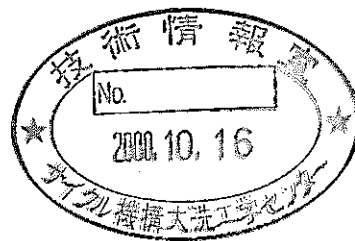


鉛冷却炉の炉心・燃料設計検討
— 平成11年度報告 —
(研究報告)

2000年3月



核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

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

Inquires 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

鉛冷却炉の炉心・燃料設計検討

— 平成 11 年度報告 — (研究報告)

池上哲雄^{*1}、林秀行^{*1}、佐々木誠^{*1}、
水野朋保^{*1}、黒澤典史^{*1}、坂下嘉章^{*1}、
永沼正行^{*1}

要 旨

中長期事業計画を受けて、平成 11 年度から本格的に開始された FBR 実用化戦略調査研究フェーズ I では、2 年間に亘り多様な FBR プラントの技術選択肢について検討を実施している。本報告書は、これらの技術選択肢の内、鉛冷却炉の炉心・燃料設計についての平成 11 年度検討成果を、フェーズ I の中間報告として報告するものである。

炉心燃料についての仕様や特性に関する情報が比較的充実していることから、先ずロシアの BREST-300 を検討対象に選び、サイクル機構の設計手法にて独自に解析評価を行った。さらに、鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心と同じ土俵で比較すべく、両者の熱流力条件を合わせた条件下での核特性の比較検討を試みた。また、本概念成立性上の課題や実用化戦略調査研究の目標に関連する特性も評価した。

主な成果を以下に示す。

- (1) BREST-300 の高増殖性（内部転換比 ~ 1 ）は、鉛の中性子反射効果も大きいですが、窒化物燃料に負うところが大きい。
- (2) 被覆管外面腐食や FCMI により、燃焼度 15 万 MWd/t 達成には困難が伴う。
- (3) 燃料被覆管最高温度は同一温度条件下のナトリウム冷却炉よりも 40℃ 程度高くなる。
- (4) 鉛冷却の場合、被覆管温度上昇量を同一とする流量条件下で、圧損をナトリウム冷却炉心と同一にするためには燃料ピンピッチを増加する必要があり、増殖性はナトリウム冷却炉心に優越することはない。

これら一連の検討により、これまで設計経験のなかった鉛冷却炉の炉心燃料特性をほぼ把握できたと考える。

^{*1} : 大洗工学センター システム技術開発部 炉心・燃料システムグループ

実用化戦略調査研究フェーズ I、WBS I-1-A② 及び I-1-B①

Design Study on Core Characteristics of Lead Cooled Fast Breeder Reactor

- Results in FY1999 -

Tetsuo IKEGAMI*¹, Hideyuki HAYASHI*¹,
Makoto SASAKI*¹, Tomouasy MIZUNO *¹,
Norifumi KUROSAWA*¹, Yoshiaki SAKASHITA*¹,
Masayuki NAGANUMA*¹

Abstract

Feasibility studies(F/S) have been undertaken since July, 1999 in order to determine promising concepts of a commercialized fast reactor cycle system and to define the related necessary R&D tasks. In the phase I(FYs of 1999-2000) of this F/S, a number of conceptual FBR candidates are evaluated.

As for this study, a parameter survey on core characteristics of lead cooled fast breeder reactors (FBRs) has been performed. This report describes the intermediate results obtained in the first FY of the phase I.

BREST-300 (Russia) is selected as one example for the parameter survey by using the JNC original analysis method, because it is easy to obtain enough information of the core design and its characteristics. The comparison of core characteristics has been performed under the same thermo-hydraulic conditions between lead cooled FBRs and sodium cooled ones. As a result, problems to be resolved have been listed up, and their core characteristics have been evaluated from the target review points of the F/S.

The results have been obtained are as follows:

- (1) High breeding (internal conversion ratio ~ 1) of BREST-300 is mainly due to loading nitride fuel, though the effect of reflecting neutrons is high in the lead coolant.
- (2) It may be difficult to reach 150GWd/t due to surface erosion and FCMI of fuel claddings.
- (3) The maximum fuel cladding temperature of lead cooled FBRs becomes about 40°C higher than sodium cooled ones under the same cooling condition.
- (4) Fuel pin pitch of lead cooled FBRs becomes larger than that of sodium cooled ones, under the coolant flow condition where ΔT_{clad} and bundle pressure drop are the same for both cases. Therefore, breeding of the former is not always superior to the latter.

From this study core characteristics of lead cooled FBRs, about which we had no experience of design studies so far, was almost made clear.

*¹ : Fuel and Core System Engineering Group Center, Systems Engineering Technology Division, OEC

編集・執筆担当者

主編集 : 佐々木 誠¹

執筆担当

1章 : 池上 哲雄¹

2章 2.1.1～2.1.7 : 黒澤 典史¹

2.2.1 : 坂下 嘉行¹

2.2.2～2.2.3 : 水野 朋保¹

3章 3.1.1～3.1.3 : 林 秀行¹

3.1.4 : 坂下 嘉行¹

4章 : 池上 哲雄¹

添付資料 1 : 坂下 嘉行¹

添付資料 2 : 永沼 正行¹

1 : システム技術開発部 炉心・燃料システムグループ

目 次

要旨	i
abstract	ii
編集・執筆担当者	iii
目次	iv
表リスト	v
図リスト	vii
略語表	x
1. はじめに	1
2. BREST-300 炉心の調査及び解析評価	2
2.1 BREST-300 炉心の核設計レビュー	2
2.1.1 炉心燃焼特性評価	7
2.1.2 臨界性詳細評価	15
2.1.3 炉心反応度特性、反射体反応度評価	24
2.1.4 MA 燃焼特性評価	29
2.1.5 冷却材及び燃料種類置き換えによる考察	32
2.1.6 BREST-1200 炉心特性の評価	40
2.1.7 まとめ	47
2.2 BREST-300 炉心の熱・燃料設計レビュー	48
2.2.1 BREST-300 炉心の熱設計評価	48
2.2.2 BREST-300 炉心の燃料設計評価	70
2.2.3 まとめ	83
3. ラップ管付鉛冷却炉心の検討	85
3.1 ラップ管付酸化物燃料炉心の検討	85
3.1.1 燃料仕様設定の考え方	85
3.1.2 炉心燃焼特性、反応度特性検討	93
3.1.3 ナトリウム冷却炉心との比較検討	96
3.1.4 熱・燃料設計の検討	99
4. おわりに	112
参考文献	113
添付資料－1	115
添付資料－2	129

表リスト

表 2.1.1-1	文献情報に基づく BREST-300 炉心の炉心基本仕様及び燃料 基本仕様	4
表 2.1.1-1	BREST-300 炉心の燃焼特性	10
表 2.1.1-2	BREST-300 炉心の物質収支(15N100%)[1/2]	11
表 2.1.1-3	BREST-300 炉心の物質収支(14N100%)[2/2]	12
表 2.1.2-1	非均質効果解析時のオプション	18
表 2.1.2-2	BREST-300 炉心の非均質効果、エネルギー群縮約効果、 メッシュ効果、輸送効果(15N100%、プルトニウム富化度 14wt% 一定)[1/2]	19
表 2.1.2-3	BREST-300 炉心の非均質効果、エネルギー群縮約効果、 メッシュ効果、輸送効果(14N100%、プルトニウム富化度 14wt% 一定)[2/2]	20
表 2.1.2-4	BREST-300 炉心における臨界補正值及び臨界を得るための 実効増倍率	21
表 2.1.2-5	臨界性評価結果を考慮した BREST-300 炉心の燃焼特性(前記 2.1.1 より実効ミクロ断面積変更)	22
表 2.1.3-1	BREST-300 炉心の鉛ボイド反応度(2 次元 R-Z 計算)	26
表 2.1.3-2	BREST-300 炉心のドップラ反応度(2 次元 R-Z 計算)	27
表 2.1.3-3	BREST-300 炉心の鉛反射体反応度(2 次元 R-Z 計算)	28
表 2.1.4-1	BREST-300 炉心の MA 添加時の燃焼特性(2 次元 R-Z 計算)	31
表 2.1.5-1	BREST-300 炉心の燃料を酸化物燃料に置換した場合及び冷 却材をナトリウムに置換した場合の燃焼特性(2 次元 R-Z 計算)	35
表 2.1.5-2	BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる 実効増倍率への影響(2 次元 R-Z 計算)	36
表 2.1.6-1	BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の炉心基本仕様及び 燃料基本仕様	42
表 2.1.6-2	BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の燃焼特性(2 次元 R-Z 計算)	43
表 2.1.6-3	BREST-1200 炉心の鉛制御棒反応度値(2 次元 R-Z 計算)	44
表 2.2.1-1	BREST-300(鉛冷却炉, ロシア)の仕様及び特性	56
表 2.2.1-2	BREST-300 のバンドル圧損・被覆管温度評価用燃料仕様	57
表 2.2.1-3	BREST-300 のグローバルホットスポットファクタの考察(*1)	58
表 2.2.1-4	G H S F 因子のまとめ	59
表 2.2.1-5	各炉心の径方向ピーキングファクタとその内訳	60

表 2.2.2-1	被覆管クリープ損傷評価における解析条件一覧	76
表 2.2.2-2	BREST 燃料ピン高燃焼度外挿試評価時の被覆管クリープ損傷評価値	77
表 2.2.2-3	BREST 燃料ピン高燃焼度外挿試評価時の被覆管腐食・肉厚評価値	77
表 3.1.1-1	重金属冷却材とナトリウムとの物性比較	89
表 3.1.1-2	ラッパ管付鉛冷却酸化物燃料炉心の燃料仕様	90
表 3.1.1-3	比較用ナトリウム冷却酸化物燃料炉心の燃料仕様	91
表 3.1.1-4	鉛冷却酸化物燃料炉心 低圧損燃料仕様	92
表 3.1.2-1	鉛冷却酸化物燃料炉心の燃焼特性比較	94
表 3.1.3-1	鉛冷却酸化物燃料炉心とナトリウム冷却酸化物燃料炉心の燃焼特性比較	98
表 3.1.4-1	鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の出力ピーキング係数	104
表 3.1.4-2	鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の最大線出力及び最大集合体出力	104
表 3.1.4-3	1次系流量の流量配分	105
付表 1-1	CO ₂ の物性式	117
付表 1-2	ヘリウム物性式	118
付表 1-3	鉛の物性式	119
付表 1-4	各種冷却材の物性値の比較	120

図リスト

図 2.1.1-1	BREST-300 炉心の燃料集合体	5
図 2.1.1-2	BREST-300 炉心の炉心配置	6
図 2.1.1-1	BREST-300 炉心の径方向出力密度分布	13
図 2.1.1-2	BREST-300 炉心の径方向高速中性子束分布	13
図 2.1.1-3	BREST-300 炉心の中性子束分布	14
図 2.1.2-1	BREST-300 炉心における非均質効果解析モデル	23
図 2.1.5-1	BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる 径方向出力密度分布の比較	37
図 2.1.5-2	BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる 径方向高速中性子束分布の比較	37
図 2.1.5-3	BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる 中性子束分布の比較	38
図 2.1.5-4	BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる 全中性子束と高速中性子束の比較	39
図 2.1.5-5	BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる 全中性子束に対する高速中性子束割合の比較	39
図 2.1.6-1	BREST-1200 炉心の炉心配置	45
図 2.1.6-2	BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の径方向出力密度分 布の比較	46
図 2.1.6-3	BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の径方向高速中性子 束分布の比較	46
図 2.2.1-1	BREST-300(鉛冷却炉, ロシア)の炉心配置図	61
図 2.2.1-2	BREST-300 の集合体構造仕様	62
図 2.2.1-3	BREST-300 の径方向出力密度分布(JNC 計算値)	63
図 2.2.1-4	BREST-300 の出入口部冷却材流速分布 ^(*) 及び出口温度分布 ^[1]	64
図 2.2.1-5	BREST-300 のバンドル圧損	65
図 2.2.1-6	BREST-300 のバンドル圧損合計値	65
図 2.2.1-7	BREST-300 の被覆管外表面ノミナル温度及び冷却材温度軸 方向分布計算結果(炉心 1)	66
図 2.2.1-8	BREST-300 の被覆管外表面ノミナル温度及び冷却材温度軸 方向分布計算結果(炉心 2)	66
図 2.2.1-9	BREST-300 の被覆管外表面ノミナル温度及び冷却材温度軸 方向分布計算結果(炉心 3)	67
図 2.2.1-10	BREST-300 の集合体流量(参考文献[1][4]に基づく推定値)	68

図 2.2.1-11	ナトリウム・酸化物燃料内部ダクト付大型炉心(120cm 炉心) の集合体出口温度径方向分布	69
図 2.2.2-1	BREST 燃料およびその高燃焼度外挿試評価時の暫定照射条件	78
図 2.2.2-2	BREST fuel pin internal gas pressure history	78
図 2.2.2-3	BREST 燃料設計での FP ガス放出率とピン内ガス圧との関係	78
図 2.2.2-4	BREST fuel cladding mechanical performance(assumed gas release rate = 20%, without cladding corrosion)	78
図 2.2.2-5	Tentative cladding corrosions for trial BREST fuel pin evaluation	79
図 2.2.2-6	Cladding stress history variation due to cladding corrosion assumption	79
図 2.2.2-7	BREST fuel pin internal gas pressure history(extrapolated to high burnup)	79
図 2.2.2-8	BREST fuel pin cladding hoop stress history (extrapolated to high burnup)	79
図 2.2.2-9	窒化物燃料の燃料スエリングに関する Ross の式計算値と 実験データとの比較	80
図 2.2.2-10	Temperature dependence of Ross nitride fuel swelling correlation	81
図 2.2.2-11	BREST 窒化物燃料ペレットのスエリングの推定	81
図 2.2.2-12	BREST 内側炉心燃料ピンの必要ギャップ幅、対応スミア 密度の推定	82
図 2.2.2-13	窒化物燃料のペレットスエリングによる炉心スタック長さ 増加の推定(ROSS 関係式)	82
図 3.1.2-1	700MWt 鉛冷却酸化物燃料炉心	95
図 3.1.4-1	炉心配置及び集合体番号	106
図 3.1.4-2	鉛冷却炉心の集合体出力(バッチ平均)	107
図 3.1.4-3	ナトリウム冷却炉心の集合体出力(バッチ平均)	108
図 3.1.4-4	被覆管外表面温度、冷却材温度及び膜温度上昇軸方向分布	109
図 3.1.4-5	集合体冷却材必要流量の分布	110
図 3.1.4-6	冷却材流量領域数と 1 次系流量に対する流量割合の関係	111
付図 1-1	CO ₂ 密度の温度・圧力依存性	121
付図 1-2	CO ₂ 比熱の温度・圧力依存性	121
付図 1-3	CO ₂ 粘性係数の温度・圧力依存性	122
付図 1-4	CO ₂ 熱伝導率の温度・圧力依存性	122
付図 1-5	ヘリウム密度の温度・圧力依存性	123
付図 1-6	ヘリウム比熱の温度・圧力依存性	123

付図 1-7	ヘリウム粘性係数の温度・圧力依存性	124
付図 1-8	ヘリウム熱伝導率の温度・圧力依存性	124
付図 1-9	鉛密度の温度依存性	125
付図 1-10	鉛比熱の温度依存性	125
付図 1-11	鉛粘性係数の温度依存性	126
付図 1-12	鉛熱伝導率の温度依存性	126
付図 1-13	ナトリウム密度の温度依存性	127
付図 1-14	ナトリウム比熱の温度依存性	127
付図 1-15	ナトリウム粘性係数の温度依存性	128
付図 1-16	ナトリウム熱伝導率の温度依存性	128

略 語 表

略 語	正式表現	説 明
ATWS	Anticipated Transient Without Scram	異常な過渡変化時原子炉トリップ 失敗事象
B ₄ C	Boron Carbide	4炭化ほう素
BOC	Beginning Of Cycle	サイクル初期
BOEC	Beginning of Equilibrium Cycle	平衡サイクル初期
BR	Breeding Ratio	増殖比
CDA	Core Disruptive Accident	炉心崩壊事故
CDF	Cumulative Damage Fraction	使用分数和、寿命分数和
DDI	Duct-Duct Interaction	ダクト・ダクト間相互作用
DOT-3.5		2次元離散型輸送計算コード3.5版
EOC	End Of Cycle	サイクル末期
EOEC	End of Equilibrium Cycle	平衡サイクル末期
EOL	End Of Life	寿命末期
E/C	Ratio of Experimental Value to Calculated Value	計算値に対する実験値の比（逆比 C/Eを使用する場合がある）
FCMI	Fuel-Cladding Mechanical Interaction	ペレット-被覆管機械的相互作用
FFTF	Fast Flux Test Facility	高速中性子照射試験施設（米国）
FP	Fission Product	核分裂生成物
GHSF	Global Hot Spot Factor	グローバルホットスポットファク タ（原子炉冷却材温度上昇と被覆 管HS温度の温度上昇幅との比）
HS	Hot Spot	ホットスポット（工学的安全係数 を考慮した最高温度点
JASPER	Japan-American Shielding Program of Experimental Researches	日米共同遮へい実験計画
JENDL-2	Japan Evaluated Nuclear Data Library Version 2	評価済み中性子データライブラリ 2版
JENDL-3	Japan Evaluated Nuclear Data Library Version 3	評価済み中性子データライブラリ 3.0版
JENDL-3.2	Japan Evaluated Nuclear Data Library Version 3.2	評価済み中性子データライブラリ 3.2版
K _f	Release Energy per Fission	核分裂当たりの解放エネルギー
LOF	Loss Of Flow	流量異常減少事象
MA	Minor Actinide	マイナーアクチノイド

nvt		積分中性子照射量(フルーエンス)
ODS	Oxide Dispersion Strengthened	酸化物分散強化
PENCIL		2次元拡散計算コード
P/D	Pin Pitch to Pin Diameter Ratio	ピン配列ピッチとピン径との比
P/F	Power to Flow Ratio	出力流量比
R-Z		2次元円筒体系
SA	Subassembly	燃料集合体
SASS	Self-Actuated Shutdown System	自己作動型炉停止機構(キュリーポイント型制御棒自動切り離し機構)
SUS	Stainless Steel	不銹鋼
TD	Theoretical Density	理論密度
TOP	Transient OverPower	異常過出力事象
UAB	Upper Axial Blanket	上部軸方向ブランケット
UIS	Uper Instrumentation Structure	炉上部機構
ULOF	Unprotected Loss Of Flow	流量異常減少時原子炉トリップ失敗事象
UTOP	Unprotected Transient OverPower	異常過出力時原子炉トリップ失敗事象
X _{NF}		1秒当たりの核分裂中性子発生数
ZrH _x	Zirconium Hydrides	水素化ジルコニウム
ν _P		核分裂当たりの即発中性子発生数

1. はじめに

実用化戦略調査研究フェーズ1の初年度としての炉心燃料設計検討としては、各種冷却材、燃料形態及び炉心サイズの組み合わせについて、幅広く調査・解析・検討を加えることにより、それらの炉心燃料特性を把握すると共に、残された課題を明らかにし、実用化炉心燃料候補を選定するためのデータを蓄積することを目標としている。その一環として、本研究では鉛冷却炉に焦点を当てて設計検討を実施した。

炉心燃料についての仕様や特性に関する情報が比較的充実していることから、先ず、ロシアの BREST-300 を検討対象に選び、サイクル機構の設計手法にて独自に解析評価を行い、さらに若干のパラメータサーベイを付加的に実施した。これにより、文献で言われている BREST-300 炉心の優れた核特性の根拠を把握すると同時に、公開文献等からは得られない炉心燃料設計上の特徴の把握を試みた。また、本概念成立性上の課題や実用化戦略調査研究の目標に関連する特性も評価した。

次に、鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心を同じ土俵で比較すべく、両者の熱流力条件を合わせた条件下での核特性の比較検討を試みた。

これら一連の検討により、鉛冷却炉の炉心燃料特性をほぼ把握できたと考える。

2. BREST-300 炉心の調査及び解析評価

2.1 BREST-300 炉心の核設計レビュー

ロシアの鉛冷却窒化物燃料高速炉 BREST-300 炉心の調査を行い、その特性を評価した。BREST-300 炉心の特徴を以下に示す。

(1) 設計理念^[1]

ロシアの設計理念を以下に示す。

- ・経済性 ; 現行 LWR と競合できる経済性確保
 - ・安全性 ; 経済性にインパクトを与えない固有安全性を確保
- 沸騰温度の高い鉛冷却材と熱伝導度が高い窒化物燃料の組合せにより高い受動安全性確保。
- 燃料と冷却材の密度が近いことから再臨界の可能性が排除。
- ・環境負荷低減 ; MA 及び FP の燃焼、消滅
 - ・核不拡散性 ; 核兵器級プルトニウム生成の排除
- ブランケット無しで増殖比 ~ 1 を達成。

