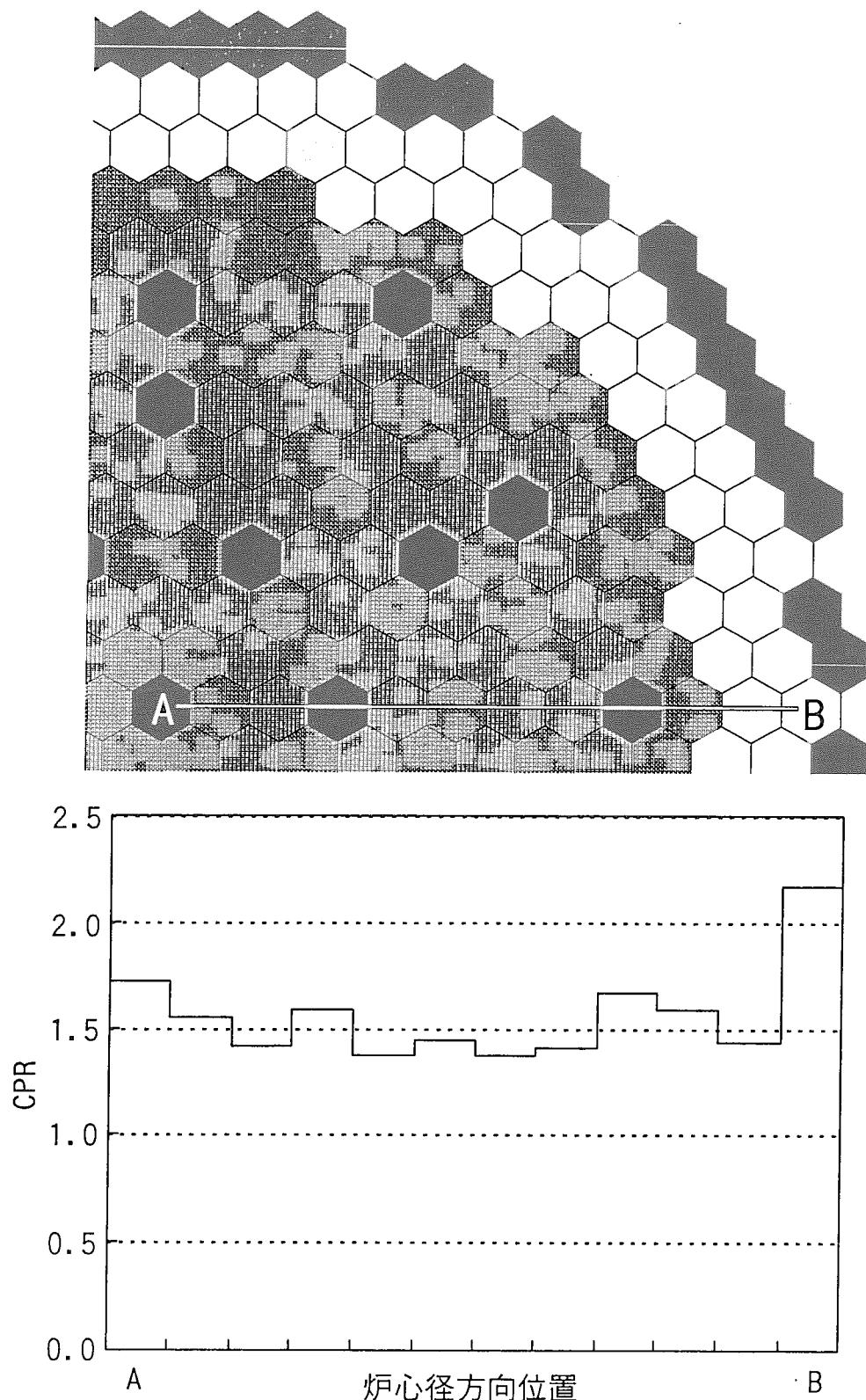


図 3.29(a) 炉心径方向の燃料集合体 CPR 分布 (A-B 方向) (1mm ケース)

