JAEA-Research 2008-054



革新的水冷却炉(FLWR)高転換型炉心の 熱水力設計

Thermal-hydraulic Design of High Conversion Type Core of FLWR

小林 登 大貫 晃 内川 貞夫 大久保 努

Noboru KOBAYASHI, Akira OHNUKI, Sadao UCHIKAWA and Tsutomu OKUBO

次世代原子カシステム研究開発部門 革新的水冷却炉設計グループ

Innovative Water Reactor Design Group Advanced Nuclear System Research and Development Directorate

May 2008

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。 本レポート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(<u>http://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。

独立行政法人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
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2番地4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

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

© Japan Atomic Energy Agency, 2008

革新的水冷却炉(FLWR)高転換型炉心の熱水力設計

日本原子力研究開発機構

次世代原子力システム研究開発部門設計統括ユニット

小林 登・大貫 晃・内川 貞夫・大久保 努

(2008年3月11日受理)

自然循環冷却システムを採用した革新的水冷却炉 (FLWR)の増殖型炉心と高転換型炉心 とが燃料集合体以外の原子炉システムを変更することなく運転可能な両立性を有する設計 を達成することを示すため、高転換型炉心の熱水力設計を行った。設計解析ではTRAC-BF1 コードを使用し、従来の知見を反映した熱水力相関式を選択した。同一の原子炉圧力容器 ならびに燃料集合体入口オリフィスにより増殖型炉心と高転換型炉心とを成立させること を設計目標として、燃料集合体下部タイプレートでの圧力損失(形状損失)および給水温 度を調整することで、核設計上の要求事項(炉心平均ボイド率 50%以下)並びに限界出力 比の達成目標(CPR>1.3)を満足することを目指した。その結果、現行 BWR と同等の下 部タイプレート形状損失を採用し、給水温度を 505K とすることで成立する見通しを得た。

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

Thermal-hydraulic Design of High Conversion Type Core of FLWR

Noboru KOBAYASHI, Akira OHNUKI, Sadao UCHIKAWA and Tsutomu OKUBO

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

(Received March 11, 2008)

A thermal-hydraulic design of the high-conversion (HC) type core of the innovative water reactor for flexible fuel cycle (FLWR) was constructed under the natural circulation core cooling, in order to achieve that HC-FLWR core can be converted to a breeder type one (RMWR). The thermalhydraulic design was performed by using TRAC/BF1 code with correlations developed for FLWR bundles. The criteria on the thermal-hydraulic design of HC-FLWR were that the average void fractions in the core was smaller than 50 %, and that the critical power ratio was larger than 1.3. The criterion on void fractions was determined from the nuclear design of HC-FLWR. Because the HC-FLWR cores must be converted to the RMWR ones within the same reactor vessel, the length of the chimney and the settings of the inlet orifice are common in both types of cores. The coefficient of the lower tie-plate of the HC-FLWR core and the temperature of the feed water were parametrically changed. Consequently, the design criteria were satisfied by adopting the setting of the form loss coefficients of the lower tie-plate comparable to those of the current BWRs and by lowering the feed water temperature to 505 K.

Keywords: FLWR, RMWR HC-FLWR, Natural Circulation, Tight-lattice Core

目 次

1. 緒 言1
2. FLWR主要諸元と高転換型炉心に対する熱水力設計目標
2. 1 FLWR主要諸元2
2.2 高転換型炉心に対する熱水力設計目標2
3. 増殖型炉心をベースとしたTRAC解析モデルの構築7
3.1 SEPD コンポーネントの設定7
3. 2 CHAN コンポーネントの設定7
3.3 入口オリフィス及び下部タイプレートの形状損失の設定 8
3. 4 給水系及び主蒸気系の設定
3.5 チムニーの設定10
4. 高転換型炉心の熱水力設計16
4.1 高転換型炉心に対するTRAC解析モデルの設定条件16
4. 1. 1 出力分布16
4.1.2 下部タイプレートの設定16
4. 1. 3 限界出力比およびボイド率の評価17
4.1.4 給水条件の決定17
 4.2 下部タイプレート圧力損失の影響の検討17
4.3 出力分布の影響の検討20
5. 結 言36
謝 辞 37
参考文献37

Contents

1 . Introduction1
2. Specification and Target Values for
Thermal-hydraulic Design of FLWR2
2. 1 Major Specification of FLWR2
2. 2 Target Values for Thermal Hydraulic Design of FLWR2
3. Setting of TRAC Noding based on RMWR7
3. 1 SEPD Component7
3. 2 CHAN Component7
3. 3 Form Loss Coefficients of Inlet Orifice and Lower Tie-plates 8
3. 4 PIPE Components for Feed and Steam Lines9
3. 5 PIPE Components for Chimney Partition 10
4. Thermal-hydraulic Design of HC-FLWR 16
4. 1 Settings of TRAC Noding for HC-FLWR 16
4. 1. 1 Power Distributions16
4. 1. 2 Form Loss Coefficients of Lower Tie-plate 16
4. 1. 3 Estimation of Critical Power Ratio and Void Fractions 17
4. 1. 4 Feed Water 17
4. 2 Effect of Pressure Drops at Lower Tie-plate 17
4.3 Effect of Power Distributions 20
5 . Summary 36
Acknowledgements 37
References 37

図表リスト

表2.	1	革新的水冷却炉の主な仕様・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	4
表3.	1	現行 BWR のオリフィス設定の例	11
表3.	2	増殖型炉心の下部タイプレート形状損失係数の設定	11
表4.	1	高転換型および増殖型炉心の熱水力特性	23
表4.	2	高転換型炉心の代表的な出力分布関連データ	23
図2.	1	高転換型炉心から増殖型炉心への移行概念図	5
図2.	2	燃料集合体下部タイプレート部及び入口オリフィス部の概略図	6
図3.	1	計算に用いたノード分割図	12
図3.	2	CHAN コンポーネントの設定	12
図3.	3	増殖型炉心の軸方向発熱分布	13
図3.	4	オリフィス及びタイプレート部圧損の流量依存性(現行 BWR 相当)	13
図3.	5	下部タイプレート形状損失係数評価用 TRAC ノード分割	14
図3.	6	下部タイプレート部の流路面積評価(増殖型炉心)	14
図3.	7	下部タイプレート部の流路孔径の概略評価(増殖型炉心)	15
図3.	8	チムニーパーティション長さの決定(増殖型炉心)	15
図4.	1	高転換型炉心の軸方向発熱分布	24
図4.	2	限界出力相関式の比較(高転換型炉心・炉心入口水温 551K)	24
図4.	3	炉心流量の変化	25
図4.	4	炉心入口水温の変化	25
図4.	5	炉心出口クオリティの変化	26
図4.	6	チムニー平均ボイド率の変化	26
図4.	7	チムニー出入口圧力差・	27
図4.	8	炉心部圧力差	27
図4.	9	ダウンカマ部圧力差	28
図4.	1 (D 高転換型炉心の集合体流量の変化	29
図4.	1	1 MOX 部平均ボイド率の変化	30
図4.	1 2	2 タービン設備の概略系統図	30
図4.	1 3	3 高転換型炉心の代表的な軸方向出力分布	31
図4.	1 4	4 高転換型炉心の集合体熱出力	32
図4.	1 :	5 高転換型炉心の集合体ごとの平均ボイド率簡易計算結果	33
図4.	1 (6 高転換型炉心の領域分割法による平均ボイド率評価値の違い	34
図4.	1 '	7 相関式の違いによるボイド率分布の違い	34
図4.	18	8 軸方向分布の違いによる限界出力の変化	35

This is a blank page.