(2) 炉心基本仕様及び燃料基本仕様^[2]

炉心基本仕様及び燃料基本仕様を表 2.1.1-1 に示す。

主な炉心仕様は 3 領域均質炉心で原子炉熱出力 700MWth、運転サイクル長さ約 300 日、5 バッチ燃料交換としている。

また、燃料集合体はダクトレス正方格子型集合体に鉛ボンド型窒化物燃料を用いており、各炉心領域のプルトニウム富化度は 14wt% 一定とし、3 種類の燃料ピン径 (9.1mm、9.6mm、10.4mm) を用いることで出力分布平坦化を図っている。

(3) 燃料集合体形状

燃料集合体形状を図 2.1.1-1 に示す。

燃料集合体はダクトレス正方格子型燃料集合体を用いており、燃料ピン 114 本、燃料ピン支持棒 7 本、Pitch Regulator^{*1}、Thermal Expansion Booster^{*2} 等で構成されている。

(4) 炉心配置

炉心配置図を図 2.1.1-2 に示す。

炉心は燃料ピン径の異なる 3 種類の燃料集合体 185 体と炉心周辺領域に配置

^{*1} 温度低下に伴う集合体間距離減少時の集合体配列ピッチを維持。

^{*2} 温度上昇に伴い膨張して集合体間ギャップを塞ぎ、集合体変位を抑制。

された鉛調整棒^{*3}12 体、タングステンボライド吸収棒^{*4}28 体、鉛反射体 124 体で構成されている。

^{*3} 鉛液位を下げて炉心位置レベルをガス空間にして制御。

^{*4} 鉛液位の変化により吸収材を炉心位置レベルに移動させて制御。

表 2.1.1-1 文献情報に基づく BREST-300 炉心の炉心基本仕様及び燃料基本仕様

項目	炉心仕様	項目	炉心仕様
炉心型式	3領域均質炉心	原子炉熱出力	700MWth
運転サイクル長さ	約300日	燃料交換バッチ数	5バッチ
炉心高さ	110cm	炉心等価直径	229.6cm
集合体形状	ダクトレス正方格子型	燃料	鉛ボンド型窒化物燃料
ガスプレナム長	900mm	原子炉出/入口温度	420°C/540°C
反射体体積割合	鉛90%, 構造材10%	被覆管材料	FMS鋼 (Cr12%)
Pu同位体組成	(Pu238/239/240/241/242/Am241/242m/243) = (0.5/64/28/3.1/1.7/2.1/0.1/0.5) wt%		
被覆管組成	(C/Si/Mn/S/P/Cr/Ni/Nb/Mo/V/B/Fe) = (0.125/0.5/0.8/0.015/0.025/12.25/0.175/0.45/1.5/0.2/0.004/83.956) wt%		

*1: 解析時 (Pu238/239/240/241/242/Am241) = (0.5/64/28/3.1/1.7/2.7) wt%

*2: 解析時 (Fe/Cr/Ni/Mo/Mn) = (85.08/12.41/0.18/1.52/0.81) wt%

項目	燃料仕様		
	領域1	領域2	領域3
集合体数	57体	72体	56体
集合体配列ピッチ	149.6mm	←	←
燃料ピン本数	114本	←	←
Pu富化度	14wt%	←	←
被覆管外径	9.1mm	9.6mm	10.4mm
被覆管肉厚	0.5mm	←	0.55
燃料ピンピッチ	13.6mm	←	←
燃料ペレット径 *1	7.60mm	8.12mm	8.97mm
燃料理論密度 *2	94.4%TD	←	←
燃料スミヤ密度 *3	83.1%	84.2%	87.8%
体積割合 (燃料/冷却材/構造材)	(23.1/67.6/9.3) %	(26.4/63.9/9.7) %	(32.2/56.7/11.1) %

*1: 燃料体積割合 (文献記載値) より推定

*2: 文献記載値のペレット密度より推定

*3: *1及び*2より算出

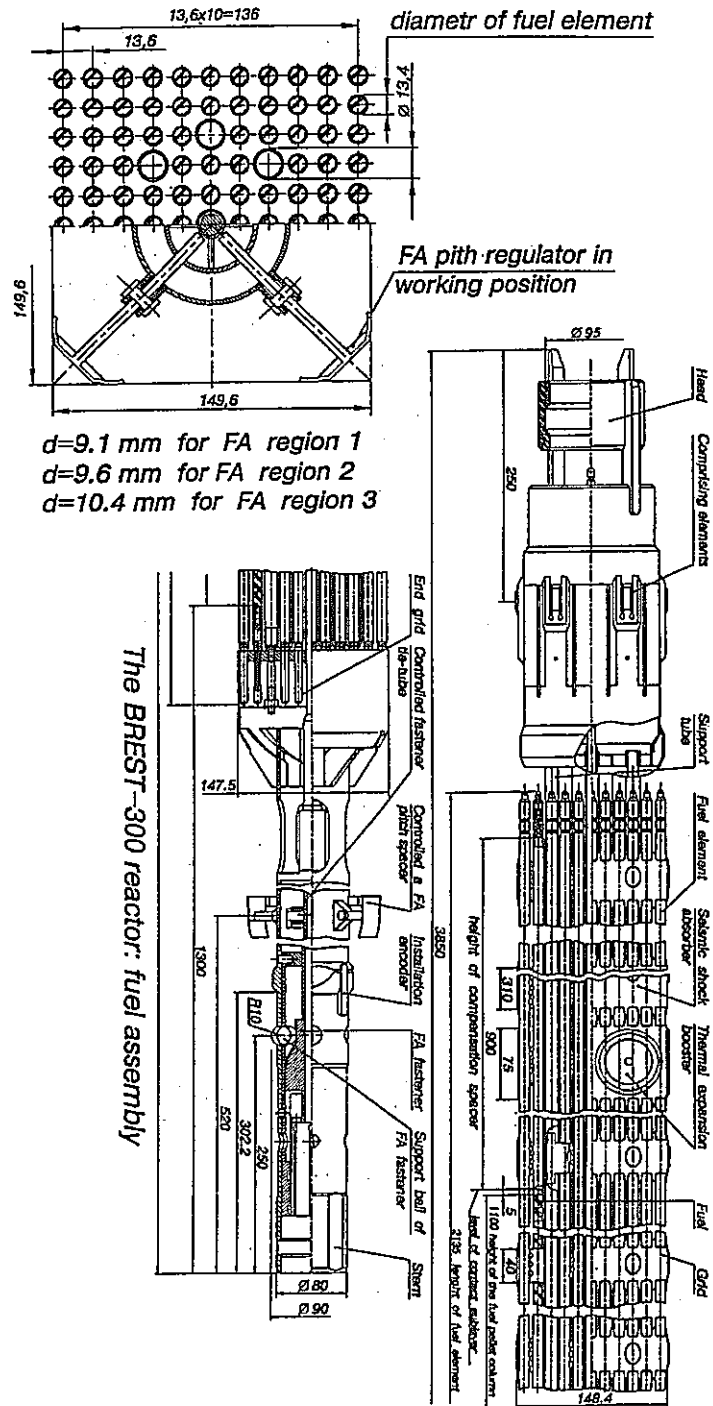


図 2.1.1-1 BREST-300 炉心の燃料集合体

BREST-300 core layout

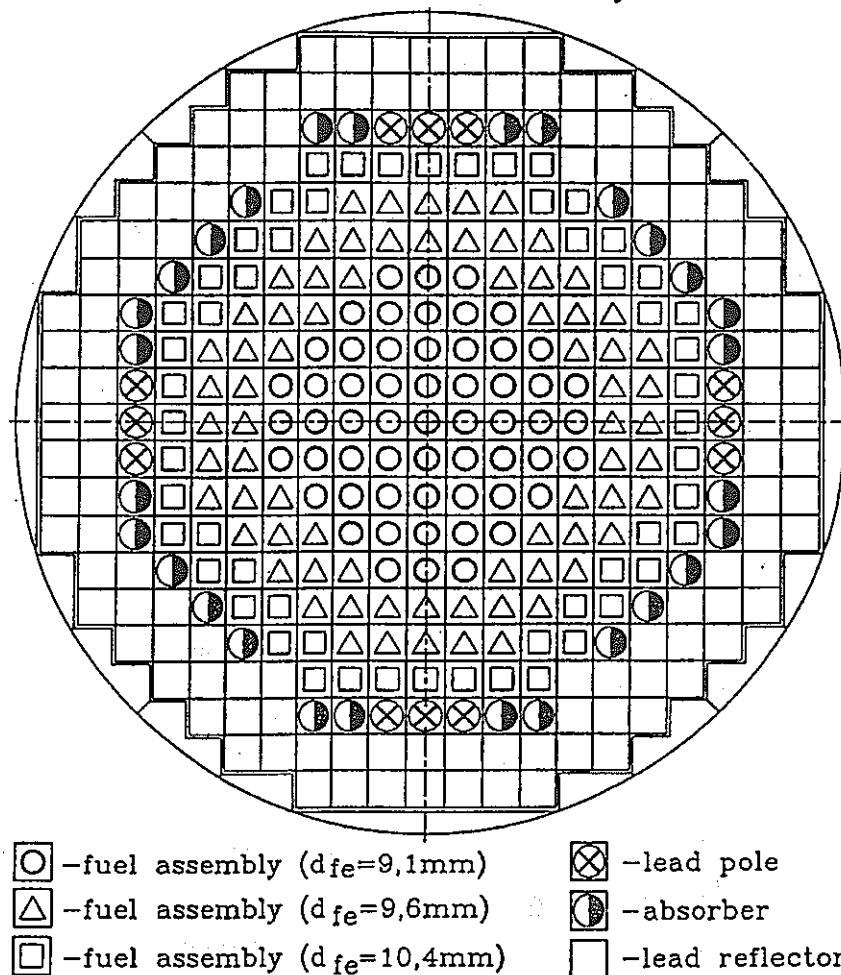


図 2.1.1-2 BREST-300 炉心の炉心配置

2.1.1 炉心燃焼特性評価^{[2][3]}

BREST-300 炉心の燃焼特性を解析し、その特性を文献情報と比較した。

(1) 解析条件及び方法

(i) 解析条件

前記 2.1 に BREST-300 炉心の基本的な仕様を示しているが、その他に解析条件として設定したものを以下に示す。

(a) 運転サイクル長さ

運転サイクル長さは、5 バッチの燃料交換で取出平均燃焼度が文献情報 (6.7at%) と同じになるように 284 日と設定した。なお、燃焼度は $1\text{at}\% = 9300\text{MWd/t}$ で換算した。

(b) 燃料ペレット径

燃料ペレット径は、燃料ピン 114 本で燃料体積割合が文献情報 (炉心領域 1 ; 23.1%, 炉心領域 2 ; 26.4%, 炉心領域領域 3 ; 32.2%) と同じになるように、炉心領域 1 が 7.60mm、炉心領域 2 が 8.12mm、炉心領域 3 が 8.97mm と設定した。

(c) 構造材密度及び鉛冷却材密度

構造材密度及び鉛冷却材密度は、冷却材平均温度 480°C (出口 540°C/入口 420°C) のときの密度 (構造材 ; 7.73g/cc, 鉛冷却材 ; 10.50g/cc) を用いて解析した。

(d) プルトニウム同位体組成及び構造材組成

プルトニウム同位体組成及び構造材組成は以下の組成を用いて解析した。

$(\text{Pu}238/239/240/241/242/\text{Am}241) = (0.5/64/28/3.1/1.7/2.7)\text{wt}\%$

$(\text{Fe}/\text{Cr}/\text{Ni}/\text{Mo}/\text{Mn}) = (85.08/12.41/0.18/1.52/0.81)\text{wt}\%$

(e) 燃料以外の体積割合

燃料以外の体積割合を以下のように設定した。

- ・ 端栓 冷却材割合を各炉心領域と同じにし、残りを構造材とした。
- ・ ガスプレナム 冷却材割合と構造材割合を各炉心領域と同じにし、残りをボイドとした。
- ・ 軸方向遮へい体 FBR 実証炉の体積割合を暫定的に使用した。
- ・ 制御棒 鉛反射体の体積割合を暫定的に使用した。

(ii) 解析方法

炉心燃焼特性評価の解析方法を以下に示す。

- ・ 炉心体系 2次元 R-Z 体系
- ・ 計算コード SLAROM, JOINT, CITATION
- ・ 断面積ライブラリ JFS3J32.ADJ98.Y9902 (JENDL-3.2 統合炉定数)
- ・ エネルギー群数 7 群

なお、燃焼特性解析は ^{15}N と ^{14}N をそれぞれ 100% 用いたケースについて行い、 ^{14}N のケースについては平衡サイクル末期の実効増倍率が ^{15}N のケースと同じになるようにプルトニウム富化度を調整した。

(2) 解析結果

BREST-300 炉心の燃焼特性解析結果を文献情報と比較して表 2.1.1-1 に示す。また、解析した全領域物質収支を表 2.1.1-2～表 2.1.1-3 に、径方向出力密度分布を図 2.1.1-1 に、径方向高速中性子束分布を図 2.1.1-2 に、中性子束分布を図 2.1.1-3 に示す。

(a) 重金属重量

ウラン+プルトニウム重量、プルトニウム重量、 $\text{Pu239}+\text{Pu241}$ 重量は、文献情報が(16/2.1/1.5)t であるのに対し、一部推定値を用いた解析値は ^{15}N のケースが(15.6/2.14/1.47)t になり、解析条件は妥当であると判断される。なお、 ^{14}N のケースはプルトニウム富化度を調整すると(15.7/2.32/1.60)t になる。

(b) 出力分布

各炉心領域の出力分布は、文献情報が(244/270/175)MW であるのに対し、解析値は ^{15}N のケースが(244/271/174)MW になり、両者はほぼ一致している。なお、 ^{14}N のケースはプルトニウム富化度を調整すると(240/271/178)MW になり、わずかに外側炉心領域の出力分布が高くなる傾向にある。

(c) 平均燃焼度

各炉心領域の平均燃焼度は、文献情報が(9.0/6.9/4.8)at% であるのに対し、解析値は ^{15}N のケースが(9.0/7.0/4.7)at% になり、両者はほぼ一致している。なお、 ^{14}N のケースはプルトニウム富化度を調整すると(8.9/7.0/4.8)at% になり文献情報とほぼ一致するが、出力分布と同様の傾向になる。

(d) 燃焼欠損反応度

燃焼欠損反応度は、文献情報が $-0.05\% \Delta k$ であるのに対し、解析値は ^{15}N のケースが $0.03\% \Delta k$ になり、両者はほぼ一致している。なお、 ^{14}N のケースはプルトニウム富化度を調整すると $0.59\% \Delta k$ になり、ロシアの設計目標である燃焼欠損反応度が β 値(0.0036)以下を満足しなくなる。

(e) 増殖比

初装荷、平衡サイクル初期、平衡サイクル末期の増殖比は、文献情報が(1.10/1.07/1.05)であるのに対し、解析値は ^{15}N のケースが(1.10/1.05/1.02)になり、両者はほぼ一致している。なお、 ^{14}N のケースはプルトニウム富化度を調整すると(0.99/0.97/0.96)になり、ロシアの設計目標である増殖比 ~ 1.0 はほぼ満足するものの、 ^{15}N のケースより0.1程度小さな値となる。

(3) まとめ

BREST-300 炉心の燃焼特性を解析し、文献情報と比較した。その結果、燃焼欠損反応度が 1% 以下であり、ブランケット無しで増殖比 ~ 1 が得られることを確認した。

また、 $^{15}\text{N}100\%$ で解析した燃焼特性は文献情報と良く一致しており、一部推定値を用いた解析条件は妥当であると考えられる。

表 2.1.1-1 BREST-300 炉心の燃焼特性

項目	文献情報	解析結果 (2次元R-Z計算)		
		15N100%	14N100% (参考)	14N100% (富化度調整)
Pu富化度 (wt%) [炉心1/炉心2/炉心3]	14.0/14.0/14.0	14.0/14.0/14.0	14.0/14.0/14.0	15.2/15.2/15.2
運転サイクル長さ (日)	約300	284 *1	284 *1	284 *1
初装荷重金属重量 (t)				
U+Pu	16	15.6	15.7	15.7
Pu	2.1	2.14	2.14	2.32
Pu239+Pu241	1.5	1.47	1.48	1.60
炉心部出力				
熱出力 (MW) [炉心1/炉心2/炉心3/全体]	244/270/175/689	244/271/174/689	243/271/175/689	240/271/178/689
分担率 (%) [炉心1/炉心2/炉心3]	35.4/39.2/25.4	35.3/39.4/25.3	35.3/39.3/25.4	34.9/39.4/25.7
平均燃焼度 (at%) [炉心1/炉心2/炉心3/全体]	9.0/6.9/4.8/6.7	9.0/7.0/4.7/6.7 *2	9.0/7.0/4.7/6.7 *2	8.9/7.0/4.8/6.7*2
実効増倍率	平衡サイクル初期	-	1.0065	0.9787
	平衡サイクル中期	-	1.0065	-
	平衡サイクル末期	-	1.0062	0.9775
燃焼反応度 (% Δk)	-0.05	0.03	0.11	0.59
増殖比 初装荷 [炉心1/炉心2/炉心3/全体]	1.09/1.10/1.11/1.10	1.10	1.08	0.99
	平衡サイクル初期 [炉心1/炉心2/炉心3/全体]	1.06/1.07/1.08/1.07	1.05	1.03
	平衡サイクル末期 [炉心1/炉心2/炉心3/全体]	1.04/1.05/1.06/1.05	1.02	1.01
最大線出力 (W/cm)	430	445	442	435
最大高速中性子照射量 (n/cm ²)	-	3.31E+23	3.32E+23	3.14E+23

*1: 燃焼度が文献情報と合うように調整

*2: 1at%=9300MWd/tと仮定

表 2.1.1-2 BREST-300 炉心の物質収支 (15N100%) [1/2]

Pu富化度14.0wt%一定

全領域	初装荷炉心	平衡初期	平衡末期	バランス	新燃料装荷	取出し燃料
Pu238	11.0	14.0	15.7	1.7	2.2	3.9
Pu239	1405.3	1420.1	1423.7	3.7	281.1	284.7
Pu240	614.8	633.4	642.2	8.8	123.0	131.8
Pu241	68.1	75.3	78.4	3.2	13.6	16.8
Pu242	37.3	38.1	38.6	0.5	7.5	7.9
U235	40.5	31.6	27.8	-3.9	8.1	4.2
U236	0.0	1.8	2.6	0.8	0.0	0.8
U238	13447.6	12998.3	12778.4	-219.9	2689.5	2469.6
Np237	0.0	1.6	2.3	0.7	0.0	0.7
Np239	0.0	1.9	2.3	0.5	0.0	0.5
Am241	59.3	53.3	50.7	-2.6	11.9	9.3
Am242	0.0	1.5	2.0	0.6	0.0	0.6
Am243	0.0	1.8	2.6	0.8	0.0	0.8
Cm242	0.0	2.2	2.8	0.5	0.0	0.5
Cm243	0.0	0.1	0.2	0.1	0.0	0.1
Cm244	0.0	0.2	0.4	0.2	0.0	0.2
Cm245	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Pu合計	2136.5	2180.8	2198.6	17.8	427.3	445.1
Puf合計	1473.4	1495.3	1502.1	6.8	294.7	301.5
U合計	13488.1	13031.8	12808.7	-223.0	2697.6	2474.6
U235合計	40.5	31.6	27.8	-3.9	8.1	4.2
TRU合計	59.3	62.5	63.3	0.8	11.9	12.6
Np合計	0.0	3.4	4.6	1.2	0.0	1.2
Am合計	59.3	56.5	55.4	-1.2	11.9	10.7
Cm合計	0.0	2.6	3.3	0.8	0.0	0.8
HM合計	15683.8	15275.1	15070.6	-204.5	3136.8	2932.3
RE合計	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

表 2.1.1-3 BREST-300 炉心の物質収支 (14N100%) [2/2]

