



超臨界圧軽水冷却高速炉の大出力化の検討

(核燃料サイクル開発機構 研究委託内容報告書)

2000年3月

東京大学大学院工学系研究科附属原子力工学研究施設

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184

茨城県那珂郡東海村村松 4 番地 49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184,

Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

2000

超臨界圧軽水冷却高速炉の大出力化の検討
(核燃料サイクル開発機構 研究委託内容報告書)

越塚 誠一*

要 旨

超臨界圧軽水冷却高速炉の大出力化の可能性を検討するため、大型の高温超臨界圧軽水冷却高速炉（SCFR-H）の設計研究を行った。臨界圧軽水冷却炉は現在の火力ボイラーの主流である貫流型直接サイクルを採用し、超臨界水を冷却材として、現行の軽水炉と比較してシステムの大幅な簡素化、コンパクト化および熱効率の向上が可能になる概念である。

本検討にて、プランケット上昇流冷却型 SCFR-H、プランケット下降流型 SCFR-H 及び高出力型 SCFR-H の 3 種類の炉心を設計した。いずれも熱効率が 43% を超え、冷却材密度係数を正に保ちつつ電気出力 1600MW を上回る概念である。熱中性子炉である SCLWR-H（電気出力 1212MW）と、同一の原子炉圧力容器内径の条件の下に比較検討し、電気出力で最大約 1.7 倍増加できることが示された。

出力増大という観点からは、燃料配置を稠密にできる高速炉の方が、十分な減速材領域を必要とする熱中性子炉よりも出力密度を高めることができるため有利である。すなわち、超臨界圧軽水冷却炉では、高出力を目指した高速炉にすればさらに経済性が向上すると結論できる。

本報告書は、東京大学が核燃料サイクル開発機構の委託より実施した研究成果に関するものである。

機構担当部課室：大洗工学センター システム技術開発部 FBR システムグループ

*東京大学大学院工学系研究科附属原子力工学研究施設

A design study of high electric power for fast reactor cooled by supercritical light water

Seiichi KOSHIZUKA*

Abstract

In order to evaluate the possibility to achieve high electric power by a fast reactor with supercritical light water, the design study was carried out on a large fast reactor core with high coolant outlet temperature (SCFR-H). Since the reactor coolant circuit uses once-through direct cycle where all feedwater flows through the core to the turbine at supercritical pressure, it is possible to design much simpler and more compact reactor systems and to achieve higher thermal efficiency than those of current light water reactors. The once-through direct cycle system is employed in current fossil-fired power plants.

In the present study, three types of core were designed. The first is SCFR-H with blankets cooled by ascending flow, the second is SCFR-H with blankets cooled by descending flow and the third is SCFR-H with high thermal power. Every core was designed to achieve the thermal efficiency over 43%, positive coolant density reactivity coefficient and electric power over 1600MW. Core characteristics of SCFR-Hs were compared with those of SCLWR-H (electric power: 1212MW), which is a thermal neutron spectrum reactor cooled and moderated by supercritical light water, with the same diameter of the reactor pressure vessel. It was shown that SCFR-H could increase the electric power about 1.7 times maximally.

From the standpoint of the increase of a reactor thermal power, a fast reactor has advantages as compared with a thermal neutron reactor, because it can increase the power density by adopting tight fuel lattices and eliminating the moderator region. Thus, it was concluded that a reactor cooled by supercritical light water could further improve the cost competitiveness by using a fast neutron spectrum and achieving a higher thermal power.

This work was performed by the University of Tokyo under contract with Japan Nuclear Cycle Development Institute.

JNC Liaison: FBR System Design Group, System Technology Division, O-arai Engineering Center

* Nuclear Engineering Research Laboratory, Graduate School of Engineering, the University of Tokyo

目次

1 序論	1
1.1 研究の背景	2
1.2 超臨界圧軽水冷却高速炉の概要	4
1.2.1 超臨界圧水の特性	4
1.2.2 超臨界圧軽水冷却炉の特徴	5
1.2.3 臨界圧軽水冷却高速炉	6
1.3 その他の炉心	6
1.3.1 High Conversion LWR (HCLWR)	6
1.3.2 Resource-Renewable BWR (RBWR)	7
1.4 研究の目的	8
2 設計・解析手法	10
2.1 設計方法の概要	11
2.2 炉心設計の制約条件	12
2.2.1 熱的制約条件	12
2.2.2 核的制約条件	12
2.2.3 伝熱劣化の取り扱い	13
2.3 热水力設計	14
2.3.1 単チャンネル熱流動解析コード	14
2.3.2 円柱燃料要素による伝熱	15

2.3.3 質量流量の決定	15
2.3.4 多チャンネル解析	20
2.4 核設計	21
2.4.1 核計算コード	21
2.4.2 計算手法	22
2.5 中性子遮蔽計算	25
3 超臨界圧軽水冷却高速炉の炉心設計	34
3.1 ブランケット上昇流冷却 SCFR	35
3.1.1 炉心概要	35
3.1.2 炉心仕様	37
3.1.3 出力分布	38
3.1.4 原子炉圧力容器の設計	41
3.2 ブランケット下降流冷却 SCFR	43
3.2.1 炉心概要	43
3.2.2 ブランケット下降流冷却炉心における熱水力計算	43
3.2.3 炉心仕様	44
3.2.4 出力分布	45
3.2.5 原子炉圧力容器の設計	45
3.3 SCLWR-H の諸元	46
3.3.1 炉心概要	46
3.3.2 原子炉圧力容器の設計	49
3.4 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR	49
3.4.1 炉心概要	50
3.4.2 炉心仕様	50
3.4.3 出力分布	51

3.4.4 原子炉圧力容器の設計	52
3.5 SCFR-H と SCLWR-H との炉心特性の比較	53
4 結論	99
参考文献	102

表一覧

2.1 $K_1 \sim K_5$ の値	27
3.1 プランケット上昇流冷却 SCFR-H の炉心仕様	55
3.2 プランケット下降流冷却 SCFR-H の炉心仕様	56
3.3 SCLWR-H(低減速)の炉心仕様	57
3.4 SCLWR-H(減速最適化)の炉心仕様	58
3.5 高出力プランケット下降流冷却 SCFR-H の炉心仕様	59
3.6 高速炉の炉心諸元の熱中性子炉との比較	60
3.7 原子炉圧力容器の設計	61

図一覧

1.1 超臨界圧水の温度と密度、比熱の関係	9
2.1 核 - 热結合計算フローチャート	28
2.2 単チャンネル解析フローチャート	29
2.3 伝熱モデル	30
2.4 円柱燃料棒内の温度分布	31
2.5 多チャンネル解析のフローチャート	32
2.6 セル計算モデル	33
3.1 炉心構成図	62
3.2 R-Z 計算モデル	63
3.3 燃料集合体	64
3.4 ブランケット上昇流冷却 SCFR 軸方向出力分布	65
3.5 ブランケット上昇流冷却 SCFR Pu fissile 富化度分布	66
3.6 ブランケット上昇流冷却 SCFR 径方向出力分布	67
3.7 ブランケット上昇流冷却 SCFR 被覆管表面最高温度分布	68
3.8 ブランケット上昇流冷却 SCFR 冷却材流量分布	69
3.9 ブランケット上昇流冷却 SCFR 冷却材出口温度分布	70
3.10 ブランケット上昇流冷却 SCFR の集合体ごとの平均冷却材出口温度分布	71
3.11 原子炉圧力容器垂直断面図	72
3.12 原子炉圧力容器水平断面図	73

3.13 ANISN 計算モデル（一次元無限円筒）	74
3.14 ブランケット上昇流冷却 SCFR の高速中性子束	75
3.15 ブランケット上昇流冷却 SCFR の高速中性子フルエンス	76
3.16 ブランケット上昇流冷却とブランケット下降流冷却の比較	77
3.17 ブランケット下降流冷却 SCFR 被覆管表面最高温度分布	78
3.18 ブランケット下降流冷却 SCFR 冷却材流量分布	79
3.19 ブランケット下降流冷却 SCFR 冷却材出口温度分布	80
3.20 ブランケット下降流冷却 SCFR の集合体ごとの平均冷却材出口温度分布	81
3.21 ブランケット下降流冷却 SCFR 軸方向出力分布	82
3.22 ブランケット下降流冷却 SCFR Pu fissile 富化度分布	83
3.23 ブランケット下降流冷却 SCFR 径方向出力分布分布	84
3.24 ブランケット下降流冷却 SCFR 高速中性子束	85
3.25 ブランケット下降流冷却 SCFR 高速中性子フルエンス	86
3.26 SCLWR-H 高速中性子束	87
3.27 SCLWR-H 高速中性子フルエンス	88
3.28 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 炉心構成図	89
3.29 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 軸方向出力分布	90
3.30 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR Pu fissile 富化度分布	91
3.31 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 径方向出力分布	92
3.32 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 被覆管表面最高温度分布	93
3.33 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 冷却材流量分布	94
3.34 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 冷却材出口温度分布	95
3.35 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR の集合体ごとの平均冷却材出口温度分布	96
3.36 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 高速中性子束	97
3.37 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 高速中性子フルエンス	98

第 1 章

序論

1.1 研究の背景

資源の殆どを海外からの輸入に依存している我が国にとって、FBR サイクルはエネルギーの安定供給のために極めて必要性が高い技術であるだけでなく、エネルギー資源および地球環境問題の観点からは世界的にも重要である。しかしながら、需給関係の予測では当面のエネルギー資源の価格は安定に推移するものと予想されている。さらに社会全体が規制緩和の方向に動いており、電気事業の自由化が我が国においても進展しつつあり、原子力発電は他の発電方式と厳しい競争にさらされている。こうした状況においては FBR サイクルの実用化のためには、経済性の向上がより強く求められている。

超臨界圧軽水冷却炉ではこれまでに水減速棒を炉心に数多く挿入して減速を確保した熱中性子炉 (SCLWR)、および水減速棒の無い稠密炉心による高速炉 (SCFR) が検討されてきた。給水がそのまま炉心を流れてタービンに向かうという貫流型直接サイクルなので炉心流量が少なく、超臨界圧まで昇圧する強力な給水ポンプを備えているため、炉心の稠密化によって圧損が増加しても加圧水型軽水炉 (PWR) のようなポンプ動力の増加や沸騰水型軽水炉 (BWR) のような不安定性の増大の問題がない。これらの点で超臨界圧軽水冷却炉は高速炉心に適している。

超臨界圧軽水冷却高速炉 (SCFR) は冷却材が軽水であるので、液体金属冷却高速増殖炉 (LMFBR) と比較すると一般的には増殖比はあまり高くならない。水冷却高速炉とナトリウム冷却炉は性格や役割が異なった原子炉と考えた方が良い。しかしながら日本の電力需要は、少子化の影響で人口の増加が停滞することもあり、どちらかというと次第に飽和化傾向になると考えられる。大量の軽水炉使用済燃料があることを仮定すると、高い増殖性よりもプルトニウム利用の経済性の達成の方がより近未来の目標を考えることもできる。SCFR は貫流型直接サイクルであり、現行の軽水炉である BWR や PWR よりもはるかに簡素でコンパクトな冷却システムを有している。熱効率も高い。再処理や MOX 燃料加工といった燃料サイクルコストが妥当な範囲に押さえられれば、軽水炉を経済性で上回る可能性を持つており、現在の社会情勢においては FBR サイクルの実用化のための高速炉として検討に値

する有望な概念であると考えられる。軽水炉に経済性で優る高速炉は世界の FBR 開発において永年の課題であったが、本概念によりそれが初めて達成される可能性がある。しかしながら、これまでの SCFR の研究では増殖性という観点からの検討は不十分である。一方、大量の軽水炉使用済燃料の存在を仮定すると、増殖性よりもブランケットを減らして大出力を図る方が、プルトニウム利用の経済性向上のためには好ましいという考え方もある。

超臨界圧軽水冷却炉は東京大学で約 10 年間かけて開発されてきた原子炉概念である。

現在の火力ボイラの主流である貫流型直接サイクルを採用し、超臨界圧水を冷却材とすることで、現行の軽水炉と比較してシステムの大幅な簡素化、コンパクト化および熱効率の飛躍的な向上が可能になる。これまでに熱中性子炉と高速炉の概念設計研究、事故解析と過渡解析、確率論的安全評価、数値シミュレーションを用いた超臨界圧軽水冷却における熱伝達の研究、燃料棒設計の制約条件の検討、起動系や BOP(Balance of Plant) の検討、など一連の研究が行われ、概念が成立することが示されている。東京電力原子力研究所とは 1991 年度より共同研究を実施している。1998 年には、日本学術振興会の未来開拓学術研究推進事業の研究プロジェクトとして、超臨界圧軽水の放射線化学や熱流動の基礎研究が進行中である（代表者 勝村庸介東大教授）。

1994-5 年には、東京電力原子力研究所がメーカ 3 社の協力を得て、超臨界圧軽水冷却熱中性子炉 (SCLWR) の設計研究および評価が行われ、その技術的な成立性が確かめられた。経済性の評価からは、さらなる経済性を追究するためにはより大型炉であること、より炉心出口温度が高温であること、が重要であることが明らかにされた。この評価を受けてその後の研究で設計の保守性が改良され、高温化や大出力化が可能になっている。

また、水冷却方式で燃料の増殖を目指す概念には、日立製作所による RBWR、三菱重工による増殖型 PWR などもあるが、これらは現行の軽水炉システムと大きく異なるものではない。

原子力プラントの経済性の向上は日本のみならず世界的にも重要な課題であり、超臨界圧軽水冷却炉の革新的な概念は海外においても注目されている。カナダ原子力公社 (AECL) では 1998 年より将来型の CANDU 炉として、超臨界圧軽水冷却方式を採用した CANDU-

X の開発に着手した。東京大学に研究協力協定締結の申入れがある。米国 DOE の NERI では、ANL と AECL による超臨界圧水の放射線化学の研究が採択され進行中である。欧州ではフランス電力庁(EDF)、フランス原子力庁(CEA)、ドイツのジーメンス社、カールスルーエ研究所(FZK)、スイスの PSI、フィンランドの VTT、ハンガリーの KFKI が連合して、超臨界圧軽水冷却炉の概念を HPLWR(High Performance LWR) という名称で EC の予算で研究を開始しようとしている。東京大学にも参加の要請がある。この計画では熱中性子炉と高速炉の両方が検討される。米国でも Brookhaven 国立研究所を中心としたグループが次期 NERI に応募する。

1.2 超臨界圧軽水冷却高速炉の概要

1.2.1 超臨界圧水の特性

物質は臨界圧力と呼ばれる圧力を越えると、液相と気相の明確な区別がなくなり、温度の上昇に伴って密度が連続的に変化し、沸騰現象をおこさなくなることが知られている。臨界圧力以上の圧力を超臨界圧、それ以下の圧力を亜臨界圧と呼んでいる。軽水の場合、その臨界圧力は 22.1 [MPa] である。

超臨界圧(25.0 MPa)における水の密度と定圧比熱の関係を図 1.1 に示す。超臨界圧下では密度は連続的に変化し、沸騰点がなくなっていることがわかる。しかし、比熱が局所的に大きくなる温度が存在する。これを、擬臨界温度と呼ぶ。この近傍では密度も急激に変化し、亜臨界圧における沸騰点がゆるやかになったものであると考えることができる。亜臨界圧での類推から、擬臨界温度以上の超臨界圧水を(超臨界圧)蒸気、それ以下の超臨界圧水を(超臨界圧)水と便宜的に呼ぶこととする。擬臨界温度を挟んでエンタルピは大きく変化するため、熱サイクルの観点からは、炉心入口側を水として、出口側を蒸気とするのが望ましい。擬臨界温度近傍では熱伝達率が増大する。これは擬臨界温度近傍での比熱の増大によりプラントル数が増加するためである。

亜臨界圧水冷却では核沸騰から膜沸騰への沸騰遷移、あるいはドライアウトによって限界

熱流束が決められる。このドライアウト点では熱伝達率が不連続に低下し、管壁温度が急上昇する。原子炉の冷却では被覆温度の急上昇を生じることになり、その位置で大きな熱応力を生じ、被覆の健全性を著しく損なわせる。一方、超臨界圧水冷却でも、擬臨界点付近で発生する伝熱劣化が生じれば被覆温度が上昇する。しかし、伝熱劣化が生じたとしても被覆温度の上昇は亜臨界圧水に比べ緩やかとなる。これは高温炉心の設計の際に関係がある。

1.2.2 超臨界圧軽水冷却炉の特徴

発生した熱を超臨界圧水によって除去するシステムは、火力発電では古くから実用化されている。現在のところ、超臨界圧火力発電では約 240 atm、560 °C という高温高圧の蒸気が用いられている。それに対して、BWR は冷却材を沸騰させることにより蒸気を得るために、タービン駆動用蒸気を飽和条件以上にすることはできないし、PWR では、蒸気発生器でタービン駆動用蒸気を得るため、タービン駆動用 2 次系蒸気温度を 1 次系飽和条件以上とすることはできない。このように、軽水炉では飽和蒸気を用いているため、実用化以来、蒸気条件はほとんど変化はなく、70 atm、280 °C 程度という比較的低温低圧の蒸気が用いられている。このため、熱効率は火力発電では 42 ~ 50 % に達するのに対し、軽水炉では 33 % 程度と低い。だが、現行軽水炉の改良発展の範囲では、大幅な熱効率の向上は望めない。そこで、蒸気条件の改善による熱効率の向上と、システムの簡素化により経済性の改善を図るために、超臨界圧軽水冷却炉の概念設計が行なわれてきた。超臨界圧軽水冷却では飽和蒸気相当の制限は存在しないため、出口条件に自由度があり、温度を高くとることができる。原子炉の冷却材に超臨界圧軽水を用いることによって、火力発電プラントと同等の蒸気を用いることができるようになり、熱効率の大幅な向上が可能になるものと考えられる。

超臨界圧軽水冷却炉では、貫流型の直接サイクル型のプラントを考える。貫流型とは現在の火力発電において広く採用されているシステムで、給水ポンプによって昇圧された冷却水がボイラーで加熱され、再循環することなくそのままタービンに供給されるものである。貫流型を採用することで、BWR に比べると、気水分離器、蒸気乾燥器、再循環システムが

不要となるため原子炉圧力容器は小型化かつ単純化される。また、再循環系がないために冷却材インベントリが減り、格納容器も小型化される。このように、プラント全体が小型、簡素化されるため、経済性が改善されると考えられる。貫流型では、サブクール状態で給水された冷却水を炉心内で蒸気に加熱し、タービンに供給しなければならない。これを亜臨界圧で行おうとすると、相変化があるために炉心のどこかで沸騰遷移を生じることとなり、被覆の健全性のためには好ましくない。一方、超臨界圧であれば、相変化がなく液相から気相にまで沸騰遷移を経ることなく加熱することができる。したがって、貫流型の原子炉は超臨界圧で運転することが望ましい。

1.2.3 臨界圧軽水冷却高速炉

超臨界圧軽水冷却炉は貫流直接サイクル型であり、強力な給水ポンプで超臨界圧まで加圧している。ポンプが強力であるため、稠密燃料格子にして炉心圧損が少々増えてもポンプ動力の点では差しつかえない。一方、PWR では流量が多いためポンプ動力の増加が大きくなってしまう。BWR では再循環があるために、稠密燃料格子で圧損が増えると不安定性が増加する。一方、超臨界圧軽水炉はポンプで水を炉心に押し込む方式のため不安定性の問題は大きくない。これらの点で、超臨界圧軽水冷却炉は稠密燃料格子の高速炉に適している。水冷却の高速炉はナトリウム冷却の高速炉よりもシステムが単純で機器も少ないため、経済性が高いと考えられる。

1.3 その他の炉心

1.3.1 High Conversion LWR (HCLWR)

HCLWR はフランス、ドイツ、日本などによって検討が行われた高転換軽水冷却炉である。現行の軽水炉 (PWR) プラント設計をベースとしながら、燃料集合体を稠密化した集合体に変更して、転換比を大きく改善しようとする炉である。現行の軽水炉の転換比が約 0.55 であるのに対して、0.8 ~ 1.0 程度にまで改善される。燃料集合体は PWR の燃料ピン仕様をそのまま用い、これを稠密六角格子に組み、短尺化集合体としたものを用いる。

冷却材対燃料体積比を従来より小さくすることにより、中性子の減速を少なくし、238-U の共鳴エネルギーの中性子吸收量を増加させ、高い転換比を実現する。

この炉の問題点としては以下のことが挙げられる。核特性に関連しては、ボイド係数の正側への悪化、冷却材対燃料体積比の減少に伴う制御機能の低下などである。ボイド係数への対策としては、炉心高さを 50 [cm] 程度に低くした極端な扁平炉心とし、ボイド時の中性子漏洩効果を増大させ、さらに冷却材対燃料体積比をボイド反応度が負となるまで拡大させる方法をとっている。しかし、核特性的にはこれらの対策は転換比の減少を伴うこととなる。熱水力的には、冷却材流路面積の減少に伴う運転時の炉心冷却、事故時の冷却性能の確保、圧損の増加、LOCA 時の再冠水の侵入可能性等の問題があるが、運転時、事故時の熱水力特性の評価の結果、準稠密格子集合体仕様に対し、現行の PWR 程度の安全性が確保されている。

1.3.2 Resource-Renemable BWR (RBWR)

RBWR は軽水炉によるエネルギーの長期安定供給をめざし、増殖比 1.0 以上の炉心を BWR によって構成することを目的として検討されているものである。炉心設計は ABWR と同程度の経済性と安全性を目標とし、その炉心仕様も ABWR の仕様から逸脱しない範囲で行う。ABWR と同程度の集合体出力で短尺の燃料集合体とする。また、炉心内の余分な冷却材領域を可能な限り排除するような設計として、冷却材対燃料体積比を減少させ、転換比の向上させる努力がなされている。また、冷却材は、下部軸方向プランケットの発熱により、炉心へはボイド率 30 % のサブクール状態で流入するため、炉心内の平均ボイド率は ABWR の 38 % に対し、65 % と非常に高くなってしまっており、増殖には有利となっている。ボイド反応度は炉心高さを 52 [cm] と極端な扁平炉心とすることで負の値を達成している。

1.4 研究の目的

本研究では超臨界圧軽水冷却高速炉の大出力化について研究する。設計研究を行い以下の項目について検討する。

- 超臨界圧軽水冷却高速炉 (SCFR) 大出力化の可能性の検討
- 出力等の性能について、同炉心等価直径の超臨界圧軽水冷却減速炉 (SCLWR) と比較検討
- 大型 SCFR におけるボイド係数改善方策の検討

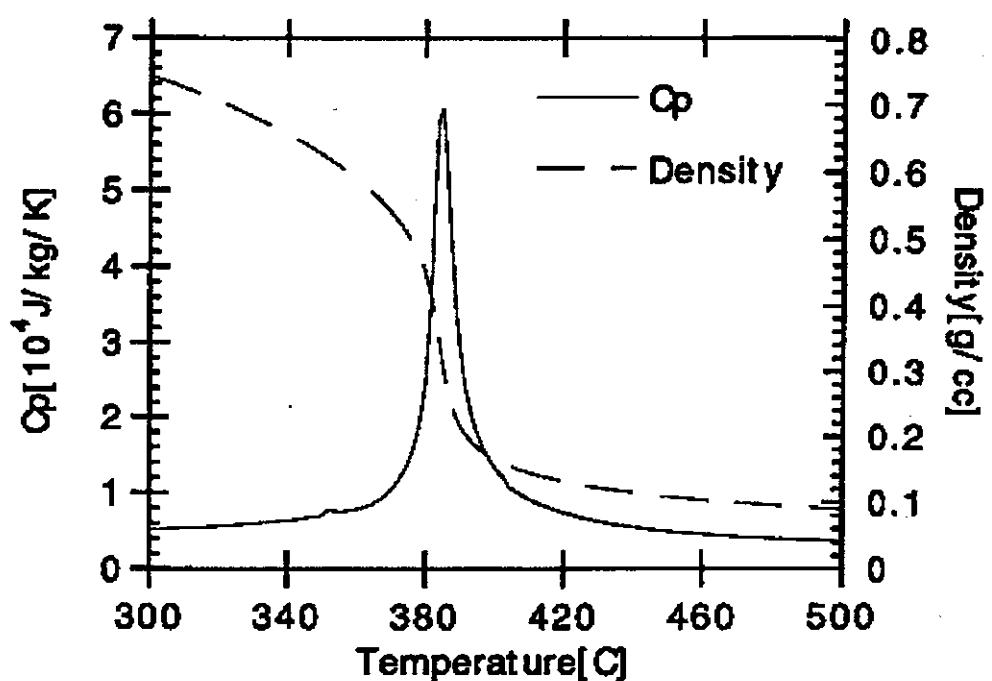


図 1.1: 超臨界圧水の温度と密度、比熱の関係

第 2 章

設計・解析手法

2.1 設計方法の概要

水冷却減速の熱中性子炉では冷却材密度フィードバックにより出力が変化し、それが冷却材密度を変化させるため、核設計と熱水力設計を互いに結合させて行う必要がある [1]。特に、超臨界圧軽水炉のような冷却材密度係数が大きく、さらに炉心内の冷却材密度分布が大きく変化するような炉心においては核設計と熱水力設計のカップリングが重要となる。また、稠密格子の高速炉においても、冷却水密度の変動は出力変動をもたらすため、核熱カップリングで計算するのが望ましい。

設計の流れを示す計算フローチャートを図 2.1 に示す。核設計と熱設計はそれぞれの入力と出力で冷却材密度や出力分布を通じてカップリングされている。設計では、まず適当なプルトニウム富化度、冷却材密度、燃料温度、冷却材温度などの入力条件（これらは熱水力計算と密接に関わる炉心パラメータである）を用いてセル燃焼計算を行う。次に、各セル計算領域で得られた燃焼度ごとのマクロ断面積を用い、適当な炉心構成で炉心計算を行う。炉心計算では、平衡サイクル初期 (BOC) や平衡サイクル末期 (EOC) の実効増倍率の他に、ボイド反応度の計算が行われる。これらの結果により、サイクル全期間にわたって臨界が保たれるかを判断し、さらに出力の平坦化を行うためにプルトニウム富化度の調整が行われる。ボイド反応度については、内部ブランケットの集合体数や固体減速材である水素化ジルコニアム層の厚さや位置の調整を行うことで負のボイド反応度を達成する。

熱設計では、炉心計算により得られた出力ファイルより出力分布を読み込み、出力ピークが最大となる位置で熱的制限を超えないよう、各燃料メッシュでの出力密度を決定する。次に、共通のオリフィスをもつ集合体領域に区分したうえで、各集合体内の最大出力ピークをもつ燃料チャンネル（熱水力計算においては炉心計算で与えた各燃料メッシュを燃料チャンネルとみなす。）において単チャンネル解析を行い、各集合体内冷却材流量を決定する。このあと、集合体内の平均的サブチャンネルについて、冷却材密度、燃料温度、出口温度等を計算する。このようにして得られた冷却材密度、燃料温度、冷却材温度を再びセル計算の入力として用い、再び核計算を行う。設計はこれらの計算が収束するまで繰り返し行われる。

2.2 炉心設計の制約条件

本研究では高温超臨界圧軽水冷却減速炉（SCLWR-H）との炉心の特性の比較を目的の一つにしているため、炉心設計の制約条件は SCLWR-H と同一のものとした。

2.2.1 熱的制約条件

- 被覆材表面温度制限

超臨界圧炉は運転条件が高温であり、このような環境では現行の軽水炉で被覆管として使用しているジルカロイは強度を失い使用できない。そこで、本研究では高温に耐えられるよう、被覆材にインコネルを使用し、被覆材表面温度制限を 620 [°C] とする。高温の超臨界圧水では酸化腐食が最も主要な被覆管の腐食を引き起こすと考えられる。この 620 [°C] の条件は、インコネル被覆の酸化腐食の防止の観点から決められたものである。しかし、酸化には水の酸素濃度、金属のミクロ組織、PH などの複雑な因子があり 620 [°C] が適切な値であるかどうかは実験での確認が必要である。

- 最大線出力密度

燃料溶融防止および FP ガス放出を抑えるため、最大線出力密度を 39 [kW/m] とする。燃料棒の線出力密度と燃料中心温度との間にはほぼ 1 対 1 の対応関係がある。燃料中心温度は線出力密度から求めるため、燃料中心温度を設計の制約条件とした場合、特に収束計算や繰り返し計算に多くの時間がかかるため、線出力密度を制約条件とする。線出力密度が 39 [kW/m] のとき、燃料中心最高温度はおよそ 1800 [°C] となる。燃焼に伴う核分裂生成ガスの放出は、燃料温度が 1900 [°C] 以上になると急激に増加することが知られているが、この条件では、燃料温度はそれ以下に保たれる。

2.2.2 核的制約条件

軽水炉では冷却材喪失事故時等において、原子炉の出力が自動的に低下するように、固有の安全性を持つように設計しなくてはならない。すなわち、全ての燃焼度に対して、全ボイ

ド、部分ボイド時に負のボイド反応度係数を持つことを実現しなければならない。本研究では、炉心内部にプランケット集合体を配置して非均質炉心とし、また、プランケット集合体とドライバー燃料集合体の境界に水素化ジルコニウム層を配置することにより、負のボイド反応度係数を達成した。

また、炉心寿命期間にわたって臨界を保証する必要がある。よって、燃焼サイクル末期(EOC)における炉心実効増倍率 K_{eff} が1を上回ってはならない。

2.2.3 伝熱劣化の取り扱い

超臨界圧軽水冷却炉は運転圧力が超臨界圧で貫流直接サイクル型のプラントである。よって、超臨界圧火力プラントと同様に、炉心部における冷却材の流量は少なく、密度の変化は大きくなる。BWR ではドライアウト、PWR では核沸騰遷移を防止するため最大熱流束を制限していた。これと同様に超臨界圧軽水炉で伝熱劣化を防止するための熱流束を制限すると、流量が少ないため、これを満たすのが困難となる。

しかし、超臨界圧軽水にみられる伝熱劣化現象は亜臨界圧水冷却時の沸騰遷移よりずっと緩やかな現象である。超臨界圧での伝熱劣化現象は、冷却材温度が擬臨界温度を少し下回った位置付近で発生する。被覆管の壁温は伝熱劣化が起こった付近では緩やかに上昇するものの、その下流部では熱伝達は回復し、壁温の上昇は見られない。超臨界圧水はガスやナトリウムと同様に単相流である。ガス炉やナトリウム冷却炉では熱伝達係数から壁温を計算し、異常過渡時の燃料棒の健全性を評価している。超臨界圧軽水においては、乱流数値シミュレーションで伝熱劣化時の熱伝達率を数値解析することが可能になった。冷却材エンタルピ、冷却材流量および熱流束をパラメータとし、Jones-Lanunder の $k-\epsilon$ モデルを用いて、熱伝達率について垂直円管内の単相乱流数値解析を行い実験結果と良い一致を見るとともに、伝熱劣化のメカニズムが明らかにされた。過渡事象時の流量、出力など様々な条件において計算された熱伝達率をこのコードで計算し、その値をテーブル化し、解析コードに組み込むことにより、伝熱劣化後も被覆管の温度を計算することができるようになった。

以前の超臨界圧水冷却炉では、過渡事象の判断基準の一つとして伝熱劣化を生じさせな

いことし、PWR の最小限界熱流束比：minimum DNBR (Departure from Nucleate Boiling Ratio) や BWR の MCPR (Minimum Critical Heat Flux Ratio) と同様に、最小伝熱劣化熱流束比：MDHFR (Minimum Deterioration Heat Flux Ratio) を定義して、この値が 1.0 以上という制約条件をかしていた。（通常時では MDHFR を 1.20 以上として、さらに 5 % の余裕を持って MDHFR が 1.26 以上を基準としていた。）しかし、MDHFR 基準は伝熱劣化後も熱伝達率を計算し、被覆管温度を計算することにより削除することができる。

そこで、本研究では MDHFR の制約条件は用いていない。

2.3 熱水力設計

热水力設計においては、軸方向の質量保存則とエネルギー保存則、径方向の熱伝導方程式からなるコードを用いて、熱的な制限を満たしつつ、冷却材流量を最適化し、冷却材出口温度、軸方向および径方向冷却材密度分布を求めることが目的である。最適化の評価関数はここでは、冷却材出口温度である。

以下に热水力計算について述べる。

2.3.1 単チャンネル熱流動解析コード

超臨界圧軽水冷却炉で冷却材として用いる超臨界圧軽水は、単相流であることから、その熱流動解析も比較的容易である。また、設計では定常運転時のみを想定しているので、流れは非圧縮流体であり、炉心入口での質量流量と出口の質量流量は一致し、また、コントロールボリュームにおいて発生する出力は、そこを通過する冷却材が得るエンタルピー増分に等しい。これらのエネルギー保存則と質量保存則に加え、燃料ピン内の熱伝導方程式をあわせて解くことにより、燃料中心温度と被覆管表面温度を求め、冷却材出口温度、冷却材密度等を計算する。

このようにして得られた、ある冷却材出口温度を仮定したときのサブチャンネルにおける最高被覆管表面温度や最高燃料中心温度が制限値以内に収まるかを判断し、冷却材出口温度

を再度調整、繰り返し計算を行い、制限を満たした上で最大の冷却材出口温度が得られるまで計算を繰り返す。単チャンネル解析のフローチャートを図 2.2 に示す。

2.3.2 円柱燃料要素による伝熱

燃料セルの断面の伝熱モデルを図 2.3 に示す。内側から、燃料、ギャップ、被覆材、冷却材という構成になっている。円柱燃料棒内の温度分布モデルを図 2.4 に示す。