1. 緒 言

わが国においてはウラン資源の有効利用の観点から、使用済燃料を再処理し回収したウラ ン(U)・プルトニウム(Pu)を準国産資源として再利用するリサイクル路線が推進されて いる。回収した Puを効率よく利用するためには、現行軽水炉(LWR)の継続的な利用では 十分ではなく、プルトニウム組成を劣化させることなく、多数回の自立した燃料リサイクル システムを確立することが重要である。将来にわたる持続的なエネルギー供給を確保するこ とを目的として、日本原子力研究開発機構(原子力機構)では、革新的水冷却炉(FLWR) の研究開発¹⁾を進めている。

FLWR は現行軽水炉技術を最大限利用しつつ、燃料リサイクルシステムの環境変化に柔 軟に応じることができる次世代型軽水炉の一つである。すなわち、六ヶ所再処理工場の稼 動ならびに海外からの返還により Pu が蓄積される状況下では、まず現行軽水炉やプルサー マルとの技術的ギャップの小さい転換比が 1.0 に満たない高転換型炉心で運転し、その後 MOX 燃料再処理等のリサイクル環境が整った後には、Pu の需給バランスに応じて同一炉 心構成のまま燃料集合体を取り替えることで、転換比が 1.0 を超える増殖型炉心での運転を 可能とすることがこの炉のコンセプトである。FLWR の基本的な原子炉システムは、ABWR で開発・採用された実績ある技術を採用することとしている。現行軽水炉より高い転換比 を実現可能とする炉心の開発に焦点を絞ることで、早期かつ低開発コストで持続的なエネ ルギー供給の確立を目指している。

増殖型炉心は、炉心内の燃料/水体積比を大きくして中性子の減速を抑える観点から、 燃料棒を高稠密に配置し、かつ、炉心の冷却水流量を小さくして平均ボイド率を 70%程度 と高くする。稠密炉心であることから炉心の流動抵抗が大きくなるものの、炉心流量が低 いため、ESBWR²⁾ などに見られるような自然循環冷却の採用を考えている。これは、イン ターナルポンプを削除することによる経済性の向上のみならず、ポンプトリップの可能性 を排除することで過渡時の安全性を向上させる効果がある。

一方、高転換型炉心の予備的な核設計³⁰では、負のボイド反応度係数および高い燃焼度を 確保するために炉心平均ボイド率は 50%程度以下に設定されている。燃料棒間隔は増殖型 炉心より広いことから炉心の流動抵抗が小さくなるものの、平均ボイド率を 50%程度以下 にするための十分な炉心流量および炉心入口サブクール度が確保される熱水力設計を行な う必要がある。

本研究では、熱水力特性の異なるこれらの炉心を同一の自然循環冷却炉容器で燃料集合 体を交換するだけで実現可能とする設計を示すことを目的とした。第2章では、高転換型 炉心の熱水力設計上の目標および境界条件について整理する。第3章では、増殖型炉心を 中心として、解析モデルを整備する。第4章で、高転換型炉心の熱水力設計を行い、炉心 部平均ボイド率が50%以下となる条件について検討する。

2. FLWR 主要諸元と高転換型炉心に対する熱水力設計目標

2.1 FLWR の主要諸元

図2.1に FLWR の高転換型炉心から増殖型炉心への移行概念を示す。FLWR の高転換型 炉心および増殖型炉心とも、六角燃料集合体、Y字型制御棒を採用する。燃料棒は三角格 子配列される。FLWR 増殖型炉心および高転換型炉心の主な仕様を表2.1に示す。増殖型 炉心の仕様は Okubo ら⁴により報告された増殖型炉心のもの、高転換型炉心は Nakano ら ³⁾による概略検討結果をベースにしたものである。

FLWR では、高転換型炉心と増殖型炉心の燃料集合体の寸法を同じにすることにより、 燃料集合体の交換をするだけで同一炉心構成により異なる 2 つの炉心を実現できるように している。すなわち、燃料集合体のチャンネルボックスの寸法、燃料棒配列ピッチ等を同 じにしている。増殖型炉心では、燃料棒外径を 13.7mm と太径にして燃料棒間隔を 1.3mm とした稠密体系である。これにより、炉内の水保有量を低減し、中性子スペクトルを硬く することで 1.0 を超える高い転換比を実現する。また、炉心流量を少なくして炉心平均ボイ ド率を 70%と高くしている。この炉心の核設計上の条件から、燃料である MOX 領域を上 下に分け、中間ブランケットを有した二重炉心を採用し、ボイド反応度を負にしている。

一方、高転換型炉心では、燃料棒外径を11.2mm、燃料棒間隔3.8mm として炉心内の燃料/水体積比を増殖型炉心より小さくする。ボイド反応度を負にしつつ、燃料の高燃焼度 化を図る観点から、炉内平均ボイド率に対して50%程度以下にすることを設計条件として いる。

2.2 高転換型炉心に対する熱水力設計目標

同一の原子炉容器で高転換型炉心と増殖型炉心とを自然循環で冷却可能とする熱水力設計を議論する上で、増殖型炉心の熱水力設計について簡単に纏め、増殖型炉心から高転換型炉心に置換した場合の熱水力設計目標を示す。

FLWR では、ESBWR 等と同様に自然循環冷却システムを採用することを考えており、 チムニー⁵⁾を採用する。増殖型炉心においては、炉心流量を18000t/h (5000kg/s)、炉心部 圧力損失を43kPaとした場合⁶⁾、チムニーにおけるボイド率を65%程度(3.5節参照) としてチムニー長さ(チャンネルボックス上端から気水分離器下端までの長さ)を評価す ると概ね 8m となる。本検討においても、この値をベースとした。

高転換型炉心の熱水力設計における設計目標は、炉心(MOX)部平均ボイド率を50%程 度以下とし、最小限界出力比(MCPR)を1.3以上とすることである。これらの条件を、燃 料集合体以外の原子炉システムを増殖型のものと同じにしたまま達成させる設計を検討す る。すなわち、チムニー長さは増殖型と同じとする。燃料集合体を交換した場合でも燃料 支持金具は同一、すなわち、燃料集合体入口オリフィスは同一と想定し、両炉心で共通の オリフィス設定を考える。図2.2に燃料集合体下部タイプレート部及び入口オリフィス部 の概略を示す。なお、オリフィス設定は現行炉と同様に中心部と周辺部の 2 領域で異なる と想定した。

高転換型炉心と増殖型炉心とでは流動抵抗が大きく異なる。増殖型炉心では、炉心流量 が現行炉の約 1/3 程度と小さいものの、燃料棒が稠密に配置されていることから燃料ピン部 の圧力損失が比較的大きい。チャンネル安定性の観点から単相流部で大きな圧力損失を設 ける必要がある。一方、増殖型炉心ほど燃料棒配置が稠密ではない高転換型炉心では、増 殖型炉心より自然循環流量が大きくなると予想され、炉心部平均ボイド率を増殖型炉心よ り低下させることが可能となる。高転換型炉心の流量を大きくする観点からは、単相流部 の圧力損失係数を増殖型より小さくするほうが有利である。そこで、単相流部の圧力損失 の調整は、燃料集合体の下部タイプレートの形状損失を変えて対応することを考えた。す なわち、増殖型炉心では下部タイプレートの形状損失を大きくして、チャンネル全体の圧 力損失の 1/3 程度を単相流部(オリフィス部および下部タイプレート部)で分担させる。高 転換型炉ではタイプレートの形状損失を、①増殖型炉心と同じタイプレート設計を仮定し た場合、②現行炉と同程度まで小さくした場合、について検討した。これは、流量確保の 観点では後者が有利であるものの、製作性の観点では前者が好ましいためである。

また、増殖型炉心から高転換型炉心に置き換えて炉心流量が増加すると炉心出ロクオリ ティが低下する。これは、気水分離器および蒸気乾燥器からのドレイン流量の増加を意味 する。給水流量および温度を増殖型炉心と同一にしたまま気水分離器からのドレイン流量 が増加すると、高転換型炉心の炉心入ロサブクール度が低下する。高転換型炉心の炉心部 平均ボイド率の核設計上の要求(約 50%程度以下)を満足させるためには、給水温度を低 下させることが効果的であると予想される。このことから、高転換型炉心の熱設計では現 行 BWR と同程度の 490K を下限として給水温度を低下させることにした。

項目	高転換型炉心 増殖型炉心		
原子炉熱出力(MWt)	39	26	
集合体数	90	00	
炉心流量(kg/s)	$\sim 9000^{st}$	5000	
炉心入口水温 (K)	\sim 551 *	556	
炉心出口クオリティ	0.2~0.3 ^{**} 0.51		
炉心圧力損失 (kPa)	$\sim 40^{**}$ 43		
平均ボイド率 (%)	$\sim 50^{**}$ >70		
燃料棒本数	21	17	
燃料棒ピッチ (mm)	15	5.0	
燃料棒径(mm)	11.2 13.7		
燃料棒間隔(mm)	3.8	1.3	
発熱部長さ(mm)	950 1255		
燃料棒長さ ^{***} (mm)	18	00	

表2.1 革新的水冷却炉の主な仕様

※高転換型炉心核設計における暫定値

※※発熱部長さ+ガスプレナム長さ



図2.1 高転換型炉心から増殖型炉心への移行概念図



図2.2 燃料集合体下部タイプレート部及び入口オリフィス部の概略図

3. 増殖型炉心をベースとした TRAC 解析モデルの構築

自然循環冷却による FLWR の熱水力設計は、TRAC-BF1 コード⁷⁾を用いて実施した。 ここでは、その検討においてベースとした増殖型炉心を対象にした自然循環冷却システム 用 TRAC 解析モデルの構築について述べる。