Pu富化度15.2wt%一定

全領域	初装荷炉心	平衡初期	平衡末期	バランス	新燃料装荷	取出し燃料
Pu238	11.9	15.0	16.8	1.8	2.4	4.2
Pu239	1526.7	1506.5	1495.2	-11.3	305.4	294.1
Pu240	667.9	686.2	694.6	8.3	133.6	141.9
Pu241	74.0	81.2	84.4	3.2	14.8	18.0
Pu242	40.6	41.3	41.7	0.4	8.1	8.5
U235	40.1	31.8	28.1	-3.7	8.0	4.4
U236	0.0	1.7	2.4	0.7	0.0	0.7
U238	13320.3	12906.3	12702.2	-204.1	2664.1	2460.0
Np237	0.0	1.5	2.2	0.7	0.0	0.7
Np239	0.0	1.7	2.1	0.4	0.0	0.4
Am241	64.4	58.4	55.8	-2.6	12.9	10.3
Am242	0.0	1.6	2.2	0.6	0.0	0.6
Am243	0.0	1.8	2.7	0.9	0.0	0.9
Cm242	0.0	2.3	2.9	0.6	0.0	0.6
Cm243	0.0	0.1	0.1	0.1	0.0	0.1
Cm244	0.0	0.2	0.4	0.2	0.0	0.2
Cm245	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
Pu合計	2321.1	2330.2	2332.7	2.5	464.2	466.7
Puf合計	1600.7	1587.7	1579.6	-8.1	320.1	312.1
U合計	13360.4	12939.8	12732.7	-207.0	2672.1	2465.0
U235合計	40.1	31.8	28.1	-3.7	8.0	4.4
TRU合計	64.4	67.6	68.4	0.8	12.9	13.7
Np合計	0.0	3.2	4.3	1.1	0.0	1.1
Am合計	64.4	61.8	60.6	-1.1	12.9	11.8
Cm合計	0.0	2.6	3.4	0.8	0.0	0.8
HM合計	15745.9	15337.6	15133.8	-203.8	3149.2	2945.4
RE合計	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

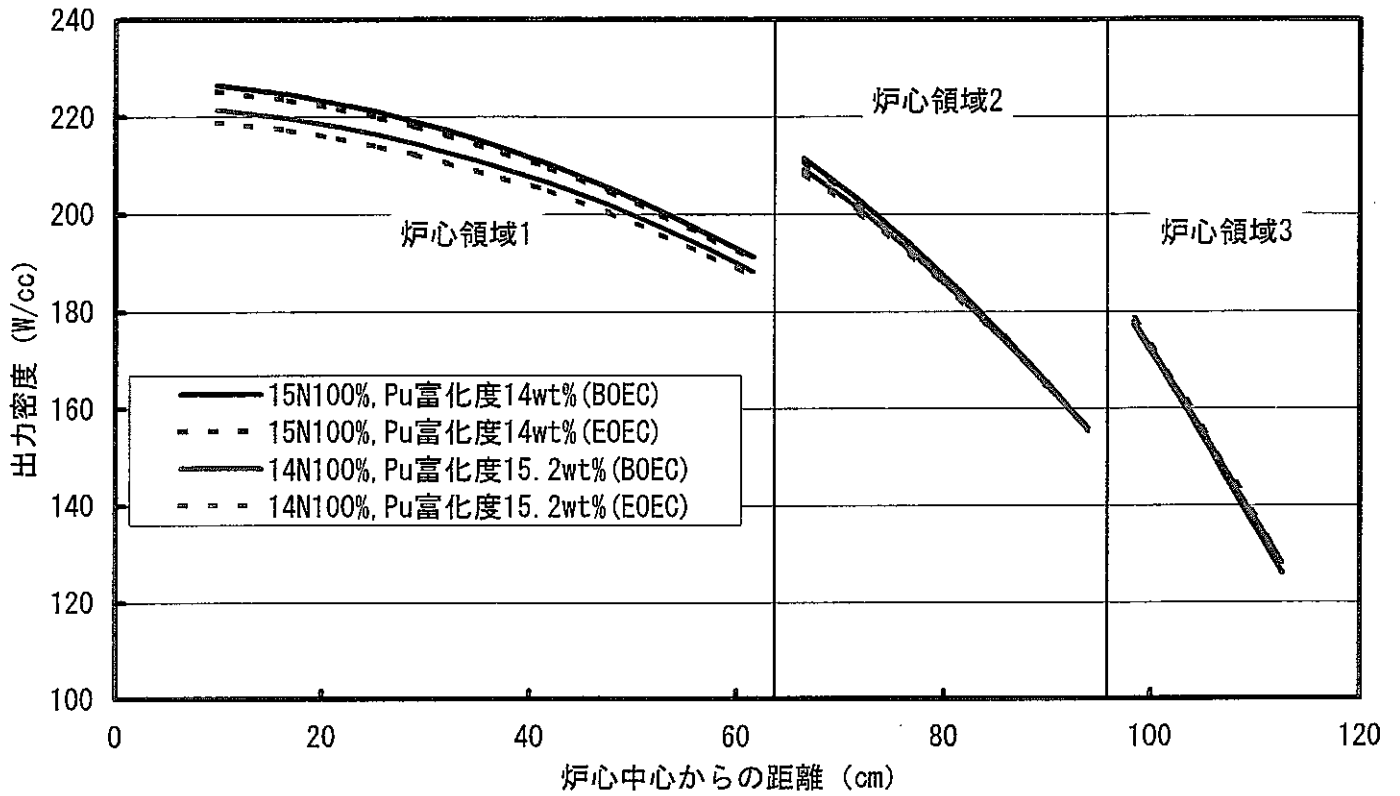


図 2.1.1-1 BREST-300 炉心の径方向出力密度分布

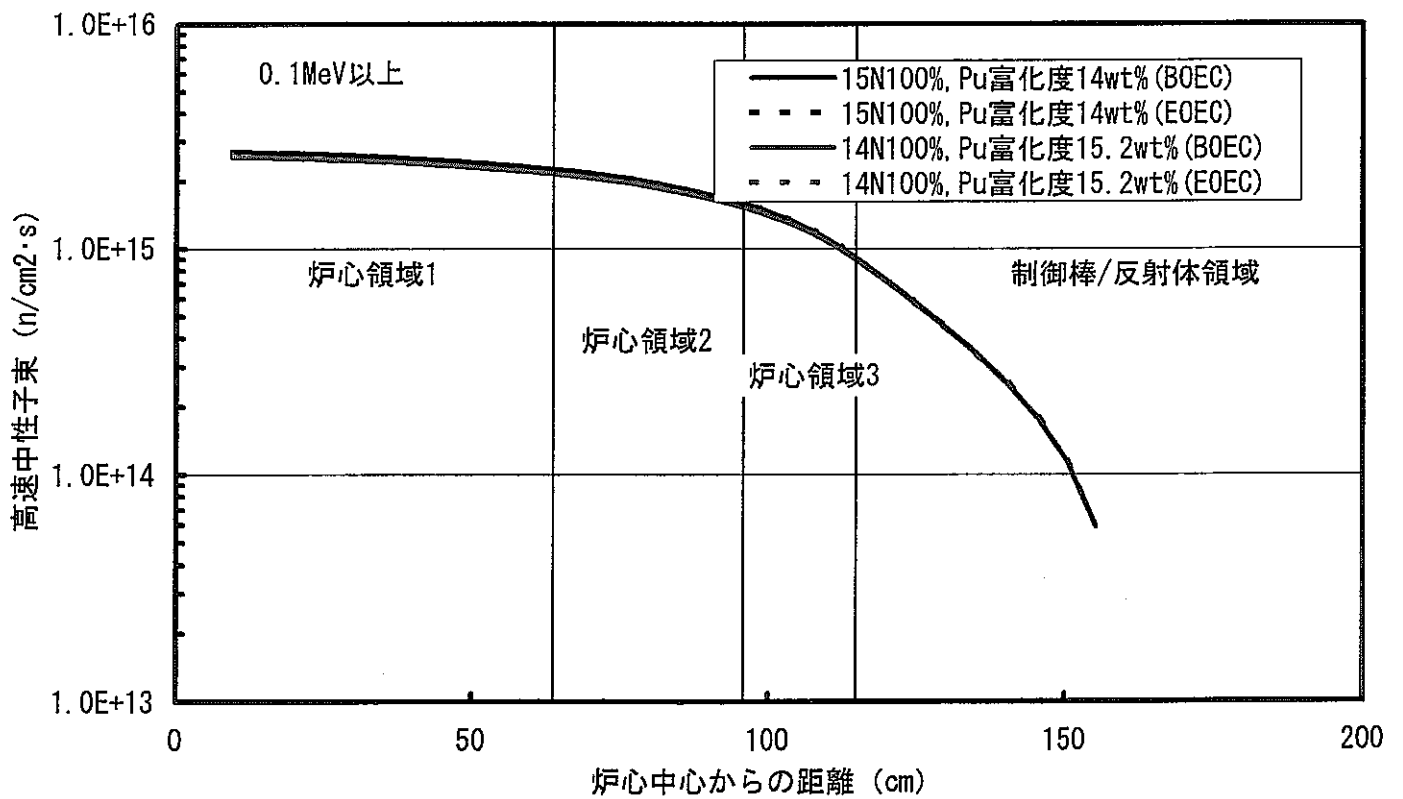


図 2.1.1-2 BREST-300 炉心の径方向高速中性子束分布

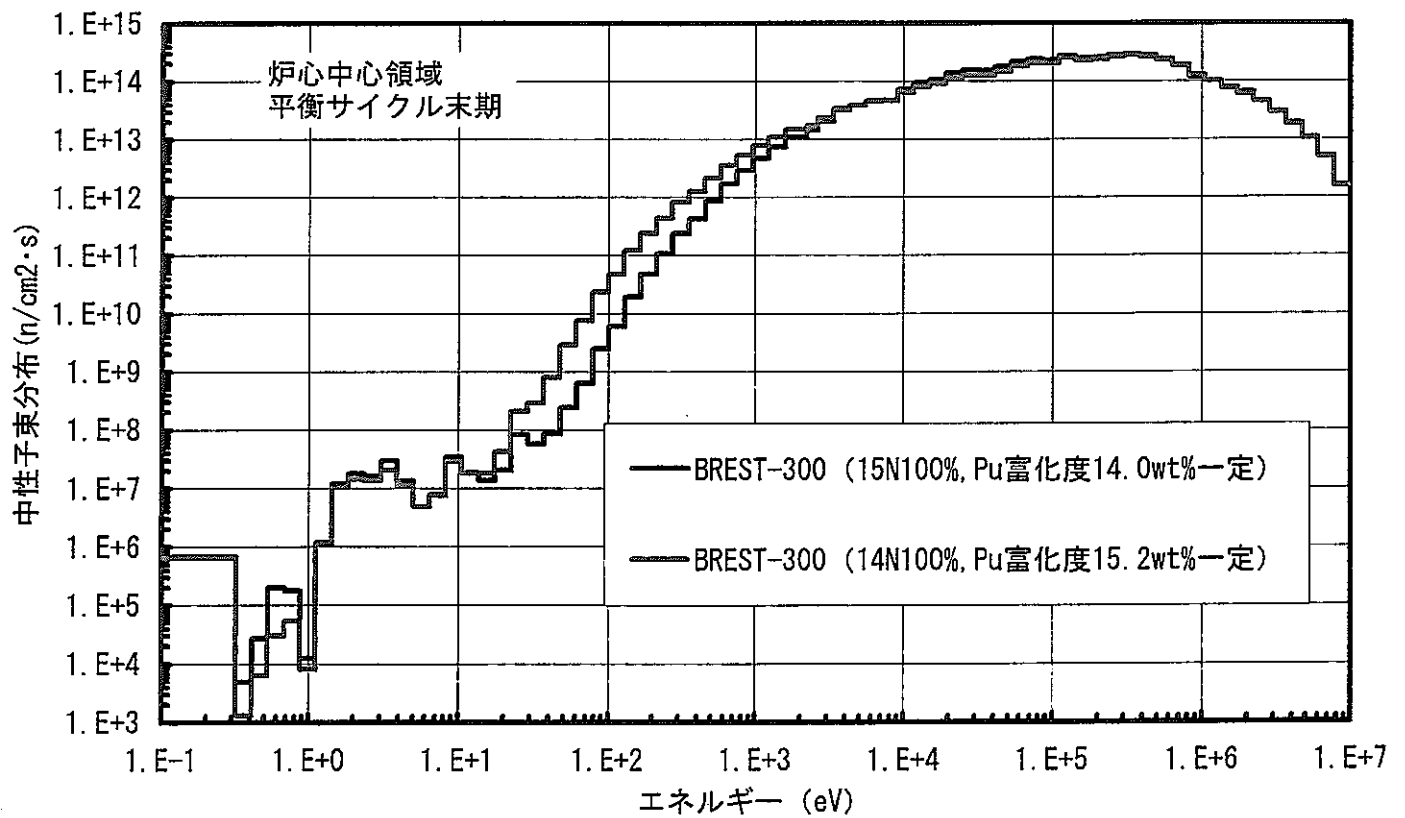
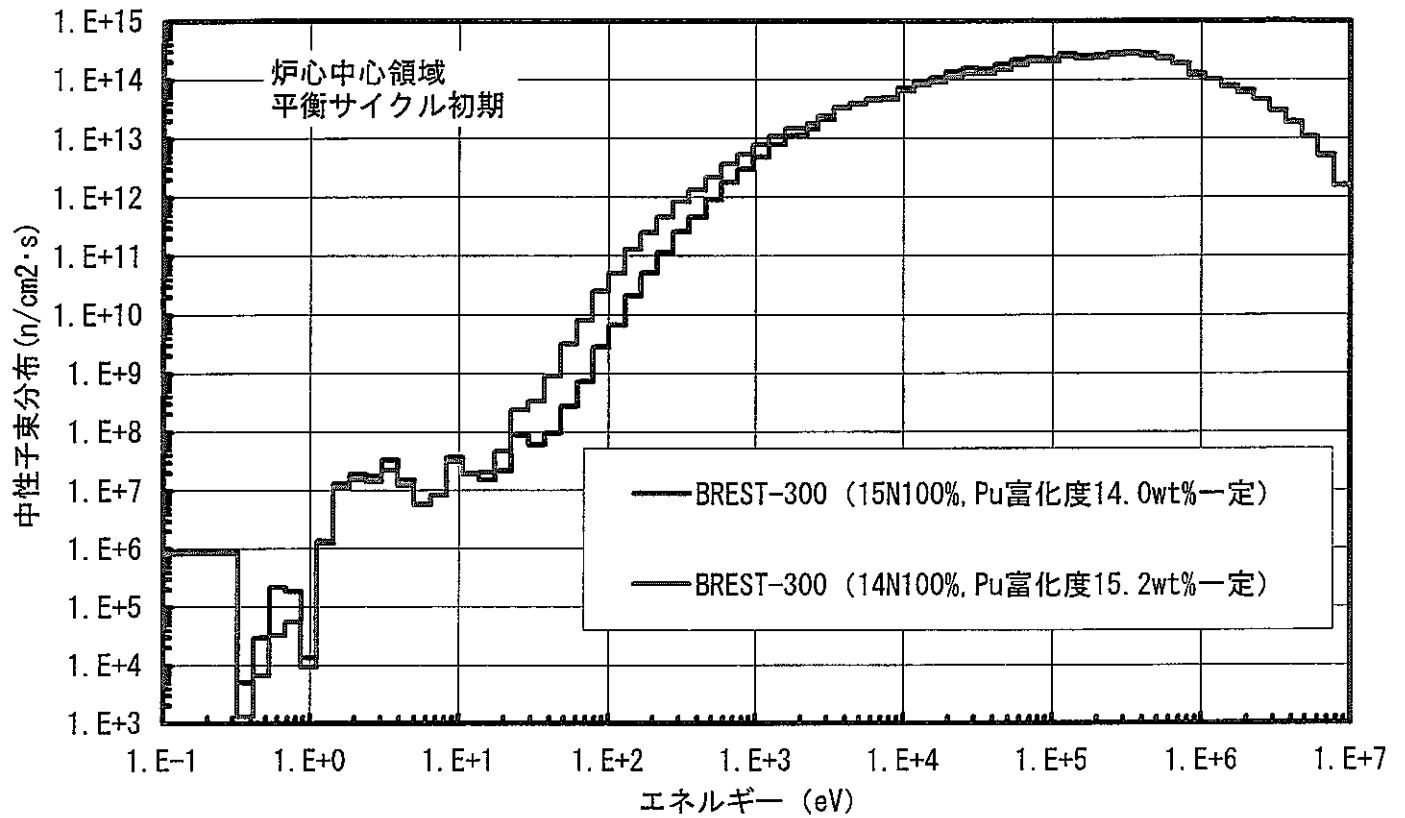


図 2.1.1-3 BREST-300 炉心の中性子束分布

2.1.2 臨界性詳細評価^[2]

前記 2.1.1 で行った BREST-300 炉心の燃焼特性評価では、¹⁵N100%のケースで文献情報と良く一致した初装荷重金属重量及び燃焼特性値が得られた。それに対し、¹⁴N100%のケースではプルトニウム富化度を調整しているために文献情報と整合がとれない結果となっている。しかし、BREST-300 炉心は天然窒素を用いているとの情報もあり、非均質効果、輸送効果等の臨界性に対する補正値を考慮すれば ¹⁴N100%のケースで文献情報と整合した結果が得られる可能性がある。

したがって、BREST-300 炉心の臨界性に対する補正値を解析し、臨界を得るために必要な実効増倍率を設定するとともに、プルトニウム富化度を見直した燃焼特性を評価した。

(1) 解析条件及び方法

(i) 解析条件

解析条件は前記 2.1.1 と同じである。

(ii) 解析方法

解析方法を以下に示す。

- | | |
|------------|---------------------------------------|
| ・ 炉心体系 | 2次元 R-Z 体系 |
| ・ 計算コード | SLAROM,JOINT,CITATION,TWOTRAN2 |
| ・ 断面積ライブラリ | JENDL-3.2 統合炉定数 |
| ・ エネルギー群数 | 18 群,70 群 (臨界補正値計算時)
7 群 (燃焼特性計算時) |

(a) 非均質効果

非均質効果は図 2.1.2-1に示すピンセル体系と表 2.1.2-1に示す核特性解析オプションを用いて解析を行った。非均質効果は、均質体系と非均質体系で 70 群実効断面積を作成し、この断面積を用いた均質拡散計算と非均質拡散計算による実効増倍率の差を非均質効果とした。

(b) エネルギー群縮約効果

エネルギー群縮約効果は、平衡サイクル末期における 70 群実効均質断面積と 7 群実効均質断面積を作成し、この断面積を用いた拡散計算による実効増倍率の差をエネルギー群縮約効果とした。

(c) メッシュ幅補正効果

メッシュ幅補正効果は、前記 b.で作成した 70 群実効均質断面積を用い、メッシュ幅が 5cm と 2.5cm のときの拡散計算結果より 0cm 相当の実効増倍率を外挿し、メッシュ幅を 5cm から 0cm にしたの実効増倍率の差をメ

メッシュ幅補正効果とした。

(d) 輸送理論効果

輸送理論効果は、平衡サイクル末期における 18 群実効均質断面積を作成し、この断面積を用いた拡散計算と輸送計算による実効増倍率の差を輸送理論効果とした。

(2) 解析結果

(i) 臨界性に対する補正值

BREST-300 炉心の非均質効果、エネルギー群縮約効果、メッシュ幅効果、輸送理論効果解析結果を表 2.1.2-2～表 2.1.2-3に示す。

(a) 非均質効果

非均質効果は ^{15}N のケースが $0.87\% \Delta k$ 、 ^{14}N のケースが $0.86\% \Delta k$ になる。

(b) エネルギー群縮約効果

エネルギー群縮約効果は ^{15}N のケースが $-0.15\% \Delta k$ 、 ^{14}N のケースが $-0.19\% \Delta k$ になる。

(c) メッシュ幅補正効果

メッシュ幅補正効果は ^{15}N のケースが $-0.06\% \Delta k$ 、 ^{14}N のケースが $-0.07\% \Delta k$ になる。

(d) 輸送理論効果

輸送理論効果は ^{15}N のケースが $0.10\% \Delta k/kk'$ 、 ^{14}N のケースが $0.11\% \Delta k$ になる。

以上の臨界性に対する補正值を合計すると ^{15}N のケースが $0.77\% \Delta k$ 、 ^{14}N のケースが $0.71\% \Delta k$ になる。したがって BREST-300 炉心で臨界を得るために必要な実効増倍率は、運転余裕 $0.2\% \Delta k$ (FBR 実証炉相当) を考慮して 0.995 に設定した。