各温度を計算するに際して以下の仮定のもとで計算を行った。

- 軸方向熱伝導は無視できる。

この仮定は、燃料要素の径方向温度勾配が軸方向温度勾配より数桁大きいので妥当である。軸方向への熱輸送は燃料の外側での冷却材の強制対流によって起こる。

- 核分裂エネルギーにより燃料中に一様分布の発熱源を生じる。

この仮定は、核分裂エネルギーは燃料中の中性子束に比例するので正しくない。しかし、熱中性子炉とは違いスペクトルが硬く、中性子平均自由行程も長いため、熱中性子炉のように自己遮蔽効果による表面に偏った出力分布にはならないため、大きな誤差にはならないと考えられる。

2.3.3 質量流量の決定

チャンネル入口 / 出口温度を T_{in}/T_{out} とし、それぞれのエンタルピーを $h(T_{in})/h(T_{out})$ とするとチャンネル通過によって与えられる熱量 Q と、エンタルピー差 $h(T_{out}) - h(T_{in})$ が等しい。燃料の発熱部分の長さを H とすると熱量 Q と線出力密度 $q'(z)$ には、

$$Q = \int_0^H q'(z) dz \quad (2.1)$$

との関係がある。質量流量率 W と Q には以下の関係が成り立つ。

$$Q = W \{ h(T_{out}) - h(T_{in}) \} \quad (2.2)$$

これより、質量流量率 W は以下の式によって決定される。

$$W = \frac{\int_0^H q'(z) dz}{\{h(T_{out}) - h(T_{in})\}} \quad (2.3)$$

2.3.3.1 冷却材温度の計算

質量流量 W が求められると、各領域での冷却材エンタルピー $h(z)$ が定まり、軸方向冷却材温度分布 $T_n(z)$ は蒸気表を用いて求めることができる。

$$h(z) = \frac{\int_0^H q'(z) dz}{W} \quad (2.4)$$

$$h(z) \Rightarrow T_n(z) \quad (2.5)$$

2.3.3.2 被覆管表面温度の計算

被覆管の外表面から冷却材への熱伝達はニュートンの冷却法則で表される。熱伝達率(熱伝達係数)を h_s 、熱流束を $q''(z)$ とすると、被覆表面温度 $T_s(z)$ は、

$$q''(z) = h_s \{T_s(z) - n(z)\} \quad (2.6)$$

によって求められる。

2.3.3.3 热伝達率

炉心内の冷却材は強い乱流状態にある。このため、被覆管から冷却材への熱伝達は層流の場合よりも大きい。また乱流の解析は複雑なので、対流熱伝達率 h_s などの量を求めるときに、経験的な実験式に頼らざるを得ない。対流熱伝達率 h_s は流体の熱伝達率 k 、流路の水力等価直径 Dh 、Nusselt 数 Nu を用いて表される。

$$h_s = \frac{k}{Dh} Nu \quad (2.7)$$

流体の熱伝導率 k は、蒸気表を用いて求める。

ここで Nusselt 数 Nu は Dittus-Boelter の式を用いて、

$$Nu = 0.023 Pr^{0.4} Re^{0.8} \quad (2.8)$$

ここで Pr 、 Re はそれぞれプラントル数、レイノルズ数であり、

$$Pr \equiv \frac{\mu c}{k} \quad (2.9)$$

$$Re \equiv \frac{\rho u_z D h}{\mu} \quad (2.10)$$

ρ : 冷却材密度

u_z : 冷却材速度

μ : 粘性係数

c : 定圧比熱

で定義される。 ρ 、 μ 、 c 、 k は蒸気表を用いて求める。

2.3.3.4 水力等価直径の定義

円管内の流れに対しては、古くから実験および理論解析が行われており、円管以外の形状に対しては、水力等価直径を用いることにより適用することができる。ここで水力等価直径 D_h はである。

2.3.3.5 被覆管内面温度の計算

被覆管内面温度 T_c は被覆管の熱伝導率 k が一定、被覆管内の発熱がないものとして、

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} r k_c \frac{dT}{dr} \quad (2.11)$$

が成り立つので、これを解いて、

$$T_c - T_s = \frac{q''' r_f^2}{2k_c} \ln \frac{r_F + ct}{r_F} \quad (2.12)$$

$q'''(z)$ = 体積出力密度

r_F = ペレット半径

ct = 被覆管厚さ

となる。ここではギャップ厚さを無視している。

2.3.3.6 燃料ペレット表面温度の計算

燃料ペレット表面温度を求めるときには、ギャップの存在が重要である。被覆管と燃料の間には通常、 $1 \sim 10^{-3}\text{mm}$ 程度のギャップがある。その理由の一つは、照射による燃料ペレットの膨張によって被覆管を破損させないためである。ギャップは通常ヘリウムなどの不活性ガスで満たされており、ギャップ幅は非常に狭いが、ガスの熱伝導率が非常に悪いためにギャップによる温度差はかなり大きくなる。照射、焼きしまりなどによって本来は、ギャップ幅は変化するが、計算上はギャップ幅は一定であるとして、ギャップ間の温度差を熱伝導方程式で解く。ギャップでの熱伝導率を k_G 、ギャップ内での熱発生はないとして、

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} r k_G \frac{dT}{dr} = 0 \quad (2.13)$$

で表される。ガスの熱伝導率を一定、燃料表面での熱流束が連続であるとして、

$$-k_G \frac{dT}{dr} \Big|_{r=r_F} = q'' = \frac{q'}{2\pi r_F} = q''' r_F^2 \quad (2.14)$$

となる。これから燃料ペレット表面温度 T_f は、

$$T_f - T_c = \frac{q'''}{k_G} \frac{r_F^2}{2} \ln \left(\frac{r_F^2 + \text{gap}}{r_F} \right) \quad (2.15)$$

ここで、 gap はギャップ幅であり、これは非常に小さいので対数を展開することができる。したがって、

$$T_f - T_c = \frac{q''' r_F \text{gap}}{2k_G} = \frac{q'}{2\pi r_F} \left(\frac{\text{gap}}{r_F} \right) \quad (2.16)$$

と表すことができる。原子炉運転中にはギャップには He などの充填ガスの他に Xe、Kr などの核分裂性ガスがたまる。そのため、厳密に言えば、ギャップの熱伝導率 k_G は運転期間中にわたって変化する。また、スウェーリングにより燃料ペレットが被覆管と接触する影響も考慮しなくてはならない。これらの現象を解析的に扱うことはできないので、実効熱伝達率 h_G を

$$T_f - T_c = \frac{q''}{h_G} \quad (2.17)$$

で定義される経験的な値として取り扱うことが多い。この実効熱伝達率 h_G はギャップコンダクタンスといい、平均ギャップ幅、ガス熱伝達率、燃料ペレットと被覆管の接触圧、表面粗さ、被覆管材料、燃焼度の関数である。本研究では、 $h_G = 8000[\text{W}/\text{m}^2 \text{ K}]$ として計算を行った。

2.3.3.7 燃料中心温度の計算

燃料被覆温度 T_f が求められたので、燃料中心温度 T_0 を求める。軸方向の熱伝導が無視できる一様な単位体積あたりの熱源 q''' をもつ円柱燃料棒の熱伝導方程式は、

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} r k_F \frac{dT}{dr} = -q'''(z) \quad (2.18)$$

で表される。ここで、 k_F が一定なら直ちに解くことが可能であるが、 k_F は強く燃料温度に依存している。この式を燃料中心 $r = 0$ から半径 r まで積分すると、

$$k_F r \frac{dT}{dr} = -\frac{r^2}{2} q'''(z) \quad (2.19)$$

が得られる。これを r で割って、 $r = 0$ から燃料棒表面 r_F まで再び積分すると、

$$\int_{T_0}^{T_F} k_F dT = - \int_0^{r_F} dr \frac{rq'''(z)}{2} = \frac{r_F^2}{4} q'''(z) \quad (2.20)$$

T_0 : 燃料中心温度 T_F : 燃料表面温度

が得られる。ここで、

$$q'''(z)r_F^2 \pi = q'(z) \quad (2.21)$$

であるので、式 (2.21) は

$$\int_{T_0}^{T_F} k_F(T) dT = -\frac{q'(z)}{4\pi} \quad (2.22)$$

が得られ、この式から燃料中心温度が得られる。

2.3.3.8 燃料の熱伝達率

酸化物燃料の熱伝導度は温度の上昇とともに減少するが、1600°C以上では増大する。

ここでは、 $0 [^\circ\text{C}] < T < 1650 [^\circ\text{C}]$ で、

$$k_F = \frac{[1 - \beta(1 - D)]}{[1 - \beta(1 - 0.95)]} \left[\frac{K_1}{K_2 + T} + K_3 \exp(K_4 T) \right] \quad (2.23)$$

$T > 1650 [^\circ\text{C}]$ で、

$$k_F = \frac{[1 - \beta(1 - D)]}{[1 - \beta(1 - 0.95)]} [K_5 + K_3 \exp(K_4 T)] \quad (2.24)$$

を用いた。ただし、

k_F : 燃料の熱伝導度 [W/cmK]

$\beta = 2.58 - 0.58T \times 10^3$

D : 理論密度

T : 温度 [$^\circ\text{C}$]

である。 $K_1 \sim K_5$ の値は、表 2.1 に示す。

2.3.4 多チャンネル解析

上で議論した単チャンネル解析は、熱水力解析をホッテストチャンネルでのみ行い、その冷却材出口温度や、冷却材流量、密度を炉心全体を代表するものとして用いたが、実際には大きな誤差を生じる。そもそも、単チャンネル解析自体はホッテストチャンネルにおいて熱的制限を満たすような流量を確保できるかを検証するためのものであり、そこで得られた出口温度を炉心全体の出口温度としたり、またその冷却材密度を核設計へとフィードバックすることはできない。

多チャンネル解析は基本的には単チャンネルの熱水力解析コードをサブルーチンに用いて解析を行うものであるが、最大の相違点は、同一オリフィス領域に属する全てのサブチャンネルに対して、一定の流量を与える点にある。当然その流量は、同一オリフィス領域内のホッテストチャンネルに対して与えられる。また、その流量は運転サイクルを通じて常に、

ホットテストチャンネルを熱的制限値以下に保つものでなければならない。最高出力を持つ領域は運転サイクル中に変動するため、サイクルの初期と末期でどちらが高い最高出力ピークを持つかを判断し、高い方の出力ピークにあわせて冷却材流量を確保する必要がある。そのため、多チャンネル解析では、炉心計算で得られた出力分布をもとに、各サブチャンネル（ここでは炉心計算結果である径方向出力分布のメッシュ位置）の線出力密度をまず決定する。これは、出力分布の最大出力ピーク部分が最大線出力の 390 [W/cm] になるように決定する。

つぎに、同一オリフィス領域とみなせる部分のそれを複数のサブチャンネルに分割し、その領域中のホットテストチャンネルを探索、および各オリフィス領域の流量を計算、保存しておく。このようにして決定された流量から各サブチャンネルの熱水力解析を行い、オリフィスごとの冷却材密度、全体の炉心出口温度を求める。フローチャートを図 2.5 に示す。

なお、本研究では、多チャンネル解析を行うにあたり、集合体内（同一オリフィス領域内）の流量を一定値として与えてあるが、実際には、サブチャンネル間のクロスフロー等の詳細な解析が必要である。

2.4 核設計

熱水力計算で得られた出力分布、冷却材密度などを入力として、核設計を行う。

2.4.1 核計算コード

核計算に用いたコードは、日本原子力研究所の SRAC95: 汎用核計算コードシステムである[2]。核データライブラリーには、JENDL-3.2 をベースに SRAC 95 に移植されたものを用いた。これは、107 群（高速 61 群、熱 46 群）のエネルギー群構造である。

2.4.2 計算手法

本研究では、炉心計算で必要とされる縮約されたマクロ断面積や、炉心の燃焼特性を知るために、まず、一次元セル燃焼計算を行い、それを、SRAC コードシステム内に含まれている CITATION を用いて、二次元炉心拡散計算を行う。

2.4.2.1 一次元セル燃焼計算

セル燃焼計算には SRAC 9.5 内の格子計算モジュール P_{ij} を用いた。

軸方向に冷却材密度がほぼ同等と考えられる領域(本研究では 4 領域)に分割し、領域ごとに衝突確率法を用いて一次元セル燃焼計算を行う。

入力データとしては、燃料セル内の原子数密度と、熱水力計算で得られた冷却材密度と冷却材、構造材、燃料平均温度が必要である。

一次元セル燃焼計算に用いる計算モデルを図 2.6 に示す。燃料ピンやペレットの径は実際の寸法そのままのものを用いるが、セルの寸法に関しては、集合体全体でこれが保存するよう決める。具体的には、集合体全体の水平断面の面積を、集合体に含まれるセル数で割ることでセルの平均面積を求め、この値から、セル寸法を逆算する。構造材についても、集合体全体でのマテリアルの数密度が保存されるように構造材に含まれるマテリアルを冷却材中にスミアーアーする。

2.4.2.2 二次元 R-Z 拡散計算

炉心計算ではセル計算で得られたマテリアル、燃焼度ごとの縮約された断面積を用いて、全炉心での実効増倍率や出力、中性子束、随伴中性子束などの分布を求めるのが主な目的である。

本研究では、SRAC 9.5 内の多次元拡散計算モジュール CITATION を用いて炉心計算を行う。炉心計算においても、セル計算と同様にその前段階として、モデル化が必要となる。本研究では炉心周方向の対称性を利用した二次元 R-Z に炉心をモデル化する。この手法では周方向の非均質性が低い場合や円柱に近い炉心構成の場合にモデル化が可能である。

本研究で対象とする炉心体系は内部ブランケットを含む非均質炉であるため、二次元にモデル化するためには内部ブランケットの配置を円環状に行う必要がある。モデル化は円環状の層に属する集合体の体積と円柱の体積が一致するように行わなければならない。

CITATION に用いるマクロ断面積には、セル燃焼計算で得られた 107 群断面積を高速群 6 群、熱群 1 群の 7 群に縮約したものを用いた。7 群の群構造を選択した理由にはいくつかあるが、まず、ひとつめとして概念設計段階の炉心計算用の群構造として適当であること。ふたつめには、ボイド時の炉心計算にこれ以上の群数を用いた場合では繰り返し計算の収束が悪くなるという計算上の理由である。

CITATION によって得られる実効増倍率や炉心の熱出力分布は、燃料の富化度調整や各セル領域の熱出力の計算等に用い、再びセル燃焼計算のインプットデータにフィードバックし、計算が収束するまで繰り返し計算を行った。

2.4.2.3 転換比 残存比の定義

本研究では、積極的な燃料の増殖を設計の目標にしてはいないが、やはり、高速炉である以上、転換比（残存比）は気になるところである。

転換比／残存比にはさまざまな定義があり、文献によって異なる定義が用いられていることもある。これらの定義によっては、1.0 を越えれば増殖するという意味は同じくするものの、その大きさは定義によって大きく異なる。このような混乱を避けるため、近年ではその定義と名称を厳密に規定する傾向がある。たとえば、転換比、平均転換比、核分裂性物質残存比、核分裂性プルトニウム残存比、プルトニウム残存比などである。

- 転換比 (Instantaneous Conversion Ratio)

これがとくに 1.0 を越えるときに限って増殖比 (Breeding Ratio) と呼ぶ。

$$CR(t) = \frac{\text{親物質の中性子捕獲反応率}}{\text{核分裂性物質の中性子吸収反応率}} \quad (2.25)$$

一般に燃焼時間 t とともに増大し、飽和する傾向がある。増殖あるいは転換の定義の中ではもっとも一般的ではあるが倍増時間などの計算には向きである。

- 平均転換比 (Average Conversion Ratio)

$$ACR = CR(t) \text{の時間平均} \quad (2.26)$$

転換比は燃焼時間に依存するため、サイクル全体にわたって時間平均したものである。転換比が上昇閾数、飽和傾向であるように、平均転換比も飽和傾向にある。ただし、高燃焼度は高い濃縮度を必要とするため、燃焼度を高くとると転換比は減少する。

- 核分裂性物質残存比 (Fissile Material Surviving Ratio)

$$FSR = \frac{EOC \text{の核分裂性物質総量}}{BOC \text{の核分裂性物質総量}} \quad (2.27)$$

定義が明確で、算出も容易である。また、倍増時間の計算にも用いやすい。核分裂性物質としては通常、 $^{235}\text{-U}$ 、 $^{239}\text{-Pu}$ 、 $^{241}\text{-Pu}$ を考慮する。

- 核分裂性プルトニウム残存比 (Fissile Pu Surviving Ratio)

$$FPSR = \frac{EOC \text{の核分裂性Pu総量}}{BOC \text{の核分裂性Pu総量}} \quad (2.28)$$

FSR の定義に $^{235}\text{-U}$ を含めない定義。燃料に U-Pu 混合燃料を用いる場合、ほとんどは劣化ウランか天然ウランにプルトニウムを富化した燃料を用いるため、 $^{235}\text{-U}$ 自体には燃料資源としての価値はないものと見なせる。

- プルトニウム残存比 (Pu Surviving Ratio)

$$PSR = \frac{EOC \text{のPu総量}}{BOC \text{のPu総量}} \quad (2.29)$$

プルトニウム自体を燃料資源とした定義。プルトニウム同位体組成比に依存する。プルトニウム同位体組成比がサイクルにわたって変化がない平衡時には、FPSR に一致する。

本研究では残存比として、核分裂性プルトニウム残存比を用いることにした。 $^{239}\text{-Pu}$ 、 $^{241}\text{-Pu}$ については等価なものとし、重みづけは行っていない。

$$FSR - FPSR \sim 0.0025 \quad (2.30)$$

であり、若干核分裂性物質残存比 (FSR) のほうが残存比が大きくなる。

2.5 中性子遮蔽計算

炉心の比較のためには、炉心の出力密度の他にも、高速中性子の原子炉圧力容器への遮蔽についての議論も必要である。特に、本研究では熱中性子炉と高速炉の比較を行うため、中性子の照射量に関する比較は当然必要であると考えられる。炉心計算で得られた炉心の組成や冷却材密度等をもとにして、中性子遮蔽計算を行い、原子炉圧力容器内面における高速中性子(1 MeV 以上)の照射量を評価する。

遮蔽計算には標準的な遮蔽計算コードとして用いられている一次元中性子輸送計算コード ANISN がある。これに日本原子力研究所が遮蔽計算への適応性を高め、使いやすくするための機能を追加した ANISN-JR を本研究では使用した。無限円筒体系で炉心と原子炉圧力容器をモデル化して計算をおこなった。P 3 近似のもと実効増倍率計算(K-cal) モードで輸送計算を行った。中性子束の方位角は 24 成分を扱うことのできる S 8 近似を使用した。

断面積データには JENDL-3.1 (一部の核種に関しては JENDL-3) を用いて計算を行った。エネルギー群は中性子 100 群であり、エネルギー群の縮約は行わない。

燃料としては、燃焼末期になるとブランケットの中性子吸収が少なくなり、炉心から出る高速中性子量が増えると考えられることから燃焼末期の燃料で計算を行った。また、炉心上部になると冷却材密度が小さくなる。それにより中性子の減速が小さくなり、高速中性子量が増えると考えられることから、炉心上部の燃料で計算を行った。

以下に計算手順を示す。

1. マテリアルの作成。

原子数密度を準備して、その後、macrojgrm を用いてマテリアルの断面積データを作成する。

2. macgid で順断面積データセットに変換する。

3. 2 で作成した断面積データを用いて、一次元体系に対して ANISN-JR を実行する。
(anisnjrrm)

こうして得られた計算結果を、出力換算に直す必要がある。ここでは計算にあたり、炉心と原子炉圧力容器を無限円筒体系としてモデル化したので、以下の式で出力換算を行い、高速中性子の照射量を求めた。

$$\Phi_g = 3.13 \times 10^{10} \times \frac{\pi}{2} \times \nu \times \frac{1}{H \cdot K_{eff}} \times W \quad (2.31)$$

3.13×10^{10} : 1watt·secあたりの Fission 数

H : 炉心高さ

K_{eff} : 実効増倍率 (計算結果)

ν : 核分裂あたりの中性子数 (2.418)

W : 热出力

表 2.1: $K_1 \sim K_5$ の値

	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5
UO_2	40.4	464	1.216×10^{-4}	1.876×10^{-3}	0.0191
MOX	33.0	375	1.540×10^{-4}	1.710×10^{-3}	0.0171