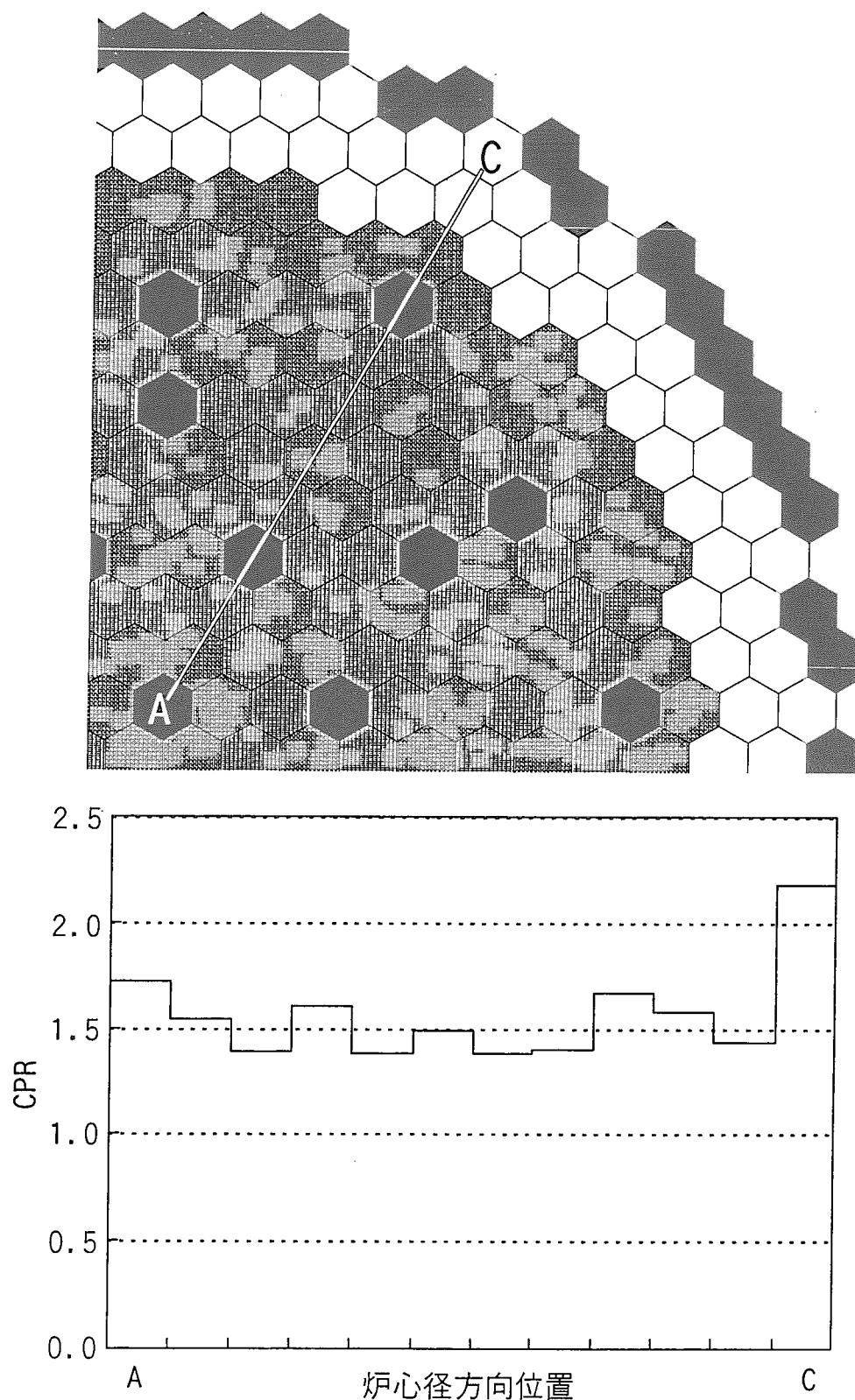


図 3.29(b) 炉心径方向の燃料集合体 CPR 分布 (A-C 方向) (1mm ケース)