表 2.1.2-4に BREST-300 炉心の臨界性に対する補正值及び臨界を得るために必要な実効増倍率をまとめて示す。

(ii) 臨界性に対する補正值を考慮した燃焼特性解析結果

前記(i)で解析した BREST-300 炉心の臨界性に対する補正值を考慮し、プルトニウム富化度を見直した燃焼特性解析結果を表 2.1.2-5に示す。

なお、燃焼特性は前記(i)で作成した実効マイクロ断面積を用いて解析した。

(a) 初装荷重金属重量

^{15}N のケースはプルトニウム富化度が 13.8wt%、プルトニウム重量が 2.11t、核分裂性プルトニウム重量が 1.45t になり、プルトニウム富化度、初装荷重金属重量は文献情報 (14.0wt%、プルトニウム重量 2.1t、核分裂性プルトニウム重量 1.5t) とほぼ一致する。しかし ^{14}N のケースではプルトニウム富化度が 14.9wt%、プルトニウム重量が 2.28t、核分裂性プルトニウム重量が 1.57t になり、文献情報よりわずかに大きくなる。

(b) 燃焼欠損反応度

燃焼欠損反応度は ^{15}N のケースで -0.04% Δk になり、文献情報 (-0.05% Δk) とほぼ一致する。しかし ^{14}N のケースでは 0.51% Δk になり、設計目標の 1%以下を満足しなくなる。

(c) 増殖比

平衡サイクル平均の増殖比は ^{15}N のケースで 1.05 になり、文献情報 (1.06) とほぼ一致する。また ^{14}N のケースでは 0.98 になり、ブランケットなしで ~ 1.0 が得られるものの文献情報よりも小さくなる。

(3) まとめ

BREST-300 炉心で非均質補正、輸送補正等の臨界性に対する補正値を解析し、臨界を得るための実効増倍率を設定した。その結果、 ^{15}N 、 ^{14}N を用いたケースとも実効増倍率が 0.995 であれば臨界が得られることを確認した。

また、臨界性に対する補正値を考慮しても、 ^{15}N を用いたケースでは重金属重量、燃焼特性値が文献情報と良く一致しているのに対し、 ^{14}N を用いたケースでは重金属重量、燃焼特性値が文献情報と一致しなくなる。

表 2.1.2-1 非均質効果解析時のオプション

条件		非均質体系1	非均質体系2	均質セル体系
		カレント重み σ_{tr} 非等方Benoist拡散係数	カレント重み σ_{tr} 等方Benoist拡散係数	カレント重み σ_{tr}
SLAROM	ICASE *1 (輸送近似)	-1; $D^{\nabla}, \Sigma_{tr}, \Sigma^{\nabla}tr, \Sigma^{\nabla}tr - \Sigma_a,$ $\Sigma s^{g \rightarrow g} - (\Sigma t - \Sigma^{\nabla}tr)$	-1; $D^{\nabla}, \Sigma_{tr}, \Sigma^{\nabla}tr, \Sigma^{\nabla}tr - \Sigma_a,$ $\Sigma s^{g \rightarrow g} - (\Sigma t - \Sigma^{\nabla}tr)$	-1; $D^{\nabla}, \Sigma_{tr}, \Sigma^{\nabla}tr, \Sigma^{\nabla}tr - \Sigma_a,$ $\Sigma s^{g \rightarrow g} - (\Sigma t - \Sigma^{\nabla}tr)$
	IBSW (臨界計算と媒体)	1; 非均質	1; 非均質	0; 均質
JOINT	LTR *2 (PDSファイルに格納されるミ加断面積の縮約重み)	2; 加外重みミ加断面積 $\sigma^{\nabla}tr$ を D ϕ 重みで縮約	2; 加外重みミ加断面積 $\sigma^{\nabla}tr$ を D ϕ 重みで縮約	2; 加外重みミ加断面積 $\sigma^{\nabla}tr$ を D ϕ 重みで縮約
CITATION-FBR	ISODF *3 (拡散係数)	2; 非等方拡散係数	0; 等方拡散係数 (ITR参照)	0; 等方拡散係数 (ITR参照)
	IXDCT (X or R方向の拡散係数)	2; D_{\perp}	-	-
	IYDCT (Y方向の拡散係数)	3; $D_{//}$	-	-
	IZDCT (Z方向の拡散係数)	-	-	-
	ITR *4 (拡散係数)	-	0; Dave ($1/3 (2D_{\perp} + D_{//})$)	0; Dave ($1/3 \Sigma_{tr}$)

*1: $D, \Sigma_{tr}, \Sigma t, \Sigma s, \Sigma s^{g \rightarrow g}$ *2: 0; D ϕ 重みでは縮約しない。1; 中性子束重みのミ加断面積 σ_{tr} をD ϕ 重みで縮約。2; 加外重みのミ加断面積 $\sigma^{\nabla}tr$ をD ϕ 重みで縮約。*3: 0; 等方。1~3; 非等方 [D_1 =平均, $1: 1/3 (D_{\perp} + 2D_{//})$, $2: 1/3 (2D_{\perp} + D_{//})$, $3: 1/2 (D_{\perp} + D_{//})$], [$D_2 = D_{\perp}$ (直角)], [$D_3 = D_{//}$ (平行)]。*4: 0; Dave。-1; $1/3 \Sigma_{tr}$ 。-2; $1/3 \Sigma t$ 。

表 2.1.2-2 BREST-300 炉心の非均質効果、エネルギー群縮約効果、メッシュ効果、輸送効果
(15N100%、プルトニウム富化度 14wt%一定)[1/2]

SLAROM解析結果

SLAROM1(BOLのN/Dを用いて計算)

SLAROM	炉心領域-1	炉心領域-2	炉心領域-3
バックリング	0.0	0.0	0.0
k-inf(均質)	1.14175	1.16828	1.20395
k-inf(非均質)	1.15222	1.17756	1.21367
差(%Δk)	1.05	0.93	0.98

SLAROM2(CITATION1のEOECのN/Dを用いて計算)

SLAROM	炉心領域-1	炉心領域-2	炉心領域-3
バックリング	0.0	0.0	0.0
k-inf(均質)	1.14584	1.16939	1.20726
k-inf(非均質)	1.15035	1.17506	1.21413
差(%Δk)	0.45	0.51	0.69

CITATION解析結果(均質断面積vs非均質断面積)

7G CITATION1(SLAROM1の断面積を用いて計算)

サイクル		均質断面積	非均質断面積	差(%Δk)
1	BOC	0.99855	1.00762	0.91
	EOC	1.00243	1.00981	0.74
2	BOC	1.00166	1.00937	0.77
	EOC	1.00378	1.01007	0.63
3	BOC	1.00266	1.00955	0.69
	EOC	1.00316	1.00879	0.56
4	BOC	1.00222	1.00867	0.65
	EOC	1.00188	1.00715	0.53
5	BOC	1.00152	1.00780	0.63
	EOC	1.00087	1.00599	0.51

7G CITATION2(SLAROM2の断面積を用いて計算)

サイクル		均質断面積	非均質断面積	差(%Δk)
1	BOC	0.99856	1.00731	0.87
	EOC	1.00265	1.00981	0.72
2	BOC	1.00183	1.00931	0.75
	EOC	1.00413	1.01027	0.61
3	BOC	1.00233	1.00964	0.67
	EOC	1.00359	1.00912	0.55
4	BOC	1.00255	1.00885	0.63
	EOC	1.00236	1.00755	0.52
5	BOC	1.00188	1.00801	0.61
	EOC	1.00136	1.00642	0.51

臨界補正值解析結果

非均質効果1[70G CITATION-FBR(SLAROM1のPDSファイルを用いて計算)]

サイクル		均質断面積 *1	非均質断面積 *2	差(%Δk)
1	BOC	0.99679	1.00599	0.86

非均質効果2[70G CITATION-FBR(SLAROM1のPDSファイルを用いて計算)]

サイクル		等方拡散係数 *2	非等方拡散係数 *3	差(%Δk)
1	BOC	1.00599	1.00550	0.01

*1: 拡散係数 1/3(Σtr)

*2: 拡散係数 等方Benoist拡散係数[1/3(2D_L+D//)]

*3: 拡散係数 非等方Benoist拡散係数[D_L,D//]

縮約効果[CITATION-FBR(均質;70G→7G SLAROM2のPDSファイルを用いて計算)]

サイクル		7群	70群	差(%Δk)
5	EOC	1.00175	1.00028	-0.15

メッシュ効果[CITATION-FBR(均質;70G SLAROM2のPDSファイルを用いて計算)]

サイクル		5cm	2.5cm	差(0cm相当;%Δk)
5	EOC	1.00028	0.99997	-0.06

TWOTRAN2(SLAROM2で得られたPDSファイルを用いて計算)

サイクル		CITATION-FBR	TWOTRAN2	差(%Δk)
5	EOC	1.00014	1.00117	0.10

臨界補正值

[%Δk]

非均質効果	輸送効果	縮約効果	メッシュ効果
0.871	0.103	-0.147	-0.062

合計	0.765
----	-------

表 2.1.2-3 BREST-300 炉心の非均質効果、エネルギー群縮約効果、メッシュ効果、輸送効果
(14N100%、プルトニウム富化度 14wt%一定)[2/2]

SLAROM解析結果

SLAROM1(BOLのN/Dを用いて計算)

SLAROM	炉心領域-1	炉心領域-2	炉心領域-3
バックリング	0.0	0.0	0.0
k-inf(均質)	1.11192	1.13599	1.16798
k-inf(非均質)	1.12227	1.14508	1.17734
差(%Δk)	1.03	0.91	0.94

SLAROM2(CITATION1のEOECのN/Dを用いて計算)

SLAROM	炉心領域-1	炉心領域-2	炉心領域-3
バックリング	0.0	0.0	0.0
k-inf(均質)	1.11158	1.13413	1.16845
k-inf(非均質)	1.11531	1.13859	1.17468
差(%Δk)	0.37	0.44	0.62

CITATION解析結果(均質断面積vs非均質断面積)

7G CITATION1(SLAROM1の断面積を用いて計算)

サイクル		均質断面積	非均質断面積	差(%Δk)
1	BOC	0.97279	0.98164	0.89
	EOC	0.97529	0.98226	0.70
2	BOC	0.97479	0.98213	0.73
	EOC	0.97579	0.98154	0.57
3	BOC	0.97515	0.98157	0.64
	EOC	0.97472	0.97979	0.50
4	BOC	0.97441	0.98034	0.59
	EOC	0.97323	0.97784	0.46
5	BOC	0.97361	0.97935	0.57
	EOC	0.97215	0.97659	0.44

7G CITATION2(SLAROM2の断面積を用いて計算)

サイクル		均質断面積	非均質断面積	差(%Δk)
1	BOC	0.97236	0.98087	0.85
	EOC	0.97518	0.98192	0.67
2	BOC	0.97462	0.98171	0.71
	EOC	0.97589	0.98148	0.56
3	BOC	0.97614	0.98136	0.62
	EOC	0.97494	0.97884	0.49
4	BOC	0.97449	0.98024	0.58
	EOC	0.97352	0.97805	0.45
5	BOC	0.97371	0.97930	0.56
	EOC	0.97247	0.97684	0.44

臨界補正值解析結果

非均質効果1[70G CITATION-FBR(SLAROM1のPDSファイルを用いて計算)]

サイクル		均質断面積 #1	非均質断面積 #2	差(%Δk)
1	BOC	0.97064	0.97913	0.85

非均質効果2[70G CITATION-FBR(SLAROM1のPDSファイルを用いて計算)]

サイクル		等方拡散係数 #2	非等方拡散係数 #3	差(%Δk)
1	BOC	0.97913	0.97922	0.01

*1: 拡散係数 $1/3(\Sigma_{tr})$

*2: 拡散係数 等方Benoist拡散係数 $[1/3(2D_{\perp}+D_{//})]$

*3: 拡散係数 非等方Benoist拡散係数 $[D_{\perp}, D_{//}]$

縮約効果[CITATION-FBR(均質;70G→7G SLAROM2のPDSファイルを用いて計算)]

サイクル		7群	70群	差(%Δk)
5	EOC	0.97266	0.97080	-0.19

メッシュ効果[CITATION-FBR(均質;70G SLAROM2のPDSファイルを用いて計算)]

サイクル		5cm	2.5cm	差(0cm相当;%Δk)
5	EOC	0.97080	0.97044	-0.07

輸送効果(均質;10G SLAROM2のPDSファイルを用いて計算)

サイクル		CITATION-FBR	TWOTRAN2	差(%Δk)
5	EOC	0.97070	0.97179	0.11

臨界補正值

[%Δk]

非均質効果	輸送効果	縮約効果	メッシュ効果
0.858	0.108	-0.185	-0.073

合計	0.709
----	-------

表 2.1.2-4 BREST-300 炉心における臨界補正值及び臨界を得るための実効増倍率

[単位：%Δk]

	15N100%使用	14N100%使用	備考（計算コード等）
非均質効果 (BOL)	0.87	0.86	CITATION-FBR (70群；2次元RZ体系)
輸送理論効果 (EOEC)	0.10	0.11	CITATION-FBR, TWOTRAN2 (18群；2次元RZ体系)
縮約補正 (EOEC)	-0.15	-0.19	CITATION-FBR (70群7群2次元)
メッシュ補正 (EOEC)	-0.06	-0.07	CITATION-FBR (70群；2次元RZ体系)
合計	0.77	0.71	
臨界余裕	0.20	0.20	FBR実証炉相当
臨界を得るための 実効増倍率	0.9944	0.9949	

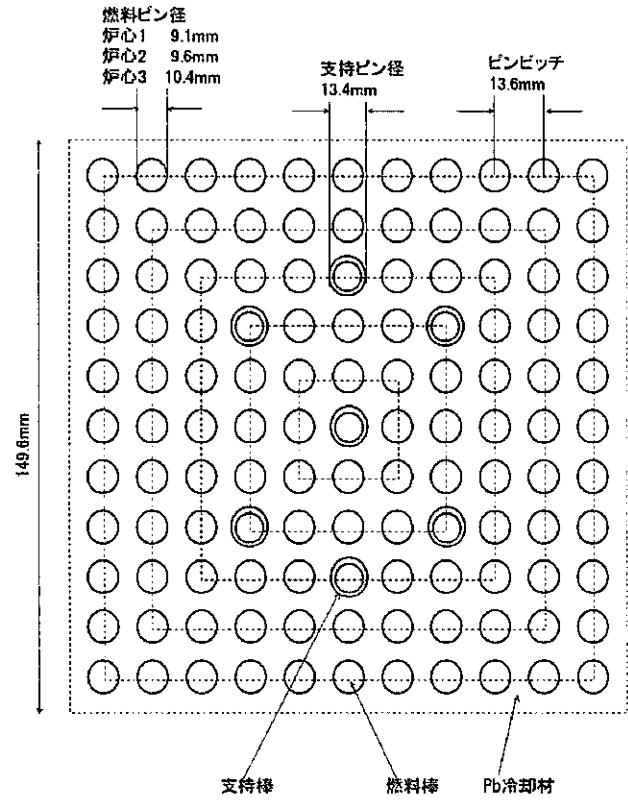
表 2.1.2-5 臨界性評価結果を考慮した BREST-300 炉心の燃焼特性 (前記 2.1.1 より実効ミクロ断面積変更)

項目		文献情報	解析値			
			15N100%		14N100%	
Pu富化度 (wt%) [炉心1/炉心2/炉心3]		14.0/14.0/14.0	14.0/14.0/14.0	13.8/13.8/13.8	14.0/14.0/14.0	14.9/14.9/14.9
運転サイクル長さ (日)		約300	284 *1	284 *1	284 *1	284 *1
初装荷炉心重金属重量 (t)	U+Pu	16	15.6	15.6	15.7	15.7
	Pu	2.1	2.14	2.11	2.15	2.28
	Pu239+Pu241	1.5	1.47	1.45	1.48	1.57
出力分担率 (%) [炉心1/炉心2/炉心3]	BOEC	35.4/39.2/25.4	35.5/39.4/25.1	35.6/39.4/25.0	35.4/39.4/25.2	35.2/39.4/25.4
	EOEC		35.5/39.4/25.1	35.6/39.4/25.0	35.4/39.4/25.2	35.1/39.4/25.5
取出平均燃焼度 (at%) [炉心1/炉心2/炉心3/平均]		9.0/6.9/4.8/6.7	9.1/7.0/4.7/6.7 *2	9.1/7.0/4.7/6.7 *2	9.1/7.0/4.7/6.7 *2	9.0/7.0/4.8/6.7 *2
実効増倍率	BOEC	-	1.0018	0.9958	0.9736	0.9998
	MOEC	-	1.0017	0.9962	0.9732	0.9973
	EOEC	-	1.0012	0.9962	0.9723	0.9947
燃焼反応度 (% Δk)		-0.05	0.06	-0.04	0.13	0.51
増殖比 (-)	BOEC	1.07	1.047	1.059	1.037	0.984
	EOEC	1.05	1.023	1.033	1.015	0.971
最大線出力 (W/cm)	BOEC	430	450 *3	451 *3	447 *3	441 *3
	EOEC		447 *3	449 *3	444 *3	436 *3
最大高速中性子照射量 (n/cm ²)		-	3.34E+23	3.37E+23	3.34E+23	3.20E+23

*1: 燃焼度が文献情報と合うように設定。

*2: 1at%=9300Mwd/tと仮定。

*3: 燃焼ミスマッチファクタ未考慮。



燃料棒本数 114本
支持棒本数 7本

炉心	ペレット		Pbボンド		被覆管		支持棒		Pb冷却材		合計	
	面積	割合	面積	割合	面積	割合	面積	割合	面積	割合	面積	割合
1	45.4	0.231	6.2	0.031	13.5	0.069	4.8	0.024	126.5	0.644	196.3	1.00
2	51.8	0.264	6.3	0.032	14.3	0.073	4.8	0.024	119.2	0.607	196.3	1.00
3	63.2	0.322	4.7	0.024	17.0	0.087	4.8	0.024	106.6	0.543	196.3	1.00

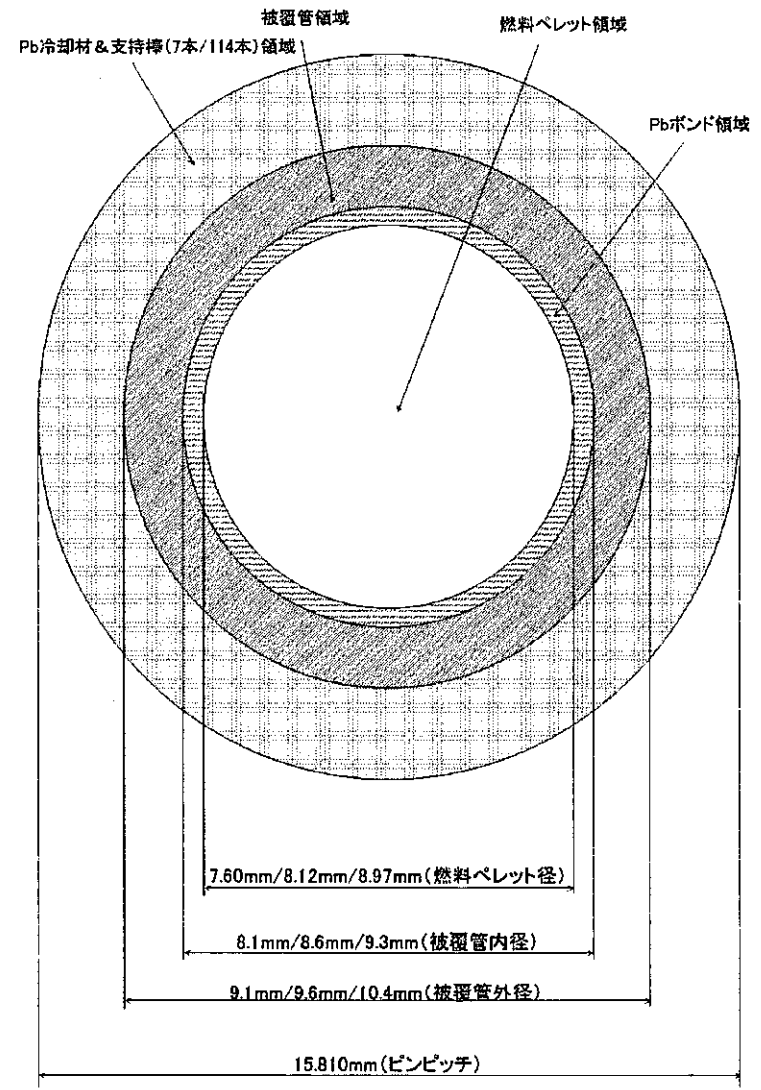


図 2.1.2-1 BREST-300 炉心における非均質効果解析モデル

2.1.3 炉心反応度特性、反射体反応度評価

BREST-300 炉心の鉛ボイド反応度、ドップラ反応度、反射体反応度を解析し、その特性を評価した。

(1) 解析条件及び方法

(i) 解析条件

解析条件は前記 2.1.1 と同じである。

(ii) 解析方法

解析方法を以下に示す。

- ・ 炉心体系 2次元 R-Z 体系
- ・ 計算コード SLAROM, JOINT, CITATION, TWOTRAN2
- ・ 断面積ライブラリ JFS3J32.ADJ98.Y9902 (JENDL-3.2 統合炉定数)
- ・ エネルギー群数 70 群