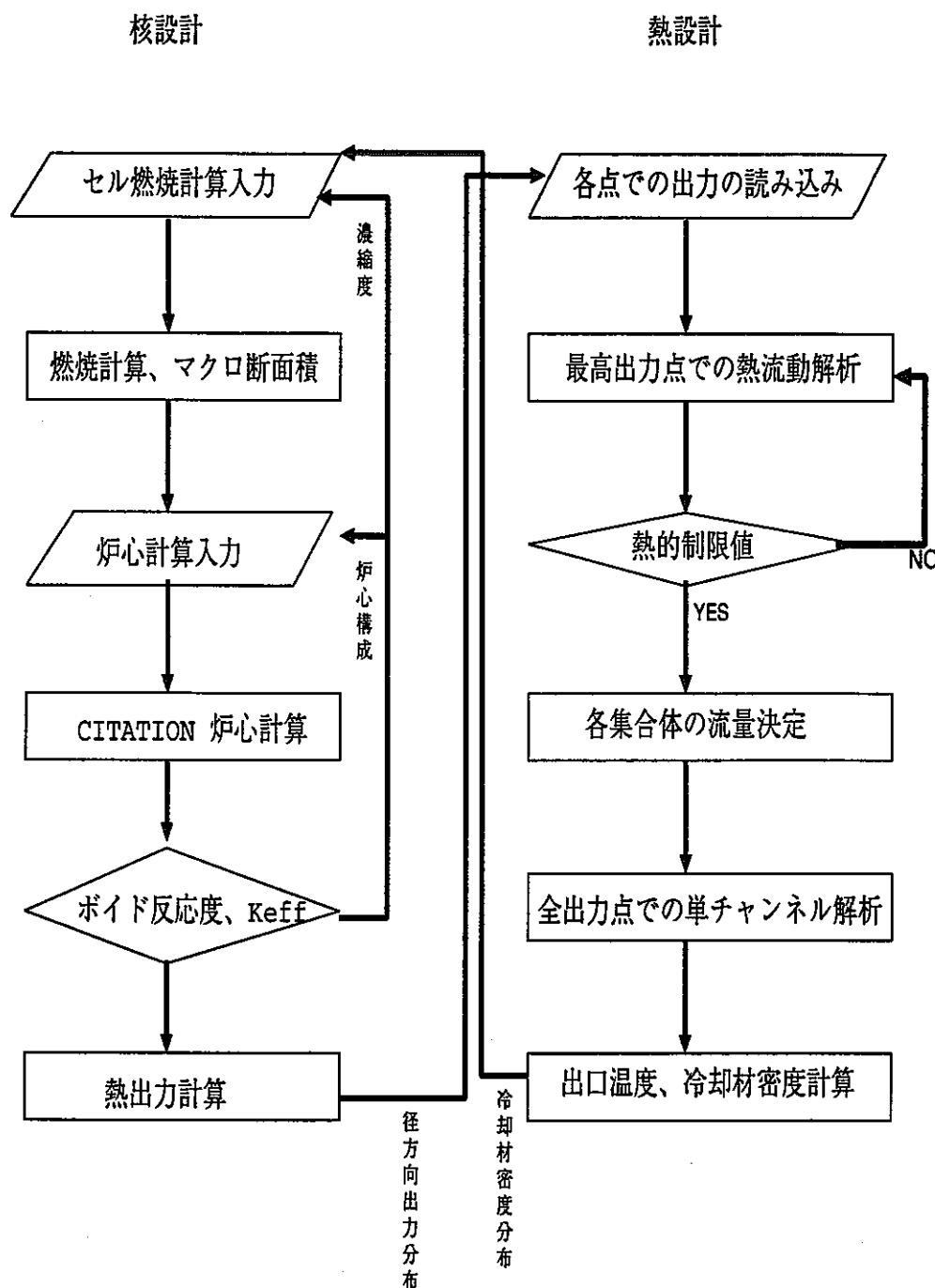


図 2.1: 核 - 热結合計算フローチャート

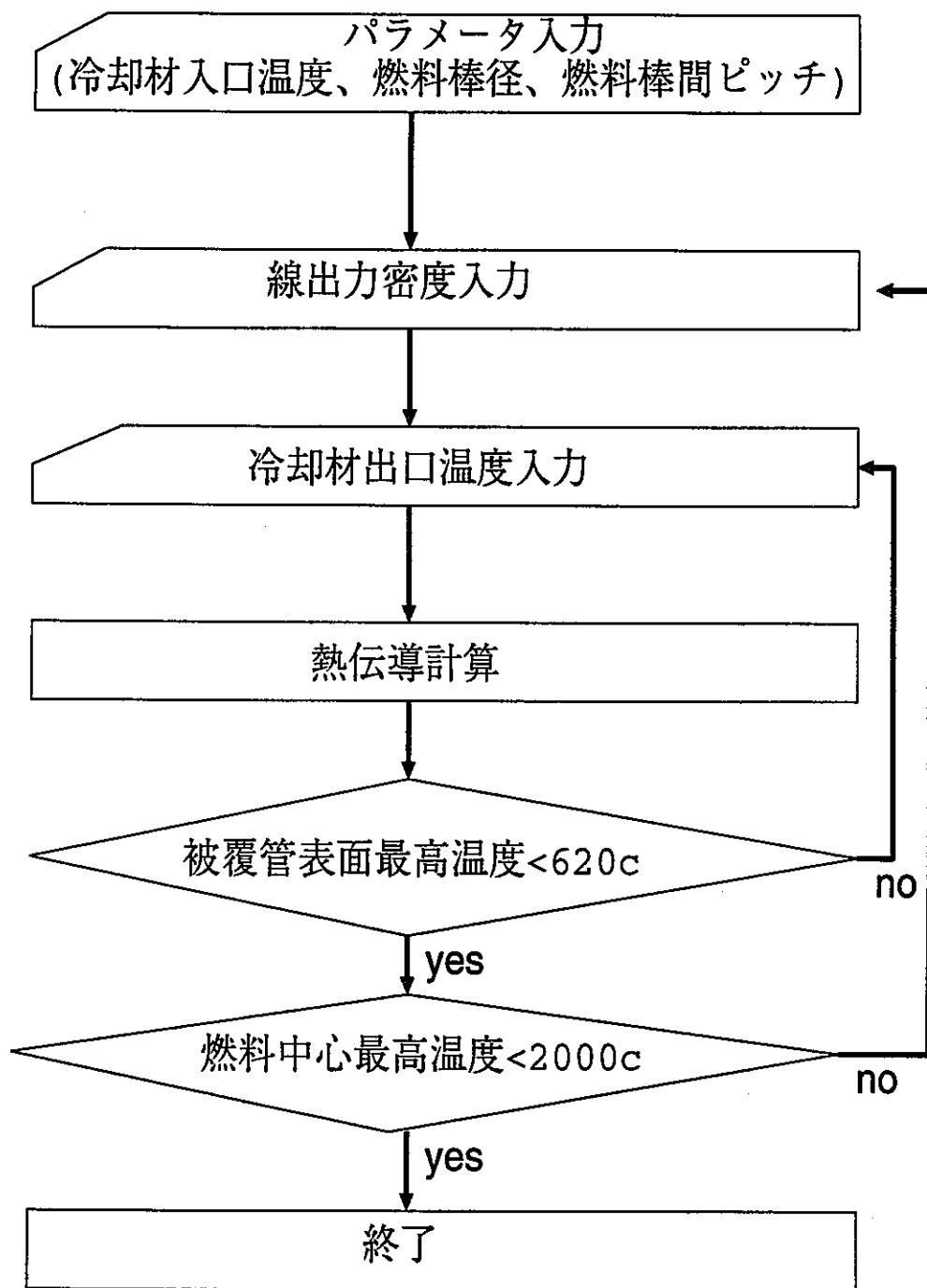


図 2.2: 単チャンネル解析フローチャート

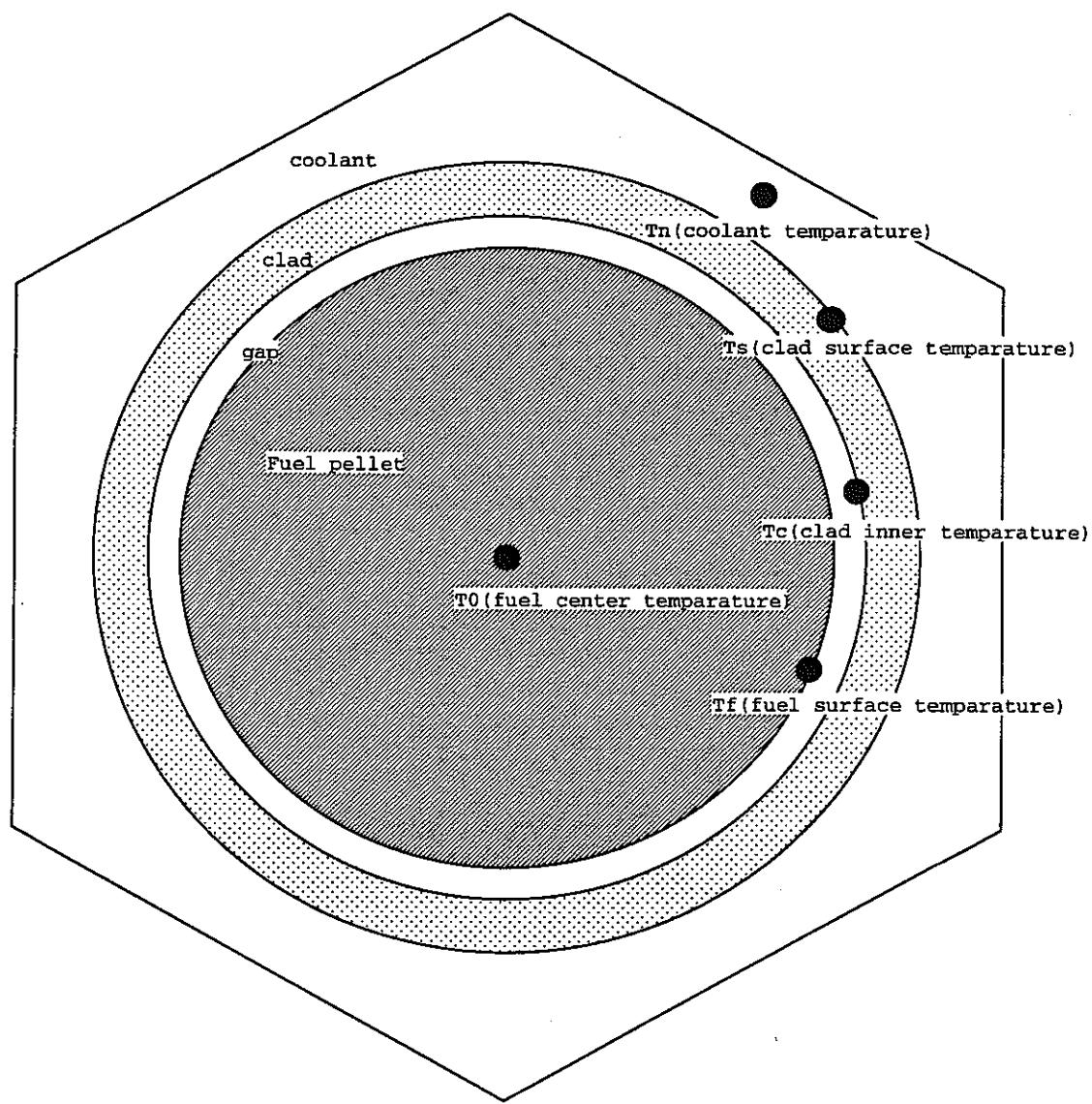


図 2.3: 伝熱モデル

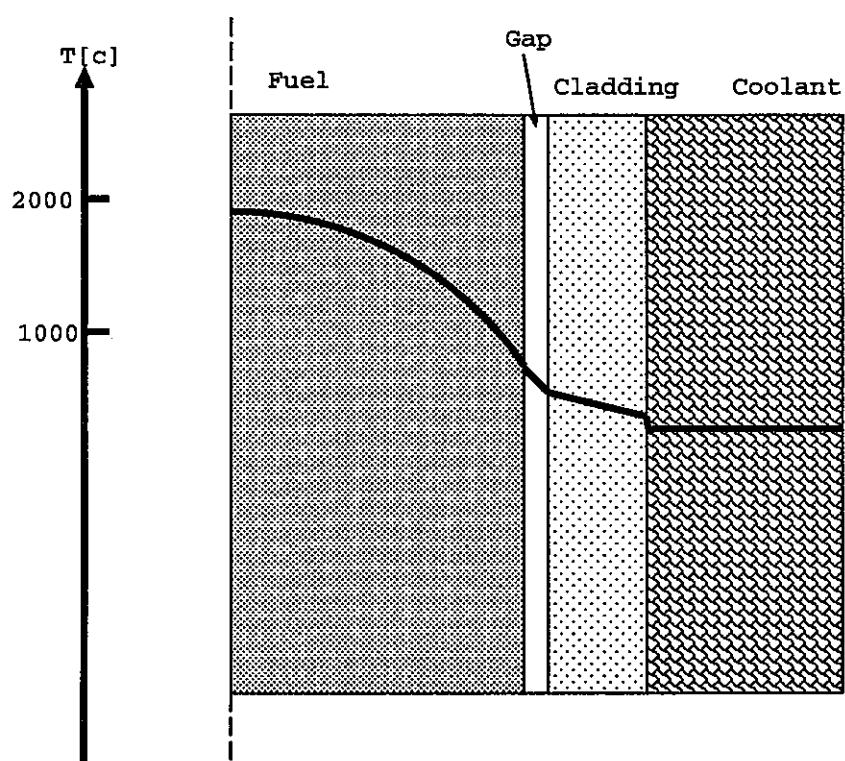


図 2.4: 円柱燃料棒内の温度分布

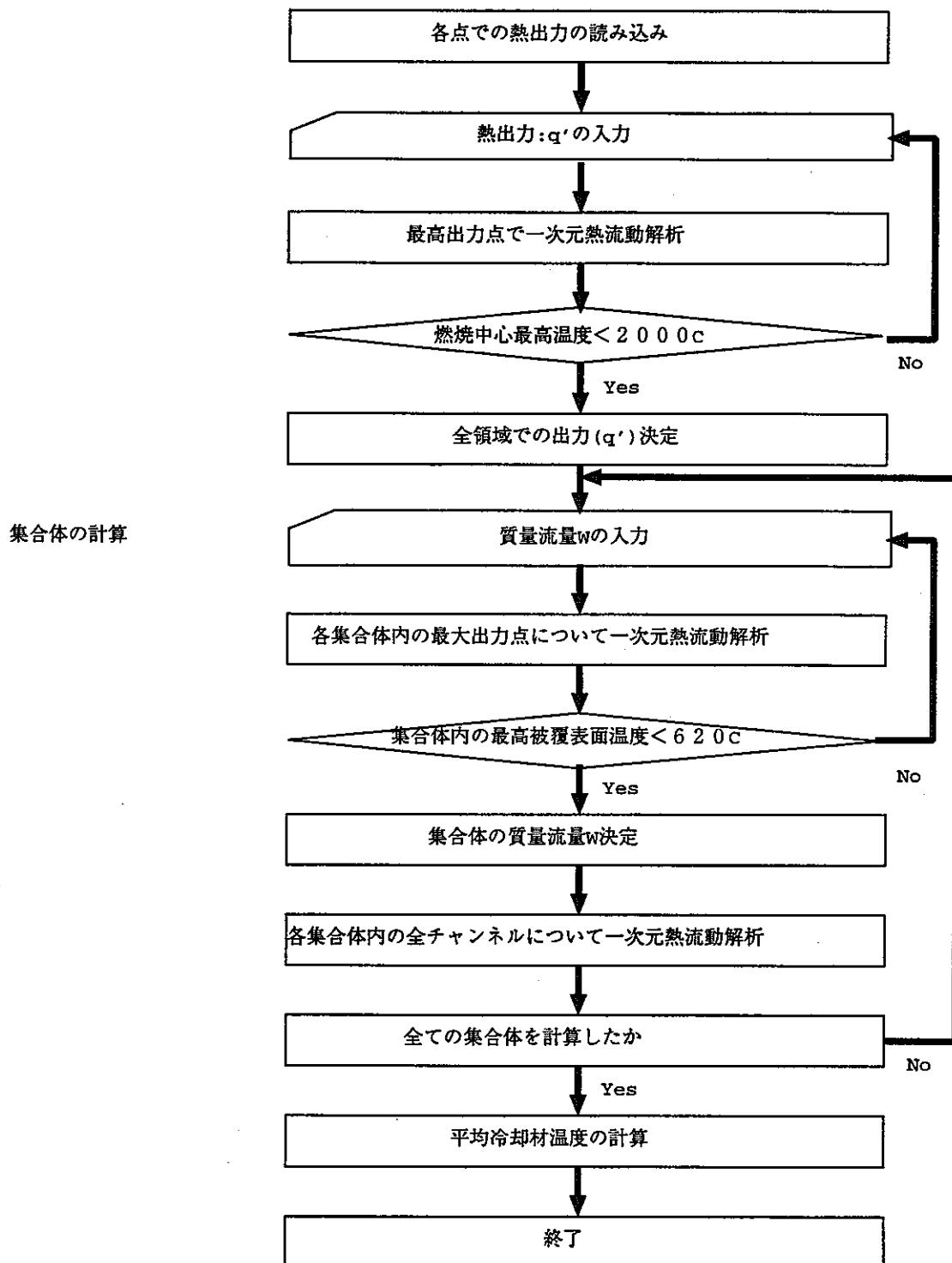


図 2.5: 多チャンネル解析のフローチャート

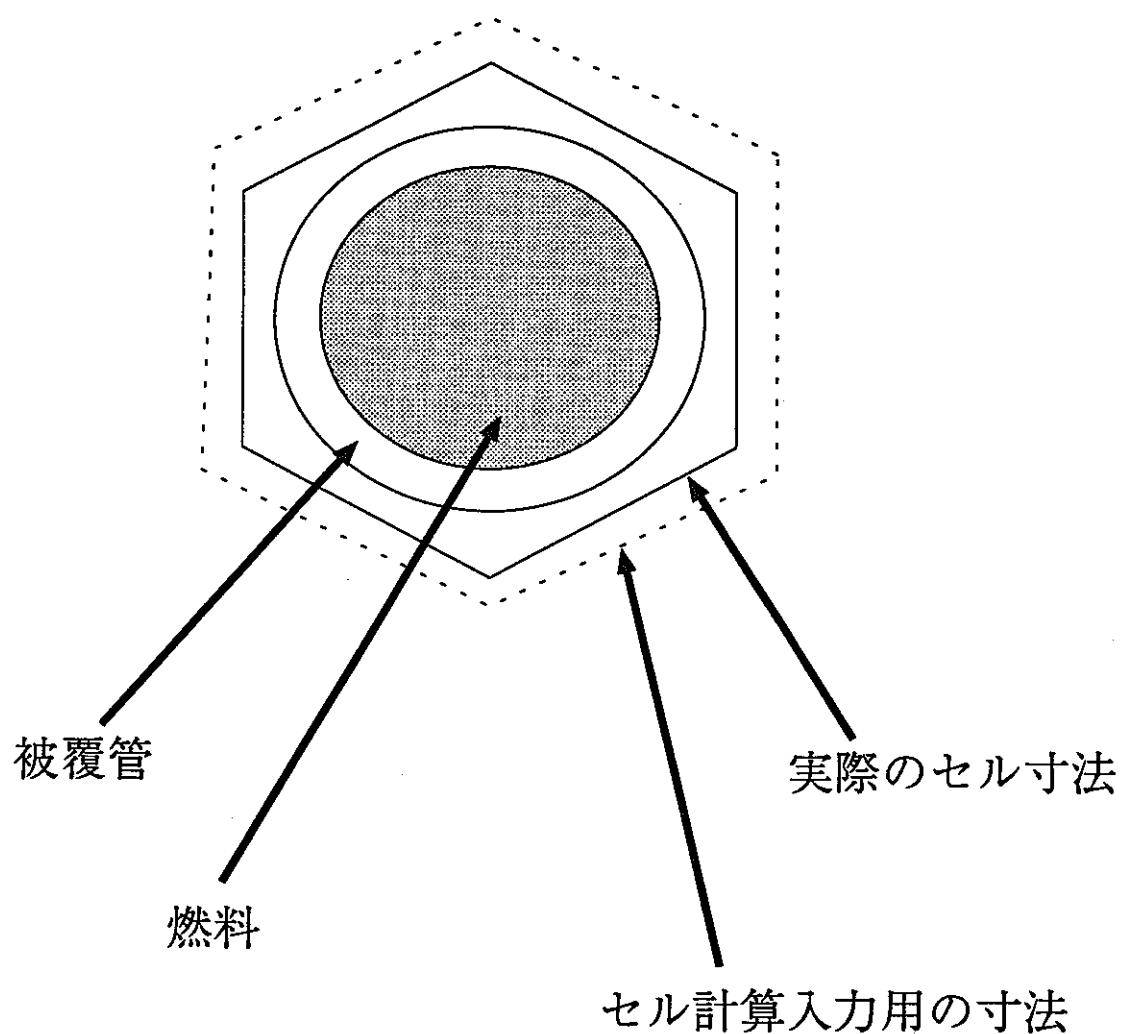


図 2.6: セル計算モデル

第 3 章

超臨界圧軽水冷却高速炉の炉心設計

3.1 ブランケット上昇流冷却 SCFR

この節では、出力増大を目指したブランケット集合体上昇流冷却 SCFR の設計について述べる。

3.1.1 炉心概要

ブランケット上昇流型冷却 SCFR は、ブランケット集合体を流れる冷却材がドライバー燃料集合体部と同様に、炉心下部から上部へと流れる構造を持つ炉心である。

炉心構成を図 3.1 に示す。炉心計算において、炉心を二次元 R-Z にモデル化する必要があるため、集合体の配置は、周方向に対称性をもつように円環状に配置した。三領域の円環状ドライバー炉心と内部ブランケットよりなる径方向非均質炉心とした。水素化ジルコニウム層がドライバー燃料とブランケット燃料の間に配置されている。

RBWR や高転換軽水炉では、半径が大きく、高さの低い扁平炉心を採用することによって、ボイド時の中性子の漏れを増やす設計をおこなっている。これによってボイド反応度を負または小さな正の値とし、事故／過渡時に安全に事象が収束するように設計を行っている。

しかし、超臨界圧軽水冷却炉においては同じような設計を行うことは難しい。その理由は、25 MPa の高圧で運転がおこなわれるため、炉心半径を大きくすると、その圧力に耐えうる圧力容器の厚さが極めて過大になってしまふためである。

そこで、炉心内にブランケット燃料を装荷する径方向非均質炉心を採用した。炉心の非均質化によりボイド反応度が負になる理由は以下のように説明することができる。本設計の炉心構成のように、炉心内部への多数のブランケット集合体の配置は燃料領域に接するブランケット集合体数を増加させる。そのため、燃料領域の実質的表面積が増え、ボイド時の中性子漏洩効果は増し、ボイド反応度は低減される。しかし、ブランケットに含まれる 238-U の高速核分裂効果はボイド時に正の反応度寄与があるため、これを抑える必要がある。そこで、燃料とブランケットの境界に水素化ジルコニウム層を設けた。これにより、燃料領域からブランケットへと洩れ出てくる硬化した中性子が水素原子に衝突して減速され、ブ

ンケットによる高速核分裂効果が低減される。また、それと同時にブランケット領域のスペクトルが軟化された結果として、ブランケットへの中性子吸収を増加させることができる。このようにして、超臨界圧軽水冷却高速炉では非均質炉と水素化ジルコニウム層の併用で負のボイド反応度を達成している。ただ、このような水素化ジルコニウム層の非均質配置を炉心計算に容易に反映させるため、炉心計算に R-Z 二次元計算を行った。そのモデルを図 3.2 に示す。

以上のことから、ボイド反応度を低減させるための炉心構成の特徴としては、まず、中性子の漏れの少ない炉心中心部に比較的多くのブランケットを配置すること、また、ブランケット配置は、そのドライバー燃料集合体に接する表面積が大きいこと、などがあげられる。一方、実効増倍率を高くする炉心構成は、ドライバー燃料集合体が互いに密集していることである。これらの相反する要求をできる限り満足するような炉心構成とした。

本研究では、燃料集合体内は燃料棒のみで満たされているとして炉心計算をおこなったが、実際の燃料集合体内には制御棒が含まれている。特に今回は、同じ大きさの炉心を持つ超臨界圧軽水冷却熱中性子炉 (SCLWR-H) と炉心の特性を比較することが目的のひとつであるので、制御棒の存在は考慮する必要がある。そこで、本研究では渡嘉敷による超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性の研究 [3] において、全ての燃料セルのうちで制御棒として置き換えられている割合が、同様に燃料棒から制御棒に置き換わっているものとして考えて、その割合を炉心計算で得られた熱出力から差し引くということで制御棒の存在を考慮することにした。渡嘉敷の研究は窒化物燃料を用いた超臨界圧軽水冷却高速炉の研究であるが、その結果を参考にした。その結果、全燃料棒のうちで制御棒に置き換えられていた割合は 1. 66 % であった。その値をそのまま適用することとし、計算で得られた熱出力から 1. 66 % 引いた値を熱出力とした。

集合体の仕様を図 3.3 に示す。全集合体数は 419 本であり、そのうち 271 本がドライバー燃料集合体であり 141 本がブランケット集合体であり、ドライバー燃料の割合は 66.3 燃料の集合体仕様は同じものを用いている。燃料には MOX 燃料を用いた。なお、プルトニウムの同位体比は PWR の 33GWD/T の取りだし燃料のものを使用するとし、そ

の組成は Pu-238, 239, 240, 241, 242 に対してそれぞれ 0.4%, 51.3%, 37.8%, 6.5%, 4.0% とする。プランケット材としては減損ウラン (0.2 % fissile) を用いた。運転サイクル長は 390 日とし、燃料およびプランケットの交換は 3 バッチで行った。装荷方法は、Out-In で各サイクルの燃料およびプランケットを円環状に配置した。燃料のプルトニウム fissile 富化度領域は、径方向 3 領域、軸方向 3 領域の合わせて 9 領域からなっており、各領域の富化度を調節することで、出力分布の平坦化をはかった。

被覆材としては、超高温／高圧下で用いられることから、これに耐えうる材料として、インコネル鋼を用いることとした。被覆管はいわゆる自立型とし、ペレットによる支持がなくとも破断や座屈するこがないようにする必要がある。過去の研究の結果 [4] から、厚さは座屈の高温過渡時を含めた燃料棒設計基準を満たす 0.052 cm とした。

燃料棒ピッチは本研究では過去の設計と同様に、10.1 mm を採用した。燃料棒外径は 8.8 mm であるので、燃料棒間のギャップは 1.3 mm である。この、燃料棒間ギャップは狭ければ狭いほど核的には有利になり、増殖性は高くなる。しかし、その反面、定常運転時の冷却性や、後述のように LOCA 時の冷却性などの熱水力特性に関しては厳しくなる。

冷却材入口温度は超臨界火力発電における冷却材入口温度と同様の 280 [°C] とした。これは、経済性や信頼性の面からできるだけ超臨界圧火力発電で使用されている機器と同じものを利用するのが好ましいと考えるためである。

3.1.2 炉心仕様

炉心仕様を表 3.1 に示す。熱出力は制御棒の割合を考慮して、3893 [MW] となった。出口温度として 478 [°C] が得られた。プラントの熱効率は、過去の研究における出口温度と熱効率との関係を示したグラフから算出することとした [5]。このときの熱効率は 43.5 % となった。電気出力は 1693 [MW] となった。

3.1.3 出力分布

3.1.3.1 軸方向出力分布

軸方向の出力分布を図 3.4 に示す。

軽水炉においては冷却材密度が核的に重要である。BWR の場合は、炉心入口においては未飽和であるが、炉心出口付近では二相流状態になるため、出入口間における冷却材密度差は大きくなる。PWR の場合、出入口間における密度の差はほとんどみられない。超臨界圧軽水冷却炉においては、冷却材密度の出入口間での差が非常に大きくなる。これは、原子炉軸方向における反応度の差が大きくなることを意味しており、この特性を考慮して核設計を行う必要がある。すなわち、冷却材密度変化が大きい場合、出力分布が歪み、ピーキング係数の悪化や熱的余裕の減少を引き起こし、炉心設計上の制約が強まることになる。高速炉では熱中性子炉ほどではないが、出口の冷却材密度は入口の 9 分の 1 程度になるため出力分布の平均化は重要である。

そこで、軸方向の出力分布を平坦化するために、BWR で行われているように軸方向にプルトニウム fissile 富化度に変化をつけた。ここでは、軸方向に、冷却材密度がほぼ等しいと考えられる 4 領域に分割し、それぞれの領域ごとにプルトニウム fissile 富化度を変えてある。プルトニウム fissile 富化度の分布を図 3.5 に示す。炉心上部では冷却材の密度が減少するため、中性子の減速が小さくなり、燃焼サイクル初期において燃焼があまり進まない。その後、燃焼末期にはその燃えていない燃料が燃えてくる。そのため、炉心の上部下部でプルトニウム fissile 富化度を等しくすると、燃焼サイクル末期において、炉心上部への軸方向の出力ピークの移行がおこることになる。そのため、炉心上部の富化度を下部に比べて小さくすることにより、燃焼サイクル間による軸方向での出力ピークの変動を小さくした。また、本研究においては制御棒の存在を考慮していないが、実際の設計においては制御棒が存在するため、これよりプルトニウム fissile の富化度は高くなると考えられる。

3.1.3.2 径方向出力分布

径方向の出力分布を図3.6に示す。図3.5のように、径方向の3つの燃料領域ごとにプルトニウム fissile 富化度を変えて径方向の出力分布の平坦化をはかった。

径方向出力分布では出力ピークはドライバー燃料領域の端で見られるが、これは、内部プランケット集合体にある水素化ジルコニウム層によって中性子が減速される効果によって、ドライバー燃料領域の端で燃料が燃えやすくなるためであると考えられる。本研究での炉心は貫流型直接サイクル炉心であり、冷却材の全量が直接タービンに流れるため、低温で流出する部分があると混合後の平均冷却材出口温度が低下してしまう。冷却材は燃料集合体内で最大の出力をもつ燃料棒を十分に冷却することのできるだけの量を流す必要があるので、集合体内で局所的なピークがあると、混合後の冷却材温度は下がってしまい、熱効率的にみて望ましくない。しかし、負のボイド反応度係数を達成するためにはドライバー燃料集合体部とプランケット集合体部の境界に水素化ジルコニウム層を配置することは必要である。この二つの相反する要求を同時に達成するできるように調整を行うことが必要である。そこで、水素化ジルコニウム層による出力ピークを低減する手段として、水素化ジルコニウム層をプランケット集合体の表面ではなく、少し内側に配置することにした。

プランケットに蓄積されるプルトニウムは、そのほとんどが炉心内部に装荷されたときに生じるため、内部プランケットの運転サイクル間での出力変動は比較的大きなものとなっている。この内部プランケット中のプルトニウム蓄積の効果はドライバー燃料部の出力変動にも影響を与える。これは、プランケット中のプルトニウム量の変化によって、ドライバー燃料部間の中性子カップリングが変化したためである。燃焼初期では、それぞれのドライバー燃料領域がプランケット集合体のために、独立の炉心のようにふるまい、中性子カップリングは悪い。そのため、プルトニウム富化度は高くする必要がある。しかし、燃焼が進むにつれ、プランケットにプルトニウムがたまり、中性子カップリングがやや改善される。

径方向の被覆管表面最高温度分布を図3.7に示す。これにより、同一オリフィスごとのホットテストチャンネルにおいて最高被覆管表面温度がインコンネルの被覆管制限温度である62

0 [°C] に達しているのが分かる。ただし、サイクル間の出力変動があるため、サイクル初期か、あるいは末期のいずれかにおいて制限値に達するようになっている。そのため、サイクル間の変動によって、そのホッテストチャンネルにおいても過冷却がおこなわれることになる。それが、出口温度の低下につながるため、サイクル間の出力変動もできるだけ小さくする必要がある。とくに、内部プランケットにおいて、大きなサイクル間の出力変動が見られる。各オリフィス領域ごとの流量を図 3.8 に示す。流量はサイクルを通じて一定であり、ホッテストチャンネルを冷やせるだけの流量が配分されていることがわかる。

3.1.3.3 冷却材出口温度

貫流型のプラントシステムにおいては冷却材出口温度の低下が直接熱効率の低下に結び付くので、出口温度を高温に保つことが重要である。このプランケット上昇流冷却超臨界圧高速炉の出口温度は 478 °C となった。冷却材出口温度分布を図 3.9 に示す。また、集合体ごとの平均冷却材出口温度分布を図 3.10 に示す。出力密度が SCLWR-H よりも高いにもかかわらず、出口温度は SCLWR-H の結果を下回るものとなった。この原因は、上述の出力分布に局所的なピークが存在することと、サイクル間に出力変動があることによって過冷却がおこっていることのほかにある。それは、炉心上部において、ドライバー燃料集合体部を通ってきた比較的温かい水と、プランケット集合体部を通ってきた比較的冷たい水が混合され、出口温度が低下してしまうことである。図 3.10 からわかるように、明らかにプランケット集合体部を通ってきた冷却材の出口温度は低い。特に、外部プランケットの集合体内の出力勾配が大きいことが問題である。外部プランケットでもプランケット内側にあるホッテストチャンネルを冷却できるだけの水が必要だが、出力勾配が大きいため、プランケット外側では冷却材がほとんど暖められない。それに加え、外部プランケット集合体の炉心全体に占める割合は大きいため、結局、平均冷却材出口温度を著しく低下させてしまうことになる。

したがって、炉心部の出力の平坦化や運転期間内における出力変動の減少をはかることも必要だが、プランケット領域を下降流冷却にすることが冷却材出口温度の上昇にはもっとも

有効であると考えられる。

3.1.4 原子炉圧力容器の設計

プランケット上昇流冷却 SCFR についての中性子遮蔽計算をおこない、原子炉圧力容器の設計、検討を行った。

3.1.4.1 原子炉圧力容器

超臨界圧軽水炉には再循環系、蒸気乾燥器、気水分離器がなく、上部挿入型制御棒であるため、原子炉圧力容器は PWR と似た形になる。容器形状、構造物の寸法等は東京電力が SCLWR について設計を行った原子炉圧力容器を参考にした [6]。原子炉圧力容器の垂直断面図を図 3.11 に示す。また、水平断面図を図 3.12 に示す。炉内計装は圧力容器上部より挿入される。材料は PWR で使用実績のある SQV 2 とした。

圧力容器内部はその中心から、燃料集合体、集合体支持構造物、コアバレル、ダウンカマの順に構成され、ダウンカマ内部には熱遮蔽体が設置される。コアバレル内径は燃料集合体が 419 体設置出来るように定められる。

コアバレル内径やその厚さ、圧力容器内径などは、東京電力の設計と SCFBR-D の設計を参考とした。具体的な寸法としては、径方向サポート構造厚さを集合体一つ分の 1.5, 2 cm、コアバレル厚さを 7 cm として、熱遮蔽体の厚さとダウンカマの厚さは原子炉圧力容器の照射損傷を考慮して求める。計算体系のモデルを図 3.13 に示す。照射損傷の基準は過去の研究の条件を踏襲して、原子炉圧力容器内面での 1.0 MeV 以上の高速中性子フルエンスが、100 年間連続定格運転で、 $2 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 以下となることとした [7]。

今回は過去の研究と SCLWR-H の設計を参考にして、原子炉圧力内径を 450 cm として、ダウンカマ厚さを 25 cm、熱遮蔽体が 10 cm であるとして中性子遮蔽計算を行うこととした。照射損傷を計算するにあたっては、もっとも原子炉圧力容器の内面のなかで高速中性子照射の多いところでも照射損傷の基準を満たしている必要がある。そこで、ANISN-JR コードに入力する燃料のマテリアルとしては、軸方向に 4 領域に分けられているうちの

炉心最上部のものを考え、炉心最上部の組成の無限円筒状炉心としてモデル化して計算を行った。これは、照射損傷を考える場合、高速中性子の照射を取り扱うため、冷却材の密度が最も小さくなる炉心最上部がもっとも高速中性子の照射が厳しくなると考えられるためである。また、燃焼期間としては、燃焼末期の燃料を考えた。これは、後述のように、ブランケット領域においてかなりの高速中性子が吸収されるため、もっともブランケットによる吸収が小さくなる燃焼末期の燃料のほうが、ドライバー燃料部における高速中性子の数は最も多い燃焼初期の燃料よりも、高速中性子の照射に関しては厳しくなるためである。燃料の直径としては、炉心等価直径ではなく、もっとも炉心中心から離れたところまでの長さで考えた。

出力換算後の高速中性子束を図 3.14 に示す。これによると、かなりの量の高速中性子がブランケット燃料部で吸収されていることがわかる。100 年間連続定格運転したときの高速中性子フルエンスを図 3.15 に示す。いっしょに示した照射損傷の基準値は十分満足していることがわかる。これにより、高速炉にしたことによって心配された、高速中性子による照射損傷は外周部のブランケットの吸収の効果によって、あまり問題とならないと考えられる。

よって、ブランケット上昇流冷却 SCFR においては、原子炉圧力容器内径 450 cm、ダウンカマ厚さ 25 cm、熱遮蔽体厚さ 10 cm の SCLWR-H と同じもので十分に遮蔽が可能であることが確認された。

超臨界圧軽水冷却炉の原子炉圧力容器の肉厚に関しては、厚肉円筒に対する膜応力の式より求めることにする。

$$ct_{RPV} = \left(\sqrt{\frac{\sigma - \Delta P}{\sigma + \Delta P}} - 1 \right) \cdot r_{inner} \quad (3.1)$$

設計圧力は運転圧力の 1.1 倍の 27.5 MPa とした。原子炉圧力容器内面はすべて給水冷却材（温度 280 ℃）により冷却される。原子炉圧力容器上蓋もダウンカマからの冷却材の噴出により冷却される。ただし、出口配管接合部にはサーマルスリーブを設ける。原子炉圧力容器は厚さの異なる下部胴体部、胴体部、上蓋フランジ部より構成される。原子

炉圧力容器内径が 450 cm である場合、式 3.1 により下部胴体部厚さは 36.4 cm となる。1 m 程度の肉厚までは現在までに鍛造実績があるため、製造上は問題はないと考えられる。また、ダウンカマの高さは、制御棒引き抜き状態で上部プレナムに収まること、LOCA 時に十分な再冠水駆動圧を得られることなどを考慮し、約 8.5 m とした。

3.2 ブランケット下降流冷却 SCFR

3.2.1 炉心概要

ブランケット下降流冷却型炉心とは、冷却材出口温度の向上を目的として、ブランケット集合体を下降流冷却にした炉心である。下降流冷却とは、給水の一部を上部ドームに導き、これを制御棒案内管を通してブランケット集合体へと流入させ、下降、冷却させるものである。ブランケット上昇流型炉心と下降流型炉心の違いを図 3.16 に示す。ブランケット下降流冷却型炉心では、ブランケット集合体を下降してきた冷却材は、ダウンカマを流れてきた給水と下部プレナムで混合され、燃料集合体を上昇、冷却する。これにより、ブランケット上昇流冷却では、ブランケットを冷却した温度の低い水が、ドライバー燃料を冷却した温度の高い水と混合するため低くなっていた冷却材出口温度が改善される。

炉心の構成や燃料集合体の仕様などはすべてブランケット上昇流冷却炉心と同様のものとした。（図 3.1、図 3.3 参照）

3.2.2 ブランケット下降流冷却炉心における熱水力計算

ブランケット下降流冷却における熱水力計算はまず、ブランケット燃料を冷却した冷却材がダウンカマを流れてきた給水と混合されて、ドライバー燃料を冷却するのでドライバー燃料への冷却材入口温度は一定とすることできない。ブランケット下降流冷却型炉心の熱水力計算手法を以下に示す。

まず、給水された冷却材の一部をブランケット下降流として用いるのだが、ブランケットでの冷却材密度をできるだけ低く抑えて、中性子の減速を小さくするため、ブランケットの冷却材流量を最小限にすることが必要である。この流量の決定は通常のブランケット上昇流

冷却炉心の熱水力計算と全く同じであり、集合体内のホッテストチャンネルを冷却するだけの冷却材だけをプランケット下降流として流すことにする。よって、まず、プランケット下降流の熱水力を先に計算し、保存しておく。次に、ドライバー燃料部にとって実質的な冷却材入口温度となる下部ヘッド水温（プランケット下降流とダウンカマを流れてきた280 [°C] の給水が混合された温度）を適当に仮定して、それを冷却材入口温度として、ドライバー燃料部だけで通常の上昇流冷却型炉心と同じ熱水力計算を行い、ドライバー燃料部の上昇流冷却の流量を熱的制限値（最高被覆管表面温度 < 620 [°C]）を満たすように決定する。こうして求められた炉心全体の冷却材流量から、逆に下部ヘッド水温を計算することが可能となる。こうして計算された下部ヘッド水温と、はじめに仮定して入力した下部ヘッド水温が等しくなるように計算をくりかえす。

3.2.3 炉心仕様

炉心仕様を表3.2に示す。

プランケットの冷却材を上昇流冷却から下降流冷却に変えたことによって、出口温度が478°Cから526°Cに改善された。そのため、熱効率が43.5%から44.4%に改善された。その結果、電気出力は1693MWから1728MWに改善された。

被覆管表面最高温度分布を図3.17に示す。同一オリフィスごとのホッテストチャンネルにおいて最高被覆管表面温度が制限値の620 [°C] になっているのがわかる。プランケットにおいても、その流量をしほっているため、最高被覆管表面温度は制限値の620 [°C] になっている。各オリフィス領域ごとの冷却材の流量配分を図3.18に示す。ここで、プランケット領域は下降流である。冷却材出口温度分布を図3.19に示す。各オリフィス領域ごとの平均冷却材出口温度を図3.20に示す。ここで、プランケット領域の出口温度は、下降流が下部プレナムに入るときの温度である。

3.2.4 出力分布

3.2.4.1 軸方向出力分布

軸方向の出力分布を図 3.21 に示す。プルトニウム fissile 富化度の分布を図 3.22 に示す。プランケット上昇流冷却型炉心においては、炉心上部において、ドライバー燃料集合体部の冷却材密度もプランケット集合体部の冷却材密度も、ともに小さくなるため、炉心上部での燃焼の遅れが炉心下部に比べてかなり大きくなつたが、プランケット下降流冷却により、冷却材密度が炉心上部ではプランケット集合体部では大きくなり、ドライバー燃料集合体部では小さくなり、炉心下部では、プランケット集合体部で小さくなり、それに比べドライバー燃料集合体部で大きくなる、というようにプランケット上昇流冷却 SCFR に比べ、冷却材密度が炉心軸方向に平均化されるため、プルトニウム fissile 富化度はむしろ、炉心下部の方が大きくなつた。そうすることで、サイクル間での出力ピークの変動を少なくすることができる。

3.2.4.2 径方向出力分布

径方向の出力分布を図 3.23 に示す。プランケット上昇流冷却 SCFR のときと同様に、径方向の出力平坦化のために、プルトニウム fissile 富化度の調節や、水素化ジルコニウム層の内側への配置を行つている。

3.2.5 原子炉圧力容器の設計

プランケット上昇流冷却 SCFR とのときと同様に、原子炉圧力容器内径 450 cm、ダンカマ厚さ 25 cm、熱遮蔽体の厚さ 10 cm として中性子遮蔽計算を行つた。炉心最上部の燃料組成をマテリアルとして計算し、燃焼期間としては、サイクル末期のものを計算した。

高速中性子束を図 3.24 に示す。外側のドライバー燃料集合体部での高速中性子が、プランケット上昇流冷却 SCFR に比べ多くなつたので、外周部のプランケットを抜けてくる高速中性子が増えた。100 年連続定格運転を行つたときの高速中性子のフルエンスを図 3.25

に示す。これによると、プランケット上昇流冷却 SCFR よりも、原子炉圧力容器内面における照射量はやや増加するものの、照射損傷の基準は満たしており、問題はないことがわかる。したがって、プランケット下降流冷却 SCFR における原子炉圧力容器も SCLWR-H と同一のもので問題はないことが確認された。

3.3 SCLWR-H の諸元

この節では、今回設計した超臨界圧軽水冷却高速炉との比較対象炉心である、高温超臨界圧軽水冷却熱中性子炉 (SCLWR-H) について述べる。

3.3.1 炉心概要

超臨界圧軽水冷却炉は、流量が少なくポンプが強力であるため圧損増加が PWR のようなポンプ動力の増大につながらず、貫流型であるため、BWR のように圧損増加による不安定性の増大の問題がないために稠密炉心の高速炉に適している。しかし、SCFBR や SCFR の炉心は、負のボイド反応度の制約を満たすために水素化ジルコニウム層を用いるなど、ウラン燃料のみからなる単純な熱中性子炉に比べて複雑になり、技術開発要素が多いと考えられる。さらに再処理や MOX 燃料加工は UO_2 燃料に比べてコストがかかると考えられている。こういった観点から、負のボイド反応度の制約を容易に満たし、内部プランケット集合体が不要であるため炉心構成が単純となる酸化ウラン燃料を用いた超臨界圧軽水冷却の熱中性子炉である SCLWR-H が過去に設計された [8]。

炉心仕様を表 3.3 に示す。

この炉心は平均出力密度 $101 \text{ [MW/m}^3\text{]}$ であり、電気出力 1570 [MW] 、熱効率 44% の高温超臨界圧軽水冷却炉である。

SCLWR-H は熱中性子炉であるが、超臨界圧軽水冷却炉においては、冷却材の密度が小さいために、燃料集合体中に水減速棒を配置することで、熱中性子炉として成立させていく。水減速棒には、下降流型水減速棒と上昇流型水減速棒があるが、これは、超臨界圧軽水冷却高速炉における、プランケット下降流とプランケット上昇流の違いとほぼ同じであり、

下降流水減速棒では炉心上部で、燃料を通ってきた水と水減速棒を通ってきた水が混合されないために、冷却材出口温度を高温に保つことができる。また、下降流水減速棒では、炉心上部でも冷却材密度を高く保てるので、ウランの濃縮度が低くて済むという利点があるので、このSCLWR-Hでは、下降流水減速棒を採用している。これにより、500[°C]以上という高温の冷却材出口温度が達成されている。それにより、44%の熱効率が達成された。

燃料には酸化ウラン UO_2 を用いている。軸方向の出力分布を平坦化するために、軸方向を3領域にわけて、ウランの濃縮度を変えて配置している。

また、燃料中に可燃性毒物であるガドリニアを混入して反応度の制御を行っている。炉心が十分に余剰反応度を持って起動でき全出力運転が可能な期間は、一般に初期濃縮度によって決定され、炉心寿命を延ばすためには高濃縮度にすることが望ましい。しかし、初期の濃縮度を大きくすると、特に燃焼初期において余剰反応度が大きくなり、制御棒のみでの補償は困難になる。そこで、炉心寿命初期の余剰反応度を補償するために高い中性子断面積をもつ物質（毒物）を炉心に装荷する。この物質は燃料より早く燃焼し、燃焼末期ではその影響は無視できるようになり、可燃性毒物と呼ばれている。可燃性毒物であるガドリニアの濃度は炉心寿命に合わせて減少するので、燃料の余剰反応度との時間挙動とうまくあわせることにより、制御系の燃焼補償を大きくすることなく、炉心寿命を延ばすことができる。また、軸方向の3領域にわけて、ガドリニアの濃度変えて配置して、軸方向の出力分布の平坦化をはかっている。