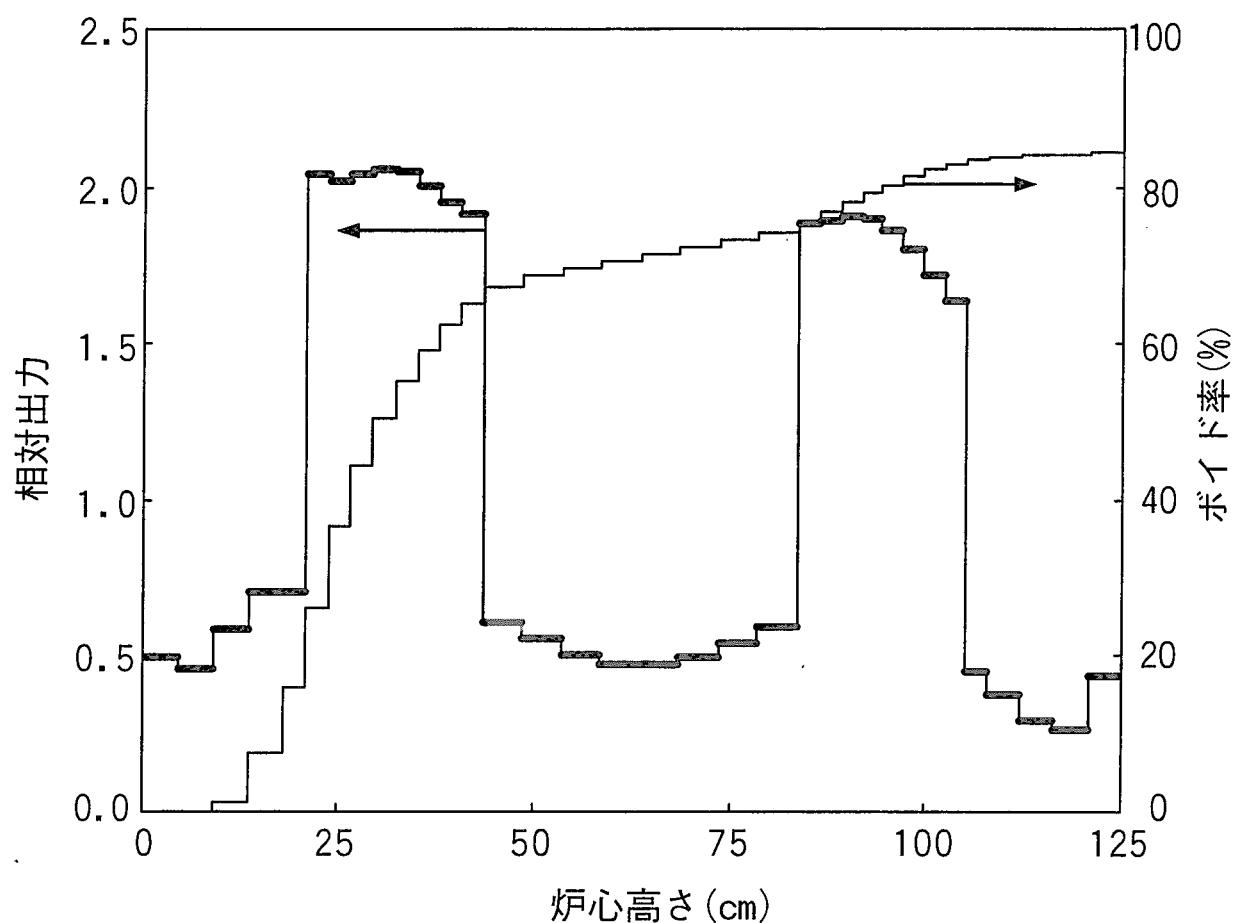


図 3.30 炉心軸方向出力及びボイド率分布 (1mm ケース)