なお、ボイド反応度は各領域の鉛をボイド化（鉛ボンドを除く）、ドップラ反応度は各炉心領域の燃料温度を+500℃、反射体反応度は炉心領域外側の鉛制御棒 12 体の鉛液位を変化させて求めている。

(2) 解析結果

(i) 鉛ボイド反応度

鉛ボイド反応度解析結果を表 2.1.3-1 に示す。

炉心部の鉛ボイド反応度は平衡サイクル初期、末期とも $4.8\% \Delta k/k'$ (13.4%) 程度になる。また、気泡通過事象等で集合体全体がボイド化した場合の鉛ボイド反応度は平衡サイクル初期、末期とも $0.3\% \Delta k/k'$ (0.7%) 程度になる。

(ii) ドップラ反応度

ドップラ反応度解析結果を

表 2.1.3-2に示す。

炉心部のドップラ反応度は平衡サイクル初期、末期とも $-0.2\% \Delta k/kk'$ ($-4 \times 10^{-3} Tdk/dT$)程度になる。

(iii) 反射体反応度

反射体反応度解析結果を表 2.1.3-3に示す。

炉心領域外側に配置された 12 体の鉛制御棒の液位を炉心部下端まで変化させたときの反応度は平衡サイクル初期、末期とも $0.4\% \Delta k/kk'$ (1.0\$)程度になる。

(3) まとめ

BREST-300 炉心の鉛ボイド反応度、ドップラ反応度、反射体反応度を解析した。その結果、炉心部ボイド反応度は冷却材割合が大きいこと及び窒化物燃料を用いていることから非常に大きな正の反応度であることを確認した。

また、炉心領域外側に配置された 12 体の鉛制御棒の反応度値は 1 \$程度あり、燃焼欠損反応度が小さいことから反射体で燃焼保証ができる可能性があることを確認した。

表 2.1.3-1 BREST-300 炉心の鉛ポイド反応度 (2次元 R-Z 計算)

15N100%
計算コード
ポイド条件

Pu富化度14.0wt%一定
CITATION (70群拡散計算)
各領域のPbを100%ポイド化

平衡サイクル初期

遅発中性子発生割合：0.0036 (文献情報)

領域	Pbポイド反応度 ($[\% \Delta k/kk'] / [\$/]$)		
1. 炉心領域1	3.08	/	8.5
2. 炉心領域2	1.77	/	4.9
3. 炉心領域3	-0.03	/	-0.1
炉心部合計	4.82	/	13.4
4. プレナム部	-3.04	/	-8.5
5. 上下端栓部	-0.61	/	-1.7
6. 上部遮へい体	-0.20	/	-0.5
7. 下部遮へい体	-0.69	/	-1.9
合計	0.27	/	0.7

平衡サイクル末期

遅発中性子発生割合：0.0036 (文献情報)

領域	Pbポイド反応度 ($[\% \Delta k/kk'] / [\$/]$)		
1. 炉心領域1	3.07	/	8.5
2. 炉心領域2	1.77	/	4.9
3. 炉心領域3	-0.03	/	-0.1
炉心部合計	4.80	/	13.3
4. プレナム部	-3.04	/	-8.4
5. 上下端栓部	-0.61	/	-1.7
6. 上部遮へい体	-0.19	/	-0.5
7. 下部遮へい体	-0.69	/	-1.9
合計	0.27	/	0.7

表 2.1.3-2 BREST-300 炉心のドップラ反応度 (2次元 R-Z 計算)

15N100% Pu富化度14.0wt%一定
 計算コード CITATION (70群拡散計算)
 温度条件 1023.15K→1523.15K

平衡サイクル初期

領域	ドップラ反応度/係数 ($[\% \Delta k / k k'] / [Tdk/dT]$)		
1. 炉心領域1	-0.08	/	-0.0019
2. 炉心領域2	-0.06	/	-0.0016
3. 炉心領域3	-0.04	/	-0.0009
炉心部合計	-0.18	/	-0.0044

平衡サイクル末期

領域	ドップラ反応度/係数 ($[\% \Delta k / k k'] / [Tdk/dT]$)		
1. 炉心領域1	-0.07	/	-0.00177
2. 炉心領域2	-0.06	/	-0.00154
3. 炉心領域3	-0.03	/	-0.00085
炉心部合計	-0.17	/	-0.00416

表 2.1.3-3 BREST-300 炉心の鉛反射体反応度 (2次元 R-Z 計算)

15N100% Pu富化度14.0wt%一定
 計算コード TWOTRAN (70群輸送計算)
 鉛調整棒体数 12体 (炉心領域外側)

平衡サイクル初期 遅発中性子発生割合 : 0.0036 (文献情報)

鉛液位	Pb制御棒反応度値 ([%Δk/kk'] / [\$])		
1. 炉心部上端	-0.13	/	-0.4
2. 炉心部下端	-0.24	/	-0.7
3. 下部遮へい体下端	0.00	/	0.0
炉心部合計	-0.38	/	-1.0

平衡サイクル末期 遅発中性子発生割合 : 0.0036 (文献情報)

鉛液位	Pb制御棒反応度値 ([%Δk/kk'] / [\$])		
1. 炉心部上端	-0.13	/	-0.4
2. 炉心部下端	-0.23	/	-0.6
3. 下部遮へい体下端	0.00	/	0.0
炉心部合計	-0.36	/	-1.0

2.1.4 MA 燃焼特性評価^{[4][5]}

BREST-300 炉心に MA を 5wt% 及び 10wt% 添加したときの燃焼特性を解析し、その特性を評価した。

(1) 解析条件及び方法

(i) 解析条件

解析条件は前記 2.1.1 と同じである。

また、プルトニウム富化度、MA 添加率の定義及び添加した MA 核種とその割合を以下に示す。

$$\text{プルトニウム富化度} = \text{Pu} / (\text{U} + \text{Pu} + \text{MA})$$

$$\text{MA 添加率} = \text{MA} / (\text{U} + \text{Pu} + \text{MA})$$

$$\text{Np237/Am241/242m/243/Cm242/243/244/245} = \\ 49.14/29.98/0.08/15.50/-/0.05/4.99/0.26$$

なお、この値は LWR 取出燃料（燃焼度 35GWd/t、5年冷却）のものである。

(ii) 解析方法

解析方法を以下に示す。

- ・ 炉心体系 2次元 R-Z 体系
- ・ 計算コード SLAROM, JOINT, CITATION,
PENCIL, PERKY
- ・ 断面積ライブラリ JFS3J32.ADJ98.Y9902 (JENDL-3.2 統合炉
定数)
- ・ エネルギー群数 7群 (燃焼特性)
70群 (反応度特性)

MA 添加時のプルトニウム富化度設定条件は実効増倍率の下限値を 1.007 とし、かつ平衡サイクル末期のピーク線出力が(炉心領域 3)/(炉心領域 1)=0.79、(炉心領域 2)/(炉心領域 1)=0.94 とした。

また、ボイド反応度は各炉心領域の鉛をボイド化（厳密摂動）、ドップラ反応度は各炉心領域の燃料温度を+500°C（一次摂動）させて求めている。

(2) 解析結果

MA 燃焼特性解析結果を表 2.1.4-1 に示す。

(a) 燃焼欠損反応度

燃焼欠損反応度は MA を添加しないケースが 0.04% $\Delta k/kk'$ であるのに対し、MA を 5wt% 添加したケースが -0.63% $\Delta k/kk'$ 、10wt% 添加したケースが -1.11% $\Delta k/kk'$ になり、MA 添加量に伴い燃焼欠損反応度は負に転じ、その絶対値は大きくなる傾向にある。

(b) 増殖比^{*1}

平衡サイクル平均増殖比は MA を添加しないケースが 1.03 であるのに対し、MA を 5wt% 添加したケースが 0.97、10wt% 添加したケースが 0.92 になり、MA 添加量に伴い増殖比は小さくなる傾向にある。

(c) 鉛ポイド反応度

鉛ポイド反応度は MA を添加しないケースが 5.5% $\Delta k/kk'$ であるのに対し、MA を 5wt% 添加したケースが 6.5% $\Delta k/kk'$ になり、MA 添加量に伴い鉛ポイド反応度は大きくなる傾向にある。

(d) MA 変換量^{*1} 及び MA 変換率^{*2}

MA 変換量は MA を添加しないケースが 0.75kg/サイクルであるのに対し、MA を 5wt% 添加したケースが 44.8kg/サイクル、10wt% 添加したケースが 83.9kg/サイクルになり、MA 添加量に伴い MA 変換量は増加する傾向にある。

また、MA 変換率は MA を添加しないケースが 1.2%/サイクルであるのに対し、MA を 5wt% 添加したケースが 5.9%/サイクル、10wt% 添加したケースが 5.7%/サイクルになる。

(3) まとめ

BREST-300 炉心に MA を添加したときの燃焼特性を解析した。その結果、燃焼欠損反応度は MA（主にネプツニウム、アメリシウム）の親物質としての働きにより減少、増殖比は MA 添加による燃料体積の減少により小さくなることを確認した。このときの MA 変換量は MA 添加量に伴い増加する傾向にある（ただし、MA 変換率は MA 添加量 0wt%～10wt% の間に最大値を持つ）ことを確認した。

$$*1 \int_V (\sum_c U^{238c} \phi + \sum_c Pu^{240} \phi) dV / \int_V (\sum_a Pu^{239} \phi + \sum_a Pu^{241} \phi + \lambda Pu^{241} N^{Pu241}) dV$$

*1 BOEC MA 量 - EOEC MA 量

*2 MA 変換量 / BOEC MA 量

表 2.1.4-1 BREST-300 炉心のMA添加時の燃焼特性 (2次元 R-Z 計算)

MA添加率 (wt%)		0	5	10
Pu富化度 (wt%)	[炉心1/炉心2/炉心3]	14. 0/14. 0/14. 0	13. 9/14. 1/14. 2	13. 8/14. 0/14. 3
運転サイクル長さ (日)		284	←	←
炉心平均取出燃焼度 (万MWd/t)		6. 2	6. 2	6. 2
実効増倍率	平衡サイクル初期	1. 0079	1. 0072	1. 0075
	平衡サイクル末期	1. 0075	1. 0135	1. 0186
燃焼反応度 (%Δk)		0. 04	-0. 63	-1. 11
増殖比	平衡サイクル初期	1. 043	0. 981	0. 922
	平衡サイクル末期	1. 020	0. 968	0. 917
最大線出力 (W/cm)	平衡サイクル初期	398/372/313	374/376/318	395/379/324
	[領域1/領域2/領域3] 平衡サイクル末期	396/371/313	400/375/317	402/378/321
最大高速中性子照射量 (n/cm ²)		3. 30E+23	3. 17E+23	3. 02E+23
鉛ポイド反応度 (%Δk/k')	平衡サイクル初期	5. 5	6. 5	-
	平衡サイクル末期	5. 5	6. 3	-
ドップラ係数 (Tdk/dT)	平衡サイクル初期	-4. 47E-03	-2. 75E-03	-
	平衡サイクル末期	-4. 24E-03	-2. 67E-03	-
MA変換量 (kg/サイクル) *1		-0. 75	44. 8	83. 9
MA変換率 (%/サイクル) *2		-1. 2	5. 9	5. 7

*1 : MA変換量=MA (BOEC) -MA (EOEC)

*2 : MA変換率=[MA (BOEC) -MA (EOEC)] /MA (BOEC)

2.1.5 冷却材及び燃料種類置き換えによる考察

BREST-300 炉心（鉛冷却窒化物燃料炉心）において燃料を酸化物燃料に置換した場合（鉛冷却酸化物燃料炉心）及び冷却材をナトリウムに置換した場合（ナトリウム冷却窒化物燃料炉心）の燃焼特性を解析し、BREST-300 炉心の優れた燃焼特性が窒化物燃料によるものか、鉛冷却材によるものかを評価した。

(1) 解析条件及び方法

(i) 解析条件

解析条件は前記 2.1.1 と同じである。ただし、ナトリウム冷却窒化物燃料炉心については制御棒、反射体を SUS 遮へい体に置換して解析を行った。

(ii) 解析方法

解析方法は前記 2.1.1 と同じである。

(2) 解析結果

(i) 燃焼特性

BREST-300 炉心（鉛冷却窒化物燃料炉心；基準）において、燃料を酸化物燃料に置換した場合（鉛冷却酸化物燃料炉心）及び冷却材をナトリウムに置換した場合（ナトリウム冷却窒化物燃料炉心）の燃焼特性を比較して表 2.1.5-1 及び図 2.1.5-1～図 2.1.5-4 に示す。

(a) プルトニウム富化度

プルトニウム富化度は鉛冷却窒化物燃料炉心が 14.0wt% であるのに対し、鉛冷却酸化物燃料炉心は 18.8wt%、ナトリウム冷却窒化物燃料炉心が 15.8wt% になる。なお、鉛冷却酸化物燃料炉心で運転サイクル長さを基準と同じにした場合は 19.5wt% になる。

(b) 燃焼欠損反応度

燃焼欠損反応度は鉛冷却窒化物燃料炉心が 0.03% Δk であるのに対し、鉛冷却酸化物燃料炉心が 1.23% Δk、ナトリウム冷却窒化物燃料炉心が 0.87% Δk になる。なお、鉛冷却酸化物燃料炉心で運転サイクル長さを基準と同じにした場合は 1.89% Δk になる。

(c) 増殖比

平衡サイクル平均の増殖比は鉛冷却窒化物燃料炉心が 1.03 であるのに対し、鉛冷却酸化物燃料炉心が 0.86、ナトリウム冷却窒化物燃料炉心が 0.92 になる。なお、鉛冷却酸化物燃料炉心で運転サイクル長さを基準と同じにした場合は 0.83 になる。

(d) 最大高速中性子照射量

最大高速中性子照射量は鉛冷却窒化物燃料炉心が $3.31 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ であるのに対し、鉛冷却酸化物燃料炉心が $2.36 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 、ナトリウム冷却窒化物燃料炉心が $2.67 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ になる。なお、鉛冷却酸化物燃料炉心で運転サイクル長さを基準と同じにした場合は $3.19 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ になる。

(e) 径方向出力密度分布

径方向出力密度分布は鉛冷却窒化物燃料炉心では燃焼に伴う出力変動がほとんど無いのに対し、鉛冷却酸化物燃料炉心、ナトリウム冷却窒化物燃料炉心では共に炉心領域 1 で生じている。

(f) 径方向高速中性子束分布

径方向高速中性子束分布は炉心の各領域で鉛冷却窒化物燃料炉心、鉛冷却酸化物燃料炉心がほぼ同じ（ただし、炉心領域 1 では鉛冷却窒化物燃料炉心、炉心領域 2、炉心領域 3 では鉛冷却酸化物燃料炉心がわずかに大きくなっている）であるのに対し、ナトリウム冷却窒化物燃料炉心はそれらの値よりも小さくなっており、炉心中心からの距離が大きくなる程、その差は小さくなる。

(g) 中性子束分布

炉心中心領域での全中性子束に対する高速中性子の割合は鉛冷却窒化物燃料炉心が 60%、ナトリウム冷却窒化物燃料炉心が 59% とほぼ同じであるのに対し、鉛冷却酸化物燃料炉心は 56% と若干小さくなる。

(ii) 冷却材及び燃料種類の違いによる実効増倍率への影響

冷却材及び燃料種類の違いによる実効増倍率への影響を表 2.1.5-2 に示す。

(a) 冷却材の効果

燃料に窒化物燃料を用いた場合、鉛冷却材とナトリウム冷却材の実効増倍率の差は $3.6\% \Delta k$ になる。

(b) 燃料の効果

冷却材に鉛を用いた場合、窒化物燃料と酸化物燃料の実効増倍率の差は $12.6\% \Delta k$ になる。

(3) まとめ

BREST-300 炉心の燃料を酸化物燃料に置換した場合及び冷却材をナトリウムに置換した場合の燃焼特性及び実効増倍率への影響を解析した。その結果を

以下に示す。

- プルトニウム富化度に関し、冷却材に鉛を用いた場合は酸化燃料よりも窒化物燃料の方が、燃料に窒化物燃料を用いた場合はナトリウム冷却材よりも鉛冷却材の方が小さくなる。これに伴い内部転換比に関しては、冷却材に鉛を用いた場合は酸化燃料よりも窒化物燃料の方が、燃料に窒化物燃料を用いた場合はナトリウム冷却材よりも鉛冷却材の方が大きくなる
- 中性子スペクトルに関しては、冷却材に鉛を用いた場合は酸化燃料よりも窒化物燃料の方が、燃料に窒化物燃料を用いた場合はナトリウム冷却材よりも鉛冷却材の方が硬くなる。
- 実効増倍率に関しては、冷却材に鉛を用いた場合は酸化燃料よりも窒化物燃料の方が、燃料に窒化物燃料を用いた場合はナトリウム冷却材よりも鉛冷却材の方が大きくなり、このうち窒化物燃料を用いた効果が、冷却材に鉛を用いた効果よりも大きくなっている。
したがって、BREST-300 炉心は重元素密度が大きい窒化物燃料を用いていること、中性子減速効果が小さい鉛冷却材を用いていることの両方の効果によって優れた燃焼特性が得られていると考えられる（ただし、鉛冷却材の効果よりも窒化物燃料の効果の方が大きい）。

表 2.1.5-1 BREST-300 炉心の燃料を酸化物燃料に置換した場合及び冷却材をナトリウムに置換した場合の燃焼特性(2次元 R-Z 計算)

項目	Pb冷却MN炉心 (基準; BREST-300)	Pb冷却MOX炉心		Na冷却MN炉心 *1
		取出平均燃焼度保存	運転サイクル長さ保存(参考)	
Pu富化度 (wt%; 3領域一定)	14.0	18.8	19.5	15.8
運転サイクル長さ(日)	284 *2	205 *2	284	284 *2
初装荷重金属重量(t)				
U+Pu	15.6	11.3	11.3	15.6
Pu	2.14	2.07	2.14	2.41
Pu239+Pu241	1.47	1.43	1.48	1.66
取出平均燃焼度 (at%)	6.7 *3	6.7 *3	9.3 *3	6.7 *3
実効増倍率				
平衡サイクル初期	1.0065	1.0186	1.0250	1.0149
平衡サイクル中期	1.0065	-	-	-
平衡サイクル末期	1.0062	1.0063	1.0061	1.0062
燃焼反応度 (%Δk)	0.03	1.23	1.89	0.87
増殖比				
平衡サイクル初期	1.05	0.85	0.83	0.93
平衡サイクル末期	1.02	0.86	0.84	0.92
平衡サイクル平均	1.03	0.86	0.83	0.92
最大線出力 (W/cm)	445 *4	427 *4	419 *4	432 *4
最大高速中性子束 (n/cm ² ・s; 平均)	2.70E+15	2.66E+15	2.60E+15	2.17E+15
最大高速中性子照射量 (n/cm ²)	3.31E+23	2.36E+23	3.19E+23	2.67E+23

*1: 制御棒, Pb反射体はSUS遮へい体に置換

*2: 燃焼度が文献情報と合うように設定

*3: 1at%=9300Mwd/tと仮定

*4: 燃焼ミスマッチファクタ未考慮

表 2.1.5-2 BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる実効増倍率への影響 (2次元 R-Z 計算)