径方向には出力を平坦化するために、基本的に外側に初期燃料を装荷し、中期、末期となるごとに、炉心内側（中心より）に装荷している。

オリフィスを設計して、集合体ごとに流量の配分を行い、冷却材流量を最適化している。

炉心高さは、1500MWe以上の電気出力を達成するために4.2mとやや高くなっている。しかし、炉心を高くすることによる圧力損失はあまり問題とはならない。これは、超臨界圧軽水冷却炉は貫流型プラントであり、給水ポンプによって冷却材が炉心に押し込まれる仕組みになっており、そのため、給水ポンプの排圧は大きくなり、それに比較して炉心

を高くしたことによる圧力損失は問題にならないほどであるためである。

炉心直径は、3. 28 m である。超臨界圧軽水冷却炉においては、炉心内の圧力を超臨界圧に保つ必要上、炉心直径を大きくすることは望ましくない。集合体仕様は、寸法が 21. 5 cm であり現在の PWR のもの (29. 4 cm) より小さい。それぞれの燃料集合体は 258 本の燃料棒と 30 本の水ロッドで構成されている。水ロッドの燃料に対する割合は 1 / 8. 60 である。

設計における制約条件は、

1. 最大線出力密度は 39 [kW/m]
2. 被覆管表面温度制限は 620 °C
3. 冷却材密度係数が正

である。1 と 2 は、本研究における設計の熱的な制限と同じである。2 については、被覆材にインコネルを用いているために 620 [°C] まで高くすることが可能となった。3 も本研究においては核的制約条件として負のボイド係数の達成を制限としたが、それと同様に、SCLWR-H でもボイド係数を負とし冷却材喪失時などにおいても、出力が炉の固有の自己特性として低下するように設計されている。この条件は、SCLWR-H においては、水素対重金属原子数比 (H/HM) と関連があり、下降流水ロッドをもつ SCLWR-H では、H/HM を 4. 3 としている。

また、この SCLWR-H の熱水力設計における伝熱劣化の取り扱いは、本研究と同様に過渡時に、伝熱劣化後も被覆管温度を正確に評価することにより、MDHFR の制約条件は用いていない。

制御棒に関しては、制御棒価値を計算した上で配置されている。

この SCLWR-H は、当初、伝熱劣化制約条件で設計されていた稠密燃料格子を採用して、いた SCLWR と同じ集合体を使っているため低減速炉心であり、ウラン濃縮度が軽水炉の 3. 2 ~ 3. 7 % に比べ、約 5. 3 % と高くなっている。これをより減速材の多い

炉心として（減速最適化）の SCLWR-H の特性が見積られた。この減速最適化炉心は出力密度は低下するものの、燃料濃縮度が低下することや、燃料濃縮度低下により高低温の反応度差が小さくなり制御棒本数を低減できるなどのメリットがある。炉心諸元を表 3.4 に示す。本研究において設計した高速炉との炉心の特性を比較するという観点からは、低減速 SCLWR-H よりも、現行軽水炉にならった設計がなされている減速最適化 SCLWR-H との比較が適當であると考えられる。

3.3.2 原子炉圧力容器の設計

この、SCLWR-H では、内径 450.0 cm の原子炉圧力容器が想定されている。このとき、コアバレル厚さ 7 cm、ダウンカマ幅 25 cm、熱遮蔽体厚さ 10 cm と設計される。この時の、原子炉圧力容器内面での、高速中性子束を図 3.26 に示す。また、100 年間連続定格運転時の原子炉圧力容器内面での高速中性子フルエンスを図 3.27 に示す。

これによると、内径 450.0 cm の原子炉圧力容器で、高速中性子の照射損傷の基準を満たしていることがわかる。しかし、前述の 2 つの超臨界圧軽水冷却高速炉（プランケット上昇流冷却 SCFR、プランケット下降流冷却 SCFR）よりも、原子炉圧力容器内面における高速中性子照射量は炉心内での高速中性子量が SCLWR-H の方が少ないにもかかわらず、多くなっている。これは、プランケットがかなりの量の高速中性子を吸収しているためである。

3.4 高出力プランケット下降流冷却 SCFR

さらに超臨界圧軽水冷却高速炉の出力を上昇させるためには、プランケット集合体数を減らし、そのドライバー燃料集合体数を増やすことが考えられる。このとき、増殖性は下がるが、出力増大の有する意味は経済性の観点からは大きいと考えられる。プランケット上昇流冷却 SCFR、プランケット下降流冷却 SCFR のそれぞれにおける中性子遮蔽計算の結果から、原子炉圧力容器内面における高速中性子フルエンスは基準にはかなり余裕があることが確認された。そこで、外周部のプランケット集合体をなくして、ドライバー燃料集合体数を

増やすことにより出力の向上を目指した。

3.4.1 炉心概要

このときの炉心構成図を図 3.28 に示す。前述の 2 つの超臨界圧軽水冷却高速炉の炉心の外周部のプランケット集合体を取り外し、外側から 2 番目のドライバー燃料部を一回り大きくした。この配置は、ボイド反応度の低減のために、ドライバー燃料部がプランケット燃料部に接する表面積を大きくすることと、実効増倍率を高くするために、ドライバー燃料部を密集させることの兼ね合いから、採用した。ただ外周部をドライバー燃料に変えるだけだと、一番外側のドライバー燃料が密集しすぎて、負のボイド反応度の制約が厳しい。そこで、このような炉心構成とした。出口温度の高温化のためプランケット下降流冷却炉心とした。炉心構成以外の、燃料集合体、燃料棒径、燃料棒間ピッチなどの仕様はすべて、すでに設計した炉心（プランケット上昇流冷却 SCFR、プランケット下降流冷却 SCFR）と同じものとした。ドライバー燃料集合体数は 278 体から 342 体となり、全燃料集合体に占めるドライバー燃料集合体の割合は 66.3 % から 81.6 % へと上昇した。

3.4.2 炉心仕様

炉心仕様を表 3.5 に示す。ドライバー燃料が大幅に増えた結果、熱出力は 4522 [MW] となった。出口温度は 531 [°C] となり、熱効率は 44.6 % となった。その結果、電気出力は 2017 [MW] となった。しかし、プランケット集合体を減らしたため、プルトニウム fissile 残存率は小さくなったものの、大幅ではならなかった。このことから、外周部のプランケットはあまり増殖にも効いてはおらず、むしろ遮蔽の役割が大きいと言える。

上述のプランケット下降流冷却 SCFR に比べて、より高い出力をもち、より高い出口温度をもつ炉心を設計することができた。また、SCLWR-H（減速最適化）に比べて、約 66 % 電気出力が大きい炉心となる。

3.4.3 出力分布

3.4.3.1 軸方向出力分布

軸方向の出力分布を図 3.29 に示す。軸方向出力分布の平坦化のため、軸方向を 4 領域にわけて、それぞれにおいてプルトニウム fissile 富化度を調節した。プルトニウム fissile 富化度の分布を図 3.30 に示す。プランケット下降流冷却型であるため、サイクル間での出力ピークの移行はプランケット上昇流冷却型にするよりも小さくなっていると考えられる。しかし、前述のプランケット下降流冷却 SCFR よりも大きなサイクル間での出力ピークの移行が見られる。これは、プランケット集合体数を減らしたために、炉心上部での冷却材密度の比較的大きい領域（プランケット領域）がへったため、プランケット下降流冷却 SCFR よりも、全体的な冷却材密度の平均化がなされていないためである。また、このとき、炉心上部よりも炉心中部でのプルトニウム fissile 富化度がおおきくなっている。これは、炉心上部にくらべて、炉心中部のほうがよく燃えるためであると考えられる。

3.4.3.2 径方向出力分布

径方向の出力分布を図 3.31 に示す。径方向の出力分布の平坦化のため、各領域ごとにプルトニウム fissile 富化度を調節した（図 3.30 参照）。上述の 2 つの炉心（プランケット上昇流冷却 SCFR、プランケット下降流冷却 SCFR）に比べて、一番外側と中間のドライバー燃料部の集合体数が増えているので、その領域でのプルトニウム fissile 富化度が小さくなっている。燃焼サイクル末期では、ドライバー燃料部間での中性子カップリングが改善され、より均質炉心のようになるため、炉心中心部のドライバー燃料部の出力が大きくなってしまっており、出力分布が炉心中心部から端にむかって、低下する。被覆管表面最高温度分布を図 3.32 に示す。プランケット集合体部を含めて、各オリフィスごとのホットテストチャンネルにおいて、最高被覆管表面温度が制限値である 620 [°C] に達していることが分かる。炉心中心部のドライバー燃料では比較的よく燃える燃焼サイクル末期において、炉心外側のドライバー燃料部では燃焼サイクル初期において制限温度に達している。しかし、例外的に炉心外側のプランケットの境界では燃焼サイクル末期に制限温度に達している。これは、炉心中心部か

らの中性子が多くなったことと、中性子カップリングがよくなつたためである。各オリフィス領域ごとの流量配分を図 3.33 に示す。冷却材出口温度分布を図 3.34 に示す。各オリフィスごとの平均冷却材出口温度を図 3.35 に示す。

3.4.4 原子炉圧力容器の設計

中性子遮蔽計算の結果から、一番外側にあるブランケット集合体によって高速中性子が吸収されることで、高速炉の場合でも、炉心から漏れでてくる高速中性子の量は意外と少なくなるために、原子炉圧力容器内面における高速中性子フルエンスは、SCLWR-H と同じ原子炉圧力容器の構成においても基準値までかなり余裕があることがわかった。しかし、この高出力ブランケット下降流冷却 SCFR では高速中性子を多く吸収するブランケット集合体が外周部から取り除かれたために、原子炉圧力容器内面での高速中性子の照射量が問題になってくると考えられる。

上述の炉心と同様に、SCLWR-H と同一の原子炉圧力容器内の構成（径方向サポート構造 15.2 cm、コアバレル厚さ 7 cm、熱遮蔽体厚さ 10 cm、ダウンカマ厚さ 25 cm）としたとき、中性子遮蔽計算の結果から、やはり、原子炉圧力容器内面における高速中性子フルエンスは 100 年間連続定格運転時の基準を満たすことができないということが確認された。そこで、原子炉圧力容器の内径は 450 cm、径方向サポート構造厚さ 15.2 cm、コアバレル厚さ 7 cm は一定として、熱遮蔽体を 10 cm から厚くしていき、そのぶんダウンカマ厚さを薄くしていく、照射損傷の制限を満たすように設計を行った。

熱遮蔽体厚さを 13 cm 厚くして 23 cm とし、ダウンカマ厚さを 13 cm 薄くして 12 cm としたときの高速中性子束を図 3.36 に示す。100 年間連続定格運転時の原子炉圧力容器内面での高速中性子フルエンスを図 3.37 に示す。このとき、原子炉容器内面における高速中性子の照射損傷の基準を満たすことが可能になることがわかる。したがって、ここを設計点とした。これは、熱遮蔽体の厚さがブランケットを取り除き高出力化する前の 10 cm に比べて 13 cm 厚くなるが、原子炉圧力容器内径は SCLWR-H と同じ 450 cm として成立させることが可能である。また、このときの原子炉圧力容器の肉厚は他の炉心と同

様の 36.4 cm となる。

3.5 SCFR-H と SCLWR-H との炉心特性の比較

各炉心において、最大線出力は 390W/cm であり、被覆管にはインコネルを用いているため、被覆管表面最高温度は 620°C であり、また、伝熱劣化後の扱いに関しても MDHFR の制約条件を用いておらず、制約条件の面からはどの炉心も同じであるといえる。

しかし、炉心の高さや燃料棒径、被覆管厚さ、集合体寸法などは同一ではない。炉心高さは SCLWR-H において 4.2 m であるが、SCFR は軸方向ブランケットを含めて 3.2 m となっている。

過去に LEE によって超臨界圧軽水冷却炉における冷却材喪失事故の解析が行われた [9]。これによると、SCFBR において、ぎりぎり基準温度に近くになっていた。一般に、燃料を稠密化した場合に出力密度が増加し、LOCA 時の被覆管最高温度が高くなる。また、炉心を高くすると LOCA 時の再冠水が遅れ被覆管最高温度は高くなる。しかし、SCLWR は SCFBR と比較して炉心の稠密度が低いため、LOCA 時の被覆管表面最高温度には余裕がある。本研究の SCFR はこの SCFBR と同じ燃料棒径、燃料棒間ピッチ、実効炉心高さを用いており、3.2 m はほぼ限界であると考えられる。

被覆管厚さは薄い方が炉心の性能という観点からは望ましい。SCLWR-H の方が薄いのは、燃料棒径が 8 mm と小さいことと、被覆管の He 加圧を考えて被覆管厚さを決めているのに対し、SCFR は He 加圧を考えず、内圧をゼロとして厚さを決めているためである。しかし、被覆管厚さの差違が今回の比較に与える影響は小さい。燃料棒径の差は出力の評価に影響するが、SCLWR-H の方が細径であるため、出力密度は高めになり、比較の点では保守的 (SCFR にとって不利となる) な評価となる。

以上のことから考えると、本研究で設計した SCFR と SCLWR-H の出力を比較するのはほぼ妥当であると考えられる。

本研究において設計した 3 つの高速炉の炉心の特性と SCLWR-H の炉心の特性の比較を表 3.6 に示す。SCLWR-H には低減速の設計と減速最適化炉心の設計があるが、低減速炉

心は出力密度が高いものの、濃縮度が高くなり、高温、低温時の反応度差が大きく、制御棒本数が増加するなどの欠点がある。最適減速化炉心の方が現行の最適化された軽水炉に近い。SCFR の出力の比較は減速最適化 SCLWR-H と行うのが適当と考えられる。プランケット下降流冷却 SCFR と減速最適化 SCLWR-H との比較において、プランケット下降流冷却 SCFR のほうが出口温度で 18 ℃、電気出力で約 43 % 増加することがわかる。また、高出力プランケット下降流冷却 SCFR にいたっては約 66 % 電気出力が増加する。

4つの炉心の 100 年間連続定格運転時の原子炉圧力容器内面での高速中性子フルエンスを表 3.7 に示す。すべての炉心で基準をみたしている。すべての炉心は原子炉圧力容器内径が 450.0cm である。ただし、高出力 SCFR においてはコアバレル厚さ 7cm、ダウンカマ厚さ 12cm、熱遮蔽体厚さ 23cm で設計されている。その他の 3 つの炉心は、コアバレル厚さ 7cm、ダウンカマ厚さ 25cm、熱遮蔽体厚さ 10cm で設計されている。

表 3.1: ブランケット上昇流冷却 SCFR-H の炉心仕様

熱出力 (MW)	3894
冷却材入口 / 出口温度 (°C)	280/478
電気出力 (MW)	1693
熱効率 %)	43.5
炉心高さ (ブランケット含む)/ 直径 (m)	2.80(3.20)/3.28
集合体数 (本)	419
燃料 / ブランケット集合体数 (本)	278/141
集合体寸法 (cm)	15.2
被覆管 / 厚さ (mm)	インコネル /0.52
燃料棒径 / セルピッチ (mm)	8.8/10.1
平均出力密度 (MW/m ³)	144*
運転圧力 (MPa)	25
被覆管制限温度 (°C)	620
最高線出力 (W/cm)	390
平均燃焼度 (GWd/t)	56.9
Pu fissile 富化度 (%)	12.25/12.63/11.25
燃焼反応度 (%)	2.2
体積比 (燃料 / 冷却材 / 構造材 / 制御棒)(%)	55.5/33.0/10.9/0.6
Pu fissile インベントリ (t)	9.0
冷却材密度係数 (dk/k/(g/cm ³))	3.16×10^{-2}
ドップラー係数 (pcm/K)	-5.95
Pu fissile 残存率 (%)	0.98

*: ブランケット含む

表 3.2: ブランケット下降流冷却 SCFR-H の炉心仕様

熱出力 (MW)	3894
冷却材入口 / 出口温度 (°C)	280/526
電気出力 (MW)	1728
熱効率 %)	44.4
炉心高さ (ブランケット含む)/ 直径 (m)	2.80(3.20)/3.28
集合体数 (本)	419
燃料 / ブランケット集合体数 (本)	278/141
集合体寸法 (cm)	15.2
被覆管 / 厚さ (mm)	インコネル /0.52
燃料棒径 / セルピッチ (mm)	8.8/10.1
平均出力密度 (MW/m ³)	144*
運転圧力 (MPa)	25
被覆管制限温度 (°C)	620
最高線出力 (W/cm)	390
平均燃焼度 (GWd/t)	62.5
Pu fissile 富化度 (%)	12.75/13.06/11.56
燃焼反応度 (%)	2.2
体積比 (燃料 / 冷却材 / 構造材 / 制御棒)(%)	55.5/33.0/10.9/0.6
Pu fissile インベントリ (t)	9.0
冷却材密度係数 (dk/k/(g/cm ³))	1.57×10^{-2}
ドップラー係数 (pcm/K)	-5.33
Pu fissile 残存率 (%)	0.98

*: ブランケット含む

表 3.3: SCLWR-H(低減速) の炉心仕様

熱出力 (MW)	3568
冷却材入口 / 出口温度 (°C)	280/508
電気出力 (MW)	1570
熱効率 %)	44.0
炉心高さ / 直径 (m)	4.20/3.28
集合体数 (本)	211
燃料棒 / 水ロッド / 制御棒 (本)	258/30/9
被覆管 / 厚さ (mm)	インコネル / 0.40
燃料 / 燃料棒径 / セルピッチ (mm)	UO ₂ 8.0/9.5
ウラン濃縮度 (上 / 中 / 下)(%)	6.04/5.16/4.72
Ga を含む燃料棒 (本)	52
Ga 混入割合 (上 / 中 / 下)(%)	3.0/2.5/3.8
平均出力密度 (MW/m ³)	101
運転圧力 (MPa)	25
被覆管制限温度 (°C)	620
最高線出力 (W/cm)	390
平均燃焼度 (GWd/t)	45
燃料交換期間 (日)	440
冷却材流量 (kg/sec)	1816
原子炉圧力容器厚さ (cm)	36.5
ピーフィング係数 (設計値)	2.50
ピーフィング係数 (計算値)(全体 / 軸 / 径 / 局所)	2.26/1.56/1.25/1.16)

表 3.4: SCLWR-H(減速最適化) の炉心仕様

熱出力 (MW)	2755
冷却材入口 / 出口温度 (°C)	280/508
電気出力 (MW)	1212
熱効率 %)	44.0
炉心高さ / 直径 (m)	4.20/3.28
集合体数 (本)	128
集合体あたりの燃料棒 / 水ロッド数 (本)	328/63
燃料	UO ₂
被覆管 / 厚さ (mm)	インコネル / 0.40
燃料棒径 / セルピッチ (mm)	8.0/9.5
平均出力密度 (MW/m ³)	78
運転圧力 (MPa)	25
被覆管制限温度 (°C)	620
最高線出力 (W/cm)	390
平均燃焼度 (GWd/t)	45
平均濃縮度 (%)	4.2
燃焼反応度 (%)	2.9
体積比 (燃料 / 冷却材 / 構造材 / 制御棒)(%)	30.3/57.5/11.3/0.9
冷却材密度係数 (dk/k/(g/cm ³))	3.64×10^{-2}
ドップラー係数 (pcm/K)	-1.46

表 3.5: 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR-H の炉心仕様

熱出力 (MW)	4522
冷却材入口 / 出口温度 (°C)	280/531
電気出力 (MW)	2017
熱効率 %)	44.6
炉心高さ (ブランケット含む)/ 直径 (m)	2.80(3.20)/3.28
集合体数 (本)	419
燃料 / ブランケット集合体数 (本)	342/77
集合体寸法 (cm)	15.2
被覆管 / 厚さ (mm)	インコネル /0.52
燃料棒径 / セルピッチ (mm)	8.8/10.1
平均出力密度 (MW/m ³)	167*
運転圧力 (MPa)	25
被覆管制限温度 (°C)	620
最高線出力 (W/cm)	390
平均燃焼度 (GWd/t)	64.0
Pu fissile 富化度 (%)	12.75/10.94/11.5
燃焼反応度 (%)	2.9
体積比 (燃料 / 冷却材 / 構造材 / 制御棒)(%)	55.3/33.0/10.9/0.8
Pu fissile インベントリ (t)	10.8
冷却材密度係数 (dk/k/(g/cm ³))	3.64×10^{-2}
ドップラー係数 (pcm/K)	-1.46
Pu fissile 残存率 (%)	0.96

*: ブランケット含む

表 3.6: 高速炉の炉心諸元の熱中性子炉との比較

	SCFR 上昇流型	SCFR 下降流型	SCFR 高出力型	SCLWR-H
熱 / 電気出力 (MW)	3893/1693	3893/1728	4522/2017	2755/1212
入口 / 出口温度 (°C)	280/478	280/526	280/531	280/508
熱効率 (%)	43.5	44.4	44.6	44.0
運転圧力 (MPa)	25	25	25	25
実効炉心高さ / 直径 (m)	3.20/3.28	3.20/3.28	3.20/3.28	4.20/3.28
燃料	MOX	MOX	MOX	UO ₂
集合体数	419	419	419	128
燃料 / ブランケット集合体数	278/141	278/141	342/77	-
平均出力密度 (MW/m ³)	144*	144*	167*	78
圧力容器内径 (m)	4.5	4.5	4.5	4.5
燃料棒外径 / ピッチ (mm)	8.8/10.1	8.8/10.1	8.8/10.1	8.0/9.5
被覆管材 / 厚さ (mm)	インコネル / 0.52	インコネル / 0.52	インコネル / 0.52	インコネル / 0.40
Pu fissile 富化度 (%)	12.25/12.63/11.25	12.27/13.06/11.56	12.75/10.94/11.5	5.3(U)
Pu fissile インベントリ (t)	9.0	9.2	10.8	4.4(U)
平均燃焼度 (GWd/t)	56.9	62.5	64.0	45
冷却材密度係数 (dk/k/(g/cm ³))	3.16×10^{-2}	1.57×10^{-2}	3.64×10^{-2}	0.40
体積比 (燃料 / 冷却材 / 構造材 / 制御棒)	55.5/33.0/10.9/0.6	55.5/33.0/10.9/0.6	55.3/33.0/10.9/0.8	30.3/57.5/11.3/0.91

*: ブランケット部を含む

**: 熱遮蔽体厚さは 23cm

表 3.7: 原子炉圧力容器の設計

	SCFR 上昇流型	SCFR 下降流型	SCFR 高出力型	SCLWR-H
原子炉圧力容器内径 [m]	4.5	4.5	4.5	4.5
コアバレル厚さ [cm]	7	7	7	7
熱遮蔽体厚さ [cm]	10	10	23	10
ダウンカマ厚さ [cm]	25	25	12	25
原子炉圧力容器内面における 高速中性子フルエンス [n/cm ²]	1.16×10^{17}	5.42×10^{17}	$1.01 \times 10^{19}*$	3.23×10^{18}