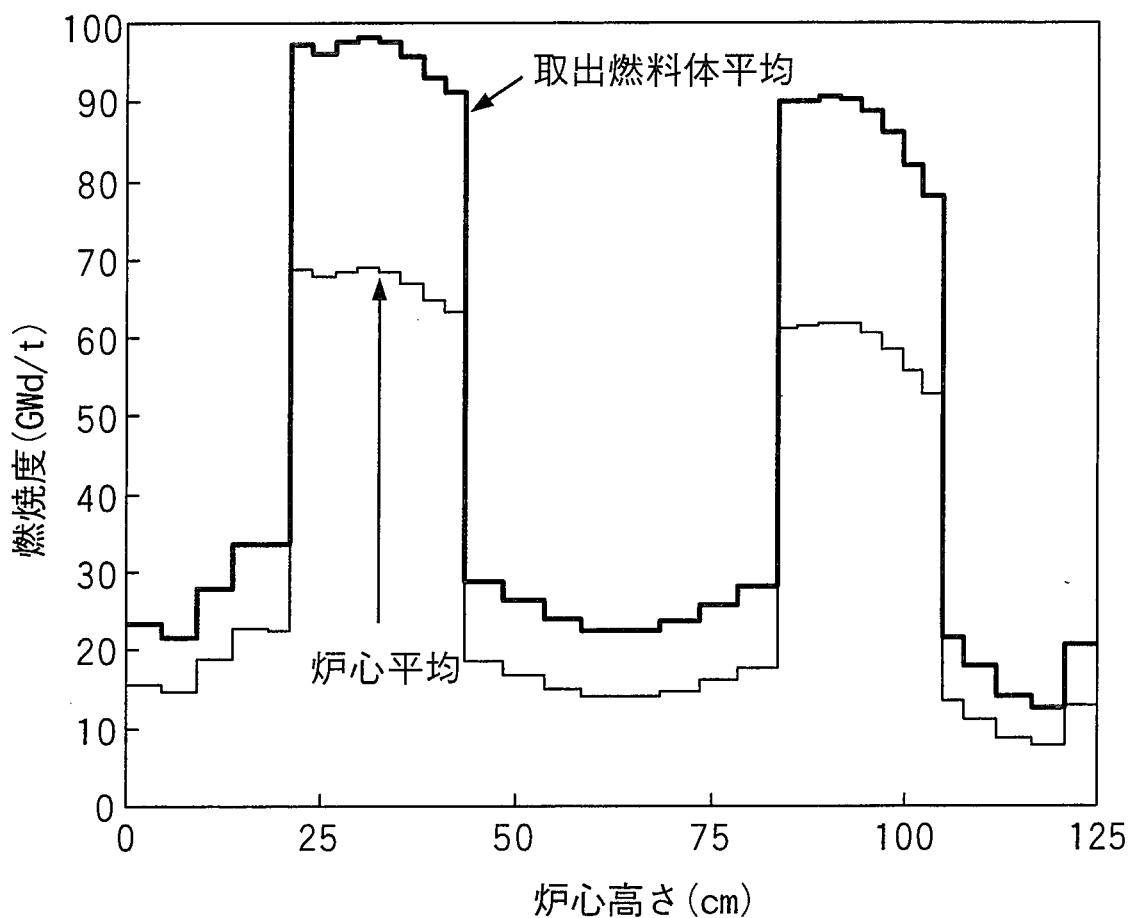


図 3.31 取出燃料体平均及び炉心平均の軸方向燃焼度分布 (1mm ケース)