計算に用いたノード分割を図3.1に示す。VESSEL コンポーネントを径方向に2分割、 軸方向に13分割し、各コンポーネントを配置した。今回の計算では、チャンネルボックス 外側を流れるバイパス流および制御棒シール水による給水は無視した。以下に、高転換型 炉心の熱水力設計に先立ち、そのベースである増殖型炉心を対象とした自然循環冷却シス テム用 TRAC 解析モデルについて記述した。高転換型炉心の熱水力設計は、炉心を模擬す る CHAN コンポーネント部分のみを変更することで対応する。

3.1 SEPD コンポーネントの設定

今回の計算では、気水分離器を模擬する SEPD コンポーネントを利用した。このコンポ ーネントには、単純な気水分離モデルと機械的なメカニズムに基づく気水分離モデルが用 意されている。ここでは単純な気水分離モデルを採用した。このモデルでは、分離された 蒸気に僅かに同伴する液滴量を与えるキャリーオーバー率、分離・凝縮された飽和水に含 まれる蒸気量を与えるキャリーアンダ率を設定する。今回の計算では、PIPE コンポーネン トで模擬したチムニー上部に SEPD コンポーネントを設置し、分離・凝縮されたドレイン 水はダウンカマに直接流入するノード分割とした。キャリーオーバー率には 1.0×10⁻⁴、キ ャリーアンダ率には 1.0×10⁻⁶を代表値として用いた。これらの値は、キャリーオーバー、 キャリーアンダーとも無視した状態に近い。なお、増殖型炉心の定格運転時において、気 水分離器の入口端から蒸気ドーム部への出口端までの圧力差が 20kPa 程度になるように各 セルの形状損失係数を与えた。気水分離器の全長は 2.5m、そのうちスタンドパイプ部は 1m とした。なお、今回の計算では、SEPD コンポーネントのドレイン側パイプの出口をダウ ンカマ上部に設定し、SEPD コンポーネントの蒸気側出口端から原子炉容器最上部までの 長さを 5mとした。

3. 2 CHAN コンポーネントの設定

FLWR を構成する 900 体の燃料集合体を、最大出力となる集合体 1 体、平均出力集合体 794 体、周辺部の低出力集合体 105 体に大別し、3 種類の CHAN コンポーネントを用いた。 1 集合体の流路面積は、増殖型で 113cm²、高転換型で 219cm² とし、チャンネル下端から 上端まで一様の流路面積とした。したがって、オリフィスや下部タイプレートの単相流部 の流路面積も燃料棒がある部分と同じ値を用いた。燃料棒部の圧力損失は、 Martinelli-Nelsonの式⁸で評価した。この式の妥当性については、Tamai ら⁹が稠密炉心 体系で実験的に検証している。オリフィス及び下部タイプレート部における圧力損失は、 形状損失係数を与えることで模擬した。また、発熱のある二相流部分の圧力損失に比べて スペーサの寄与は小さいとの知見⁹から、スペーサの効果は無視した。入口オリフィスか ら下部タイプレート上面までの長さは、玉越らの文献¹⁰を参考に、35cmとした。CHAN コンポーネントの入力データの概略図および軸方向発熱分布をそれぞれ図3.2および図 3.3に示す。

3.3 入口オリフィス及び下部タイプレートの形状損失の設定

形状損失係数(Kf)は、以下の式で表される。

 $\Delta p = Kf \times (\rho v^2)/2$

(3.1)

ここで、 Δp は圧力損失、 ρ は密度、vは流速である。

FLWR のオリフィス設定に先立ち、現行 BWR のオリフィス設定例の調査結果を表3.1 に示す。表中の Oskarshamn および PeachBottom 炉のデータは、BWR の炉心安定性解析 コード LAPUR^{11,12)} のサンプル入力として示されているものである。また、玉越らの文献 ¹⁰⁾に記載された情報も掲載した。これらから、現行 BWR における燃料集合体入口オリフィ スおよび下部タイプレート部の形状損失係数は、中心部で 30 程度、周辺部で 100~200 程 度であると推測される。オリフィスと下部タイプレートとの圧力損失の分担については、 具体的な記述はあまり多くない。玉越の文献 ¹⁰⁾によれば、下部タイプレートの形状損失が 2.4 程度で、中心部オリフィス (Kf= 21.7) の1割程度の圧力損失を与えるように設定され ている。

今回の熱設計では、これらのデータを参考に、現行 BWR の中心部及び周辺部オリフィス の形状損失係数が、それぞれ、25、185 とし、下部タイプレートの形状損失係数を 5 とし た。これらの値を用いて、オリフィスおよび下部タイプレート部の圧損について、流量依 存性を計算すると、図 3. 4のようになる。この計算では、玉越の文献 ¹⁰の記載値から燃 料集合体の流路面積を 100.3cm² とした。

FLWR の入口オリフィスは、既に製作された実績があるとの観点から現行 BWR と同じ ものを採用すると仮定した。したがって、集合体流量を現行炉と同じ値にしたとき、オリ フィス部圧損も同じになるように形状損失係数を調整し、増殖型炉心の中心部および周辺 部の燃料集合体入口オリフィスの形状損失係数は 32.5 および 240 とした。高転換型炉心で はそれぞれ、120 および 900 とした。

増殖型炉心の下部タイプレートの形状損失係数の設定方法については、図3.5に示し た簡単なノード分割で TRAC 計算し、下部タイプレートの形状損失係数を決定した。計算 条件は炉心流量を 5000kg/s、炉心入口水温を 556K とした。チャンネル安定性の観点で、 入口オリフィス部および下部タイプレート部の圧力損失の和が集合体全体の圧力損失の 1/3 程度になるように、タイプレートの形状損失係数を決定した。タイプレートの形状損失 係数を変化させた場合の集合体圧力損失およびオリフィス及びタイプレート部の圧力損失 を表3.2に示す。この結果から、増殖型炉心の下部タイプレートの形状損失係数を Kf=52 とした。

高転換型炉心の下部タイプレートは、現行 BWR と同程度の形状損失係数を仮定したもの と増殖型炉心と同じ形状を仮定したものの 2 種類を検討対象として考える。前者について は、現行 BWR のオリフィス及びタイプレートの形状損失係数の比が 25:5 であることか ら、24(=高転換型炉心の入口オリフィス形状損失係数(120)の 1/5)とした。後者につ いては、増殖型炉心のオリフィスとタイプレートの形状損失係数の比が 32.5:52 であるこ とから、Kf=192(=高転換型炉心の入口オリフィス形状損失係数(120)の 1.6 倍)とした。

また、これらの形状損失係数をタイプレート孔径に換算するとどの程度になるのかについて検討した。タイプレートの流路形状は図3.6に示すように、コーナーサブチャンネルを除いた部分に円形の孔を設置するものと仮定した。タイプレート部で流路の急縮小、 急拡大が生じることによる形状損失係数を以下の式から算出して与えた。

·急拡大部

 $Kf = 1 - (A_1/A_2)^2 - (1 - A_1/A_2)^2$

·急縮小部

Kf = $(1/Cc^{-1})^2$, Cc = $-0.50 (A_1/A_2)^2 - 0.15(A_1/A_2) + 0.43$

ここで、A1 及び A2 は流路面積、Cc は、参考文献(13)に記載された表データから、A1/A2 = 0.1~0.4 のデータをフィッティングして求めたものである。

図3.7から、増殖型炉心で Kf=52 となるタイプレート孔径は 2.3mm ϕ 程度となる。コーナー部を除いたサブチャンネルの形状を考えると、図3.6で示した孔径設置位置のうち燃料棒 3本に囲まれた部分の孔径(図3.6の'2d'の値)が重要で、増殖型の場合では孔径 3.6mm ϕ 程度までは設置できると考えられる。また、今回の体系では、チャンネル壁と燃料棒 2本に囲まれた部分の孔径(図3.6の'2e'の値)は 4.5mm である。このことから、今回の想定した孔径(2.3mm ϕ)であれば十分製作できると予想される。

3.4 給水系及び主蒸気系の設定

給水配管は口径 0.49m の単管(PIPE コンポーネント)とし、FILL コンポーネントから の給水を VESSEL コンポーネントの最外周で流入するようにした。軸方向の給水位置は、 気水分離器下端面と同じ高さにした。主蒸気管は口径 0.69mとし、蒸気ドーム(VESSEL コンポーネント最上段セル)の中央高さ位置で抜き出された蒸気を圧力境界である BREAK コンポーネントに流出させるようにした。