*: 熱遮蔽体厚さ 23cm

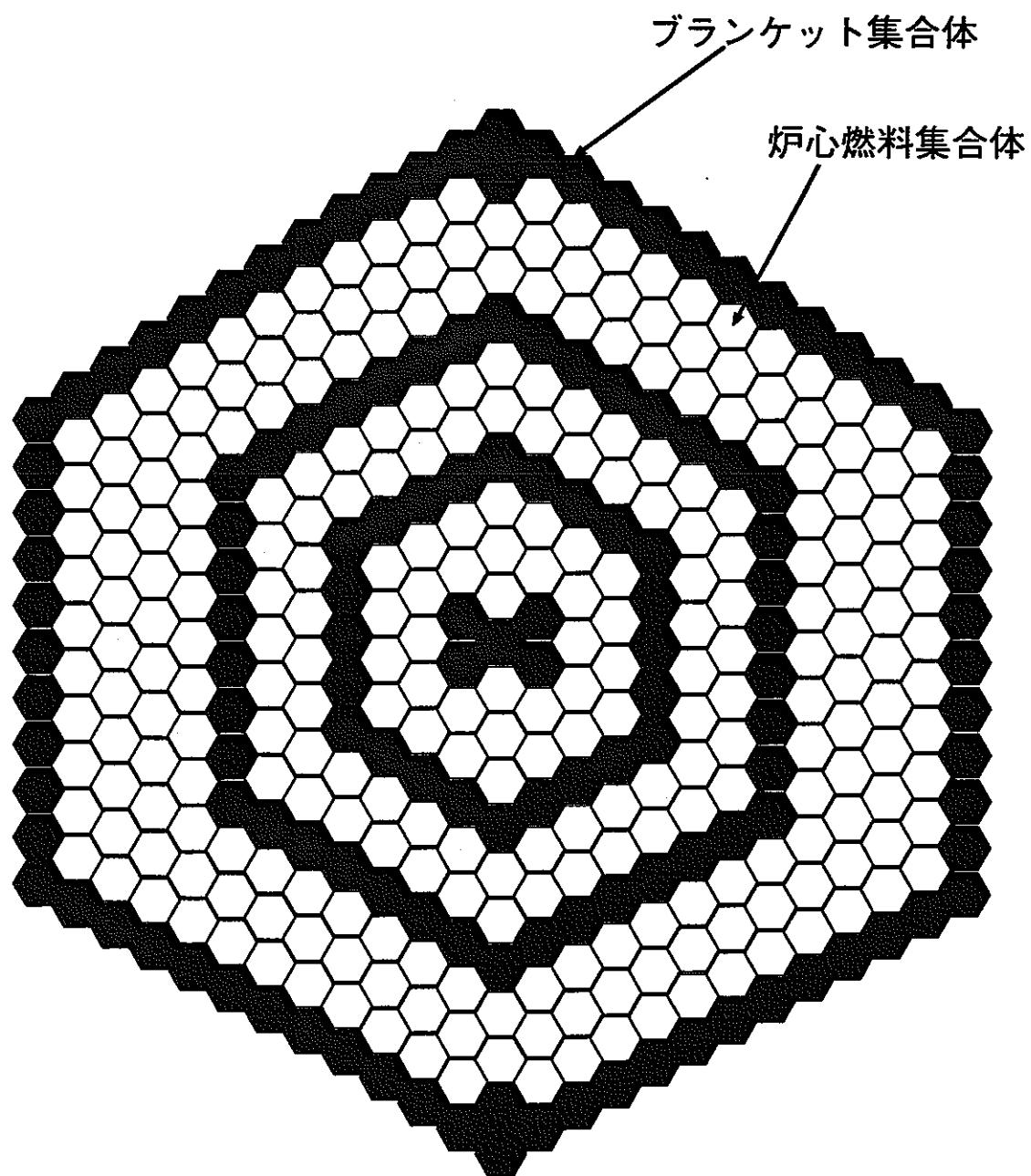


図 3.1: 炉心構成図

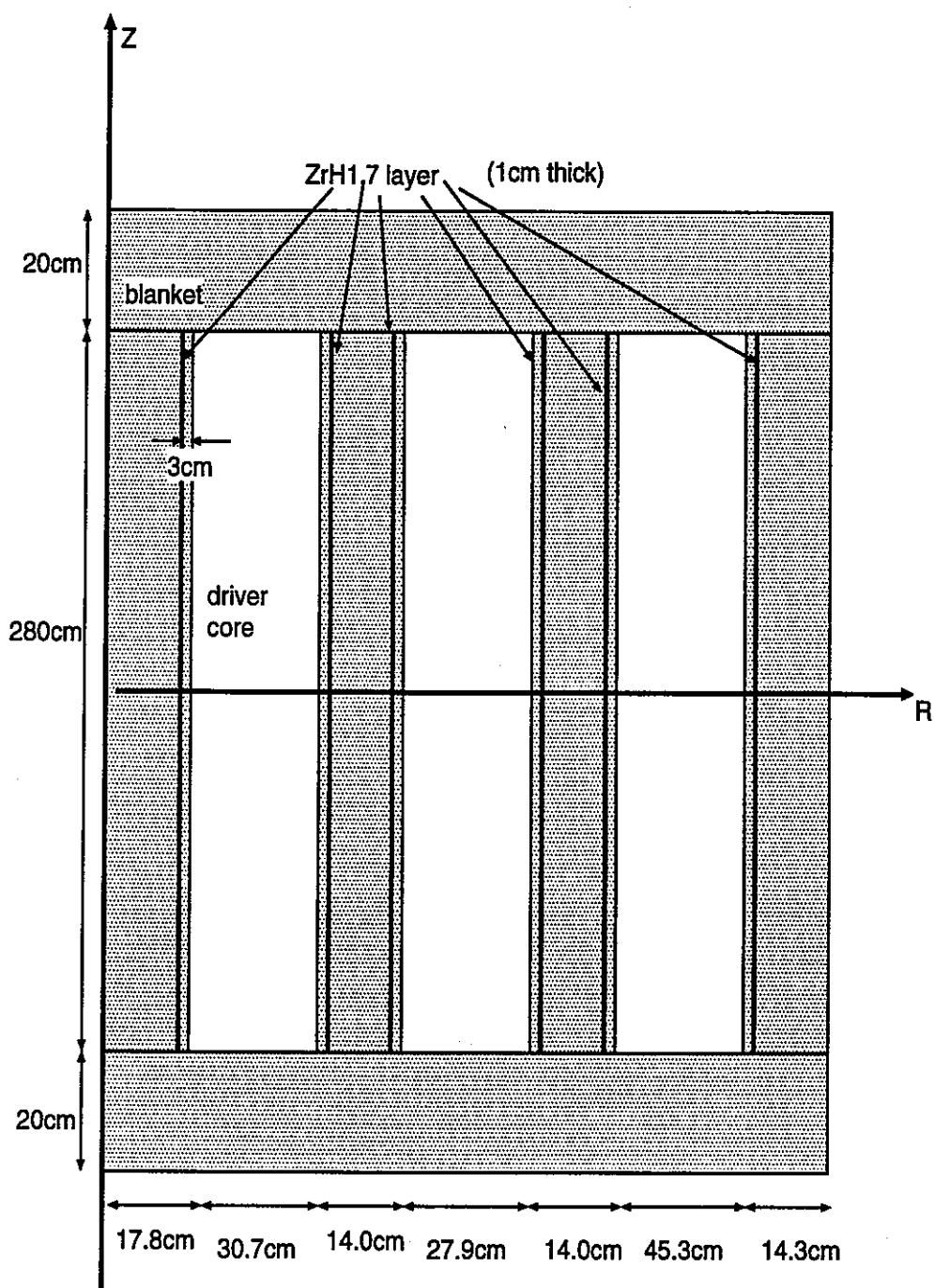


図 3.2: R-Z 計算モデル

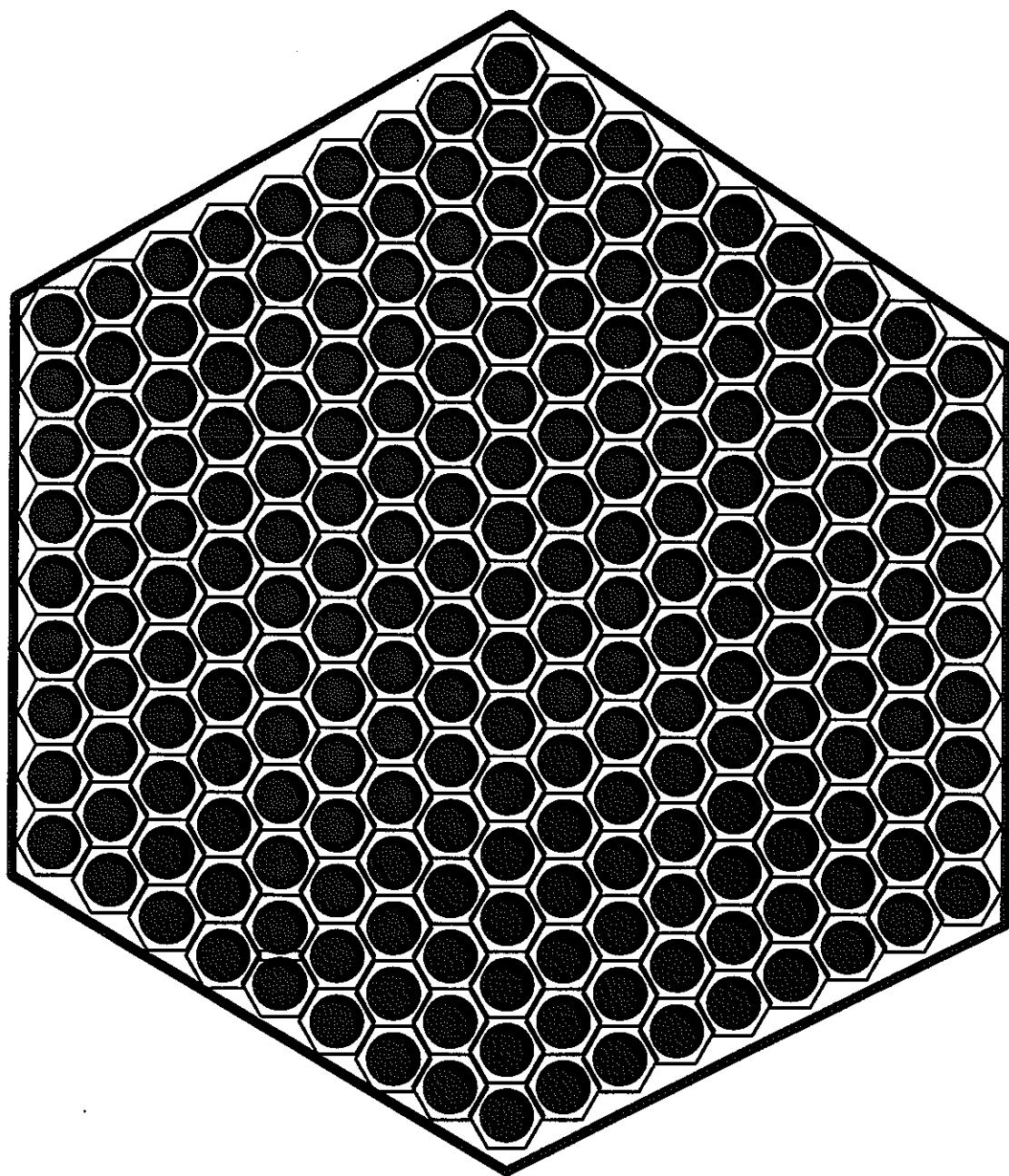


図 3.3: 燃料集合体

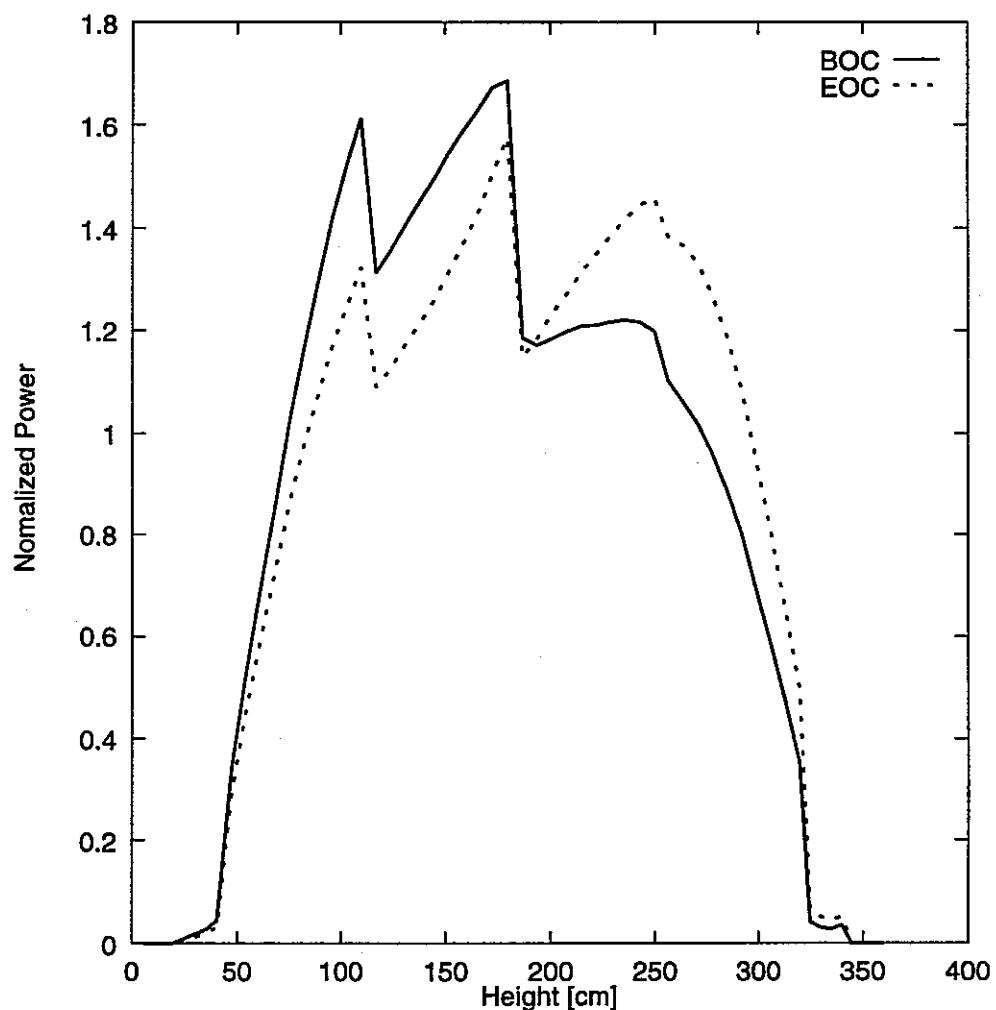


図 3.4: ブランケット上昇流冷却 SCFR 軸方向出力分布

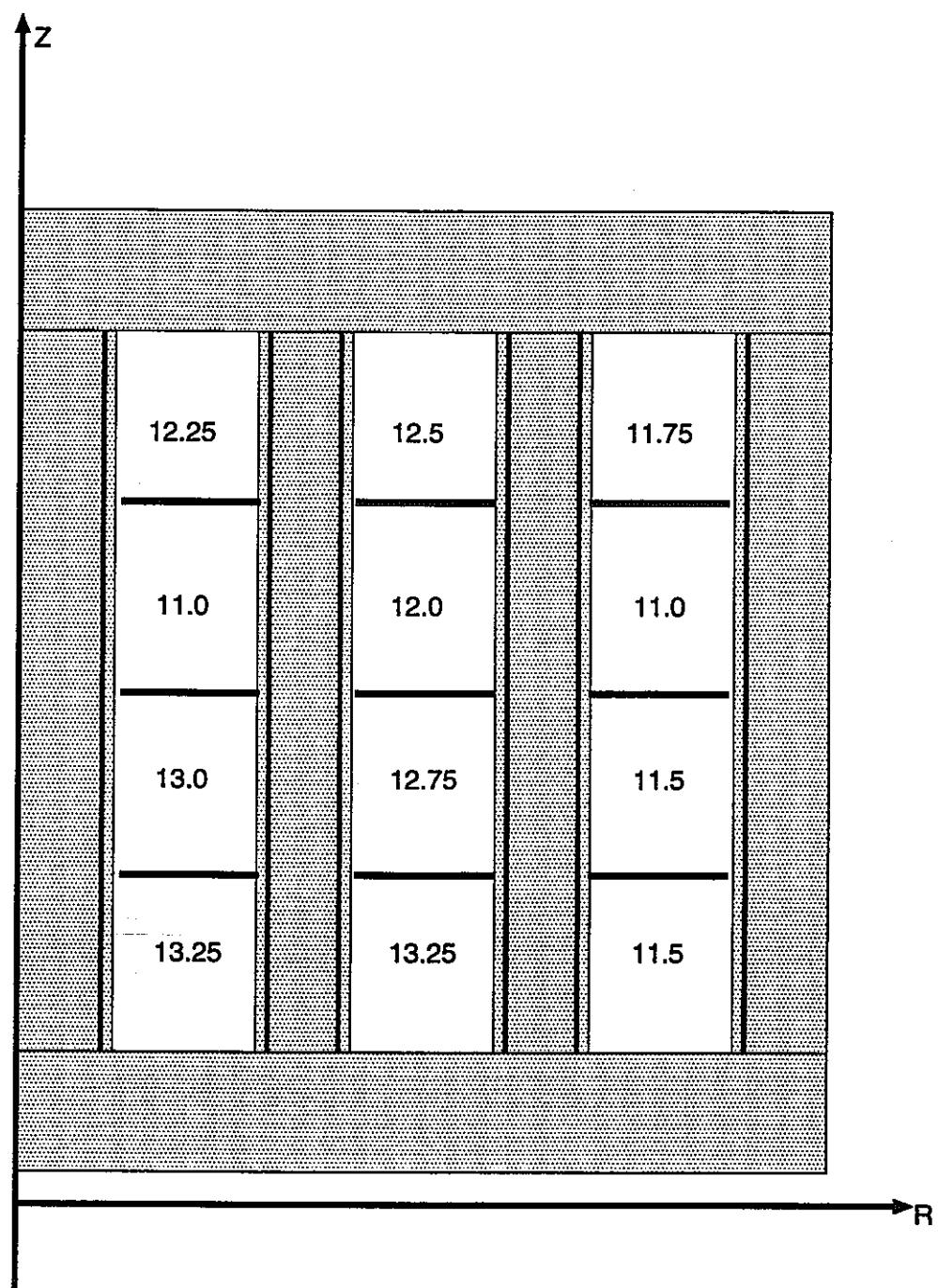


図 3.5: ブランケット上昇流冷却 SCFR Pu fissile 富化度分布

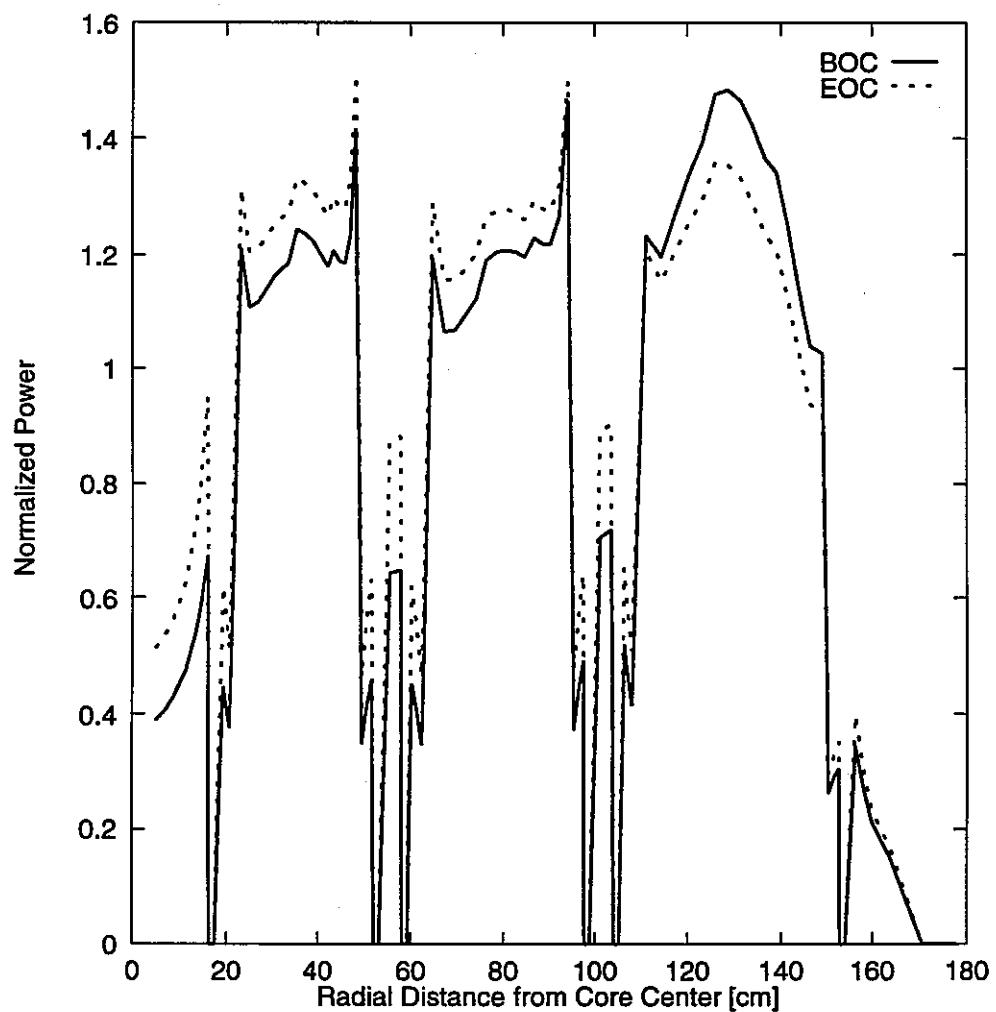


図 3.6: ブランケット上昇流冷却 SCFR 径方向出力分布

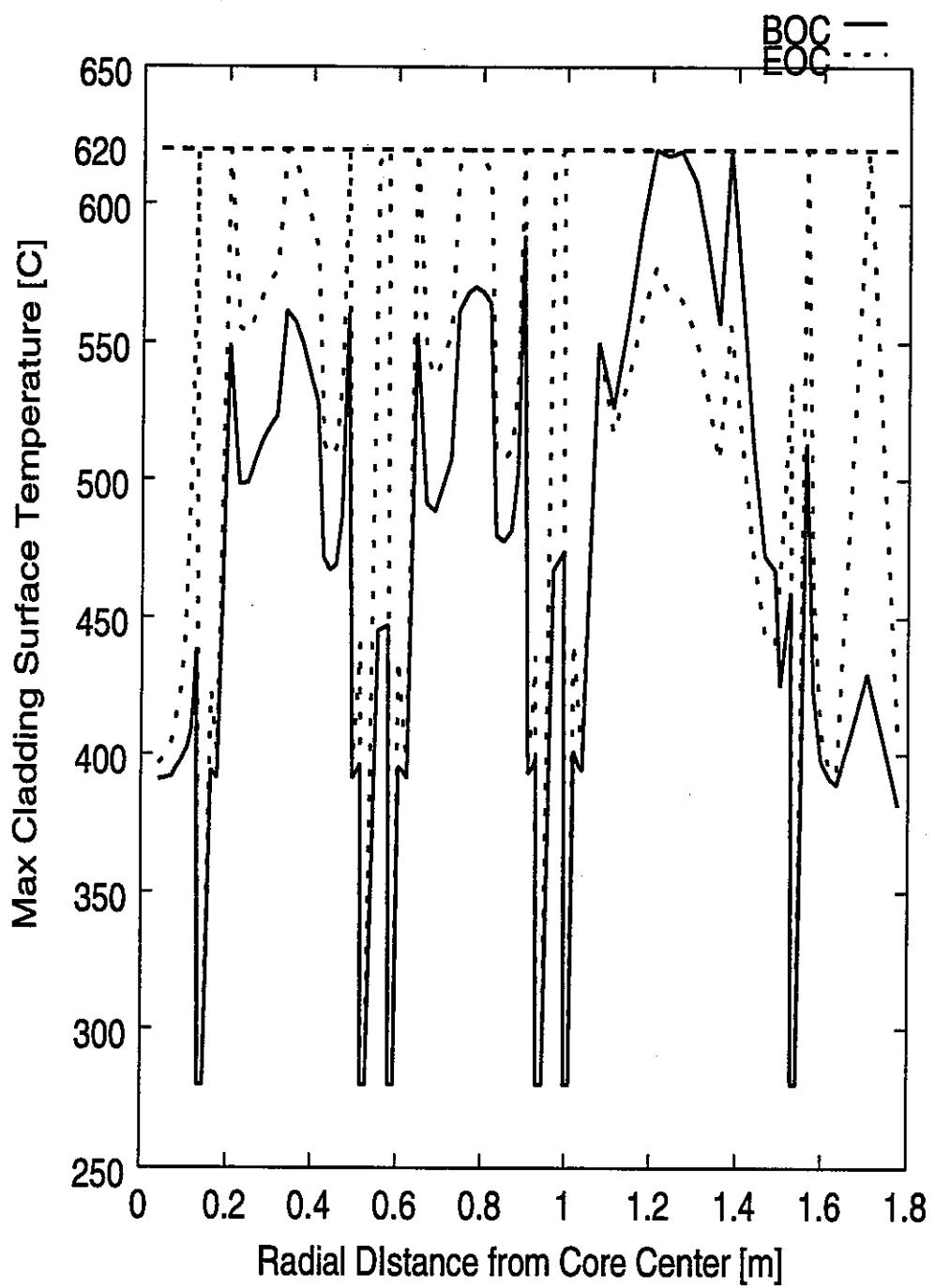


図 3.7: ブランケット上昇流冷却 SCFR 被覆管表面最高温度分布

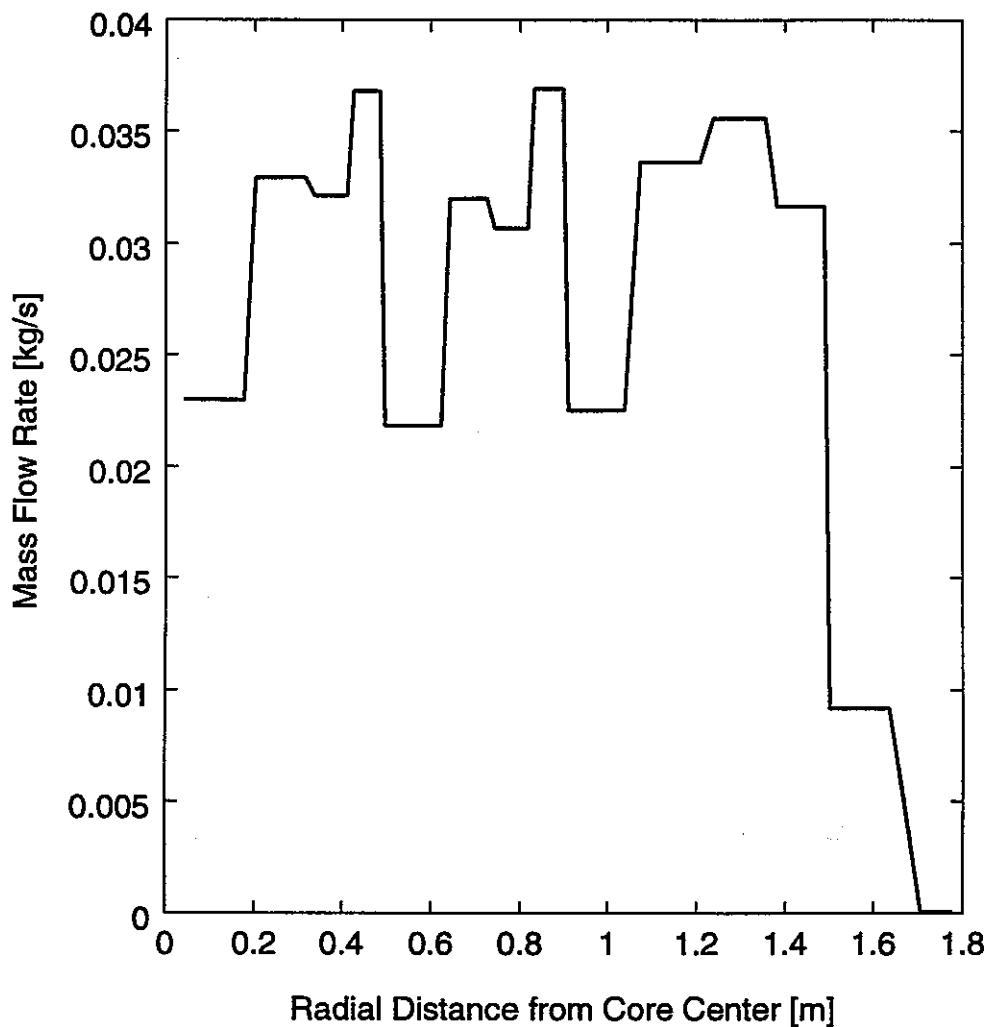


図 3.8: ブランケット上昇流冷却 SCFR 冷却材流量分布

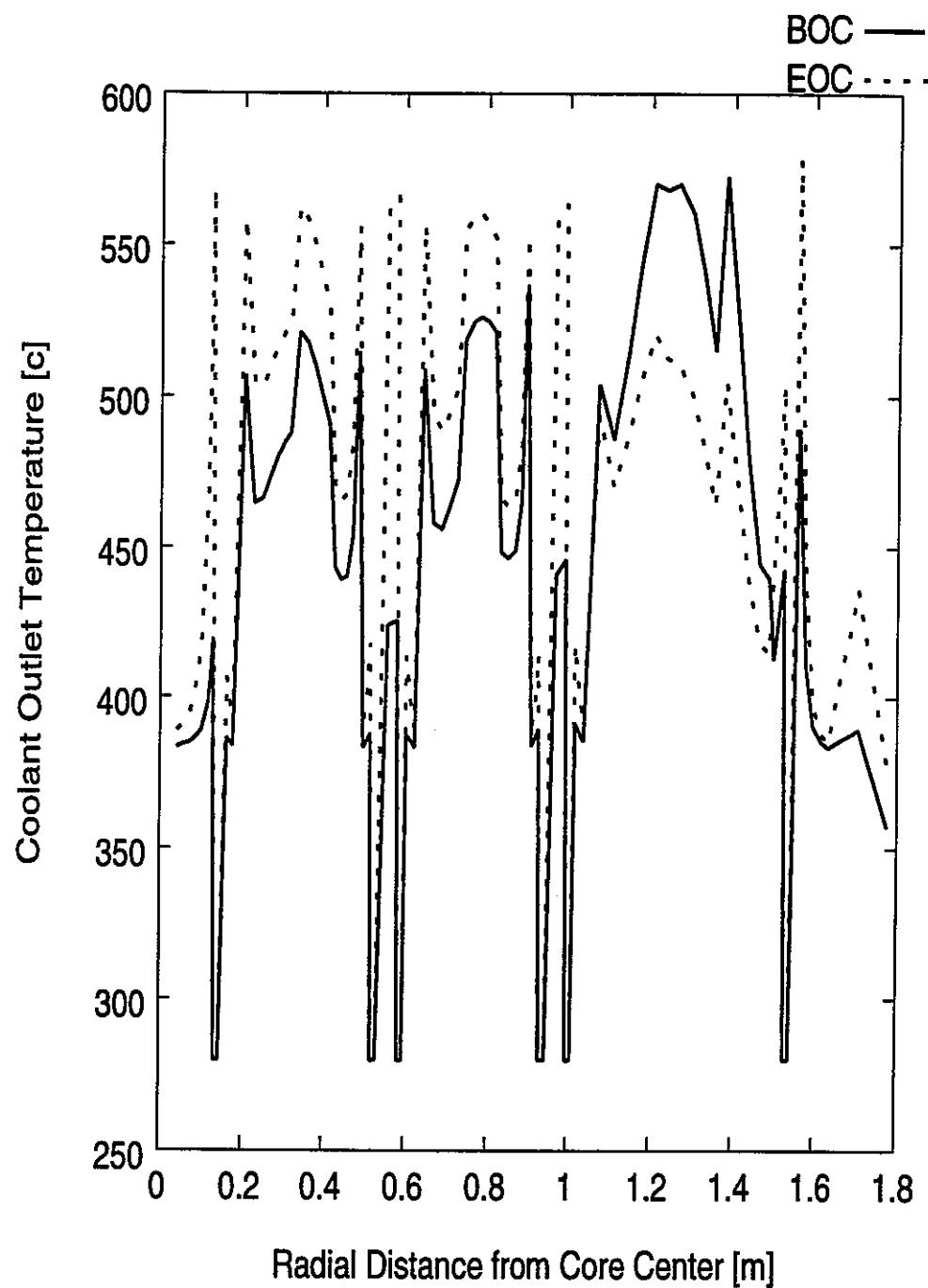


図 3.9: ブランケット上昇流冷却 SCFR 冷却材出口温度分布

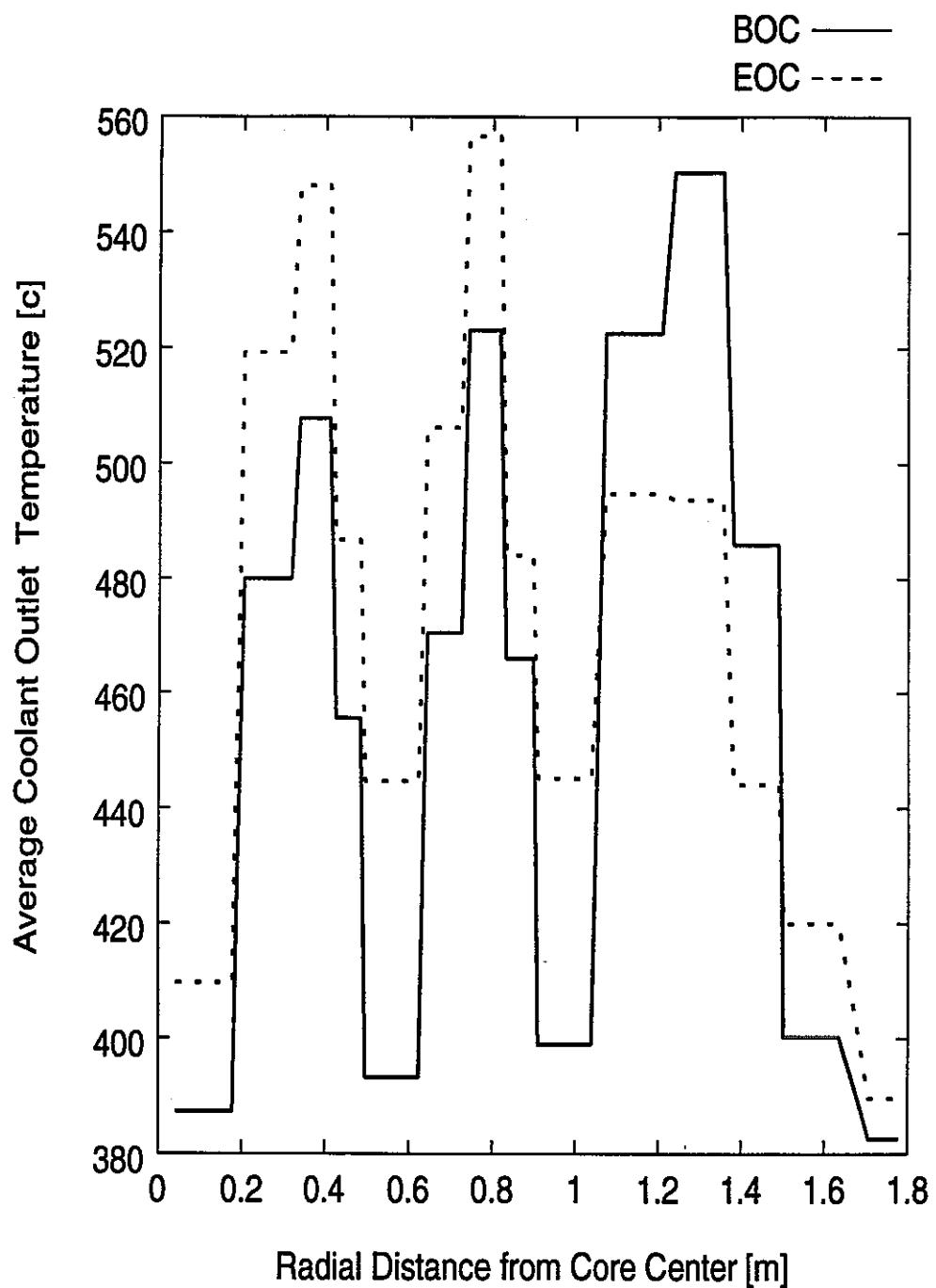


図 3.10: ブランケット上昇流冷却 SCFR の集合体ごとの平均冷却材出口温度分布

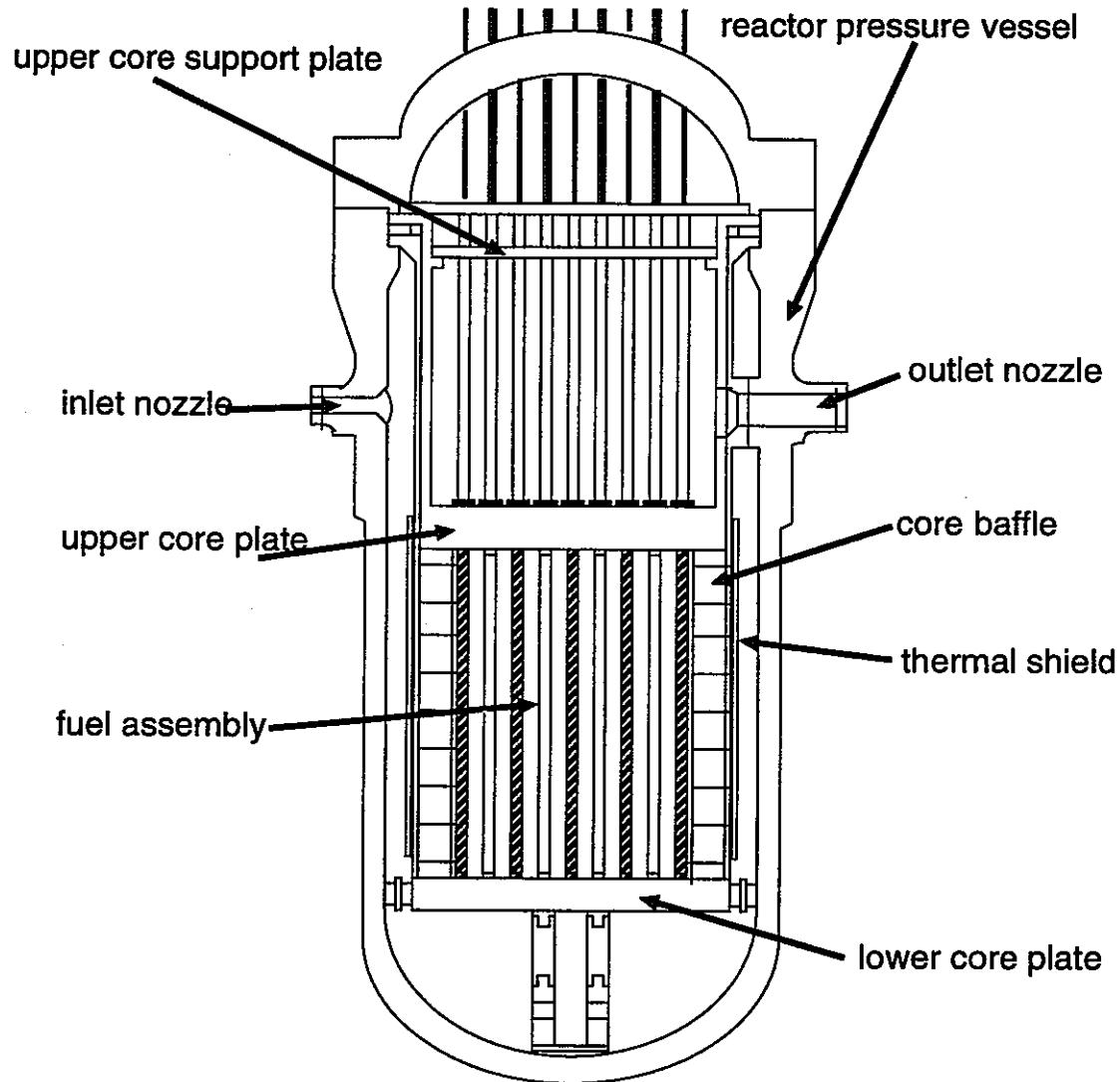


図 3.11: 原子炉圧力容器垂直断面図

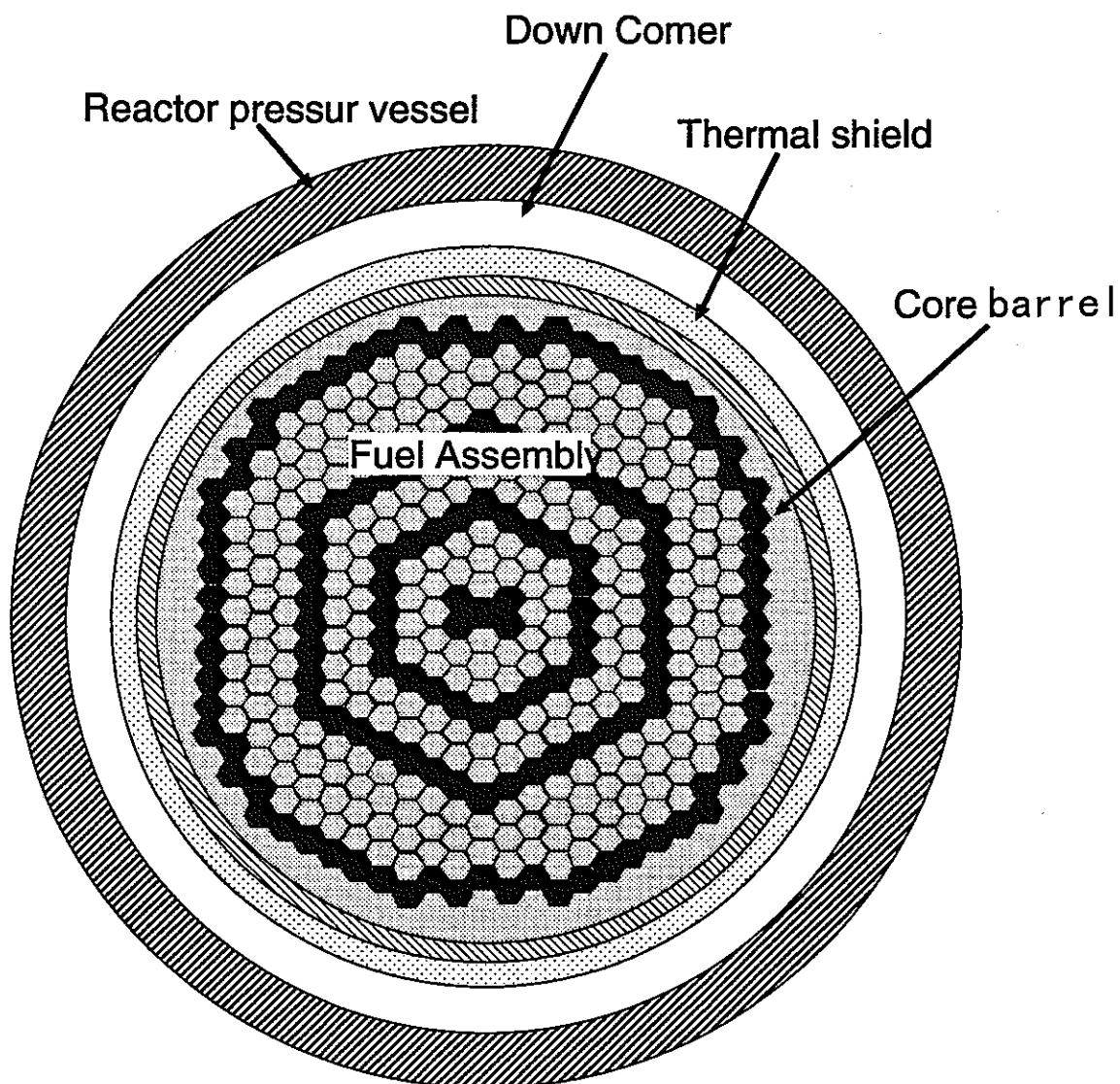


図 3.12: 原子炉圧力容器水平断面図

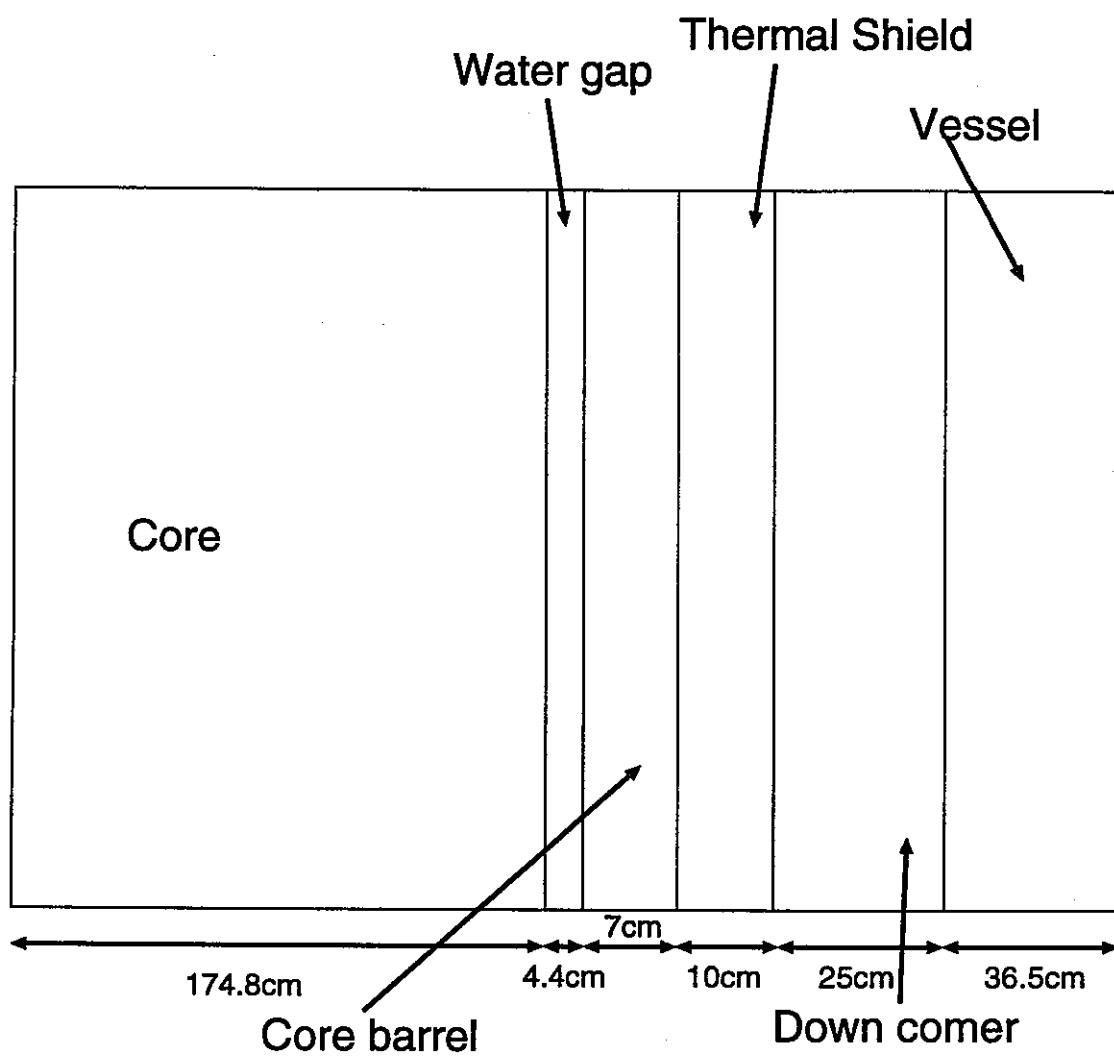


図 3.13: ANISN 計算モデル (一次元無限円筒)