Pu富化度14wt%一定条件

計算コード CITATION (7群拡散計算)

a. 冷却材の効果	冷却材	実効増倍率 (BOL)
[窒化物燃料]	鉛	1.0028
	ナトリウム	0.9668
	差 (% Δk)	3.6

b. 燃料の効果	燃料	実効増倍率 (BOL)
[鉛冷却材]	窒化物燃料	1.0028
	酸化物燃料	0.8772
	差 (% Δk)	12.6

実効増倍率への影響の差 (b/a)	3.5
-------------------	-----

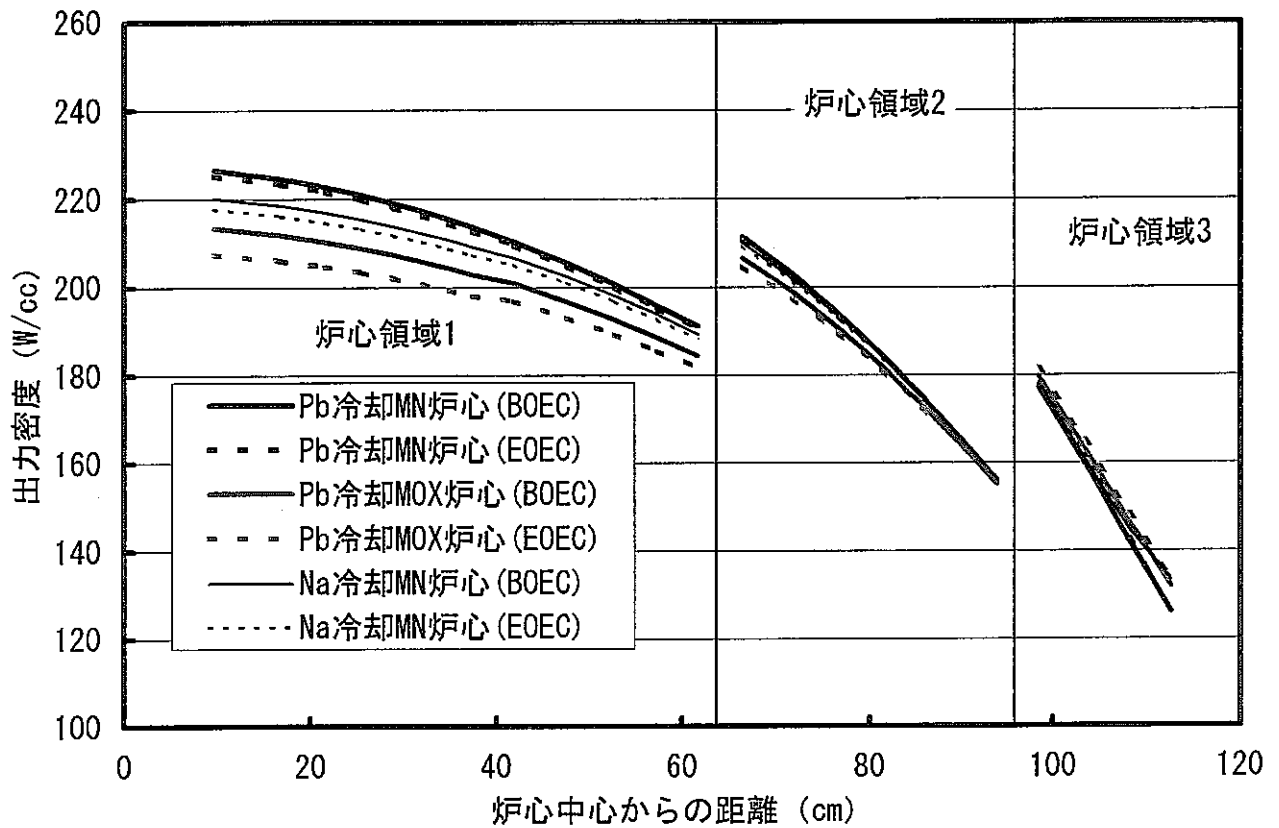


図 2.1.5-1 BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる径方向出力密度分布の比較

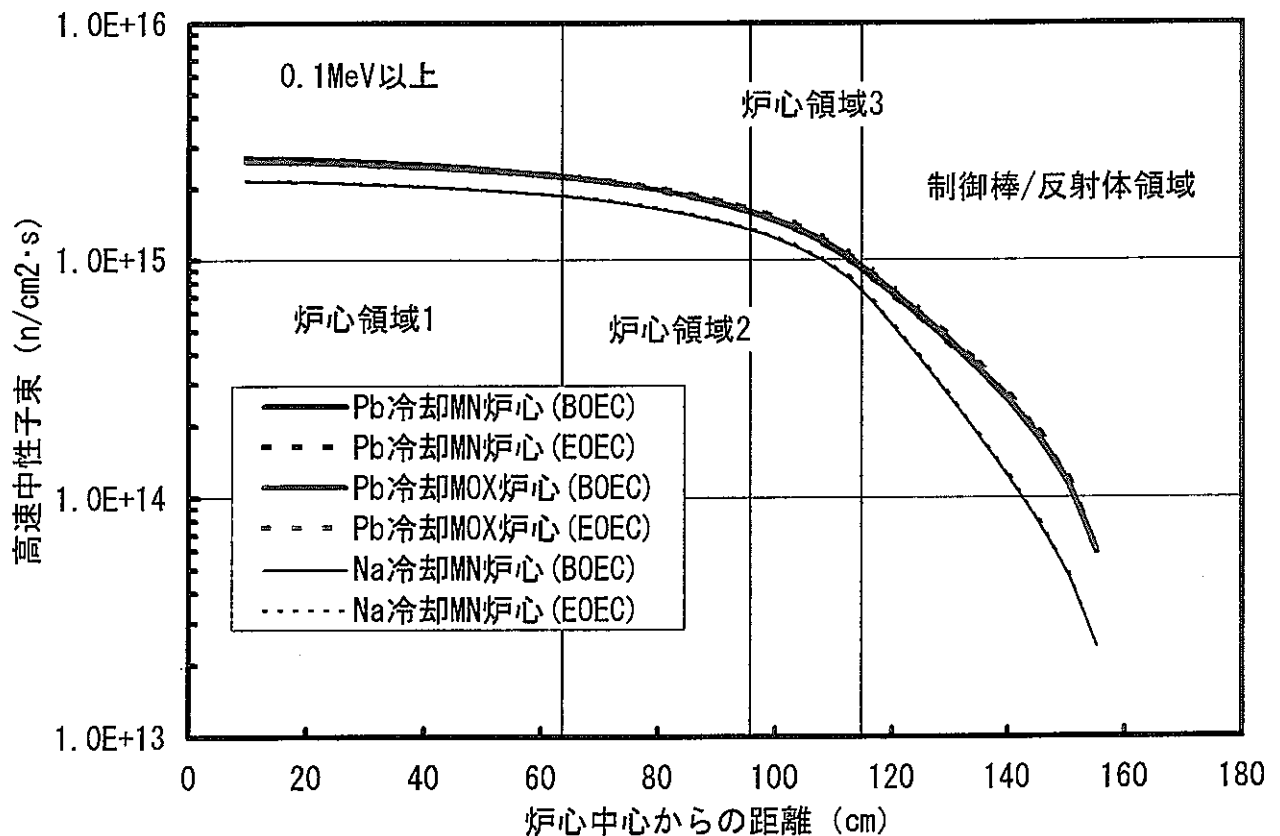


図 2.1.5-2 BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる径方向高速中性子束分布の比較

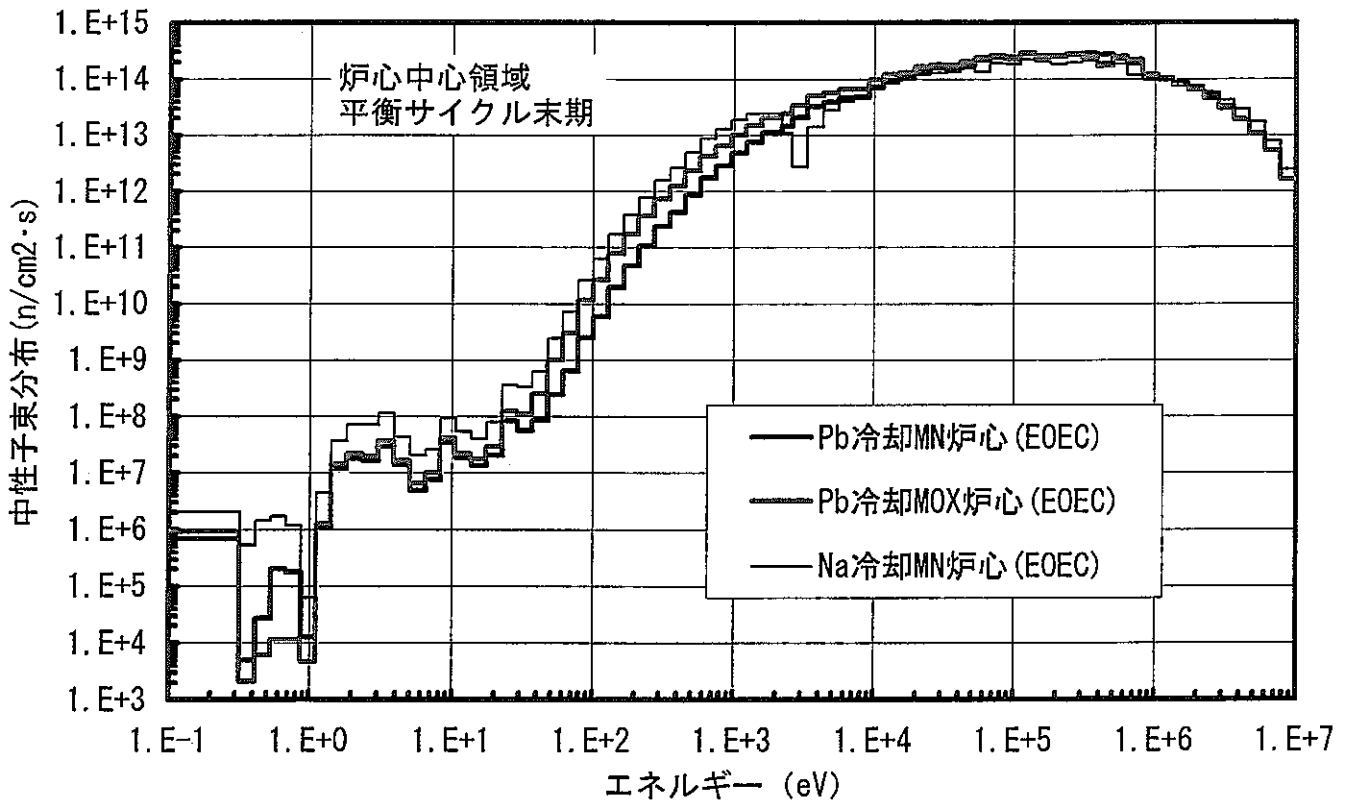
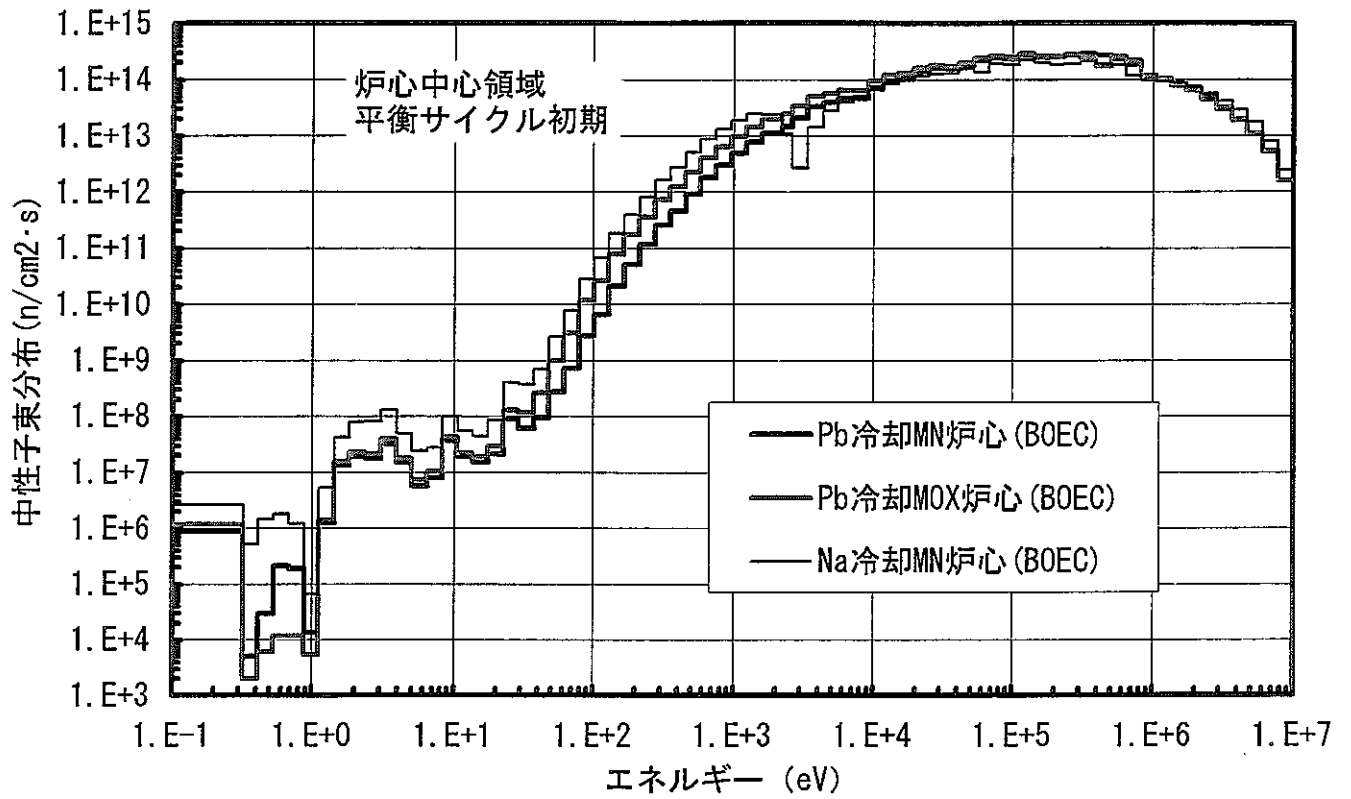


図 2.1.5-3 BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる中性子束分布の比較

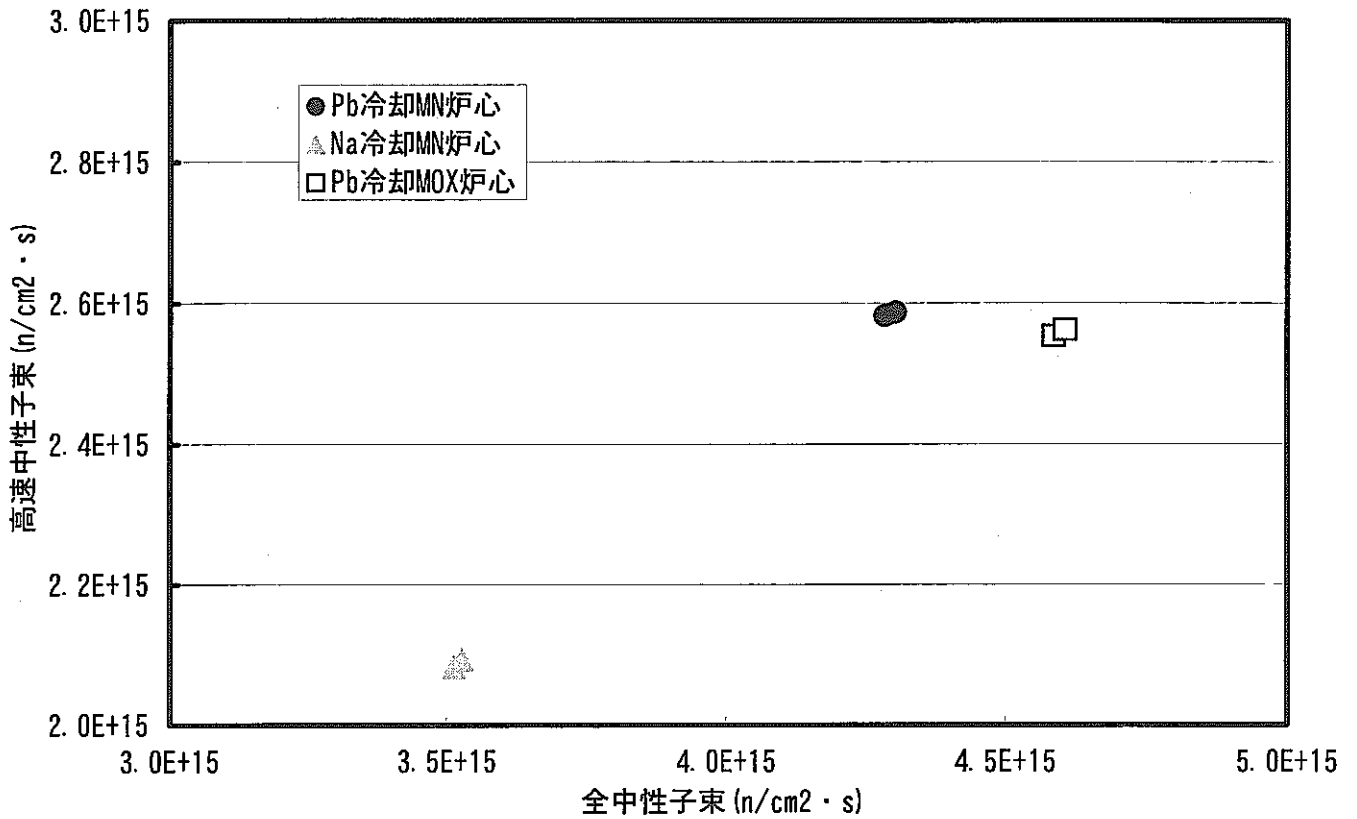


図 2.1.5-4 BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる全中性子束と高速中性子束の比較

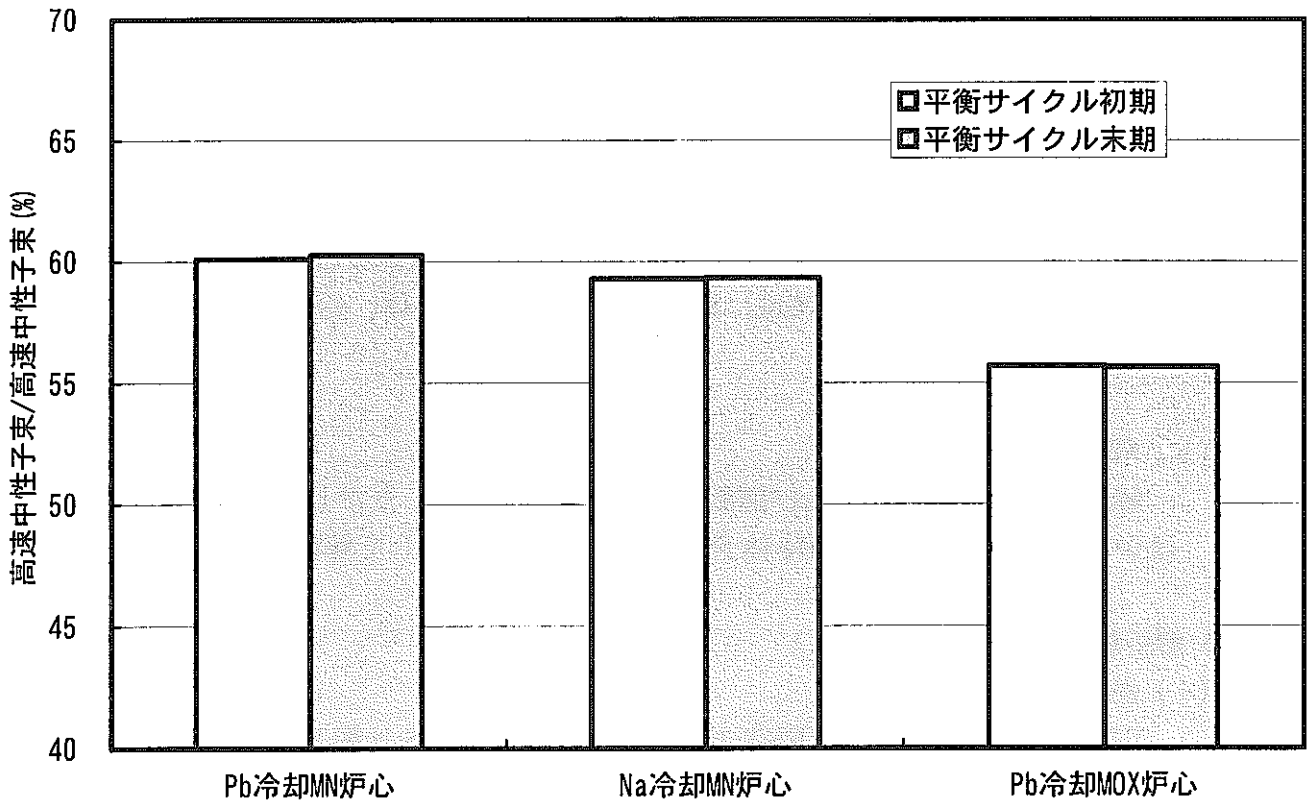


図 2.1.5-5 BREST-300 炉心における冷却材及び燃料種類の違いによる全中性子束に対する高速中性子束割合の比較

2.1.6 BREST-1200 炉心特性の評価

ロシアの大型鉛冷却窒化物燃料高速炉 BREST-1200 炉心の燃焼特性及び反射体反応度を解析し、大型鉛冷却窒化物燃料高速炉の特性を評価した。

(1) 解析条件及び方法

(i) 解析条件

解析条件を以下に示す。

(a) 炉心基本仕様及び燃料基本仕様

炉心基本仕様及び燃料基本仕様を表 2.1.6-1に示す。

BREST-1200 炉心に関する不明な情報は、前記 2.1.1 に示した BREST-300 炉心の情報を基に設定した。主なものを以下 ([BREST-1200]/[BREST-300]) に示す。