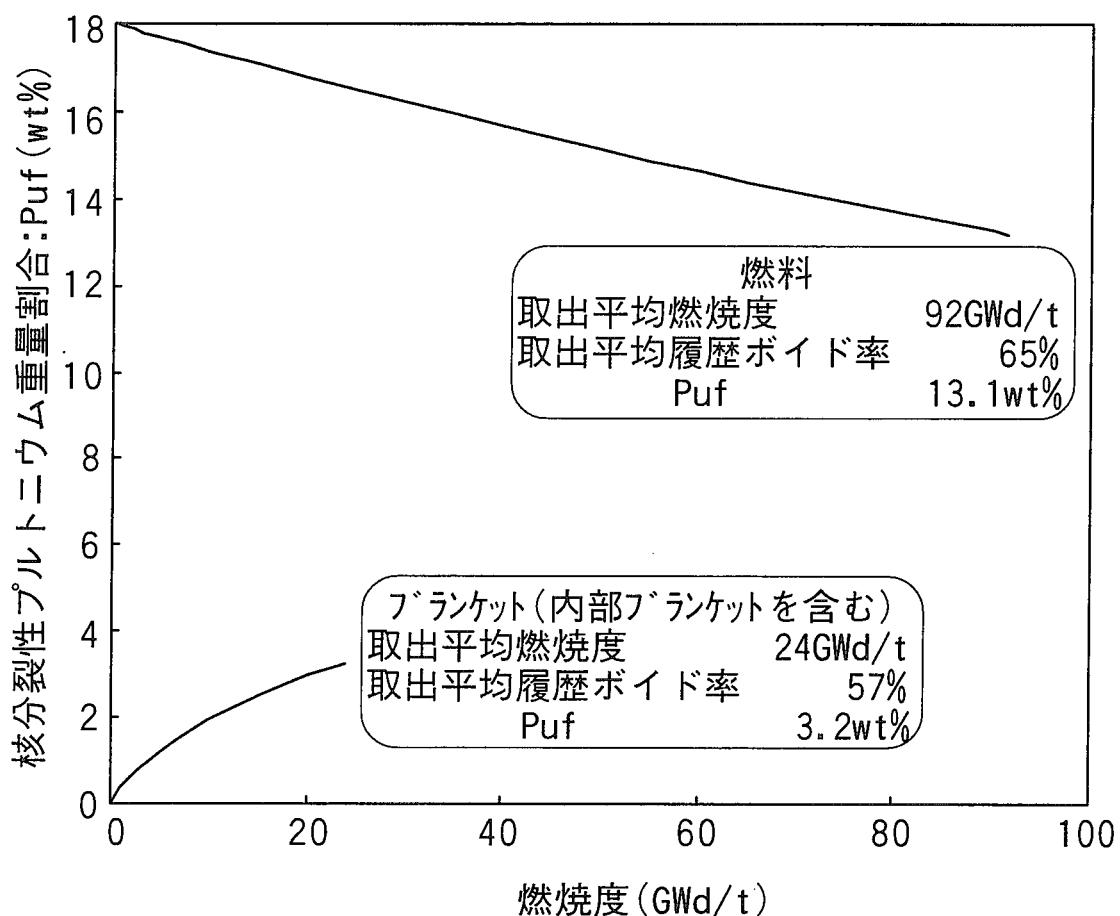


図 3.32 核分裂性プルトニウム割合の燃焼変化 (1mm ケース)

4. 結 言

将来型軽水炉概念の一つとして原研で研究を進めている低減速スペクトル炉の設計概念の一つである高転換比BWR型炉に関しては、これまでに現行のABWRと同様のシステムを利用した出力1,100MWeの炉心設計が得られていたが、炉心の長さが短くかつ炉心流量が小さいことから、炉心部での圧力損失が小さく自然循環が可能な設計となっていた。そこで引き続き、経済性の向上を主な目的として、インターナルポンプを使用しない自然循環のシステムを前提として、インターナルポンプが占めていた空間を炉心部分として使用することとして、炉心出力を1,356MWeに増加させた設計が行なわれた。この炉心設計を受けてそれに対する安全性を検討するために、異常な過渡変化および事故事象のうちの主要な事象に関して解析を実施するとともに安定性の検討も実施した。また、その炉心設計をベースとしてさらなる改良を検討し、これまで使用していたY字型制御棒に代えて単純な構造の円柱型制御棒（外径60mm程度）を用いるとともに、集合体を大型化して体数を削減し経済性の向上を狙う設計の可能性を検討した。本報告書では、これらの検討結果を記述した。