増殖型炉心の仕様から、定格運転時の給水流量は5000kg/sで、炉心出ロクオリティは0.51 なので、蒸気発生量と給水流量が等しいとすると、給水流量は2550kg/s、気水分離系から のドレイン流量は2450kg/sとなる。気水分離系からは運転圧力(7.2MPa)の飽和水がダ ウンカマ側に戻るため、これらの流量条件で炉心入口温度を556Kとするためには、給水温 度は551Kとなる。

3.5 チムニーの設定

チムニーは、PIPE コンポーネントを用いた。チムニー長さは増殖型炉心で定格流量 (5000kg/s)を確保できるように設定する。流路面積は燃料棒のないチャンネルボックス 900 体の断面積に相当する 39m²で軸方向に一様とした。チムニー下端は CHAN コンポー ネント出口端の上方 0.35m に設置した。この間隙で炉心出口の均圧化をはかるものと仮定 した。ESBWR などの自然循環冷却型炉では、チムニー内部の横流れおよび内部循環流の 発生を防ぐため、チムニーパーティションを設けているが、パーティションの詳細な寸法 はわかっていない。今回の計算では、チムニー等価直径を 0.5m とした。チムニー内部のボ イド率は TRAC に内蔵された相関式ではなく、等価直径 0.01~0.6m で適用できる Kataoka ら 14) が提案したボイド率相関式を使用した。

図3.1の自然循環計算用ノード分割を用いて、チムニー長さと炉心流量との関係を調べ、 増殖型炉心を定格運転条件を達成するためのチムニー長さ(チムニーパーティション長さ) を決定した。チムニー長さを変化させたときの炉心流量および冷却材温度を図3.8に示 す。この図から、チムニーパーティション長さを6.5mと決定した。炉心入口水温は炉心流 量の増加とともに上昇するが、チムニーパーティション長さを6.5mとしたときの炉心入口 水温は556Kだった。また、チムニーにおける平均ボイド率は、67%程度だった。

対象	オリフィス	ス設定 ^{※1}	下部	出典*2	備考
	中心部	周辺部	タイプレ		
			$- \mathbb{N}^{*_1}$		
Peach-Bottom 2	Kf = 30	Kf = 190		(11)	LAPUR サンプ
					ル入力
Oskarshamn-3	Kf = 30	Kf = 50,70		(12)	同上
BWR-6 代表例①	Δ P=8.5 \sim			(10)	米国ラサール炉
	$8.7~\mathrm{psi}$				FSAR の記載
					(1psi=6895Pa)
BWR-6 代表例②	$\Delta P = 39.4 \text{kPa}$	$\Delta P = 129 kPa$		(2)	平均入口速度
	$(Kf \Rightarrow 23.5) $ *3				=2.13m/s
110 万 kWe 級	Kf= 21.669	Kf = 90.0	Kf =	(10)	BWR-6 代表例①
BWR 代表例			2.375		から類推して決
					定
ABWR 代表例	$\Delta P = 60.3 kPa$	$\Delta P = 122 k P a$		(2)	平均入口速度
	$(Kf = 42.5) \times 3$				=1.96m/s
ESBWR	$\Delta P=20.3$ kPa	$\Delta P =$		(2)	平均入口速度
	$(Kf = 42.1) \times_3$	37.1kPa			=1.12m/s

表3.1 現行 BWR のオリフィス設定の例

※1 形状損失係数を記載したものは「Kf」、圧力損失を記載したものは「ΔP」で示した。 ※2「出典」欄の番号は参考文献番号を示す。

※3 GE データは平均入口速度とオリフィス圧損から、式 3.1 より Kf の値を類推した。

表3.2 増殖型炉心の下部タイプレート形状損失係数の設定

形状損失	炉心圧力損失	単相流部	割合
係数	[kPa]	圧力損失 ^{**} [kPa]	
26	38.3	9.8	0.26
39	40.5	11.9	0.29
52	42.6	13.9	0.33
65	44.8	16.0	0.36

(※最大出力集合体の値)



図3.1 計算に用いたノード分割図





図3.3 増殖型炉心の軸方向発熱分布



図3.4 オリフィス及びタイプレート部圧損の流量依存性(現行 BWR 相当)



図3.5 下部タイプレート形状損失係数評価用 TRAC ノード分割



図3.6 下部タイプレート部の流路面積評価(増殖型炉心)



図3.7 下部タイプレート部の流路孔径の概略評価(増殖型炉心)



図3.8 チムニーパーティション長さの決定(増殖型炉心)

4. 高転換型炉心の熱水力設計

ここでは、前章で記述した自然循環冷却体系で、高転換型炉心に対する熱水力設計を行 なう。設計条件は、限界出力比が 1.3 以上になること、炉心平均ボイド率が 50%程度以下 となること、の 2 点である。また、簡易計算を用いて燃料集合体入口オリフィスや下部タ イプレートの圧力損失(形状損失係数)に関する感度解析を行なう。

4.1 高転換型炉心に対する TRAC 解析モデルの設定条件

高転換型炉心は増殖型炉心の燃料集合体を入れ替えただけである。したがって、TRAC 計算をするにあたり、CHAN コンポーネントおよび出力分布に関する項目のみ変更した。

4.1.1 出力分布

軸方向出力分布は、核熱結合核計算コード MOSRA を用いた中野らの計算結果 ³⁾から、 平衡サイクル末期(EOEC)の平均出力分布を用いた。MOSRAの計算では、燃料集合体ご との出力分布が得られるが、TRAC-BF1で取り扱える軸方向分布は1種類であるため、全 集合体の平均の軸方向出力分布を用いた。計算に用いた発熱分布を図4.1に示す。この 図では、平衡サイクル初期(BOEC)の平均出力分布も参考のため記載した。出力分布が変 化すると、ボイド率分布や流量配分、限界出力などの熱水力設計で重要な諸量が変化する。 ここでは、代表値として、図4.1の分布を用いて熱水力設計を行なった。出力分布が変 化した場合の影響については、4.3節で述べる。

表2.1に示したように、増殖型炉心と比較して高転換型炉心は有効発熱長が305mm短い。燃料棒全長を増殖型と同じにするため、ガスプレナムを長くした計算とした。なお、 流路面積は、燃料集合体の全域にわたり219cm²で同一にした。

なお、高転換型炉心では最大出力集合体1体、平均出力集合体794体、周辺部集合体105体の3種類に分け、最大出力集合体の径方向ピーキング係数は1.4、周辺部集合体は0.4とした。

4.1.2 下部タイプレートの設定

高転換型炉心の下部タイプレートは、増殖型炉心のものと同じ形状にしておくのが製作 性の観点では好ましい。一方、取出し燃焼度あるいは負のボイド反応度係数の絶対値を大 きくするという核的な観点では、下部タイプレートの圧力損失を小さくして炉心流量を大 きくすることによって平均ボイド率を低下させるのが好ましい。そのため、増殖型炉心と 同じ下部タイプレート形状を採用した場合(RMWR タイプ)および現行 BWR と同等の圧 力損失となる下部タイプレートを採用した場合(BWR タイプ)の2種類を考え、それぞれ の場合について高転換型炉心の熱水力設計を行なった。

4.1.3 限界出力比およびボイド率の評価

高転換型炉心の限界出力については、TRAC のデフォルトとして内蔵されている Biasi の式と、Arai らが提案した稠密体系での相関式¹⁵⁾とを今回の体系について比較(図4.2) した結果、Arai の式が保守的な評価を与えるためこの式を採用した。限界出力は、ある冷 却条件(集合体流量・冷却材温度)のもとで、図4.1に示された発熱分布の形状を保持 して徐々に集合体熱出力を上昇させていき、集合体内のクオリティが相関式で与えられる 限界クオリティと一致した時点の出力として求めた。限界出力と核設計から決まる出力と の比として定義される限界出力比(CPR)の最小値が1.3を超えることが今回の設計条件 である。なお、集合体内部のボイド率はTRAC に内蔵されているボイド率相関式を用いて 評価した。

4.1.4 給水条件の決定

燃料棒が稠密に配置された増殖型炉心で設定された自然循環冷却体系に準稠密配置の高 転換型炉心を導入すると、炉心部の流動抵抗が低下するのにともない炉心流量が増加する。 したがって、炉心出口の蒸気クオリティが低下する。これは、気水分離系で分離されたド レイン水流量の増加を意味する。このため、高転換型炉心と増殖型炉心とを同じ給水条件 で設定すると、高転換型炉心では増殖型炉心より炉心入口サブクール度が小さくなり、流 量増加による炉心部平均ボイド率低減の効果が小さくなる。