- ・ 原子炉熱出力 [2800MWth]/[700MWth]
- ・ 燃料交換バッチ数 [5 バッチ]/[5 バッチ]
- ・ 炉心等価直径 [475cm]/[230cm]
- ・ 集合体配列ピッチ [23.12cm]/[14.96cm]
- ・ 集合体内ピン本数(燃料ピン/支持ピン/合計) [253/36/289]本/
[114/7/121]本
- ・ 燃料体積割合(炉心領域 1/炉心領域 2/炉心領域 3)
[21.5/24.5/29.9]%/[23.1/26.4/32.2]%

(b) 炉心配置

炉心配置図を図 2.1.6-1に示す。

炉心は BREST-300 炉心と同様に、燃料ピン径の異なる 3 種類の燃料集合体 332 体と炉心周辺領域に配置された制御棒 64 体、鉛反射体 144 体で構成されている。

(ii) 解析方法

解析方法は前記 2.1.1 及び前記 2.1.3 と同じである。ただし、反射体反応度は炉心領域外側の制御棒 64 体全てを鉛制御棒と仮定して解析した。

(2) 解析結果

(i) 燃焼特性

BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の燃焼特性を比較して表 2.1.6-2及び図 2.1.6-2～図 2.1.6-3に示す。

(a) 燃焼欠損反応度

燃焼欠損反応度は BREST-300 炉心が 0.03% Δk であるのに対し、BREST-1200 炉心は運転サイクル長を約 2 倍にした場合が 0.81% Δk、同じにした場合が -0.44% Δk になる。

(b) 増殖比

平衡サイクル平均の増殖比は BREST-300 炉心が 1.04 であるのに対し、BREST-1200 炉心は運転サイクル長を約 2 倍にした場合が 1.00、同じにした場合が 1.08 になる。

(c) 最大高速中性子照射量

最大高速中性子照射量は BREST-300 炉心が $3.3 \times 10^{23} \text{n/cm}$ であるのに対し、BREST-1200 炉心は運転サイクル長を約 2 倍にした場合が $6.4 \times 10^{23} \text{n/cm}$ 、同じにした場合が $3.4 \times 10^{23} \text{n/cm}$ になる。ただし、最大高速中性子束は BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心で大きな差はない。

(d) 径方向出力密度分布

径方向出力密度分布は BREST-300 炉心では燃焼に伴う出力変動がほとんど無いのに対し、BREST-1200 炉心は運転サイクル長を約 2 倍にした場合が ±6% 程度変化する。また、運転サイクル長を同じにした場合は BREST-300 炉心と同様にほとんど変化しない。

(ii) 鉛反射体制御棒反応度

BREST-1200 炉心の鉛制御棒の反応度値を表 2.1.6-3 に示す。

炉心領域外側に配置された鉛制御棒 64 体での反応度値は 1\$ 程度になる。

(3) まとめ

BREST-1200 炉心の燃焼特性及び反射体反応度を解析した。その結果、鉛冷却窒化物燃料高速炉は大型化及び長期運転化した場合においてもブランケット無しで増殖比を ~1.0 程度にできる可能性があることを確認した。

また、プルトニウム富化度及び運転サイクル長さ等の設定条件によっては燃焼欠損反応度を小さくでき、従来のナトリウム冷却窒化物燃料高速炉に比べて制御棒本数削減及び炉心周辺領域に配置した鉛制御棒で燃焼補償ができる可能性がある。

表 2.1.6-1 BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の炉心基本仕様及び燃料基本仕様

項目	BREST-300炉心 (炉心1/炉心2/炉心3) *1			BREST-1200炉心 (炉心1/炉心2/炉心3)			備考 (BREST-1200炉心について)
原子炉熱出力 (MWth)	700			2800			文献情報
炉心等価直径 (cm)	230			475			
初装荷HM重量 (t)	16			60			
初装荷Pu重量 (t)	2.1			8.2			
初装荷Puf重量 (t)	1.5			5.7			
集合体数 (体)	57	72	56	148	108	76	
燃料交換バッチ数	5	←	←	←	←	←	BREST-300と同じに設定
集合体配列ピッチ (cm)	14.96	←	←	23.12	←	←	炉心等価直径が文献情報と合うように設定 --->1.36 (ピッチ) *17
Pu富化度 (wt%) *2	14.0	←	←	←	←	←	BREST-300と同じに設定
燃料ピン本数 (本)	114	←	←	253	←	←	HM重量が文献情報に合うように設定
支持ピン本数 (本)	7	←	←	36	←	←	
集合体内ピン本数 (本)	121	←	←	289	←	←	集合体配列ピッチと合うように設定 --->17*17
被覆管外径 (mm)	9.1	9.6	10.4	9.1	9.6	10.4	文献情報
被覆管肉厚 (mm)	0.50	←	0.55	0.50	←	0.55	BREST-300と同じに設定
被覆管内径 (mm)	8.1	8.6	9.3	8.1	8.6	9.3	
燃料ペレット径 (mm)	7.60	8.12	8.97	7.60	8.12	8.97	
支持棒径 (mm)	9.92	9.92	9.95	9.92	9.92	9.95	BREST-300と同じに設定 (構造材割合を文献値と同じにしたときの値)
燃料理論密度 (%TD)	94.4	←	←	←	←	←	BREST-300と同じに設定 (13.5/14.3) g/cm ³)
スミア密度 (%)	83.1	84.2	87.8	83.1	84.2	87.8	BREST-300と同じに設定 (被覆管内径、燃料ペレット径、燃料理論密度から設定)
体積割合 (%) [燃料/冷却材/構造材]	23.1/67.6/9.3	26.4/63.9/9.7	32.2/56.7/11.1	21.5/66.9/11.6	24.5/63.5/12.0	29.9/56.8/13.3	上記ペレット径、被覆管肉厚、支持棒径のときの値
実効燃料体積割合 (%)	21.8	24.9	30.4	20.3	23.1	28.2	燃料体積割合+理論密度

*1: 2.1.1章参照。

*2: Pu同位体組成 [Pu238/239/240/241/242/Am241] = [0.5/64/28/3.1/1.7/2.7] wt%。

表 2.1.6-2 BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の燃焼特性 (2次元 R-Z 計算)

項目		BREST-300炉心		BREST-1200炉心			
		文献情報	解析値	文献情報	解析値1	解析値2	解析値3 (参考)
Pu富化度 (wt%) [炉心1/炉心2/炉心3]		14.0/14.0/14.0	14.0/14.0/14.0	-	14.0/14.0/14.0 *4	13.3/13.3/13.3 *6	13.3/13.3/13.3 *6
運転サイクル長さ (日)		約300	284 *1	-	620 *5	284 *4	456 *6
初装荷炉心重金属重量 (t)	U+Pu	16	15.6	60	60.2	60.2	60.2
	Pu	2.1	2.14	8.2	8.23	7.82	7.82
	Pu239+Pu241	1.5	1.47	5.7	5.68	5.39	5.39
出力分担率 (%) [炉心1/炉心2/炉心3]	BOEC	35.4/39.2/25.4	35.4/39.3/25.3	-	48.0/32.8/19.2	50.3/31.8/17.9	49.6/32.2/18.3
	EOEC		35.3/39.4/25.3	-	46.8/33.3/19.9	50.5/31.7/17.8	49.0/32.4/18.6
取出平均燃焼度 (at%) [炉心1/炉心2/炉心3/平均]		9.0/6.9/4.8/6.7	9.0/7.0/4.7/6.7 *2	-	18.6/15.6/10.8/15.4 *2	9.1/6.9/4.5/7.1 *2	14.2/11.2/7.5/11.4 *2
実効増倍率	BOEC	-	1.0065	-	1.0142	1.0024	1.0023
	MOEC	-	1.0065	-	1.0110	1.0050	1.0037
	EOEC	-	1.0062	-	1.0061	1.0068	1.0034
燃焼反応度 (% Δk)		-0.05	0.03	-	0.81	-0.44	-0.13
増殖比 (-)	BOEC	1.07	1.05	-	1.01	1.10	1.07
	EOEC	1.05	1.02	-	0.98	1.06	1.02
最大線出力 (W/cm)	BOEC	430	445 *3	-	406 *3	455 *3	437 *3
	EOEC		442 *3	-	404 *3	454 *3	423 *3
最大高速中性子照射量 (n/cm ²)		-	3.31E+23	-	6.44E+23	3.37E+23	5.17E+23

*1 : 燃焼度が文献情報と同じになるように設定。

*2 : 1at%=9300MWd/tと仮定。

*3 : 燃焼ミスマッチファクタ未考慮。

*4 : BREST-300炉心と同じに設定。

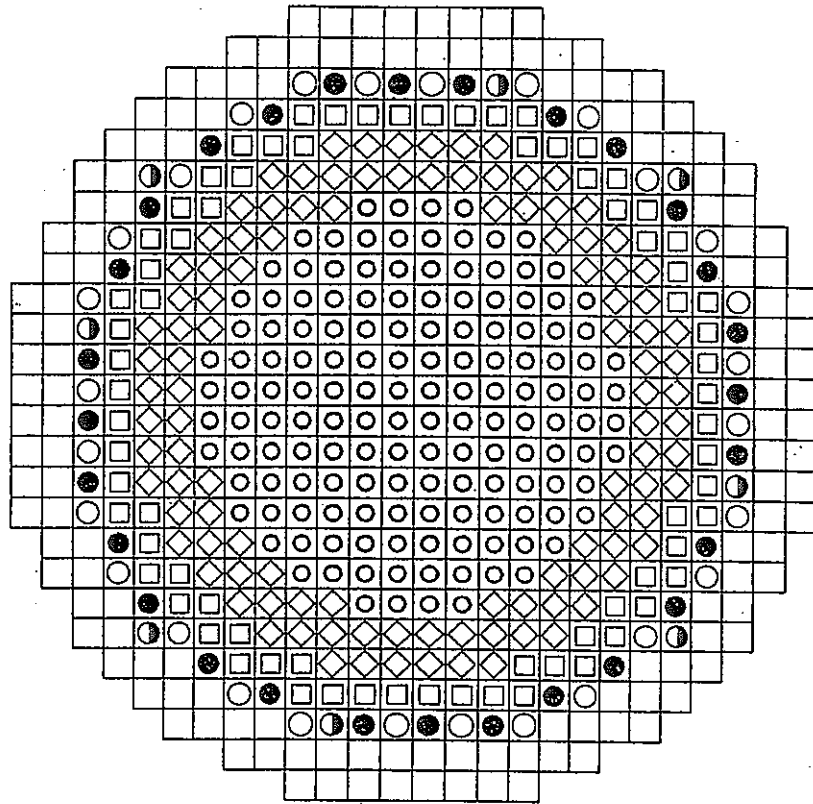
*5 : 平衡サイクル末期の実効増倍率がBREST-300炉心と同程度になるように設定。

*6 : 平衡サイクルの実効増倍率が1.0を下まわらない程度に設定。

表 2.1.6-3 BREST-1200 炉心の鉛制御棒反応度価値 (2次元 R-Z 計算)

15N100%
 Pu富化度 14.0wt%一定
 運転サイクル長さ 620日
 計算コード TWOTRAN (70群輸送計算)
 鉛調整棒体数 64体 (炉心領域外側全て)

平衡サイクル初期 Pb液位	遅発中性子発生割合 : 0.0036 (ロシア評価値)	
	Pb制御棒反応度価値 ([%Δk/kk'] / [\$])	
上部遮へい体上端 → 炉心部下端	-0.35	-1.0



- — FAs (148), $d_{f. el.} = 9.1 \text{ mm}$
- ◇ — FAs (108), $d_{f. el.} = 9.6 \text{ mm}$
- — FAs (76), $d_{f. el.} = 10.4 \text{ mm}$
- ⊙ — Automatic controller (8)
- — Reactivity compensator (28)
- — Emergency protection (28)
- — Lead reflector block (144)

Core element arrangement in the BREST-1200

図 2.1.6-1 BREST-1200 炉心の炉心配置

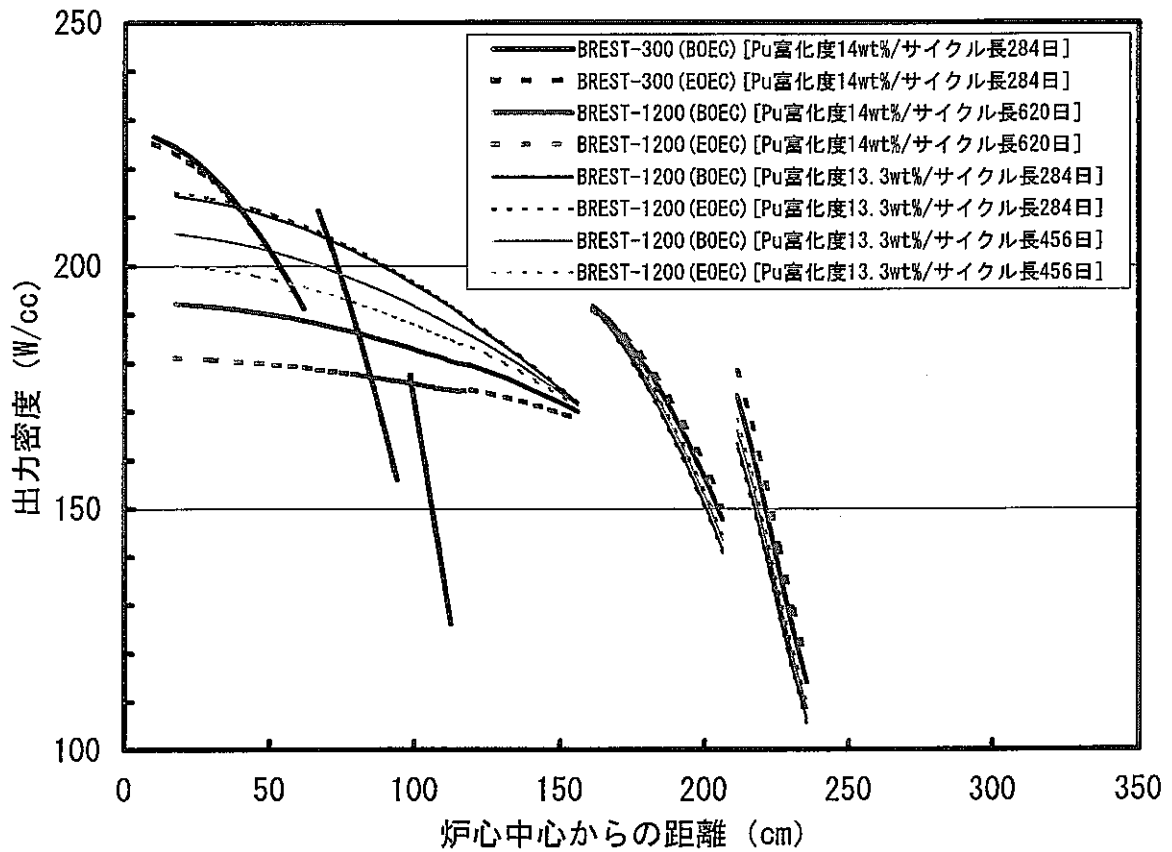


図 2.1.6-2 BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の径方向出力密度分布の比較

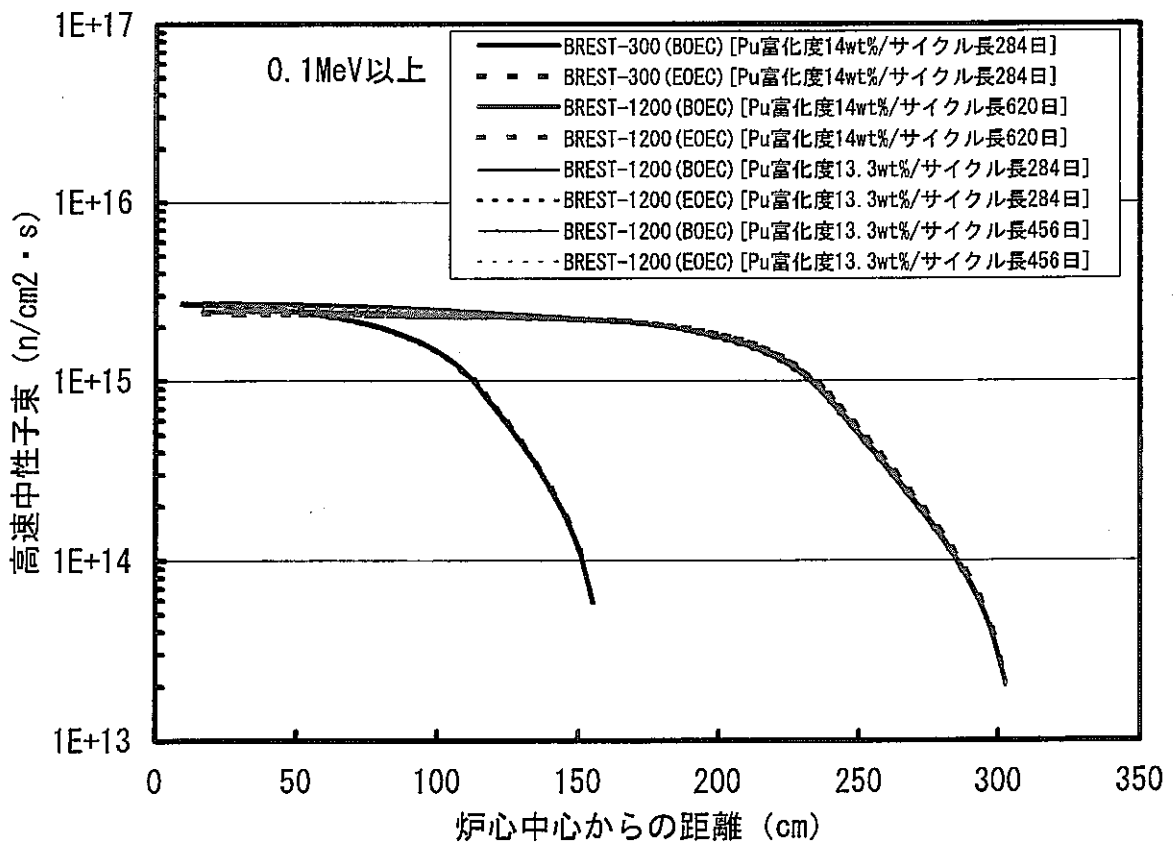


図 2.1.6-3 BREST-300 炉心と BREST-1200 炉心の径方向高速中性子束分布の比較

2.1.7 まとめ

ロシアの鉛冷却高速炉 BREST-300 炉心の燃焼特性及び反応度特性を解析した。その結果、BREST-300 炉心は重元素密度が大きい窒化物燃料を用いていること、中性子減速効果が小さい鉛冷却材を用いていることの両方の効果によって燃焼欠損反応度は β 値以下、増殖比はブランケット無しで ~ 1.0 以上が得られることを確認した（ただし、鉛冷却材の効果よりも窒化物燃料の効果が大きい）。したがって、従来のナトリウム冷却酸化物燃料炉心と比べて制御棒本数の削減及び炉心領域の外側に配置した制御棒の鉛液位変化によって燃焼補償ができる可能性がある。

また、BREST-1200 炉心においてもプルトニウム富化度、運転サイクル長さ等の設定条件によっては BREST-300 炉心と同様の燃焼特性が得られることを確認した。

2.2 BREST-300 炉心の熱・燃料設計レビュー

BREST-300 を対象として、公開文献及び 2.1 節にしめした JNC での核特性評価結果に基づいて、熱、燃料設計のレビューを実施した。以降、2.2.1 節では被覆管温度等の熱特性及びバンドル圧損について、2.2.2 節では、主に燃料ピン設計について示した。

2.2.1 BREST-300 炉心の熱設計評価

「実用化戦略調査研究」では、ガス冷却炉、鉛冷却炉等種々の炉型について調査研究を実施する計画である。炉心・燃料設計分野の研究の目的は、これら種々の炉型の炉心・燃料設計成立性を JNC 独自に確認するとともに、仕様設定根拠となっている要因を検討・考察し、他の炉型の炉心・燃料設計に活用・反映できる因子の有無を調査することである。