検討の結果、現行ABWRにおいて最もきびしい結果を与える給水加熱喪失事象は、ボイド係数の負の絶対値が小さく自然循環方式を採用した高転換比BWR型炉では厳しい事象とはならず、出力運転時の制御棒の異常な引き抜き事象が最も厳しいものの、 $\Delta MCPR$ はABWRと同程度であった。また、自然循環方式の高転換比BWR型炉では、HPCF配管破断事故、主蒸気管破断事故いずれの事象も炉心流量の急激な低下が発生しないため燃料温度が初期値を上回らず、安全上の問題はなく非常に好ましい特性を有することが分かった。さらに定格運転時のチャンネル安定性減幅比を評価した結果、高転換比BWR型炉心は0.07であり、ABWRと同程度であるとともにその制限値0.5より遙かに小さく、安定性上の問題はなかった。炉心安定性減幅比を評価した結果は、0.01未満と小さな値になった。領域安定性も炉心安定性と同じく核的フィードバックの影響が大きく、炉心安定性が0.01未満であるので問題ないと判断される。

一方、炉心改良の設計の可能性に関しては、大型化された各燃料集合体の中央に外径60mm程度の円柱型の制御棒を採用した単純な構成の炉心が、これまでに設計されたY字型制御棒を使用した炉心と同様な炉心性能を有する範囲で成立可能であるとの結果が得られた。

謝 辞

本検討を行うに当たり、有益なご意見を頂いた原研の新谷文將氏に感謝致します。また、本検討において実施した核設計解析及び過渡解析においてそれぞれ多大なご協力頂いた（株）日立製作所の青山肇男氏及び石井佳彦氏に感謝致します。

参考文献

1. 岩村 公道, 他 : JAERI-Research 99-058, “低減速スペクトル炉の研究” (1999).
2. 将来型炉研究グループ, 他 : JAERI-Research 2000-035, “低減速スペクトル炉心の研究 — 平成 10~11 年度報告書 —” (2000).
3. 大久保 努, 他 : JAERI-Conf 2000-010, “石川 信行, 他編 :「第 3 回低減速スペクトル炉に関する研究会報告書」, 2.4 低減速スペクトル炉の設計研究の進展”, pp.36-61, pp.169-190 (2000).
4. 東京電力株式会社：“柏崎刈羽原子力発電所 原子炉設置変更許可申請書（6号及び7号炉）本文及び添付書類” (1996).
5. 竹田 練三, 他 : “低減速スペクトル炉の研究(15) — 自然循環運転可能な 1350MWe 高転換比 BWR 型炉心の設計 —”, 日本原子力学会「2001 年春の大会」要旨集, H43 (2001).
6. (株) 日立製作所 : ”沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について”, HLR-014 訂 2 (1988).
7. 松本 知行, 他 : ”稠密格子燃料集合体の限界出力評価式の開発”, 日本原子力学会「昭和 62 年年会」予稿集, E40 (1987).
8. (株) 日立製作所 : ”沸騰水形原子力発電所 3 次元核熱水力計算手法について”, HLR-006 訂 1 (1984).
9. (株) 日立製作所 : ”沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) の新性能評価手法について”, HLR-032 訂 1 (1986).
10. (株) 日立製作所 : ”沸騰水形原子力発電所 安定性解析手法について”, HLR-013 (1977).
11. 池上 哲雄, 他 : “炉心・燃料（燃料形態）の技術検討書 — 平成 11 年度報告 —”, JNC TY9400 2000-021(2000).
12. Maruyama, H., et al.: “A Monte Carlo Method with Pseudo Scattering for Neutron Transport Analysis”, Proc. Int. Topical Mtg. Advances Reactor Phys., Math. and Computation, Paris (1987).
13. 森本 裕一, 他 : ”ベクトル処理型モンテカルロ核特性解析プログラム VMONT の開発 (3) — 稠密格子体系の解析 —”, 日本原子力学会「昭和 62 年秋の大会」予稿集, D60 (1987).