そこで、今回の高転換型炉心の熱設計では給水温度の低下も行なうこととして、その効 果を検討した。給水温度の変化範囲は、増殖型炉心の給水温度(551K)から大間原子力発 電所¹⁶⁾で計画の給水温度(約 490K)までとした。

4.2 下部タイプレート圧力損失の影響の検討

図3.1で示した自然循環用のTRAC 解析モデルを用いて高転換型炉心の熱水力設計を 行なった。解析で得られた給水温度に対する炉心流量の依存性を図4.3に示す。下部タ イプレートを RMWR タイプにした場合では概ね 8,000kg/s、BWR タイプにした場合では 10,000kg/s 程度の炉心流量が得られた。今回の計算範囲では、給水温度を 551K から 490K に低下させると 5%程度炉心流量が増加した。

図4.4に炉心入口水温の給水温度に対する変化を示す。BWR タイプの下部タイプレートを採用すると、RMWR タイプの場合より炉心流量が大きくなるため、冷却材のサブクール度は小さくなる。

炉心流量は給水温度の影響が小さいものの、給水温度の低下にともない炉心入口水温が 低下するため、炉心出口クオリティが低下する(図4.5)。炉心流量が大きな BWR タイ プでは RMWR タイプより出口クオリティが低く、また、給水温度を低下させると出口クオ リティも低下する。

炉心出口クオリティが変化することにより、チムニー内部のボイド率が変わる。チムニ

ー内部の平均ボイド率を図4.6に示す。高転換型炉心では、概ね60~65%程度のボイド 率となり、増殖型炉心(チムニーパーティション平均のボイド率=約67%)より低くなる。 BWR タイプでは炉心出ロクオリティが低いため、RMWR タイプより2%程度ボイド率が低 くなる。チムニー出入ロ間の圧力差を図4.7に示す。チムニーのボイド率が低い BWR タ イプでは、チムニー部の圧力差が RMWR タイプより1kPa 程度大きくなる。

炉心部の圧力損失を図4.8に示す。給水温度(炉心入口水温)の低下にともない炉心 流量が大きくなるため、炉心部の圧力損失は大きくなる。BWR タイプでは流量が大きいも のの、炉心部の圧力損失は RMWR タイプより小さい。これは、RMWR タイプの下部タイ プレート形状損失係数が大きいためである。最大出力集合体の下部タイプレートの圧力損 失に着目すると、BWR タイプでは概ね 5.5kPa であるのに対し、RMWR タイプでは 14kPa 程度となっている。このため、炉心流量が少ないにもかかわらず RMWR タイプで炉心部圧 力損失が大きくなった。

ダウンカマ部の圧力差を図4.9に示す。給水温度を下げることで、ダウンカマ部の水 温が低下し、圧力差(ヘッド)が大きくなる。図4.3で、給水温度を低下させると炉心 流量が増加するのは、このダウンカマ部ヘッドの増加が一因である。また、BWR タイプと RMWR タイプのタイプレートでダウンカマ部のヘッドが異なるのは、ダウンカマに流入す る気水分離系からのドレイン水と給水との混合割合が変わり、ダウンカマ部の水温が変わ るためである。すなわち、BWR タイプではダウンカマ水温が高くなり、ヘッドが低下する。

給水温度を変化させた際には燃料集合体の流量配分が僅かに変化する。RMWR タイプの 流量配分を図4.10(a)、BWR タイプのものを(b)に示す。最大出力集合体と平均出 力集合体では僅かに最大出力集合体の流量が少なくなるが、ほとんど重なってしまうため、 この図では平均出力集合体の流量をプロットし、「中心部集合体流量」としてまとめた。

今回の高転換型炉心の場合、流量配分を決める支配的な因子は、単相流部の形状損失係 数である。たとえば、RMWR タイプの場合、オリフィスで 32kPa 程度、タイプレートで 7kPa 程度、燃料棒部で 9kPa 程度であり、集合体部分の圧力損失の 6 割以上をオリフィス 部で占め、タイプレート部も合わせた単相流部では 8 割程度を占めている。一方、中心部 ではオリフィスの形状損失係数が小さいものの流量が大きいことから、単相流部の圧力損 失も 37kPa 程度(RMWR タイプの場合、オリフィスで約 14kPa、タイプレートで約 23kPa) で炉心圧力損失の 8 割程度を占める。したがって、今回の高転換型炉心の流量配分は、単 相流部の圧力損失の大きさで概ね決定される形になっている。

ここで、非常に粗い近似として、単相流部の圧力損失が同じになるように集合体流量が 決定されていると仮定して流量配分を評価する。中心部集合体の単相流部の形状損失係数 と周辺部のものとの比は、BWR タイプの場合で1:6.67、RMWR タイプの場合で1:3.62 である。式(3.1)から、単相流部の圧力損失は形状損失係数と流量の2乗に比例すること から、中心部集合体の質量流量と周辺部のものとの比は形状損失係数の(-1/2)乗になる。 すなわち、BWR タイプの場合、周辺部流量の約 2.58 倍が中心部流量となる。TRAC 計算 結果では、中心部流量が約 12kg/s で、周辺部流量は約 5kg/s で、両者の比は 2.4 である。 同様に、RMWR タイプでは、中心部流量と周辺部流量の比は約 1.9 で、TRAC 計算結果は 周辺部流量が約 5kg/s であるのに対し、中心部流量は 9kg/s で、両者の比は 1.8 である。近 似の粗さを考慮すれば、この仮定は十分に流量配分を予測できているといえる。これは、 単相流部の圧力損失が極端に大きな寄与を持っていることを示している。

今回の熱設計における設計条件の1つは、炉心部(MOX部)の平均ボイド率が50%程度以下となることである。給水温度を変化させた場合のMOX部平均ボイド率を図4.11 に示す。流量が多くなるBWRタイプでは、給水温度が505K程度以下であれば、ボイド率の設計条件を満足する。RMWRタイプでは炉心入口水温を下げられるものの、流量があまり大きくならないため、490K程度まで給水温度を下げる必要がある。ここから、平均ボイド率を低下させるには、炉心入口水温を下げるより、流量を増加させるほうが効果的であることがわかる。

高転換型炉心の核設計結果から、炉心部平均ボイド率を 50%より低くすることで、燃焼 度やボイド反応度特性が向上する。平均ボイド率を 50%以下にする余裕があるとの観点で、 高転換型炉心では現行 BWR と同程度の下部タイプレートを採用するのが好ましいといえ る。なお、BWR タイプで給水温度を 505K にすると、炉心流量は 10,000kg/s 程度、炉心 入口水温は 550K 程度になる。このとき、最大出力集合体の流量は 12.1kg/s で、この流量 では限界出力比 (CPR) が 1.48 となり、設計条件を満足できる。以上から、高転換型炉心 の熱水力特性を表4.1のようにまとめた。

今回の高転換型炉心の設計では、増殖型炉心より給水温度を低下させることから、蒸気 発生量が低下する。しかしながら、増殖型炉心は炉心での蒸気発生量は大きいものの給水 温度が高いため、発生した蒸気のうち給水の温度上昇に使う割合が大きくなり、タービン を駆動するための蒸気流量の変化は小くなっている。図4.12に大間原子力発電所のタ ービン設備¹⁶⁾の略図を示す。ここでは、FLWRに大間発電所と同程度の蒸気タービンを採 用すると仮定して、給水加熱系の構成を概略検討した。

大間原子力発電所の給水加熱系は低圧給水加熱系と高圧給水加熱系とからなる。低圧給 水加熱系は3系統で各4基、高圧給水加熱系では2系統で各2基の給水加熱器から構成さ れている。給水加熱器は1基あたりの加熱上限温度が55℃である。それぞれの給水加熱器 の定格時の温度上昇幅は示されていないが、大間原子力発電所の定格運転時における給水 流量及び温度はそれぞれ、2100kg/s程度、489K程度である¹⁶⁾。今回の高転換型炉心で給 水温度を505Kとした場合、蒸気発生量は2220kg/s程度で、大間ABWRの6%程度の増加、 復水器(310K程度を仮定)から高圧給水加熱器出口までの温度上昇幅は3%程度の増加と なっている。このことから、高転換型炉心の給水加熱系は現行BWRと同様な機器のままで 十分対応可能な範囲と考えられる。 4.3 出力分布の影響の検討

ここまでの議論では、平衡サイクル末期(EOEC)の平均出力分布を軸方向出力分布とし て採用してきた。実際の出力分布は、燃料集合体ごとに異なり、また、燃焼初期から末期 にかけて変化する。出力分布が変化すると、ボイド率分布、流量配分、限界出力などが変 化するため、これらについて検討する。