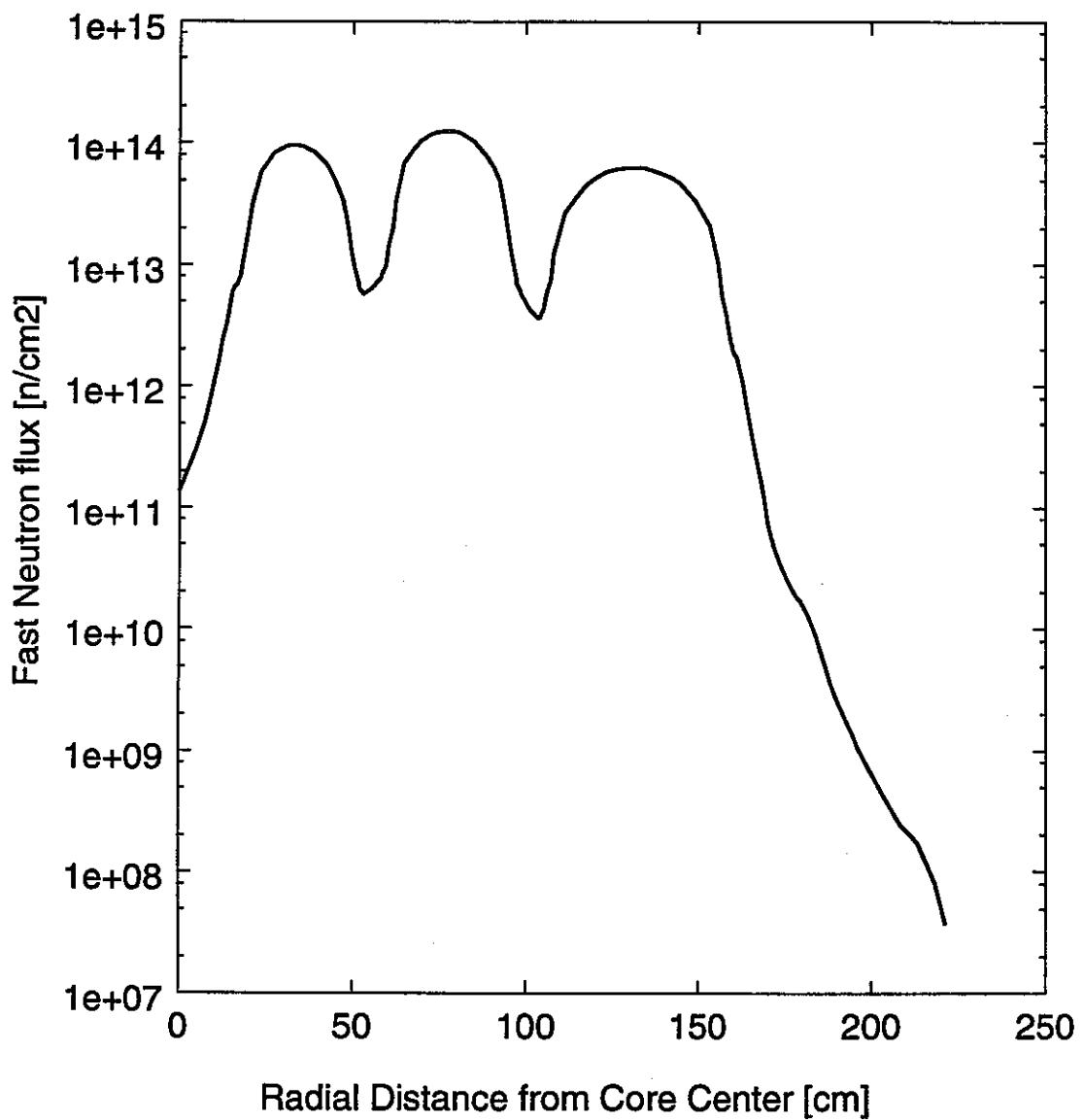


図 3.14: ブランケット上昇流冷却 SCFR の高速中性子束

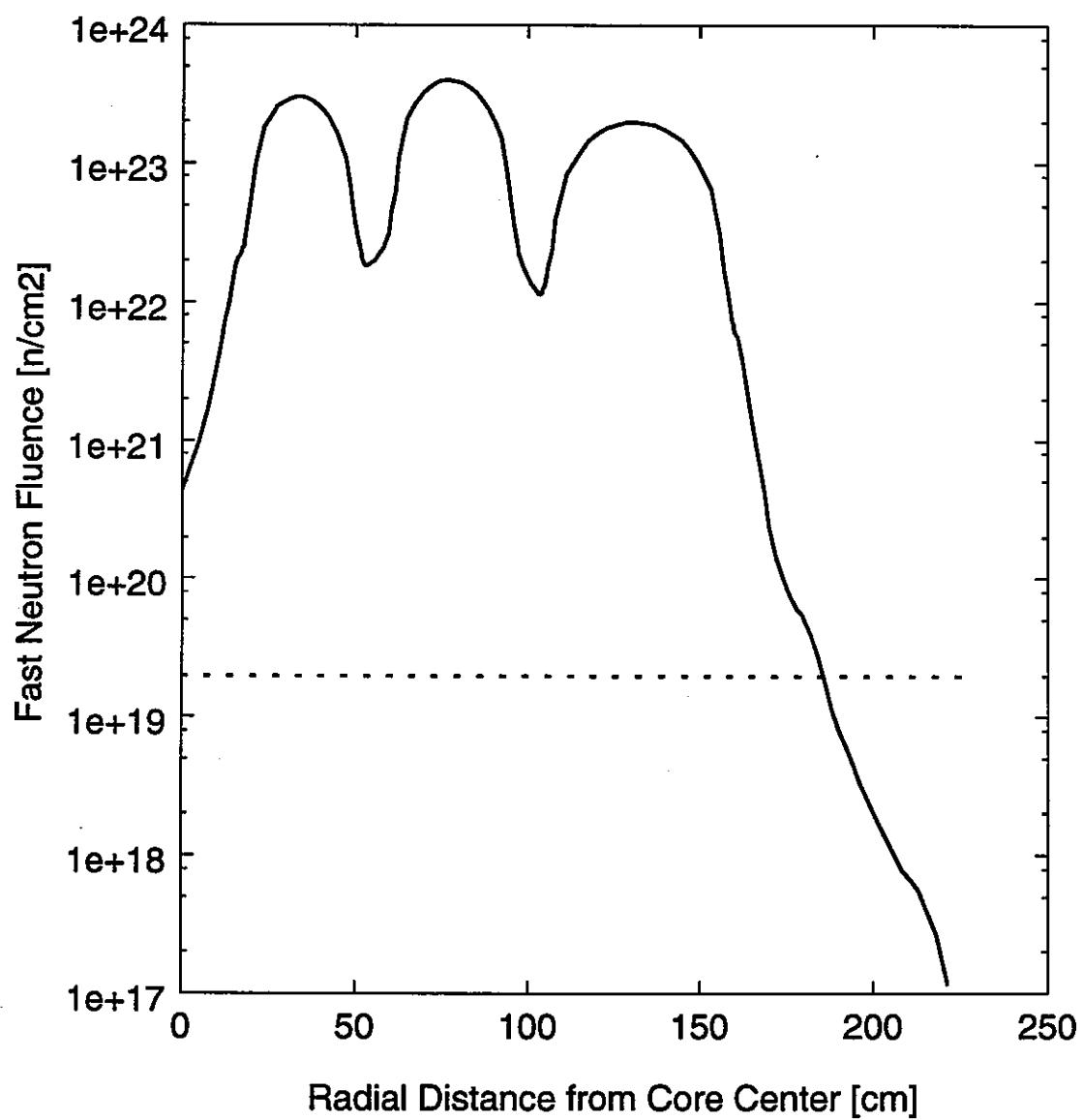
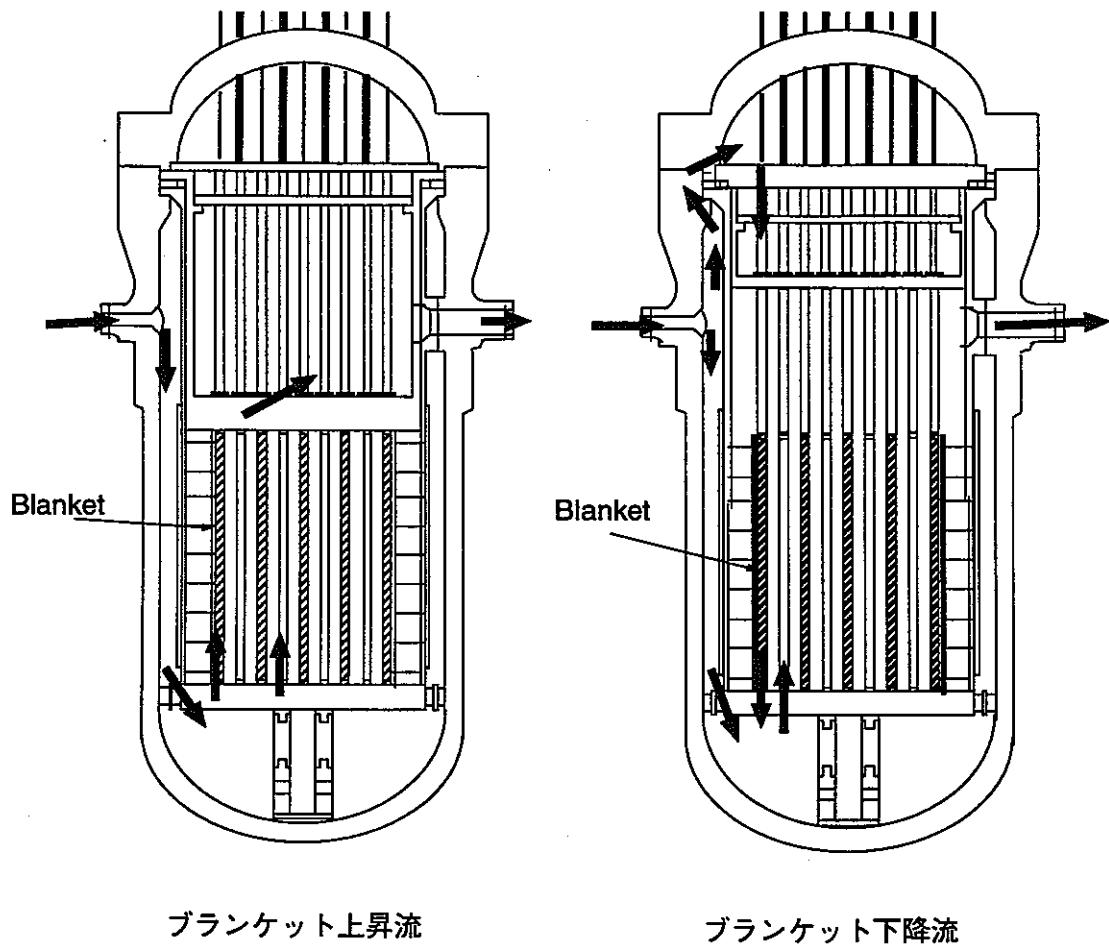