国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	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
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー, 熱量	ジュール	J	N·m
工率, 放射束	ワット	W	J/s
電気量, 電荷	クーロン	C	A·s
電位, 電圧, 起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束密度	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m ²
放射能	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名 称	記 号
分, 時, 日	min, h, d
度, 分, 秒	°, ', "
リットル	L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10^{18}	エクサ	E
10^{15}	ペタ	P
10^{12}	テラ	T
10^9	ギガ	G
10^6	メガ	M
10^3	キロ	k
10^2	ヘクト	h
10^1	デカ	da
10^{-1}	デシ	d
10^{-2}	センチ	c
10^{-3}	ミリ	m
10^{-6}	マイクロ	μ
10^{-9}	ナノ	n
10^{-12}	ピコ	p
10^{-15}	フェムト	f
10^{-18}	アト	a

(注)

- 表1~5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- E C閣僚理事会指令ではbar, barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名 称	記 号
オングストローム	Å
バーン	b
バール	bar
ガル	Gal
キュリ	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

$$1 \text{ Å} = 0.1 \text{ nm} = 10^{-10} \text{ m}$$

$$1 \text{ b} = 100 \text{ fm}^2 = 10^{-28} \text{ m}^2$$

$$1 \text{ bar} = 0.1 \text{ MPa} = 10^5 \text{ Pa}$$

$$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm/s}^2 = 10^{-2} \text{ m/s}^2$$

$$1 \text{ Ci} = 3.7 \times 10^{10} \text{ Bq}$$

$$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{ C/kg}$$

$$1 \text{ rad} = 1 \text{ cGy} = 10^{-2} \text{ Gy}$$

$$1 \text{ rem} = 1 \text{ cSv} = 10^{-2} \text{ Sv}$$

換算表

圧力	MPa(=10bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
力	1	10.1972	9.86923	7.50062 × 10 ³	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
力	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
力	1.33322 × 10 ⁻⁴	1.35951 × 10 ⁻³	1.31579 × 10 ⁻³	1	1.93368 × 10 ⁻²
力	6.89476 × 10 ⁻³	7.03070 × 10 ⁻²	6.80460 × 10 ⁻²	51.7149	1

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa} \cdot \text{s(N} \cdot \text{s/m}^2\text{)} = 10 \text{ P(ポアズ)(g/(cm} \cdot \text{s))}$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St(ストークス)(cm}^2/\text{s)}$$

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV	1 cal = 4.18605 J (計量法)
	1	0.101972	2.77778 × 10 ⁻⁷	0.238889	9.47813 × 10 ⁻⁴	0.737562	6.24150 × 10 ¹⁸	= 4.184 J (熱化学)
	9.80665	1	2.72407 × 10 ⁻⁶	2.34270	9.29487 × 10 ⁻³	7.23301	6.12082 × 10 ¹⁹	= 4.1855 J (15°C)
	3.6 × 10 ⁶	3.67098 × 10 ⁵	1	8.59999 × 10 ⁵	3412.13	2.65522 × 10 ⁶	2.24694 × 10 ²⁵	= 4.1868 J (国際蒸気表)
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 ⁻⁶	1	3.96759 × 10 ⁻³	3.08747	2.61272 × 10 ¹⁹	仕事率 1 PS(仮馬力)
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 ²¹	= 75 kgf·m/s
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 ⁻⁷	0.323890	1.28506 × 10 ⁻³	1	8.46233 × 10 ¹⁸	= 735.499 W
	1.60218 × 10 ⁻¹⁹	1.63377 × 10 ⁻²⁰	4.45050 × 10 ⁻²⁶	3.82743 × 10 ⁻²⁰	1.51857 × 10 ⁻²²	1.18171 × 10 ⁻¹⁹	1	

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad
	1	2.70270 × 10 ⁻¹¹		1	100
	3.7×10^{10}	1	0.01	1	

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58×10^{-4}	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