図4.13に、代表的なものとして、平衡サイクル初期(BOEC) および EOEC におけ る全燃料平均値、最大出力集合体、軸方向ピーキング係数が最大となる燃料集合体の軸方 向出力分布(相対値)を示す。表4.2には、燃料集合体出力および軸方向ピーキング係 数の数値を示した。軸方向ピーキングが大きい燃料集合体では出力は小さい状況となって いる。

軸方向出力分布が変化すると、燃料集合体内部のクオリティ分布が変化するため圧力損 失が変わる。しかしながら、前節で示したように、今回の高転換型炉心の流量配分は概ね オリフィスの設定が流量配分に対して支配的であるため、軸方向出力分布の違いによる流 量配分の影響は無視できる。

ボイド率は軸方向の出力分布に依存する。ここでは Dix ら ¹⁷のボイド率相関式を用いて 検討する。Dix の相関式は、次式で与えられる。

$$\alpha = \frac{\frac{x}{\rho_g}}{C_0 \left[\frac{(1-x)}{\rho_l} + \frac{x}{\rho_g}\right] + \frac{V_{gj}}{G}}$$

ここで、xはクオリティ、 ρ は密度、Gは質量流束を表し、添え字Iは液相、gは気相を 表す。式中の V_{g} および C_{0} は

$$V_{gj} = k_3 \left[\frac{\left(\rho_l - \rho_g\right)\sigma g}{\rho_l^2} \right]^{1/4}$$
$$C_0 = \beta \left[1 + \left(1/\beta - 1\right)^b \right]$$
$$b = \left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right)^{0.1}$$
$$\beta = \frac{\frac{x}{\rho_g}}{\frac{1 - x}{\rho_l} + \frac{x}{\rho_g}}$$
$$k_3 = 2.9$$

と与えられている。なお、 V_{gj} の式で、 σ は液相の表面張力、gは重力加速度である。熱力 学的平衡状態を仮定すると、軸方向の出力分布からクオリティ分布が求められるため、集 合体内のボイド率分布を簡易的に評価できる。

図4.14に、全集合体(1/6対称)の集合体出力マップを示す。この図で示されたそれ ぞれの燃料集合体について、ボイド率分布を Dix の式で計算して MOX 部平均ボイド率を 算出したものを図4.15に示す。この計算で、中心部および周辺部の集合体流量はそれ ぞれ、12kg/s、5kg/s、炉心入口温度は550Kとした。BOECと EOECの炉心熱出力はとも に3926MWである。集合体ごとに熱出力や出力分布が異なるため、周辺部の集合体では平 均ボイド率が15~30%、中心部では25~55%程度の幅がある。しかし、炉心平均ボイド率 は、BOECで43.6%、EOECで44.2%だった。EOECのほうが僅かにボイド率が高いもの の、いずれも十分に50%以下のボイド率となっていることがわかる。

前項までのTRAC 計算では、EOEC における全燃料集合体の平均値を軸方向出力分布と して与え、900 体の燃料集合体を中心部 2 領域、周辺部 1 領域の計 3 領域にまとめてボイ ド率を評価した。これは、TRAC 計算で扱える軸方向分布は 1 種類であり、かつ、燃料集 合体をグルーピングによる炉心部平均ボイド率の変化は小さいことを前提としているため である。そこで、集合体ごとの軸方向出力分布を考慮できる今回の簡易計算を用いて、燃 焼集合体のグルーピングならびに軸方向出力分布の平均化をした場合に、MOX 部平均ボイ ド率をどの程度把握できるのかについて検討した。具体的には、EOEC の発熱分布データ について、以下の4種類の領域区分で MOX 部平均ボイド率を評価した。

①1 領域区分・・・集合体出力、軸方向出力分布、集合体流量とも一様

(出力=4.362MW、集合体流量=11.18kg/s、EOECの平均出力分布)
 ②2領域区分・・・中心部と周辺部の2領域に区分、軸方向出力分布は900体の平均値を使

用する。中心部の集合体(795体)の出力および集合体流量はそれぞれ、

4.708MW (Fr=1.08)、12.0kg/s とし、周辺部の 105 体では 1.745MW (Fr=0.4)、5.0kg/s とする。

③3 領域区分 A···中心部 2 領域と周辺部の計 3 領域に区分、軸方向出力分布は 900 体の 平均値を使用、集合体出力および集合体流量は中心部、周辺部で個別に 与える。流量配分は②と同様。

④3 領域区分 B···中心部 2 領域と周辺部の計 3 領域に区分、各領域の集合体出力分布か

ら、領域ごとに軸方向出力分布、領域平均の集合体出力を与える。流量 配分は②と同様。

3領域区分を採用した場合、中心部2領域の分割方法にも留意する必要がある。ここでは、 795体の中心部の燃料集合体のうち、集合体出力の大きいものからN番目までを第1区分、 残りの(795-N)体を第2区分とし、Nによる影響を検討した。

図4.16に領域区分方法による MOX 部平均ボイド率の変化を示す。図の横軸は、3領 域分割した場合の第1領域に含まれる燃料集合体の数Nである。1領域および2領域区分 としたときのボイド率は、横軸と平行な線で示した。この図から、3 領域区分した場合では、 N の影響は小さく、また、2 領域区分と3 領域区分では、平均ボイド率に対する有意な差が ないことがわかる。このことから、MOX 部平均ボイド率を評価するには、中心部と周辺部 の 2 領域に分割すれば十分であることがわかった。また、分割しない取扱いは、ボイド率 を数%高めに評価する。さらに、集合体ごとの出力や軸方向出力分布は平均値で代表させて も差し支えないことから、今回の TRAC 計算における燃料集合体のグルーピング方法が妥 当であるといえる。

図4.16では、EOECにおける炉心部平均ボイド率を簡易計算で評価すると44~45% であるのに対し、ほぼ同じ条件(給水温度505K、炉心入口水温550K程度)のTRAC計算 では50%程度のボイド率(図4.11)となっている。ボイド率相関式の精度はあまり高 くなく、Dix¹⁷⁾の式の場合10%程度である。このことから、簡易計算とTRAC計算は一致 しているとみなすことができる。しかしながら、簡易計算とTRAC計算とのボイド率評価 結果の違いが、何に起因するのかを確認するため、ここでは参考データとして、上記のDix の相関式による簡易計算手法と4.2節のTRAC-BF1でのボイド率分布およびその平均値 について検討する。第3章で示したように、CHAN コンポーネントのボイド率評価には TRAC-BF1に装備されたボイド率相関式を採用している。今回のボイド率評価の検討にあ たり、TRAC-BF1でDixの相関式も使用できるようにプログラムを修正した。代表集合体

(出力=4.362MW、集合体流量=11.18kg/s:上記①の1領域区分と同一の条件)を計算対 象として、2種類のTRAC計算(TRACに内蔵された相関式、Dixの相関式)およびDix の式の簡易計算の3者についてボイド率分布を比較したものを図4.17に示す。TRAC 計算でボイド率相関式をTRACに内蔵されているものとDixの式を採用したものとは、ほ とんど一致しているのに対し、簡易計算ではボイド率分布が低い値になっている。とくに、 TRAC計算ではサブクール沸騰をモデルとして取り入れているため、TRACに内蔵された 相関式、Dixの相関式のいずれを採用した場合でも、下部ブランケット部でボイドが発生し 始めているのに対し、簡易計算では高さ15cm程度までの区間でボイド率がゼロとなってい る。このことから、簡易計算とTRAC計算の平均ボイド率の評価結果の違いは、ボイド率 相関式の違いではなく、計算手法の違いによるものであることがわかる。

最後に、限界出力の軸方向出力分布依存性について検討した。図4.18に示したよう に、限界出力は軸方向出力分布の依存性が小さい。したがって、EOEC における全集合体 平均の軸方向出力分布を用いて限界出力を評価しても差し支えないことが確認できた。

表4.1	高	転換型および増殖型炉心の熱水力特性

項目	高転換型炉心 増殖型炉心			
原子炉熱出力 (MW)	39	26		
定格運転圧力 (MPa)	7.2			
給水温度(K)	505 551			
炉心流量(kg/s)	10000 5000			
炉心入口温度(K)	550 556			
炉心部平均ボイド率 (%)	50 70			
炉心圧力損失 (kPa)	43 43			