図 3.15: ブランケット上昇流冷却 SCFR の高速中性子フルエンス



ブランケット上昇流

ブランケット下降流

図 3.16: ブランケット上昇流冷却とブランケット下降流冷却の比較

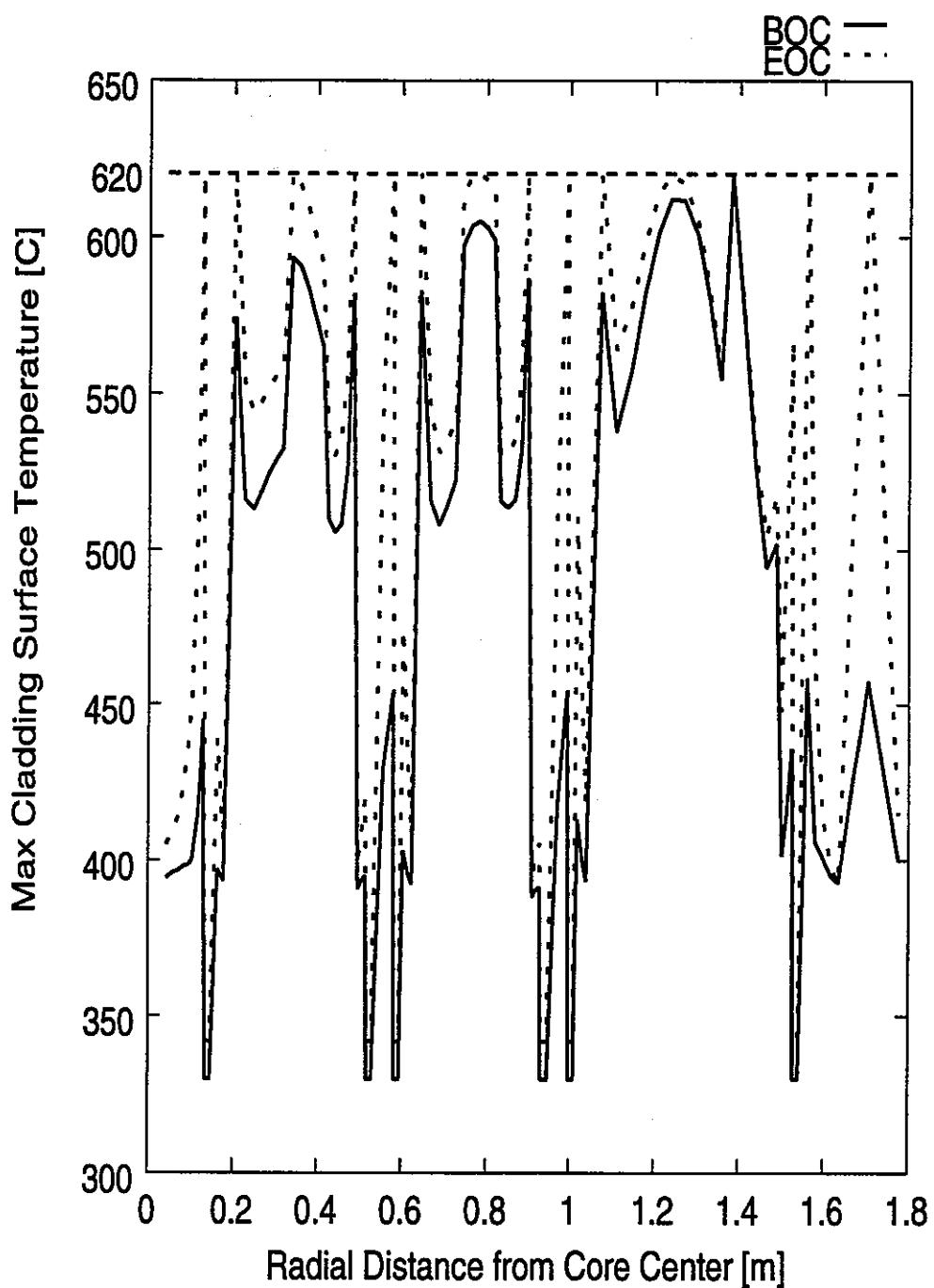


図 3.17: ブランケット下降流冷却 SCFR 被覆管表面最高温度分布

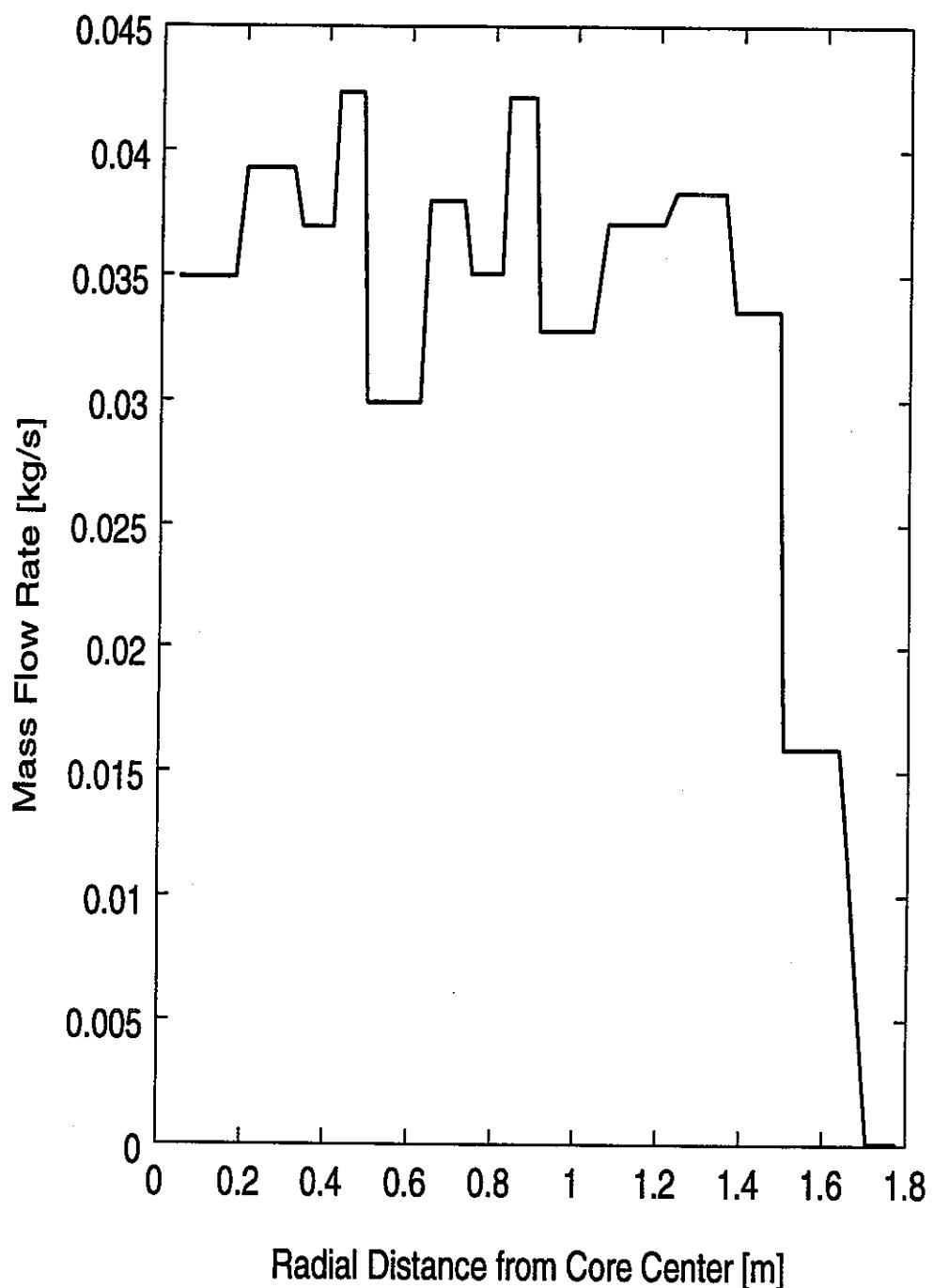


図 3.18: ブランケット下降流冷却 SCFR 冷却材流量分布

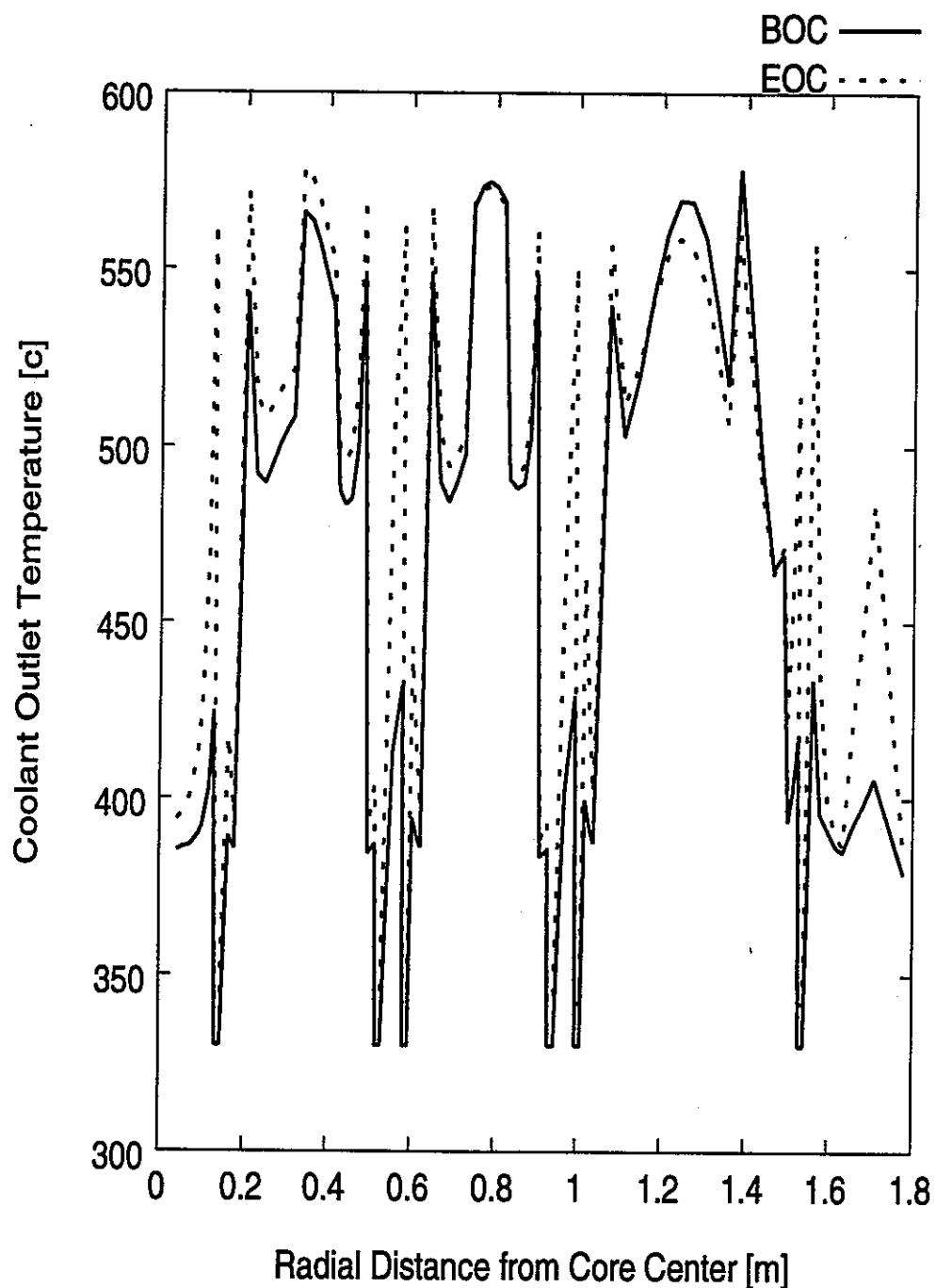


図 3.19: プランケット下降流冷却 SCFR 冷却材出口温度分布

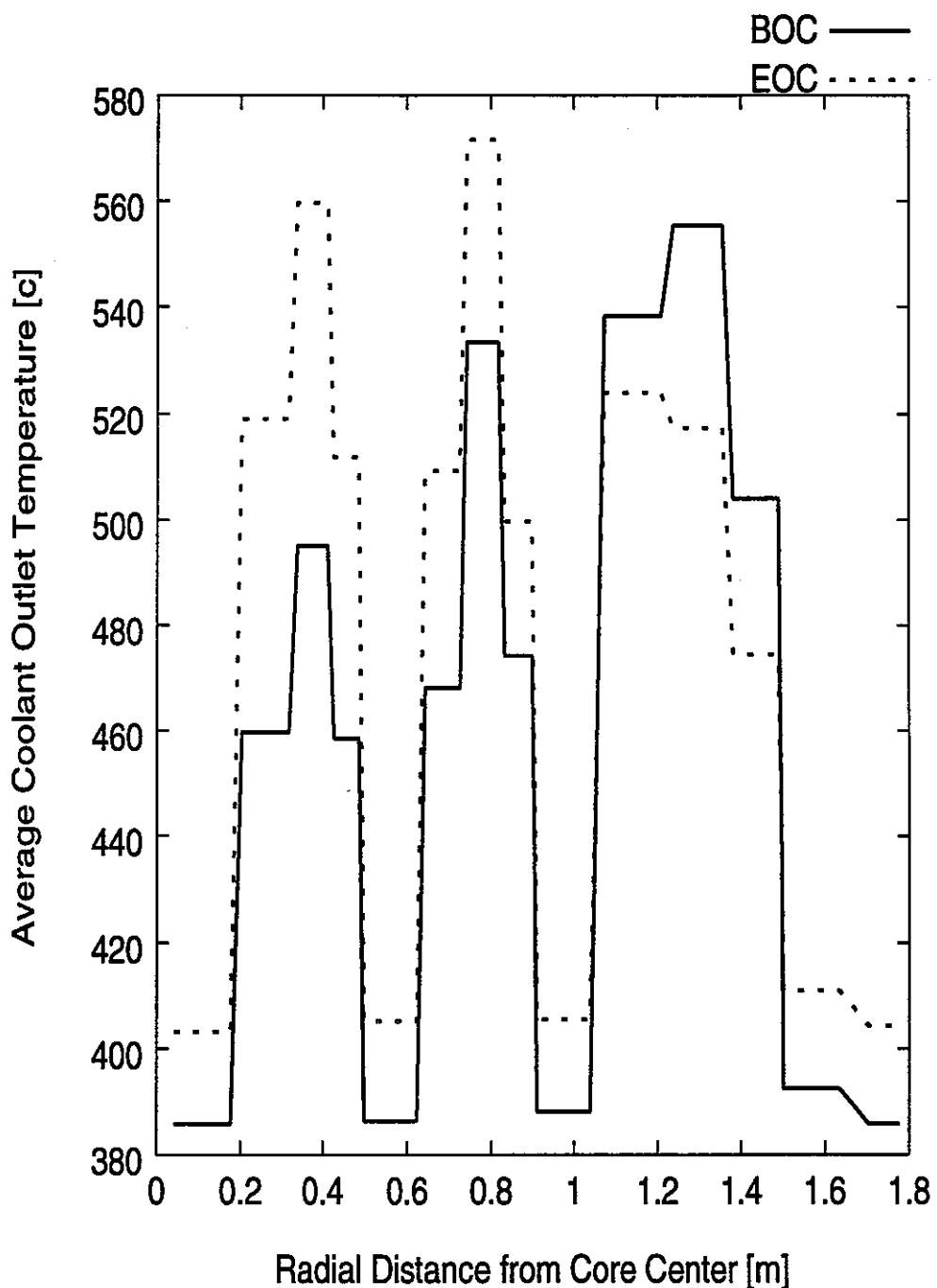


図 3.20: ブランケット下降流冷却 SCFR の集合体ごとの平均冷却材出口温度分布

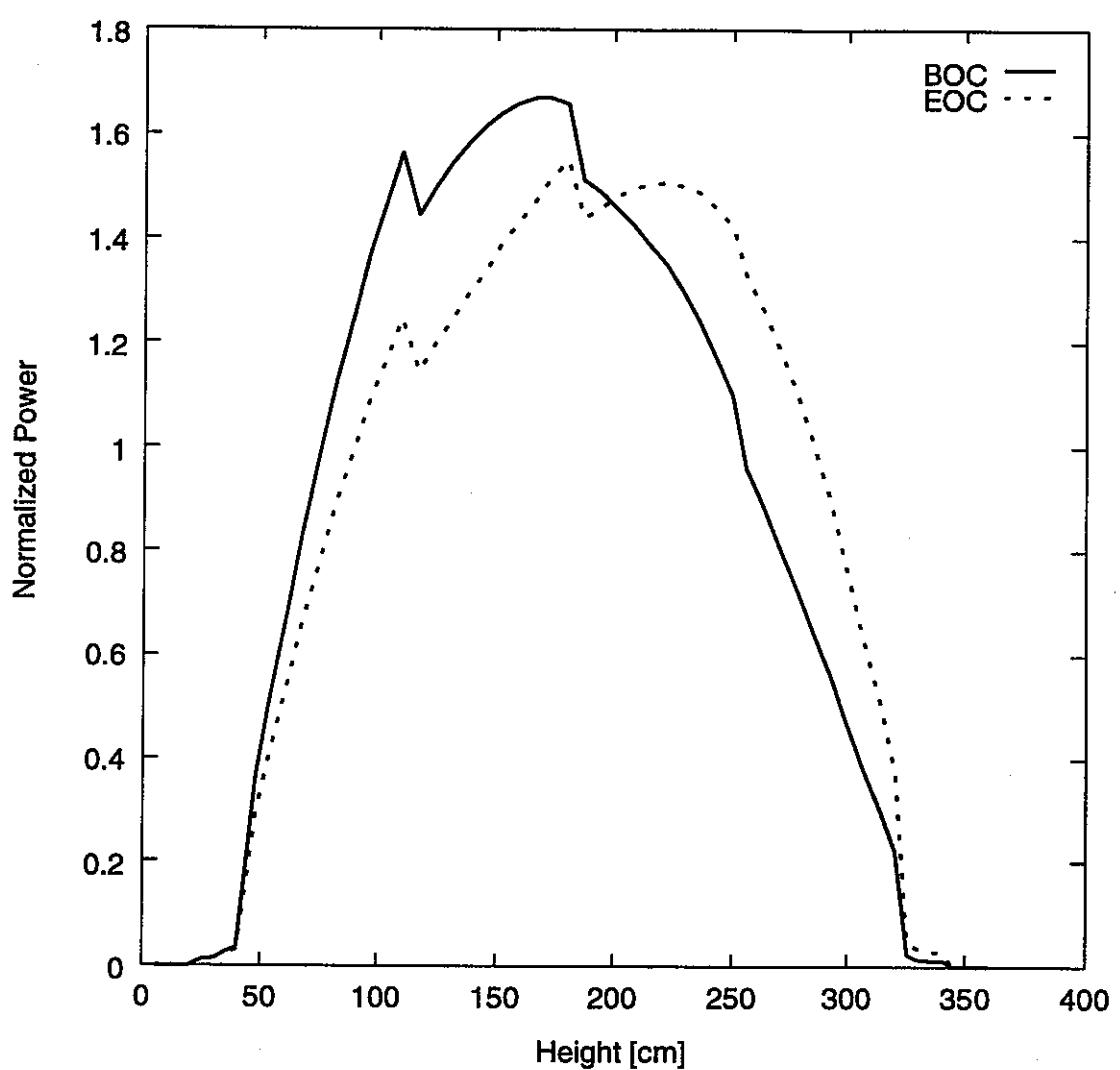


図 3.21: ブランケット下降流冷却 SCFR 軸方向出力分布

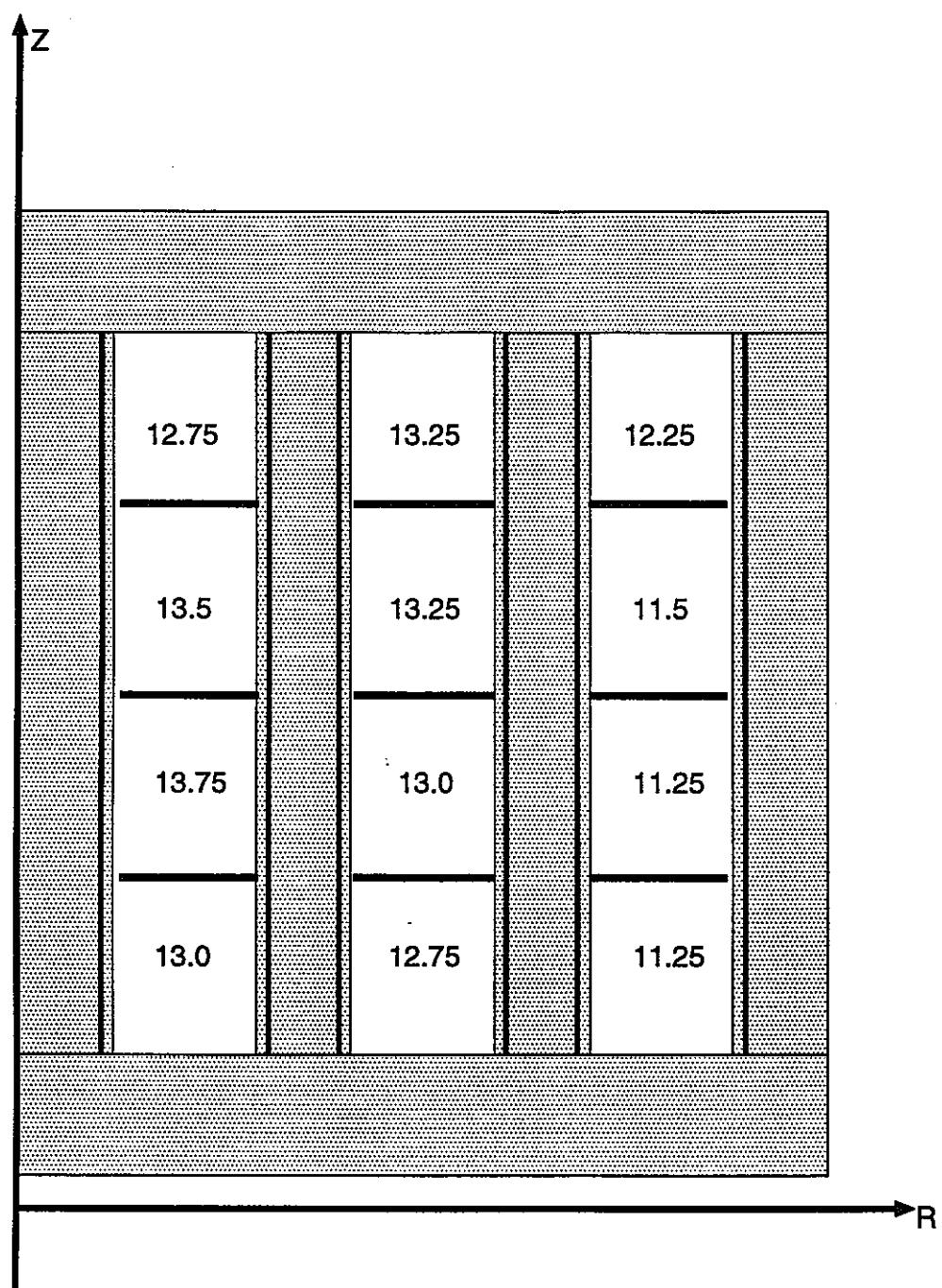


図 3.22: ブランケット下降流冷却 SCFR Pu fissile 富化度分布

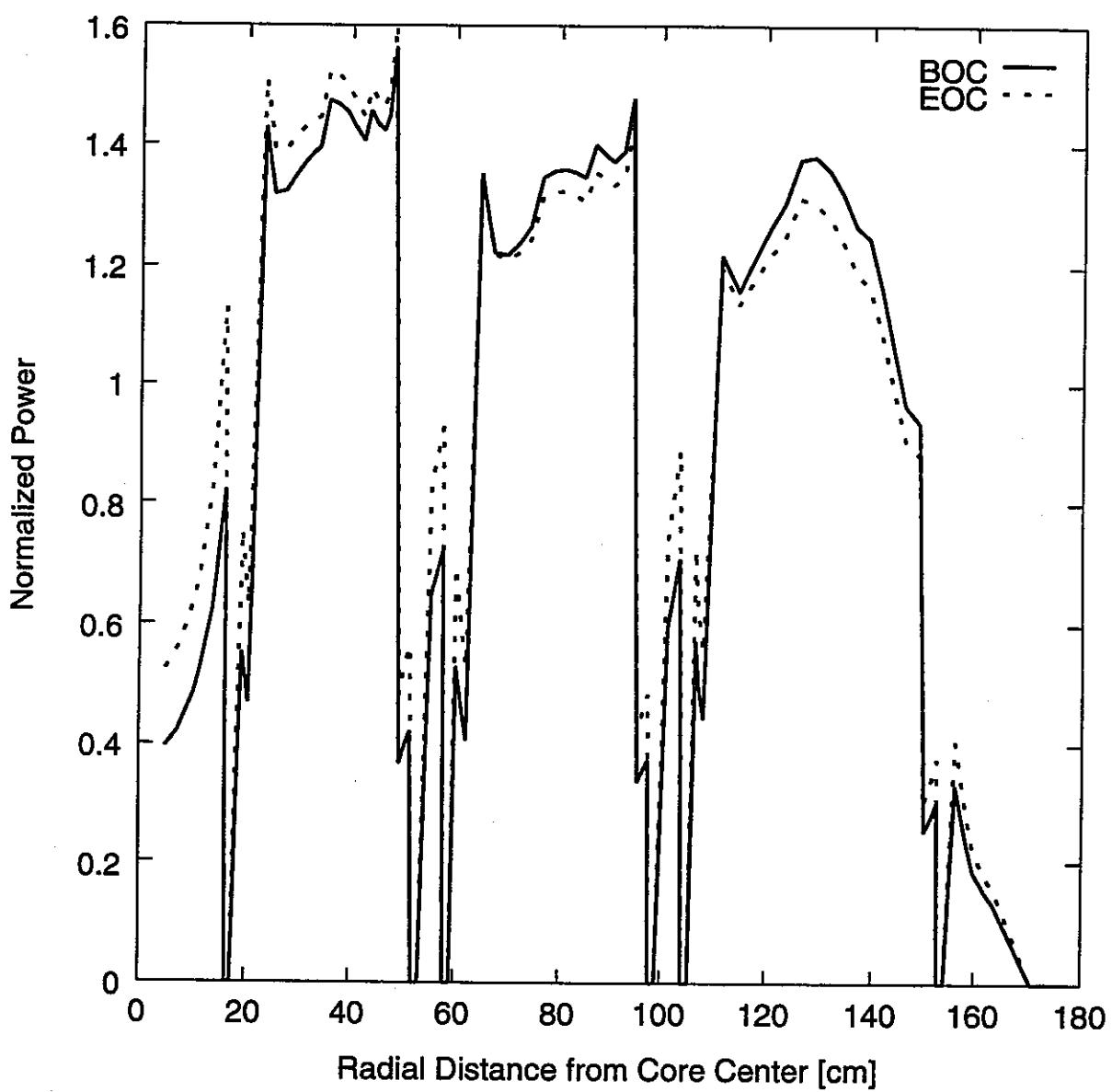


図 3.23: プランケット下降流冷却 SCFR 径方向出力分布分布

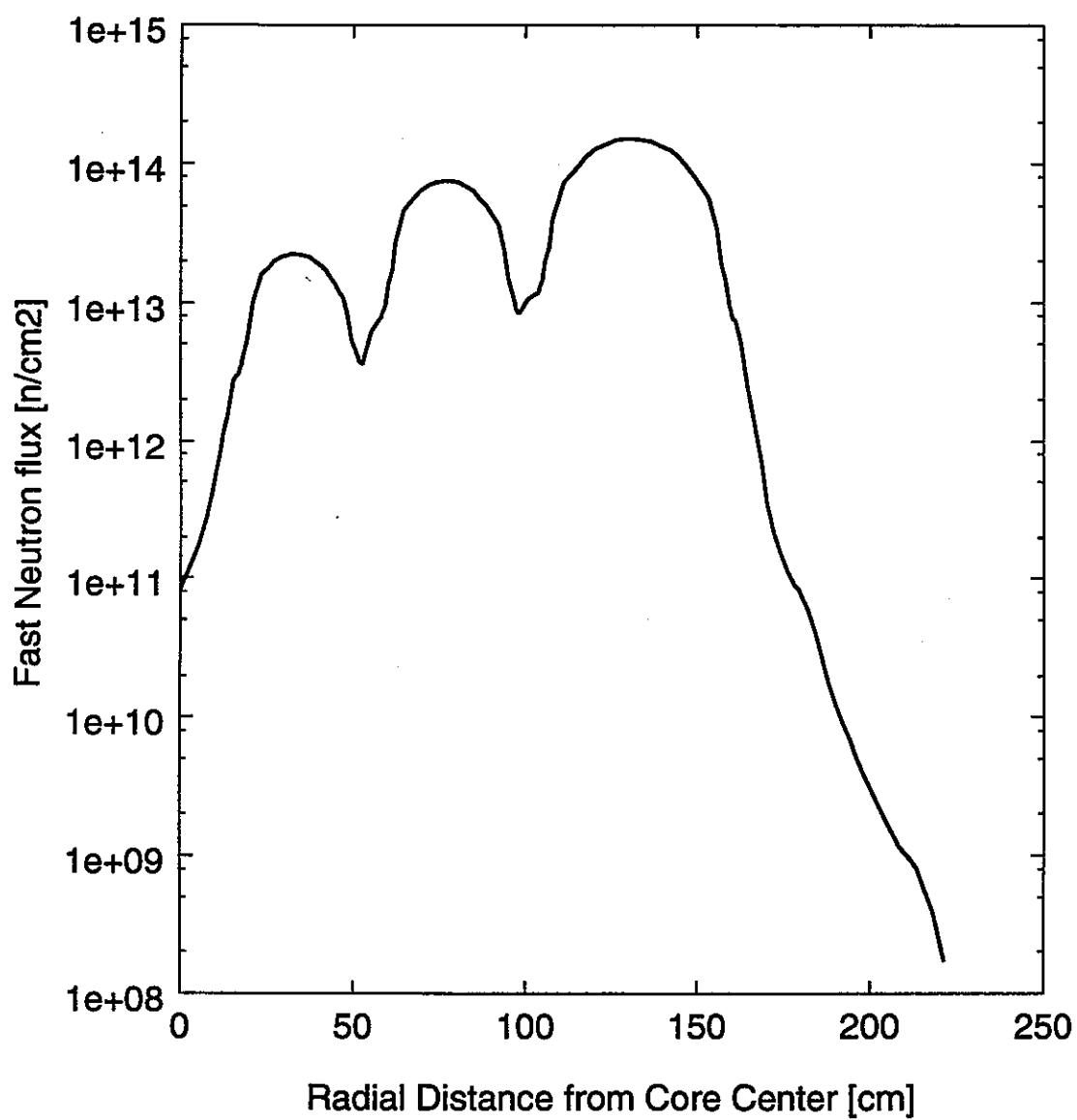


図 3.24: ブランケット下降流冷却 SCFR 高速中性子束

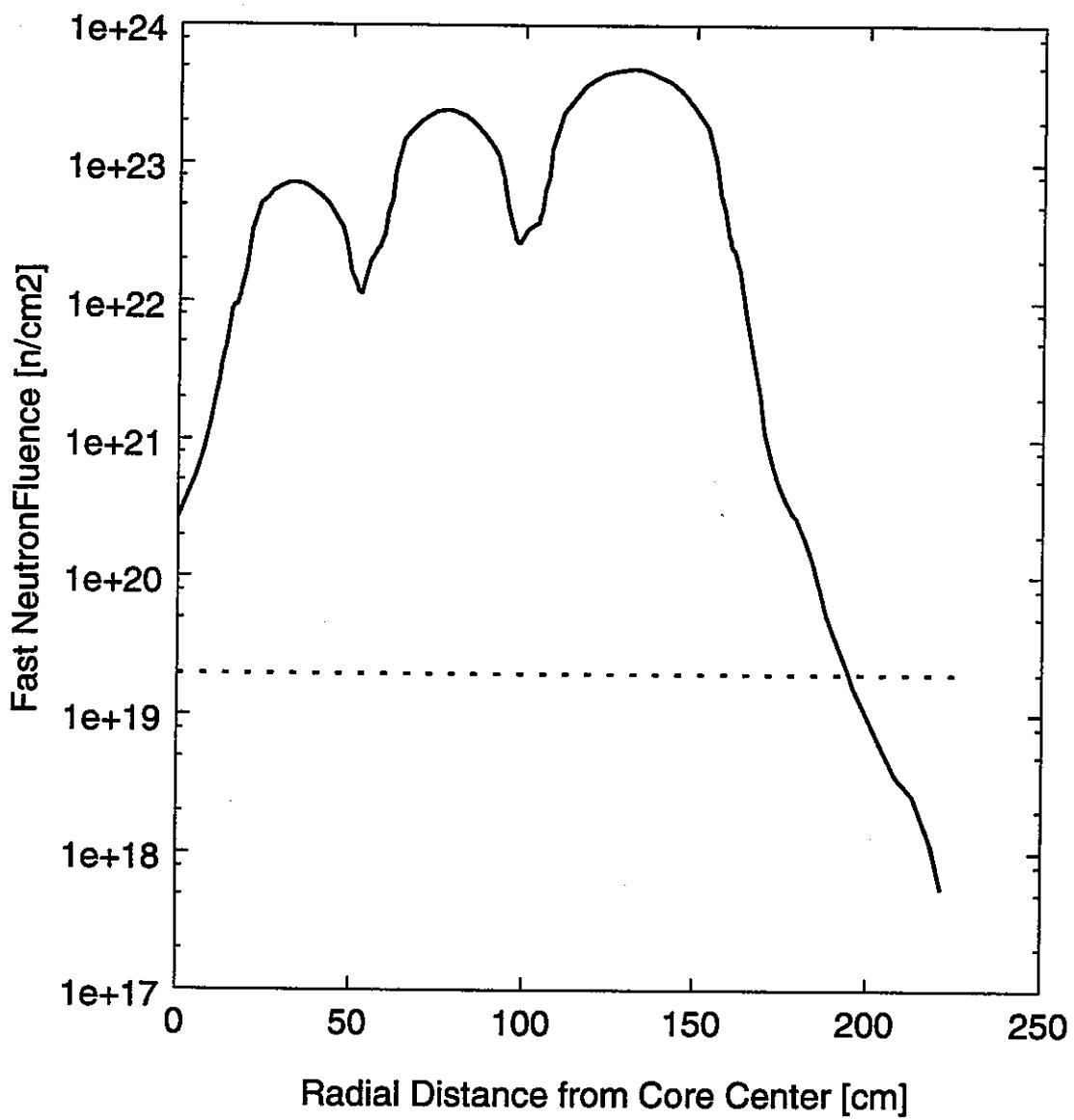


図 3.25: ブランケット下降流冷却 SCFR 高速中性子フルエンス

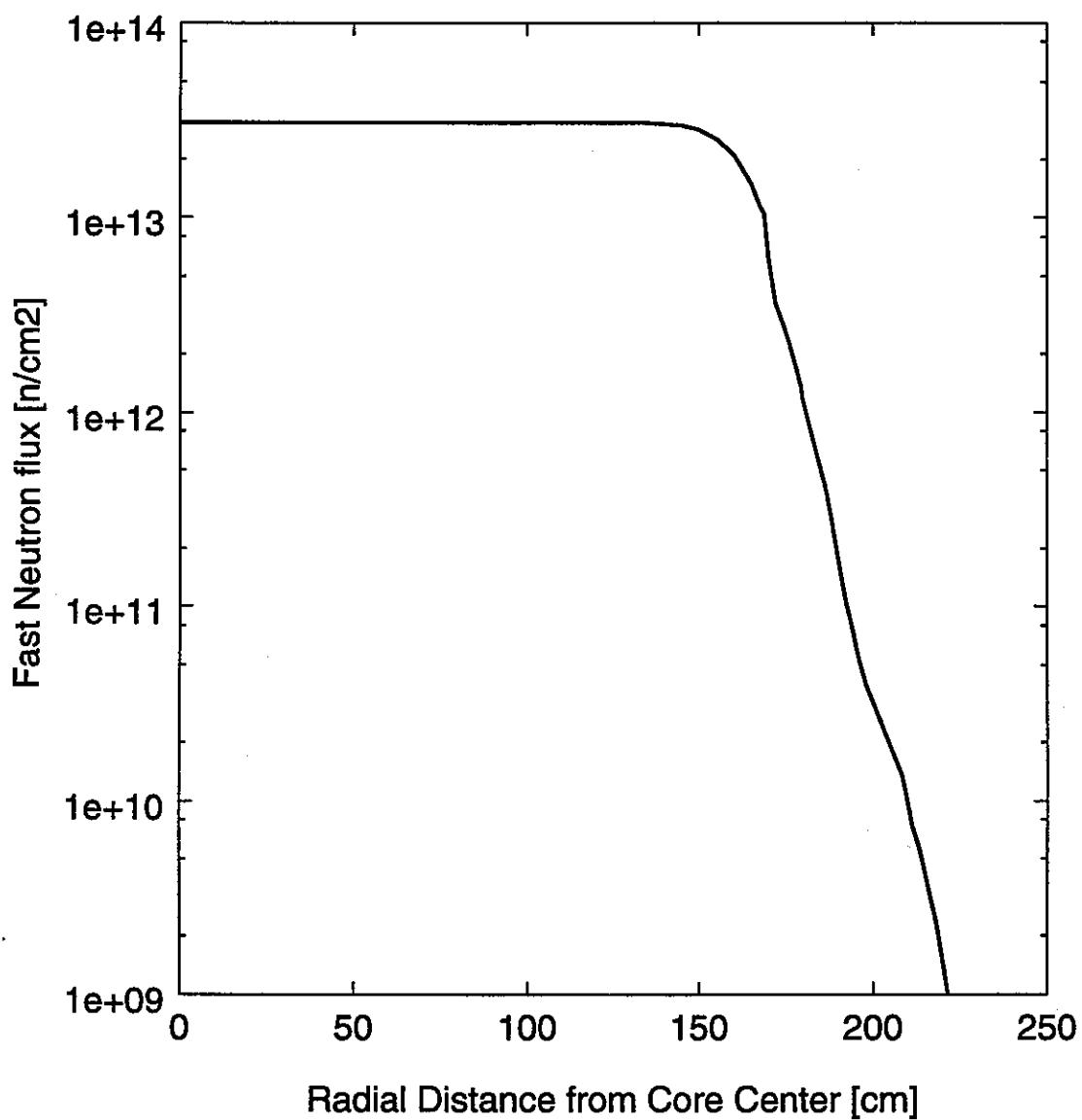


図 3.26: SCLWR-H 高速中性子束

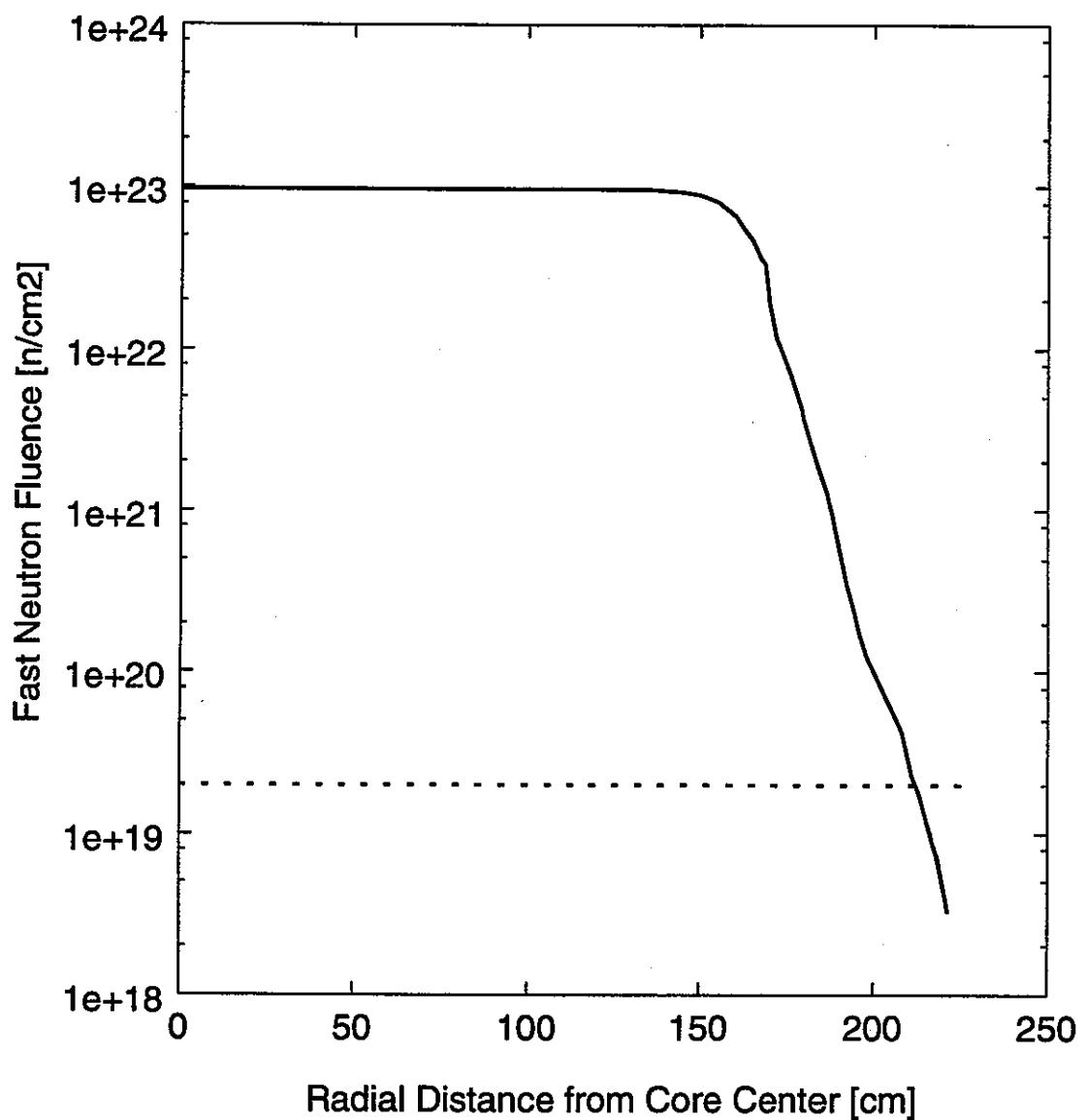


図 3.27: SCLWR-H 高速中性子フルエンス

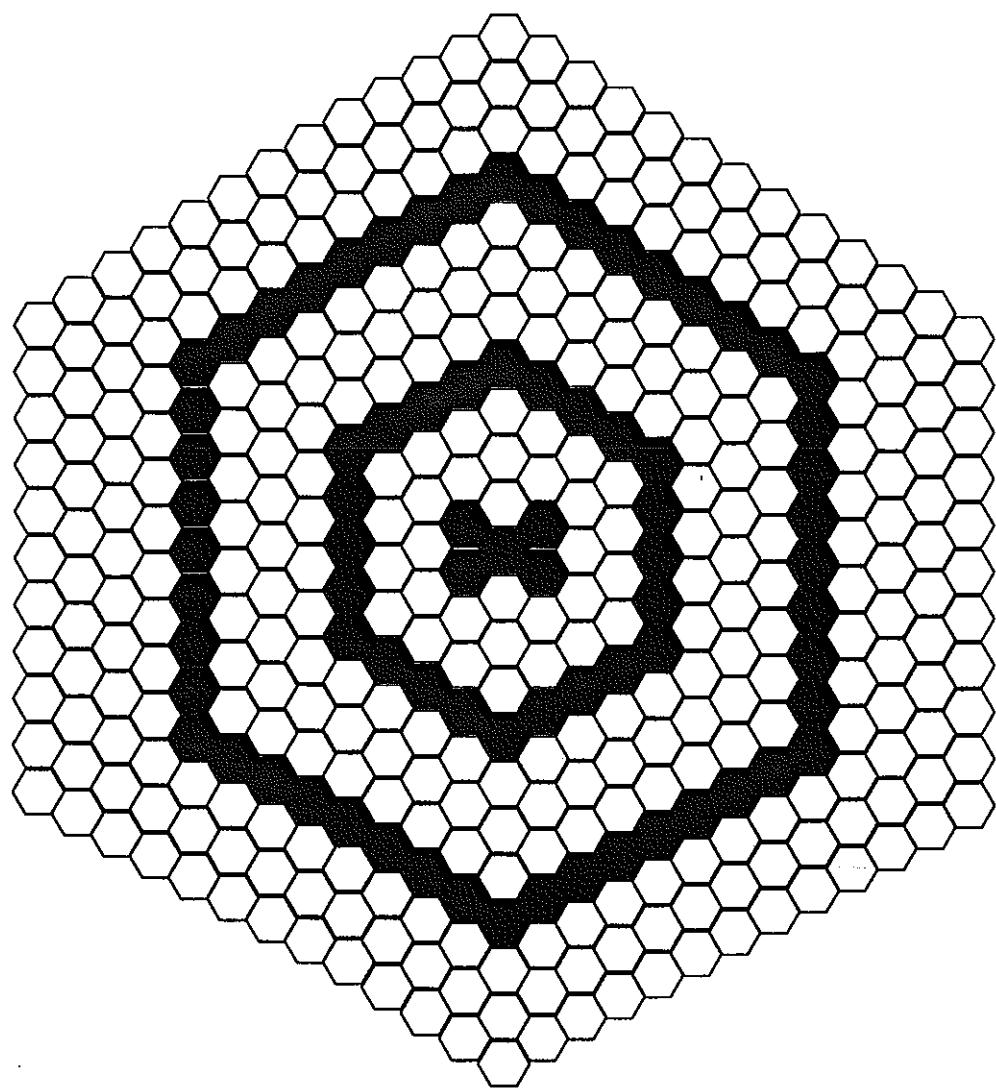


図 3.28: 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 炉心構成図

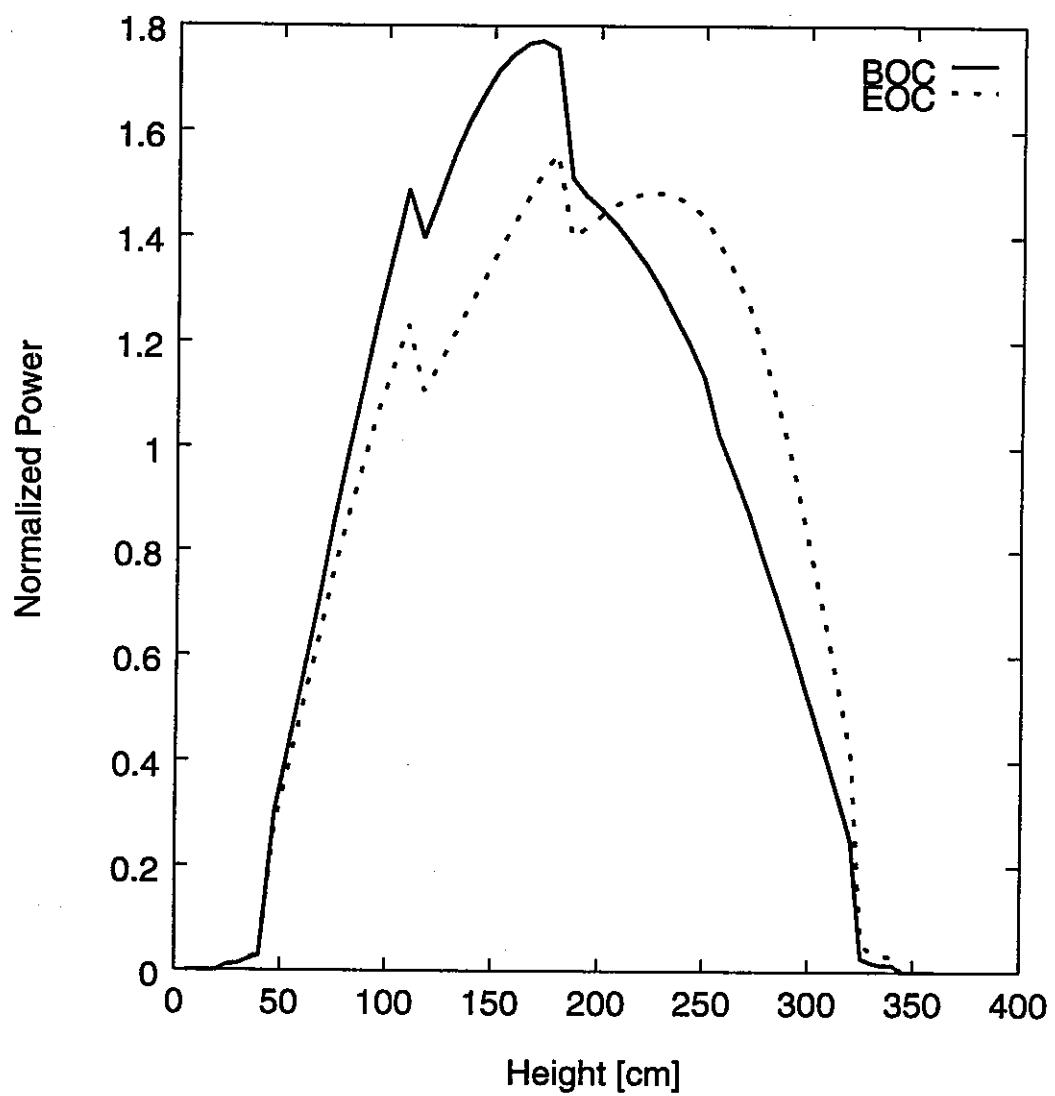


図 3.29: 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 軸方向出力分布

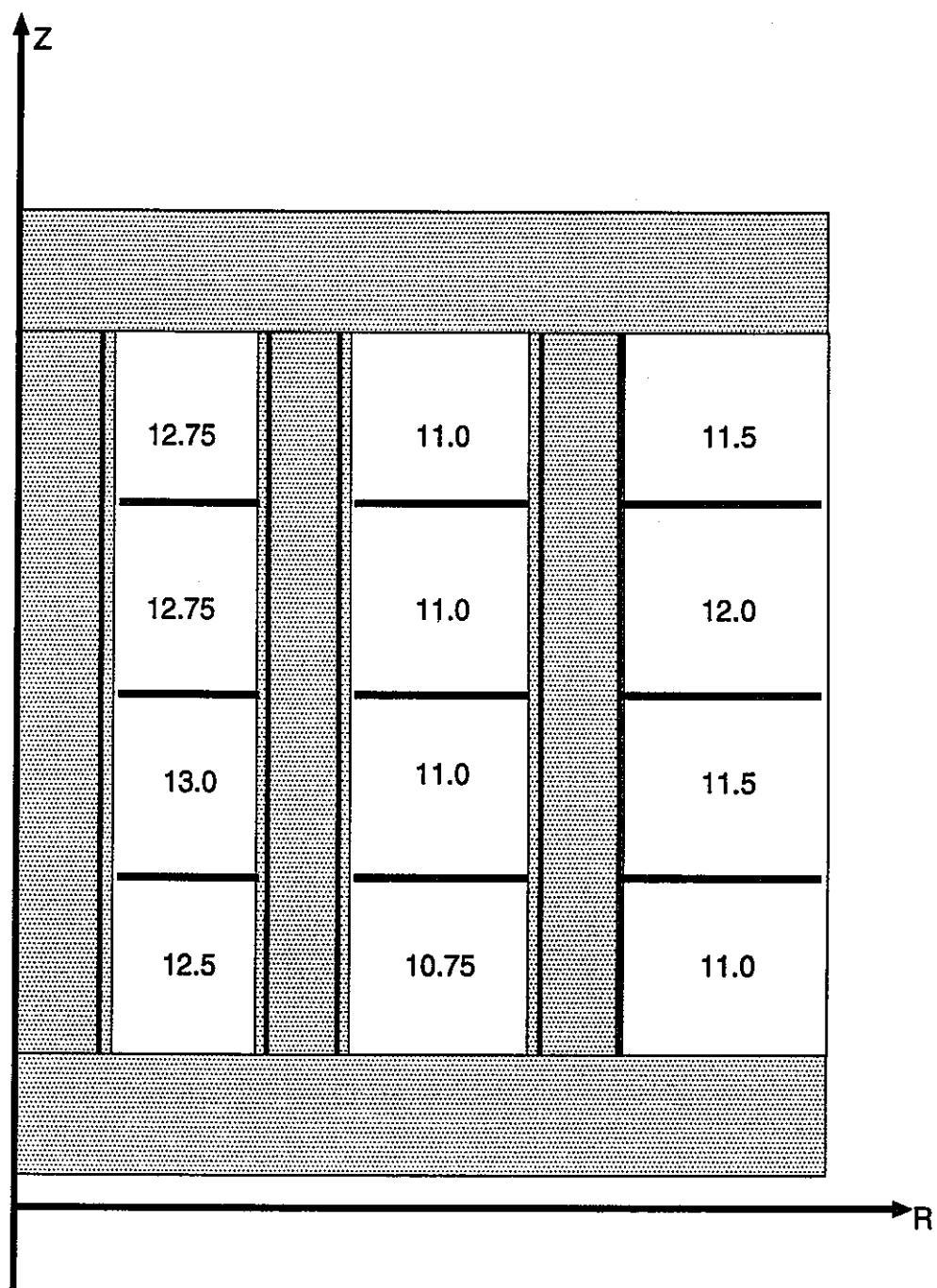


図 3.30: 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR Pu fissile 富化度分布

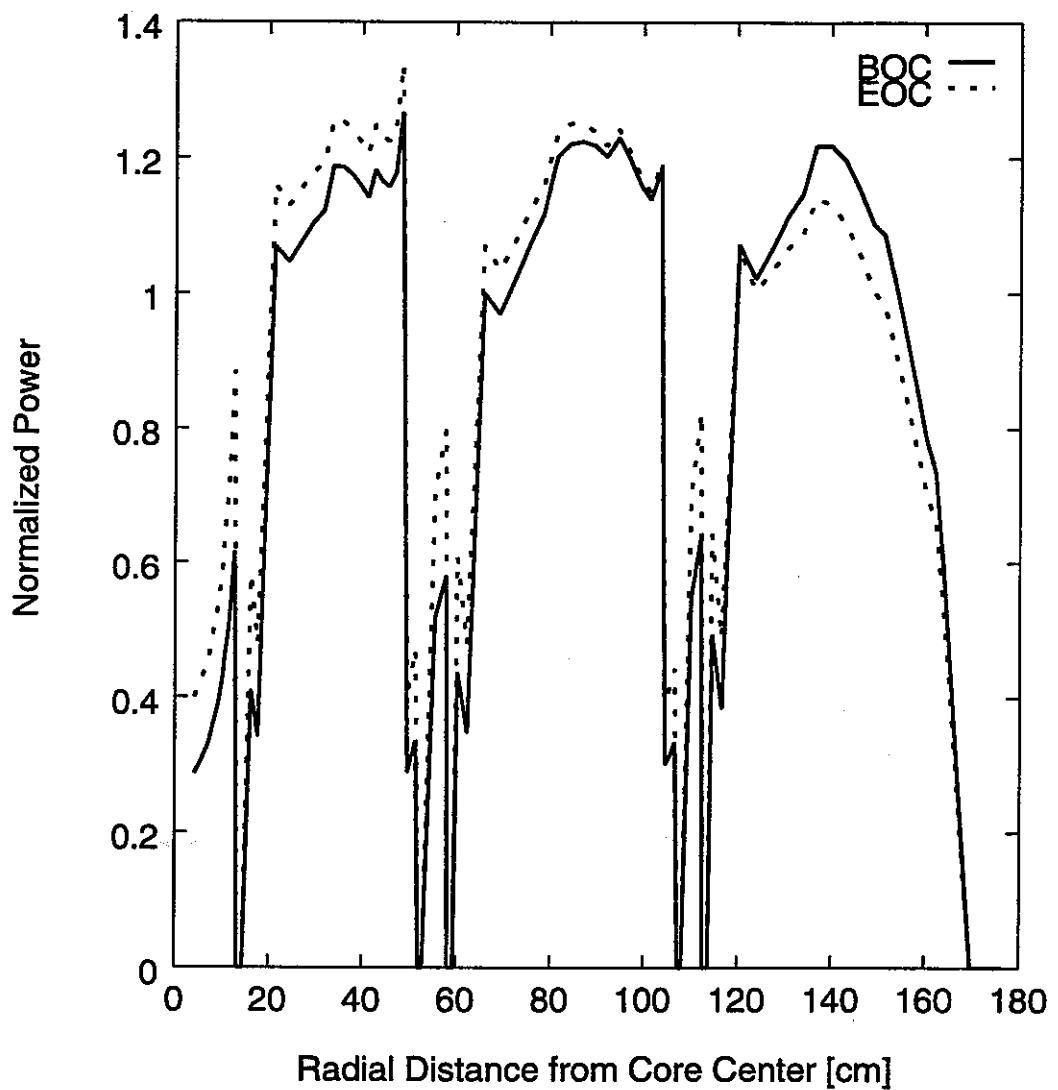


図 3.31: 高出力プランケット下降流冷却 SCFR 径方向出力分布

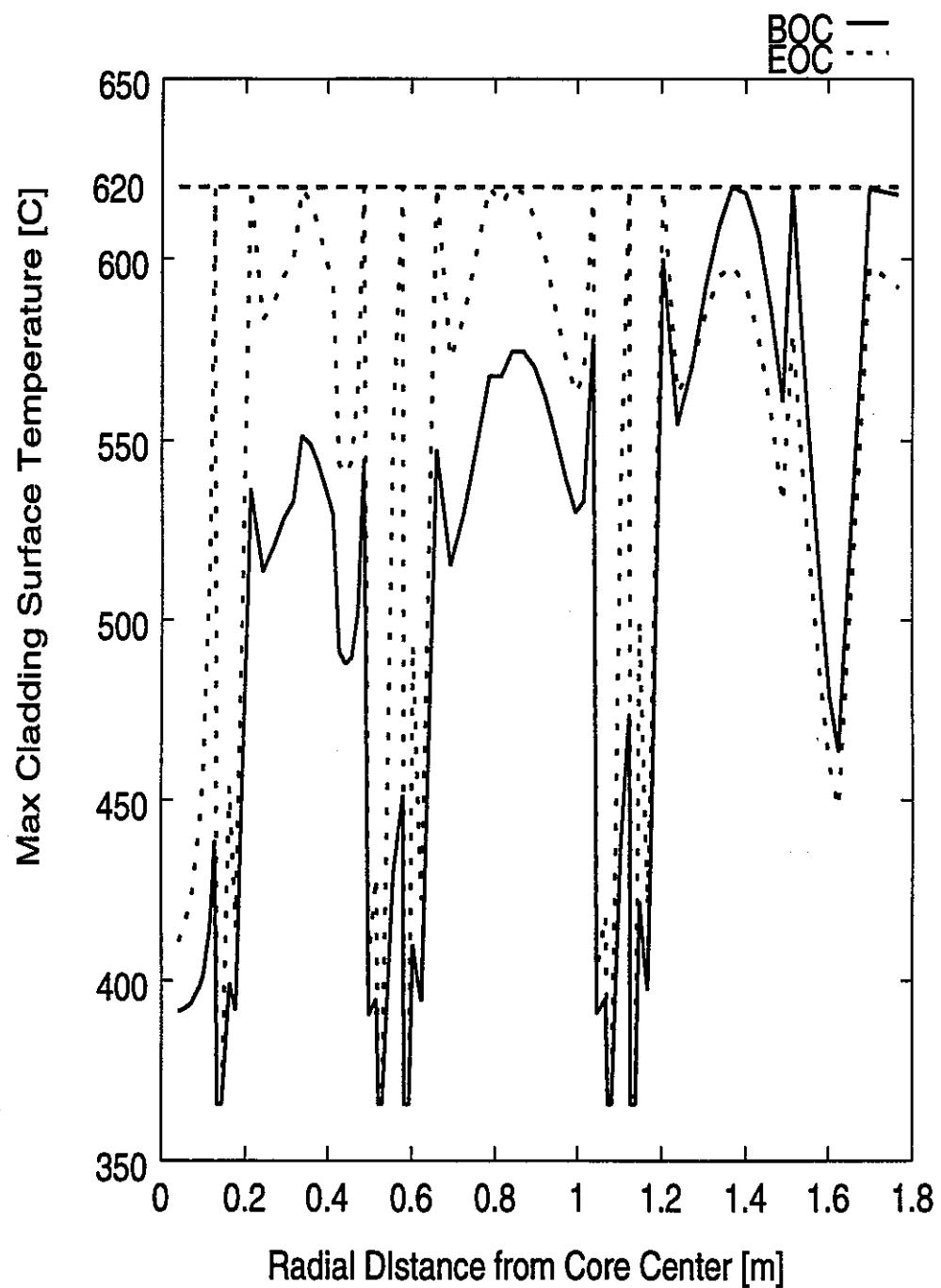


図 3.32: 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 被覆管表面最高温度分布

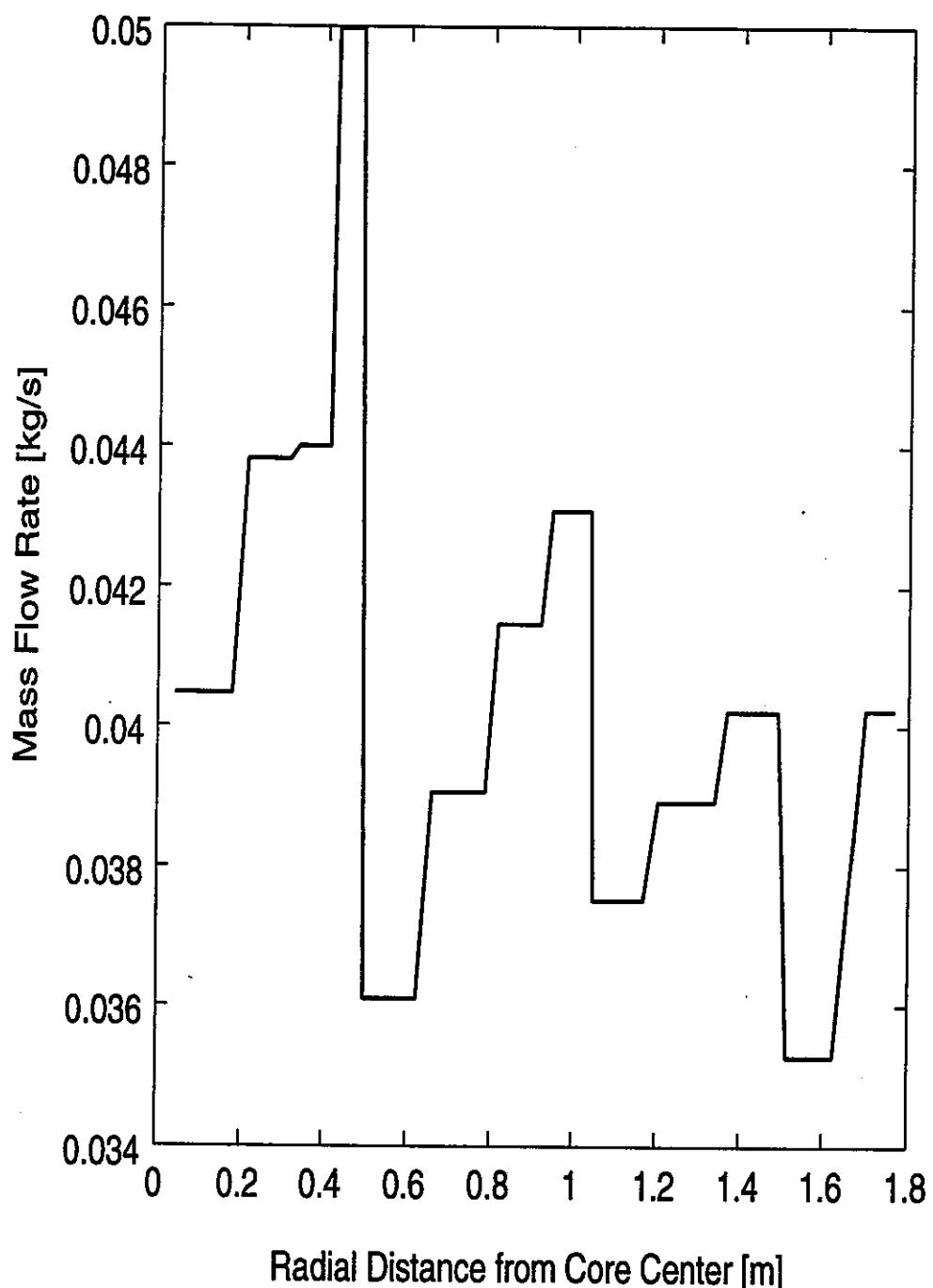


図 3.33: 高出力プランケット下降流冷却 SCFR 冷却材流量分布

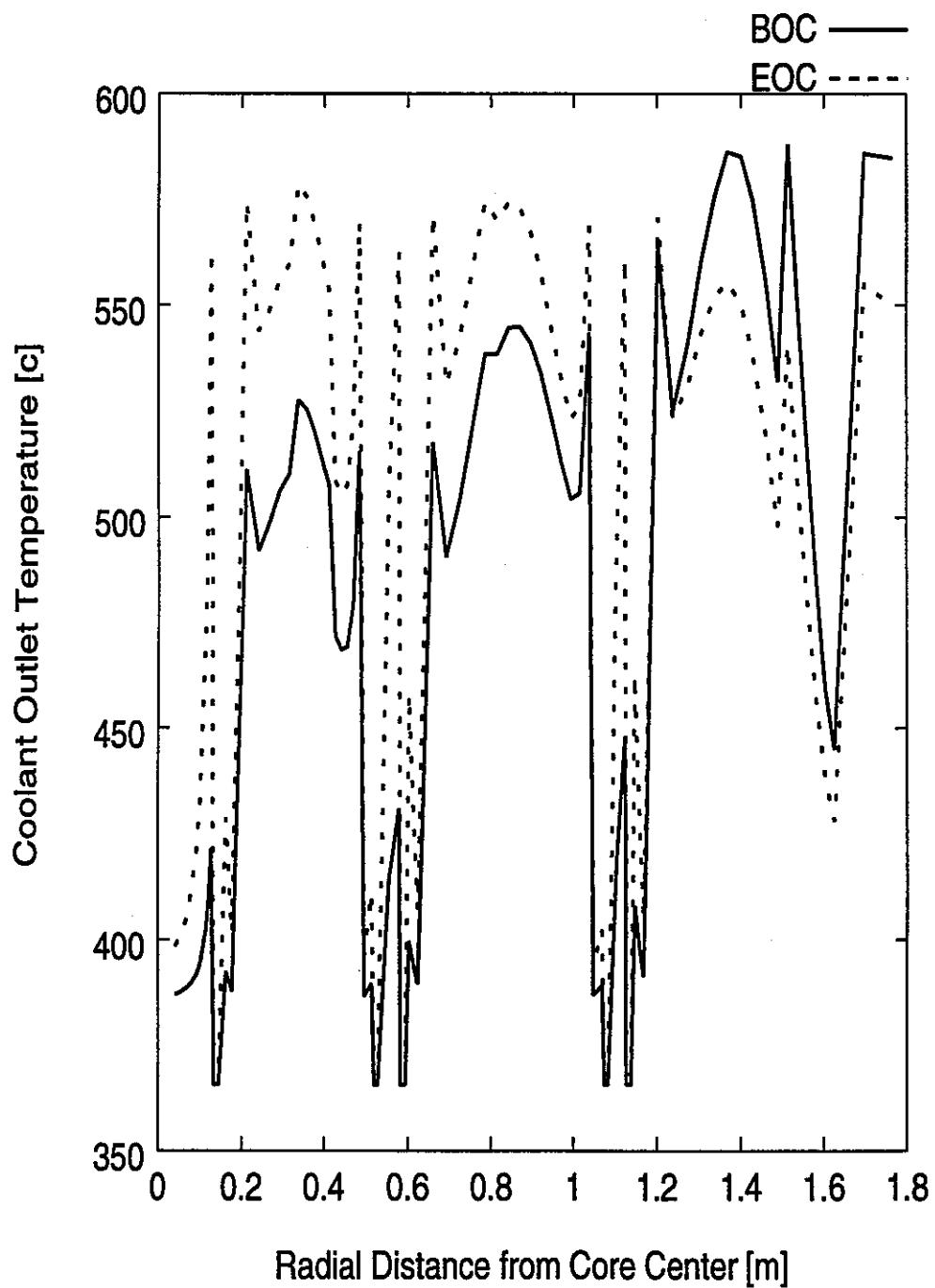


図 3.34: 高出力プランケット下降流冷却 SCFR 冷却材出口温度分布

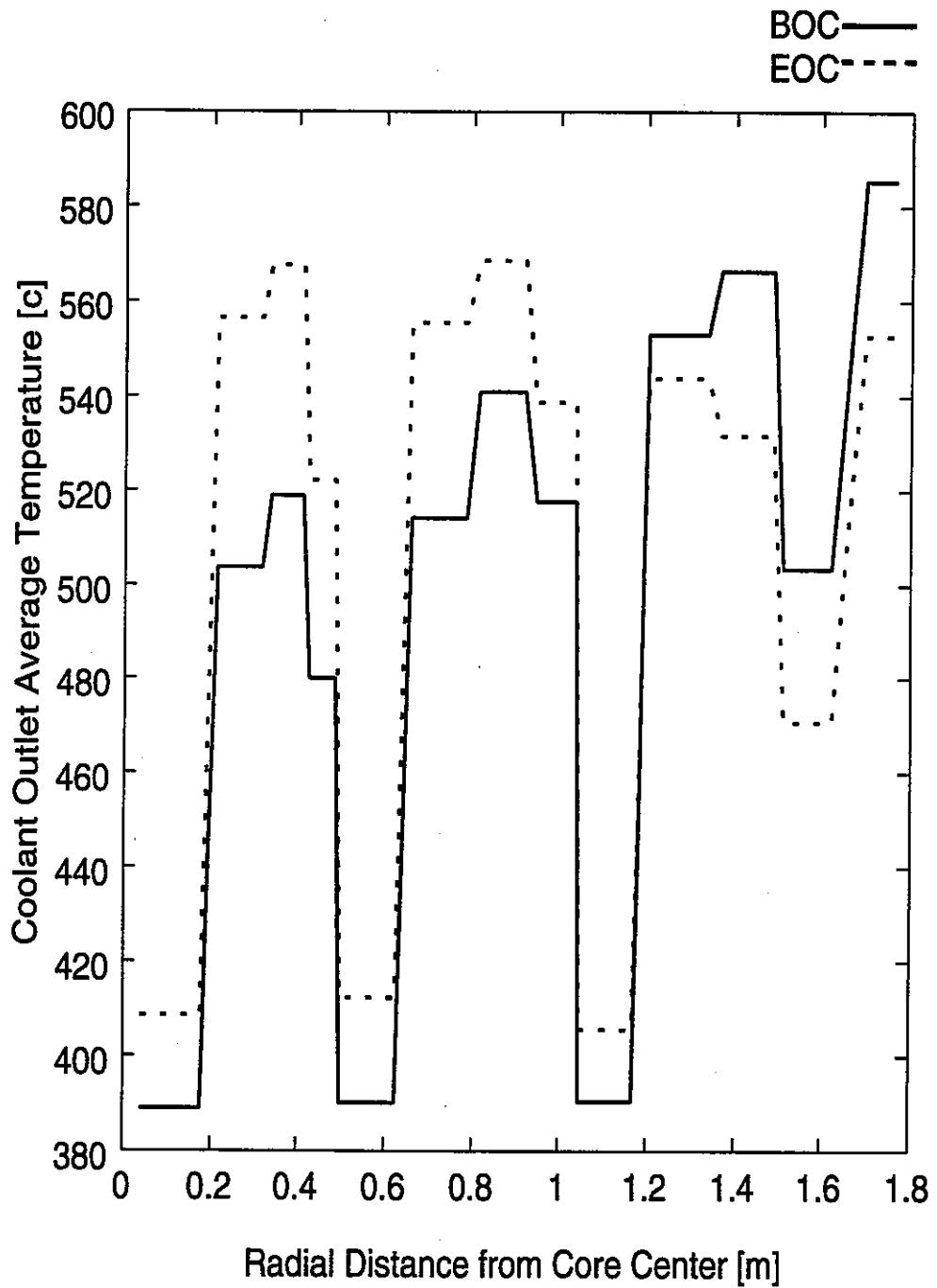


図 3.35: 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR の集合体ごとの平均冷却材出口温度分布

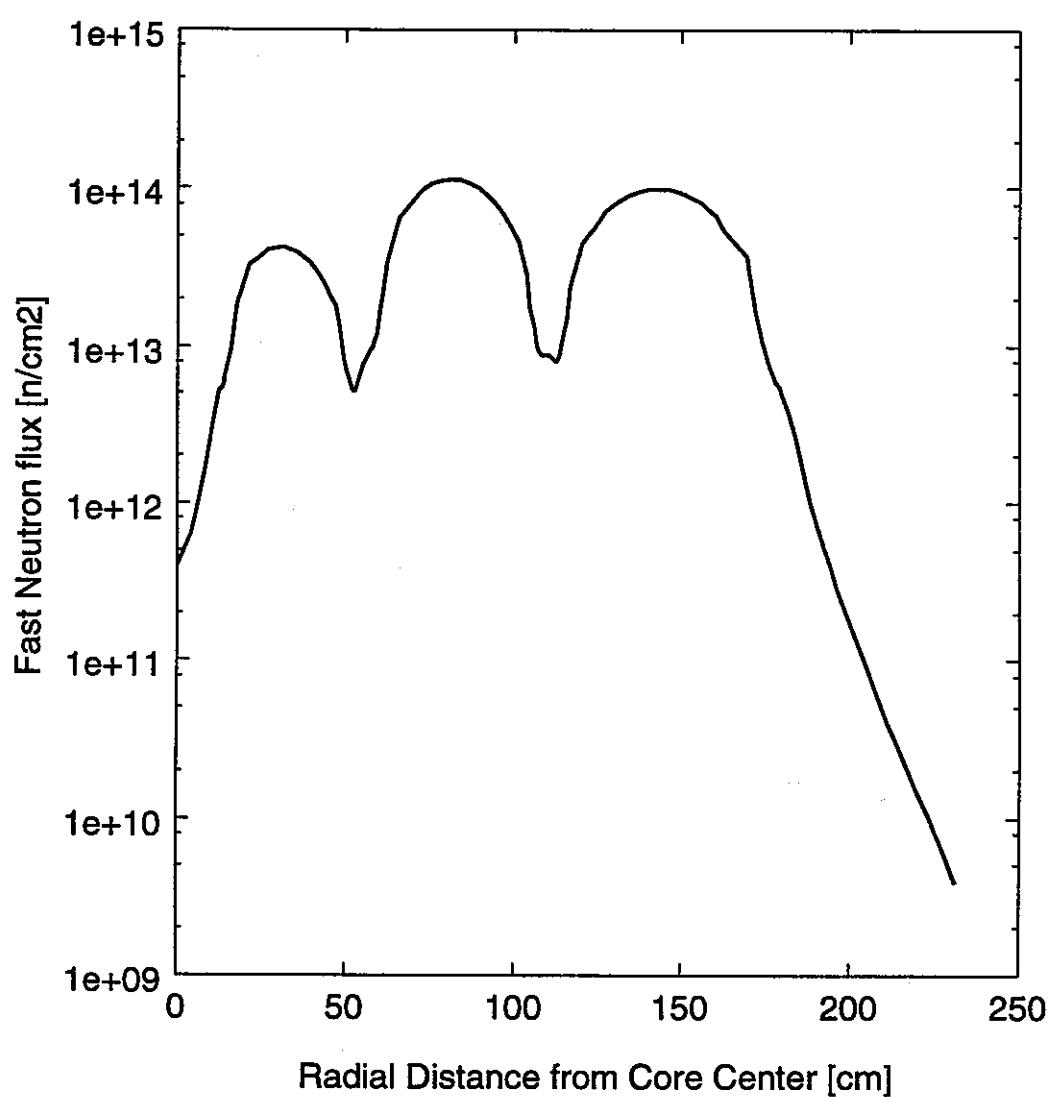


図 3.36: 高出力ブランケット下降流冷却 SCFR 高速中性子束

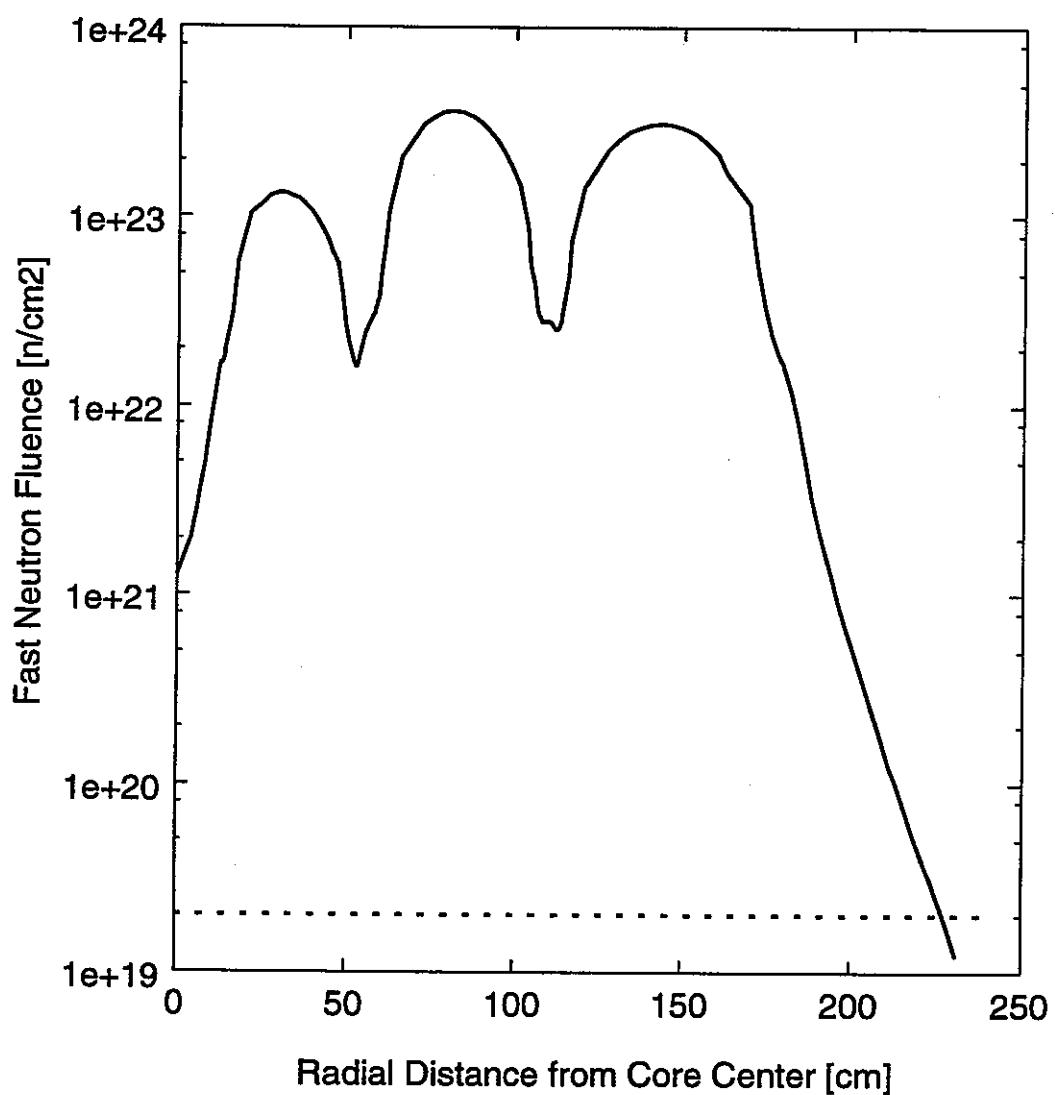


図 3.37: 高出力プランケット下降流冷却 SCFR 高速中性子フルエンス

第 4 章

結論

超臨界圧軽水冷却高速炉の大出力化の可能性を検討するため、大型の高温超臨界圧軽水冷却高速炉(SCFR-H)の設計研究を行った。プランケット上昇流冷却型SCFR-H、プランケット下降流冷却型SCFR-Hおよび高出力型SCFR-Hの3種類の炉心を設計した。いずれの炉についても熱効率は43%を越え、冷却材密度係数を正(ボイド係数が負であることに対応)に保ちつつ電気出力は1,600MWを上回った。圧力容器内面の高速中性子フラックスも制約条件を満たしている。出力を比較すると、高出力型SCFR-H(2,017MWe)、プランケット下降流冷却型SCFR-H(1,728MWe)、プランケット上昇流冷却型SCFR-H(1,693MWe)の順番になった。一方、核分裂性プルトニウム残存比は、いずれの炉心でも1.0未満であり、最も低い値は、プランケット集合体を減らした高出力型SCFR-Hの0.967であった。