表4.2 高転換型炉心の代表的な出力分布関連データ

	BOE	С	EOEC		
	出力 [MW]	Fz [-]	出力 [MW]	Fz [-]	
全集合体平均	4.36	1.27	4.36	1.24	
最大出力集合体	6.77	1.29	6.04	1.24	
最大軸ピーキング集合体	2.26	1.40	2.69	1.35	



図4.1 高転換型炉心の軸方向発熱分布



図4.2 限界出力相関式の比較(高転換型炉心・炉心入口水温 551K)



図4.3 炉心流量の変化



図4.4 炉心入口水温の変化



図4.5 炉心出口クオリティの変化



図4.6 チムニー平均ボイド率の変化



図4.7 チムニー出入口圧力差



図4.8 炉心部圧力差



図4.9 ダウンカマ部圧力差



(a) RMWR タイプの場合



(b) BWR タイプの場合

図4.10 高転換型炉心の集合体流量の変化



図4.11 MOX 部平均ボイド率の変化



図4.12 タービン設備の概略系統図



(a) 平衡サイクル初期 (BOEC)













図4.16 高転換型炉心の領域分割法による平均ボイド率評価値の違い



図4.17 相関式の違いによるボイド率分布の違い



図4.18 軸方向分布の違いによる限界出力の変化

5. 結言

自然循環冷却システムを採用した革新的水冷却炉(FLWR)について、増殖型炉心(RMWR)へ移行可能とする高転換型炉心の熱水力設計を行なった。高転換型炉心の熱水力設計上の条件は、炉心部(MOX部)の平均ボイド率が50%以下とすること、限界出力比の最小値を1.3以上とすること、の2点とした。設計上の境界条件は、増殖型炉心で設定されたチムニー長さや集合体入口オリフィス設定は共通とすることとした。燃料集合体を高転換型炉心に入れ替えた場合について、TRAC-BF1で熱水力計算を行った。本研究で明らかになったことを以下に示す。

1) 増殖型炉心に移行可能な高転換型炉心の設計

高転換型炉心の燃料集合体下部タイプレートを RMWR と同じ形状とした場合と現行 BWR と同程度まで形状損失を低減した場合について検討した。

- A) RMWR と下部タイプレートの形状が同じと仮定した場合、炉心流量は RMWR より 60%増加した。給水温度を 490K にすることで、平均ボイド率 50%以下、最大出力集合 体において CPR>1.3 となり、設計条件を満足した。
- B) 下部タイプレートの形状損失特性を現行 BWR と同程度と仮定した場合、炉心流量は 10,000kg/s 程度(RMWR の 2 倍程度)となり、給水温度を 505K にすることで平均ボ イド率 50%以下、最大出力集合体において CPR>1.3 となり、設計条件を満足した。
- C) 現行 ABWR の給水温度は 490K 程度であり、これを給水温度の下限と考えると、現行 BWR の下部タイプレートと同程度の形状損失特性にした場合では、給水温度をさらに 15K 程度までの範囲で低下させられる。このことは炉心部平均ボイド率を 50%より小さくして核特性を向上させる余裕のあることを意味しており、形状損失の小さい下部 タイプレートが有利であることがわかった。
- 2) 出力分布の影響

高転換型炉心の出力分布は燃焼につれて変化するが、今回検討した高転換型炉心の場合、 平衡サイクル末期の出力分布を用いて評価したボイド率は、平衡サイクル初期より 0.6% 程度高くなること、限界出力は平衡サイクル初期と末期でほとんど違いがないことから、 平衡サイクル末期の出力分布を用いることで保守的な評価ができることを確認した。

また、炉心部平均ボイド率を精度良く評価する場合の径方向の領域分割方法について検 討した結果、中心部と周辺部の2領域の分割をすることが重要であり、それ以上に詳細な 分割をしても、炉心部平均ボイド率の評価結果はほとんど変化しないことがわかった。

謝 辞

本研究を進めるにあたり、日本原子力研究開発機構・原子力基礎工学研究部門の劉維博 士、玉井秀定博士には、熱水力設計全般にわたりご指導をいただきました。次世代原子力 システム研究開発部門の中野佳洋氏には高転換型炉心の核特性を計算していただきました。 ここに深く感謝いたします。

参考文献

- Uchikawa, S. et al., "Conceptual Design of Innovative Water Reactor for Flexible Fuel Cycle (FLWR) and its Recycle Characteristics", *J. Nucl. Sci. Technol.*, 44, [3] pp.277-284, (2007).
- 2. GE Nuclear Energy, "General Electric Company Application for Final Design Approval and Design Certification of ESBWR Standard Plant Design", 26A6641AB Rev. 0, (2005).
- Nakano, Y. et al., "Conceptual Design Study on High Conversion Type Core of FLWR", Proc. of 2007 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2007), Nice, France, #7011 (2007).
- Okubo, T. et al., "Design Study on Reduced-Modern Water Reactor (RMWR) Core for Plutonium Multiple Recycling", Proc. Int. Conf. on Global Environment and Advanced Nuclear Power Plant (GENES4/ANP2003), Kyoto, Japan, 15-19, 2003, #1145, (2003).
- Yokobori, S. et al., "Two-Phase Flow Natural Circulation Characteristics inside BWR Vessel", Proc. of 5-th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Idaho, pp.253-260, (1992).
- 6. 「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究フェーズⅡ中間報告(1/2) ―原子炉プラントシステム技術検討書―」JNC TN9400 2004-035, 第5章, (2004).
- 7. Weaver, W.L. et al., "TRAC-BF1 Manual: Extensions to TRAC-BF1/MOD1", NUREG/CR-4391, (1986).
- 8. Martinelli, R.C. et al., "Prediction of Pressure Drop during Forced Circulation Boiling of Water", Trans. ASME, Vol. 70, pp. 695-702, (1948).
- Tamai, H. et al., "Pressure Drop Experiments using Tight-Lattice 37-Rod Bundles", J. Nucl. Sci. Technol., Vol 43, pp. 699-706, (2006).
- 10. 玉越 武 他, "110 万 kw 級 BWR プラントを解析対象とした熱水力解析コード TRAC-BF1 用入力データの作成", JAERI-Data/Code 98-037, (1998).

- 11. March-Leuba, J., et al., "A Comparison of BWR Stability Measurements with Calculations Using the Code LAPUR-IV", NUREG/CR-2998,ORNL/TM-8546, (1983).
- 12. March-Leuba, J, "Lapur Benchmark Against In-Phase and Out-of-Phase Stability Tests", NUREG/CR-5605,ORNL/TM-11621 (1990).
- 13. 日本機械学会編,「管路・ダクトの流体抵抗」,第4章,(1979)
- Kataoka, I. et al., "Drift Flux Model for Large Diameter Pipe and New Correlation for Pool Void Fraction", *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 30, No. 9, pp. 1927-1939, (1987).
- 15. Arai, K. et al., 1990, Proc. IAEA Technical Committee on Technical and Economic Aspects of High Converters, Germany, 1990, 332, pp. 139-147, (1990).
- 16. 電源開発株式会社,「大間原子力発電所 原子炉設置許可申請書」, (1999)
- 17. Dix, G.E., "Vapor Void Fractions for Forced Convection with Subcooled Boiling at Low Flow Rates", NEDO-10491, General Electric Company, (1971).

表1. SI 基本単位						
甘木		SI	基	本ì	単位	
本 平 §	E.		名	称		記号
長	Лt	メ	ĺ	Γ	イ	m
質	量	キ	ロク	ブラ	\mathcal{L}	kg
時	間		形	l)		s
電	流	7	$\boldsymbol{\mathcal{V}}$	\sim	7	А
熱力学》	且度	ケ	\mathcal{N}	ビ	ン	Κ
物質	量	モ			ル	mol
光	度	力	$\boldsymbol{\mathcal{V}}$	デ	ラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例						
an SI 基本単位						
名称	記号					
面 積平 方 メ ー ト ル	m ²					
体 積立法メートル	m ³					
速さ、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)キログラム毎立法メートル	kg/m ³					
質量体積(比体積) 立法メートル毎キログラム	m ³ /kg					
電 流 密 度 アンペア毎平方メートル	A/m^2					
磁 界 の 強 さアンペア毎メートル	A/m					
(物質量の)濃度 モル毎立方メートル	$mo1/m^3$					
輝 度カンデラ毎平方メートル	cd/m^2					
屈折率(数の)1	1					

± c oT 埣丽垚

衣 5. 51 接與語									
乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号				
10^{24}	э 9	Y	10 ⁻¹	デシ	d				
10^{21}	ゼタ	Z	10^{-2}	センチ	с				
10^{18}	エクサ	E	10^{-3}	ミリ	m				
10^{15}	ペタ	Р	10^{-6}	マイクロ	μ				
10^{12}	テラ	Т	10^{-9}	ナノ	n				
10^{9}	ギガ	G	10^{-12}	ピコ	р				
10^{6}	メガ	M	10^{-15}	フェムト	f				
10^{3}	キロ	k	10^{-18}	アト	а				
10^{2}	ヘクト	h	10^{-21}	ゼプト	Z				
10 ¹	デ カ	da	10^{-24}	ヨクト	у				

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

			21 祖五由伍	
組立量	名称	記号	他のSI単位による 表した	SI基本単位による 表し方
= - /		1		-1 (h)
半 面 角	フジアン ニ	rad		m • m *=1 (5)
立 体 角	ステラジアン ^(a)	$sr^{(c)}$		$m^2 \cdot m^{-2} = 1^{(b)}$
周 波 券	ヘルツ	Hz		s ⁻¹
力	ニュートン	Ν		m•kg•s ⁻²
圧力,応力	パスカル	Pa	N/m^2	$m^{-1} \cdot kg \cdot s^{-2}$
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N•m	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2}$
工 率 , 放射 束	ワット	W	J/s	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-3}$
電荷, 電気量	クーロン	С		s•A
電位差(電圧),起電力	ボルト	V	W/A	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot A^{-1}$
静電容量	ファラド	F	C/V	$m^{-2} \cdot kg^{-1} \cdot s^4 \cdot A^2$
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot A^{-2}$
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V	$m^{-2} \cdot kg^{-1} \cdot s^3 \cdot A^2$
磁東	ウェーバ	Wb	V•s	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot A^{-1}$
磁束密度	テスラ	Т	Wb/m^2	$kg \cdot s^{-2} \cdot A^{-1}$
インダクタンス	ヘンリー	Н	Wb/A	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot A^{-2}$
セルシウス温度	セルシウス度 ^(d)	°C		K
光 束	ルーメン	1m	$cd \cdot sr^{(c)}$	$m^2 \cdot m^{-2} \cdot cd = cd$
照度	ルクス	1 x	1m/m^2	$m^2 \cdot m^{-4} \cdot cd = m^{-2} \cdot cd$
(放射性核種の)放射能	ベクレル	Bq		s ⁻¹
吸収線量, 質量エネル	H L I	Cu	T/lea	22
ギー分与, カーマ		чy	J/ Kg	m•s
線量当量,周辺線量当				
量,方向性線量当量,個	シーベルト	Sv	J/kg	$m^2 \cdot s^{-2}$
人線重当重,組織線量当				

(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。組立単位を形作るときのいくつかの 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℃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

如立量			SI 組立単	单位
和立里		名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘	度	パスカル秒	Pa•s	$m^{-1} \cdot kg \cdot s^{-1}$
力のモー	メント	ニュートンメートル	N•m	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2}$
表 面	張 た	ニュートン毎メートル	N/m	kg • s ⁻²
角 速	度	ラジアン毎秒	rad/s	$m \cdot m^{-1} \cdot s^{-1} = s^{-1}$
角 加	速 度	ラジアン毎平方秒	rad/s ²	$m \cdot m^{-1} \cdot s^{-2} = s^{-2}$
熱 流 密 度 , 方	女射 照 度	ワット毎平方メートル	W/m^2	kg • s ⁻³
熱容量,エン	トロピー	・ジュール毎ケルビン	J/K	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
質量熱容量(比 質量エント	熱容量) ロピー	ジュール毎キログラム 毎ケルビン	$J/(kg \cdot K)$	$m^2 \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
質 量 エ ネ (比 エ ネ ル	ル ギ - ギ ー)	ジュール毎キログラム	J/kg	$m^2 \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
熱 伝	導 辛	ワット毎メートル毎ケ ルビン	W/(m \cdot K)	$\mathbf{m} \cdot \mathbf{kg} \cdot \mathbf{s}^{-3} \cdot \mathbf{K}^{-1}$
体積工ネ	ルギー	ジュール毎立方メート ル	J/m^3	$m^{-1} \cdot kg \cdot s^{-2}$
電界の	強さ	ボルト毎メートル	V/m	$\mathbf{m} \cdot \mathbf{kg} \cdot \mathbf{s}^{-3} \cdot \mathbf{A}^{-1}$
体積	電 荷	クーロン毎立方メート ル	C/m^3	$m^{-3} \cdot s \cdot A$
電気	変 位	クーロン毎平方メート ル	C/m^2	$m^{-2} \cdot s \cdot A$
誘 電	率	ファラド毎メートル	F/m	$m^{-3} \cdot kg^{-1} \cdot s^4 \cdot A^2$
透 磁	淬	ヘンリー毎メートル	H/m	$\mathbf{m} \cdot \mathbf{kg} \cdot \mathbf{s}^{-2} \cdot \mathbf{A}^{-2}$
モルエネ	ルギー	ジュール毎モル	J/mo1	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot mo1^{-1}$
モルエント 1 モル 熱	ロピー。 容 量	ジュール毎モル毎ケル ビン	J/(mol•K)	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot K^{-1} \cdot mo1^{-1}$
照射線量(X線)	及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	$kg^{-1} \cdot s \cdot A$
吸収線	量 率	グレイ毎秒	Gy/s	$m^2 \cdot s^{-3}$
放 射	強 度	ワット毎ステラジアン	W/sr	$m^4 \cdot m^{-2} \cdot kg \cdot s^{-3} = m^2 \cdot kg \cdot s^{-3}$
放 射	輝 度	ワット毎平方メートル	W/(m ² · sr)	$m^2 \cdot m^{-2} \cdot kg \cdot s^{-3} = kg \cdot s^{-3}$

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	1h =60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86400 s
度	0	$1^{\circ} = (\pi / 180)$ rad
分	,	1' = $(1/60)^{\circ}$ = $(\pi/10800)$ rad
秒	"	1" = $(1/60)$ ' = $(\pi/648000)$ rad
リットル	1, L	$11=1 \text{ dm}^3=10^{-3}\text{m}^3$
トン	t	1t=10 ³ kg
ネーパ	Np	1Np=1
ベル	В	1B=(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	$1 \text{eV}=1.60217733(49) \times 10^{-19} \text{J}$	
統一原子質量単位	u	1u=1.6605402(10)×10 ⁻²⁷ kg	
天 文 単 位	ua	1ua=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	а	$1 \text{ a=} 1 \text{ dam}^2 = 10^2 \text{m}^2$	
ヘクタール	ha	$1 \text{ ha}=1 \text{ hm}^2=10^4 \text{m}^2$	
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=1000hPa=10 ⁵ Pa	
オングストローム	Å	1 Å=0. 1nm=10 ⁻¹⁰ m	
バーン	b	$1 \text{ b}=100 \text{ fm}^2=10^{-28} \text{m}^2$	

表9. 固有の名称を含むCGS組立単位 記号 SI 単位であらわされる数値 名称 Т 1 erg=10⁻⁷ J 1 dyn=10⁻⁵N N ト erg ダ 1 ン dyn メポー 7 ズ Р 1 P=1 dyn • s/cm²=0.1Pa • s ス ス ŀ _ ク St $1 \text{ St} = 1 \text{ cm}^2/\text{s} = 10^{-4} \text{m}^2/\text{s}$ ガ ウ ス G 1 G ≙10⁻⁴T ステ ド エ ル ッ 0e1 Oe ≙(1000/4π)A/m ウ $\overrightarrow{}$ ク ス ル Mx 1 Mx ≙10⁻⁸Wb I ス チ ル ブ sb $1 \text{ sb} = 1 \text{ cd/cm}^2 = 10^4 \text{ cd/m}^2$ 朩 ŀ ph 1 ph=10⁴1x <u>Gal =1cm/s²=10⁻²m/s²</u> ガ ル Ga]

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	$1 R = 2.58 \times 10^{-4} C/kg$	
ラ ド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy	
V 4	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv	
X 線 単 位		1X unit=1.002×10 ⁻⁴ nm	
ガンマ	γ	$1 \gamma = 1 nT = 10^{-9}T$	
ジャンスキー	Jу	$1 \text{ Jy}=10^{-26} \text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{Hz}^{-1}$	
フェルミ		1 fermi=1 fm=10 ⁻¹⁵ m	
メートル系カラット		1 metric carat = 200 mg = 2×10^{-4} kg	
Ь <i>I</i> V	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa	
標準大気圧	atm	1 atm = 101 325 Pa	
カロリー	cal		
ミクロン		$1 \dots -1 \dots -1 \dots -1 0^{-6} \dots$	