大型高速炉心でありながら冷却材密度係数を正にできたのは、炉心燃料集合体とプランケット集合体の間に固定減速材である水素化ジルコニア層を配置したからである。また、水素化ジルコニア層に接する炉心燃料集合体での出力のピークを押さえるため、水素化ジルコニア層はプランケット集合体のやや内側に配置する。

本研究で設計した3種類のSCFR-Hと、熱中性子炉であるSCLWR-Hとを、同じ原子炉容器内径の条件下に比較検討した。炉心高さ4.2mのSCLWR-Hでも電気出力は1,212MWであり、3種類のSCFR-HのいずれもSCLWR-Hより電気出力は大きくなつた。特に、高出力型SCFR-Hでは、SCLWR-Hよりも66%も電気出力が大きい。

一般的に出力増大という観点からは、燃料配置を稠密にできる高速炉の方が、十分な減速材領域を必要とする熱中性子よりも有利である。また、貫流直接サイクルを用いる超臨界圧軽水冷却炉では、燃料の稠密化に対する圧損増加や不安定性の増大などのペナルティがあまり問題とならない。従って、現行軽水炉よりもシステムが単純かつ小型である超臨界圧軽水冷却炉では、高出力を目指した高速炉にすればさらに経済性が向上すると結論できる。

本研究で提案する超臨界圧軽水冷却高速炉によって、軽水炉に経済性で優る高速炉の概念が示された。ただし、MOX燃料利用に伴うサイクルコストを低減するという燃料サイクル側の課題は残されている。

表 4.1 ナトリウム冷却高速増殖炉と PWR の発電コスト比較 (参考 超臨界圧軽水冷却高速炉)
 ECONOMICS of LMFBR, PWR and SCFR-H (kwh cost)

	REFERENCE		1500MWe LMFBR			参考	
	PWR 1300MWe	Superphenix 1200MWe	1st Unit	2nd Unit	First Series	SCFR-H 2000MWe	
INVESTMENT	8.5	22.6	16.9	13.2	11.0	4.25	-50% 高効率 コンパクト化
OPERATION	3.2	5.0	4.7	4.0	4.0	2.08	-35% 出力に逆比例
FUEL CYCLE	5.3	10.0	8.7	6.8	4.5	10.0	SPX と同じ と仮定
TOTAL	17.0	37.6	30.3	24.0	19.5	16.33	
RATIO $\frac{\text{LMFBR}}{\text{PWR P'4}}$		2.21	1.78	1.42	1.15	0.96	$\frac{\text{SCFR-H}}{\text{PWR}}$

IN FRENCH CENTIMES PER kwh AT 01.01.1982 ECONOMIC CONDITIONS. PH.LORINO

参考文献

- [1] Louis J.Hamilton, James J.Dudersstadt, 原子炉の理論と解析. 現代工学社, 1980
- [2] 奥村啓介、金子邦男、土橋敬一郎. SRAC95; 汎用核計算コードシステム. 日本原子力研究所, March 1996
- [3] 渡嘉敷幹郎. 超臨界圧軽水冷却高速炉の増殖性. Master's thesis, 東京大学, February 1998
- [4] 木藤和明. 超臨界圧軽水冷却炉の安全解析. PhD thesis, 東京大学, February 1998
- [5] 土橋和夫. 一重管水ロッド減速超臨界圧軽水冷却炉の炉心設計. Master's thesis, 東京大学, February 1996
- [6] S. Tanaka, Y. Shirai, M. Mori, I. Takekuro, Y. Komano, K. Nunokawa, J. Otonari, K. Kataoka, Y. Kataoka and K. Moriya. "Core Design of Supercritical-pressure Light Water Reactor", ICONE-4, New Orleans, March 10-14, 1996, Vol.2, 199-211
- [7] 岡野靖. 二重管を用いた超臨界圧軽水炉の概念設計. PhD thesis, 東京大学, April 1997
- [8] K.Dobashi, Y.Oka, S.Koshizuka. "CONCEPTUAL DESIGN OF A HIGH TEMPERATURE POWER REACTOR COOLED AND MODERATED BY SUPERCRITICAL LIGHT WATER" ICONE6, May 1998
- [9] JONG HO LEE. "LOCA analysis and safety system consideration for the supercritical-water cooled reactor", PhD thesis, 東京大学, June 1996