本節では、鉛冷却炉設計例として BREST-300^{[1][2][3][4]}（ロシア）を対象とし、調査した鉛物性（添付資料参照）及び計算モデルに基づいて、燃料ピンバンドル部圧力損失及び被覆管外表面温度（被覆管膜温度上昇： ΔT_{film} ）を解析評価した結果を示した。また、グローバルホットスポットファクタ（GHSF：冷却材平均温度上昇に対する被覆管肉厚中心ホットスポット温度上昇の比）について、ナトリウム冷却・酸化物燃料炉心と比較考察した。

(1) 評価対象及び手法

評価対象である BREST-300 の主要炉心仕様、特性を表 2.2.1-1^[1]、-2、図 2.2.1-1^[1]、及び-2^[1]に示す。BREST-300 はピン配列ピッチ、ピン本数、集合体配列ピッチが同一で、燃料ピン径だけが異なる 3 つの領域、即ち炉心 1、炉心 2、炉心 3 より構成されている。ピン配列ピッチはいずれの領域も 13.6mm である。燃料ピン径は炉心 1 が 9.1mm と最も細く ($P/D=1.495$)、流路断面積が最も広いため圧損抵抗が最小となっている。炉心 2 と炉心 3 の燃料ピン径はそれぞれ 9.6mm ($P/D=1.417$)、及び 10.4mm (同 1.308) となっている。参考として、原電実証炉では、燃料ピン径 8.5mm、 P/D は 1.135 である。

バンドル圧損評価及び被覆管外表面温度評価における冷却材流量条件は、流速の絶対値として最大流速 1.8m/s を、流速分布形状として図 2.2.1-4^[1]に示す相対値をいずれもロシア文献値に基づいて用いた。図 2.2.1-4 に示された冷却材流速径方向分布のうち、バンドル圧損評価においては入口、出口流量の各々を、被覆管外表面温度評価においては入口・出口流速の平均値を用いた。なお、図 2.2.1-4 の入口流速分布より、BREST-300 ではバンドル流入部以前に何らかの流量配分を行う方式としていると考えられる。

被覆管外表面温度評価における出力分布条件については、絶対値として表 2.2.1-1 に示すロシア文献値^[1]を、出力軸方向分布形状として JNC 計算値を用いた (2.1 節参照)。径方向分布については、各炉心領域の最大値のみを計算対

象とした。

バンドル圧損評価におけるスペーサグリッド段数については、以下のとおり推定値を用いるとともに、パラメータとして扱った。

- グリッド段数：ピン全長約 2.135m に対し、グリッドスペーサ形式の従来設計例（GCFR：ピン全長 2.1m、炉心有効長 1.0m、グリッド段数 9 段、等）より 10 段を暫定した。ただし、次節での考察のとおり、炉心 1 については 13 段グリッドについても評価した。なお、本計算ではピン全長に渡って軸方向に等間隔に設置した。

上記を評価対象として、SPECTACLE コードによりバンドル圧損、冷却材温度及び被覆管外表面温度を解析評価した。なお、BREST-300 ではバンドル内に燃料ピンとはピン径が異なるタイロッドが 7 本存在するが、このタイロッドにより生じるサブチャンネルについてもモデルに考慮した。圧損評価モデル及び熱伝達モデルは以下を用いた。なお、Subbotin の熱伝達相関式は、液体金属乱流域での円管を対象として広範に用いられているモデルである。

- 圧損評価モデル： ベアバンドル部 Cheng-Todreas モデル^[5]
 スペーサグリッド部 Rehme モデル^[6]
 (\propto 修正形状係数 \times 面積閉塞率²)
- 熱伝達モデル： Subbotin の式 $Nu = 5.0 + 0.025Pe^{0.8}$

(2) 評価結果

(i) バンドル部圧力損失

ロシア文献による出入口各々の冷却材流量分布に基づき、バンドル圧損の炉心径方向分布を評価した。評価結果を単位バンドル長当たりの圧損として図 2.2.1-5 に示す。

BREST-300 では、ダクトレス燃料集合体であることに加えて炉心 1、2、3 の各領域にて圧損抵抗 (P/D) が異なることから、入口流量に対して各炉心領域間にて圧損抵抗に起因する流量再配分が発生し、各集合体のバンドル圧損の合計（バンドル出口部での圧力）は、同程度になると考えられる。図 2.2.1-4 の出入口流速分布において、径方向流速分布の勾配が大きい炉心 2 と 3 に着目すると、炉心 3 のバンドル入口部での流量が、炉心 3 の圧損抵抗が炉心 2 のそれより大きいため、バンドル出口に向かうにしたがって炉心 2 に再配分されていることがわかる。この結果、炉心 2 と 3 の圧損径方向勾配が炉心出口部では入口部よりも緩和されている（図 2.2.1-5）。また、炉心 3 の外周部では入口流量に対して、炉心 3 内側から流量が配分され出口部流量が増加しており（図 2.2.1-4）、炉心 3 における圧損径方向勾配も緩和されている（図 2.2.1-5）。

次に、各炉心領域間の圧損の差異について記す。ダクトレス集合体を用いた炉心では、炉心圧損（厳密には炉心圧損の軸方向分布）が同程度では無い場合、各炉心領域間にて流量再配分が発生することとなる。ここで、炉心 2 と炉心 3 とでは、境界部近傍の遷移領域を除外すると両者のバンドル圧損はグリッドスペーサ 10 段という同一グリッド段数にて同程度となった（図 2.2.1-5、-6）。一方、炉心 1 では、グリッド段数 10 段では、炉心 2 及び 3 と比べてバンドル圧損が 10%以上小さい結果となっており、本条件では炉心 2 から炉心 1 へ冷却材が流れ込む向きに流量再配分が発生し、ロシア側評価結果（図 2.2.1-4）に示されている流速分布とはならないことになる（図 2.2.1-5）。したがって、図 2.2.1-4 の流速分布にて少なくとも炉心圧損が同程度となるためには、集合体構造設計等にて以下に示す様な設計上の工夫をしていることが考えられる。

- ・ 集合体エントランスノズル等バンドル部以外での流量調節機構
- ・ グリッド段数
- ・ グリッド構造仕様（グリッド高さ、等）

本検討では例えばグリッド段数にて各炉心領域間のバンドル圧損を同程度となるように調節した場合について検討した。グリッドスペーサ 1 段当たりの圧損は、炉心 1 で 0.038kgf/cm^2 、炉心 2 で 0.041kgf/cm^2 、炉心 3 で 0.046kgf/cm^2 程度であるため、炉心 2 と 3 でグリッド 10 段であった場合、炉心 1 のグリッド段数として 13 段程度を仮定すると、いずれの炉心領域においても同程度のバンドル圧損となり、炉心 2 から炉心 1 への流量再配分はある程度抑制できることになる（図 2.2.1-5、-6）。ここで、図 2.2.1-6 は、入口流量での圧損と出口流量での圧損とを軸方向に積分する（平均する）ことにより求めたバンドル圧損の合計値であり、前述のとおり炉心 1 についてはグリッド段数 13 段、炉心 2 と 3 についてはグリッド段数 10 段を仮定したものである。これらのグリッド段数は本検討にて仮定したものではあるが、バンドル圧損は約 0.9kgf/cm^2 と評価され、ロシア側評価値（炉心圧損約 1kgf/cm^2 ）と同程度の結果となった。なお、図 2.2.1-4、-5、-6 において、炉心 2 は径方向に集合体 2 層分、炉心 3 は集合体 1 層分であり、また、BREST-300 のピン長は 2.135m である。

(ii) 被覆管外表面温度

鉛物性値の調査（添付資料参照）より、定圧比熱として国内文献値には $160\text{J/kg}\cdot\text{K}$ 及び $147\text{J/kg}\cdot\text{K}$ と、両者間で 8%も異なるデータがあった。一方、ヒートバランスのロシア設計値より鉛の比熱を求めると、 $146\text{J/kg}\cdot\text{K}$ となり（熱出力 700MW、冷却材流量 $40\text{t/s}^{[4]}$ ）、後者に近い値となった。本検討では、鉛の比熱として $160\text{J/kg}\cdot\text{K}$ 及び $147\text{J/kg}\cdot\text{K}$ の両方を用いて被覆管外表面温度を評価した。

被覆管外表面温度軸方向分布の計算結果を図 2.2.1-7、-8、-9 に示す。それぞれの径方向位置は各炉心領域の炉心中心側の点である（図 2.2.1-3 参照）。また、冷却材流量として、図 2.2.1-4 に示す入口、出口流量の平均値を用いた。

比熱として $147\text{J/kg}\cdot\text{K}$ を用いた場合、各炉心領域 1~3 において、被覆管外表面温度（ノミナル値）は炉心上端部にてそれぞれ 600°C 、 598°C 、 585°C となった。一方、ロシア評価値は各炉心領域 1~3 において、 596°C 、 606°C 、 614°C となっており（表 2.2.1-1 参照）、炉心 1 及び 2 に関しては同程度の結果となった。炉心 3 に関しては本評価値はロシア評価値より約 30°C 低い結果となった。この要因の一つに、冷却材流量としてロシア評価による入口、出口流量の平均値を用いていることが上げられる。炉心 3 の圧損抵抗が大きいことから、炉心 3 の冷却材流量は炉心 2 へ流れ込むため、出口流量は入口流量から約 6% 低下する（図 2.2.1-4、-5 参照）。炉心 3 にて出口流量を用いた場合、被覆管外表面温度は約 590°C に上がりロシア評価値に近づくが、まだ約 24°C の差異が残ることとなる。この差の原因については、例えば膜温度上昇 ΔT_{film} 計算モデル⁶⁾の差異等が考えられるが、炉心 3 は最大線出力が 353W/cm と炉心 1、2 の 427W/cm 、 413W/cm と比較して低く、本モデルにて高線出力領域にてほぼロシア側評価と同程度の被覆管外表面温度となっているため、ここではこれ以上の検討は実施しないこととする。

なお、比熱として $160\text{J/kg}\cdot\text{K}$ を用いた場合は、 $147\text{J/kg}\cdot\text{K}$ を用いた場合と比較して、被覆管外表面温度は 15°C 程度低く、膜温度上昇 ΔT_{film} は 4°C 程度低い結果となり、ロシア側評価結果からより低温側にずれる結果となった。

(iii) グローバルホットスポットファクタ（GHSF）の分析

GHSF は(1 式)で表され、また、簡易的に(2 式)のように各因子に分解できる。この簡易モデルに基づき、BREST-300 とナトリウム冷却炉の GHSF を各因子に分け、その差異を分析した。ナトリウム冷却炉として 4.1.4(1)(iii) に示した大型ナトリウム・酸化物燃料炉心及び原電実証炉・高燃焼度段階炉心を比較対象とした。

$$\text{GHSF} = (T_c - T_{\text{in}}) / (T_{\text{out}} - T_{\text{in}}) \quad (1 \text{ 式})$$

T_{in} : 入口温度

T_{out} : 出口温度

T_c : 被覆管最高温度（ホットスポット値）

$$\begin{aligned} \text{GHSF} = & (\text{炉心出力分担率}) / (\text{炉心部流量割合}) \times (\text{径方向ピーキングファクタ}) \\ & / (\text{流量配分特性係数}) \times (\text{周辺流れ効果係数}) \\ & \times (\text{下部軸方向ブランケット発熱割合}) \times (\text{集合体内径方向ピーキング係数}) \end{aligned}$$

×(冷却材混合効果係数)×(フィルム及び被覆管内温度上昇効果)
 ×(物性値補正係数)×(被覆管温度工学的安全係数).

(2式)

評価結果を表 2.2.1-3、-4 に示す。分析評価においては、サブチャンネル解析相当の被覆管最高温度のロシア側評価値より算出した GHSF と、(2式)にしたがって積み上げた簡易モデルによる GHSF とが同程度になるように、(2式)の内訳となる各因子を推定も含めて以下のとおり設定した。なお、本検討では、燃焼度、つまり燃料ピン内ガス圧が他のプルトニウム富化度領域 (BREST-300 では他の燃料体積比領域) と比べてより大きく、被覆管温度をより低く制限する必要がある内側炉心 (BREST-300 では炉心 1) に着目した。

- ① 炉心部出力分担率 : BREST-300 の炉心部出力分担率は、文献値[2]に基づき炉心燃料集合体の発熱割合 (軸方向反射体含む) とした。
- ② 炉心部流量割合 : A.ナトリウム冷却炉と比較して、炉壁冷却 (壁冷)、制御棒等炉心燃料集合体以外への配分流量が小さいと考えられること、及びB.集合体流量に基づく炉心部流量割合が1次系流量40t³と同程度となったこと (図 2.2.1-10 参照) により、炉心部出力割合と同じ値とした。つまり、本評価では炉心部出力分担率と炉心部流量割合はキャンセルされる。
- ③ 径方向出力ピーキング係数 : 最大線出力 (ロシア評価値、表 2.2.1-1 参照) と平均線出力との比を、軸方向ピーキング係数 (JNC 評価値、2.1 節参照) で割った値とした。したがって、本ピーキング係数には集合体内ピーキング係数が含まれている。
- ④ 流量配分特性係数 : ロシア評価における入口流速分布 (図 2.2.1-4) に基づき設定した (図 2.2.1-10 参照)。
- ⑤ 下部ブランケット発熱効果 : 炉心部発熱量に考慮済みである。なお、BREST-300 には下部軸方向ブランケットが無く、軸方向反射体が存在する。この軸方向反射体の発熱割合は、上下にて4MW (出力分担率 0.57%) と小さい³⁾。
- ⑥ 周辺流れ効果係数 : ダクトレス集合体であることに加え、P/D が 1.308 ~1.495 と従来ダクトレス設計例 (~1.2) よりも大きいため詳細な熱

流動解析により確認することが望まれるが、本評価では暫定的に冷却材混合効果係数と併せた効果として 1.00 とした。参考として、ダクト付きワイヤスペーサバンドルタイプの従来ナトリウム炉では周辺流れ効果係数 $1.1 \times$ 冷却材混合効果係数 $0.99 = 1.09$ 程度である。なお、本値にて、(2式)による GHSF 簡易モデルより算出した被覆管肉厚中心ホットスポット温度と、ロシア側での熱計算による同値とがほぼ同一となることから、BREST-300 では周辺流れ効果がそれほど大きくないか、もしくはロシア設計においても設計評価上周辺流れ効果としてそれほど大きい値を見積もっていないことが考えられる。

- ⑦ 冷却材混合効果係数：上記 f のとおり。周辺流れ効果係数を合わせて、合計の効果係数を 1.0 とした。
- ⑧ 膜温度上昇 (ΔT_{film}) + 被覆管内温度上昇量：3.3 節の評価結果より ΔT_{film} として 40°C 、被覆管外表面から肉厚中心までの温度上昇量として 5°C とした。
- ⑨ 物性値補正係数：暫定的にナトリウム冷却炉と同程度の 0.7% とした。
- ⑩ 被覆管最高温度評価用の全工学的安全係数：ロシア評価による被覆管温度のノミナル値とホットスポット値から、約 1.19 とした。

ナトリウム冷却炉についても従来設計例に基づき各因子を設定した。簡易モデルに基づく GHSF の因子分解により、鉛冷却炉では膜温度上昇量 ΔT_{film} がナトリウム冷却炉の 10°C 程度以下と比べて $40 \sim 60^{\circ}\text{C}$ 程度と大きいにもかかわらず、BREST-300 の GHSF がナトリウム冷却炉と同程度以下（ナトリウム・酸化物燃料内部ダクト付き大型炉心より約 2% 小、原電実証炉・高燃焼度段階炉心より約 7% 小）となっている。この要因は、「A. 径方向出力ピーキングファクタが小さいこと（ナトリウム・酸化物燃料内部ダクト付き大型炉心より約 7%、原電実証炉・高燃焼度段階炉心より約 10% 小さい）」、「B. 炉心部以外への無駄流量がほとんど無いと推定されること（本評価では無駄流量を 0 と仮定した）」、及び「C. 周辺流れ効果係数と冷却材混合効果係数とを併せた効果を 1.0 程度と小さく見積もっている^(*)と推定されること」によると考えられる。A に関して、径方向出力ピーキングファクタの内訳を表 2.2.1 に示す。BREST-300 にて径方向出力ピーキングファクタが他の炉心よりも小さい理由は、燃焼ミスマッチファクタが小さいためである。原電実証炉高燃焼度段階炉心及びナトリウム・酸化物燃料大型内部ダクト付き炉心等、ナトリウム冷却酸化物燃料炉心設計例では、内側炉心の燃焼ミスマッチファク

夕は9%程度であり、BREST-300では燃焼ミスマッチファクタは約1となっている(2.1節参照)。

ただし、BREST-300は炉心部取出平均燃焼度が約6万MWd/tであり、「実用化調査戦略研究」における性能目標15万MWd/tと比較して半分以下と小さい。ここで、BREST-300の炉心概念にて15万MWd/t程度の取出燃焼度を志向した場合は、内部転換比が低下して燃焼ミスマッチファクタが増大し、径方向ピーキングファクタが増大するために、GHSFは現行の1.83よりは大きくなると考えられる。BREST-300にて炉心部取出平均燃焼度を15万MWd/tとした場合に、燃焼ミスマッチファクタが例えばナトリウム酸化物燃料炉と同等の9%程度まで大きくなったと仮定するとBREST-300のGHSFは約2.0となり、半分程度の4.5%程度まで大きくなったと仮定するとGHSFは約1.9となる(表2.2.1-5)。

なお、参考としてナトリウム・酸化物燃料内部ダクト付大型炉心(PNC-FMS被覆管)の集合体出口温度径方向分布を図2.2.1-11に示す。各径方向位置にプロットしている集合体は同一の燃料集合体であり、平衡サイクルの各サイクル時点で燃焼効果により集合体出口温度が変動している様子を表している。規格化は平均出口絶対温度778K(505℃相当)で行っており、これはBREST-300の文献データである図2.2.1-4と同一の規格化方法である。本炉心のGHSFはBREST-300炉心1の1.83と同程度の1.86であるが、冷却材温度ピーキングはBREST-300の1.02(図2.2.1-4)に対し、1.06(図2.2.1-11)と大きくなっている。これは、鉛冷却ではGHSFにおいて膜温度上昇分 ΔT_{film} が大きく寄与するのに対して、ナトリウム冷却では冷却材温度上昇分 ΔT_{Na} の寄与が大きいためである(表2.2.1-4参照)。

⁴⁾ナトリウム炉従来設計では、周辺流れ効果係数は1.1と他の因子と比較して無視できない因子であり、一方冷却材混合効果係数は0.99程度と影響が小さいと言える因子である。本検討では、まずGHSF合計をロシア側評価による被覆管最高温度に基づいて決め、その内訳となる各因子を推定も含めて設定し、GHSFの支配因子を調査した。BREST-300の周辺流れ効果係数自体は、今後詳細解析等により確認されることが望まれるが、ロシア側評価においては、現状本効果係数を小さく(冷却材混合効果と併せて1.0程度と)見積もっていると推定される。

(3) BREST-300 の熱特性のまとめ

BREST-300 について、バンドル圧損及び被覆管外表面温度を解析評価した。さらに、グローバルホットスポットファクタ (GHSF) をナトリウム冷却炉と比較して要因分析した。

ピン径 (バンドル圧損抵抗) の異なる炉心 3 領域のバンドル圧損をロシア側評価による流量分布を入力として求めた。この流量分布に基づいた場合、各領域間で炉心圧損を同程度として各炉心領域間の流量再配分を防ぐためには、スペーサグリッド段数や集合体入口部オリフィス等による圧損抵抗に関する設計上の工夫をしている可能性があることが分かった。スペーサグリッド段数にて調節した場合、炉心 1 は 13 段、炉心 2 及び 3 は 10 段にて、各領域のバンドル圧損が同程度となった。

被覆管外表面温度については、鉛の比熱物性値に出典の違いによる幅はあるものの、ロシアと同じ物性値を用いた計算ではロシア評価と同程度の結果を得、評価手法の妥当性を確認した。また、膜温度上昇 ΔT_{film} が 40~60℃程度と、ナトリウム炉の 10℃程度と比較して大きくなることが分かった。

GHSF の各因子をナトリウム冷却炉と比較した。BREST-300 では「①燃焼ミスマッチファクタが約 1 であること (ナトリウム炉では 10%程度)」、「②壁冷や制御棒流量等の炉心部以外への無駄流量がほとんどないと推定されること (ナトリウム炉では 10%程度の無駄流量が発生)」、及び「③従来ナトリウム炉で 1.1 程度である周辺流れ効果係数を、冷却材混合効果係数 (同 0.99) と併せて 1.0 程度と見積もっていると推測されること」により、膜温度上昇 ΔT_{film} が 40~60℃程度と大きいにもかかわらず、GHSF がナトリウム冷却炉と同程度以下となっていることが分かった。ただし、燃焼ミスマッチファクタが約 1 となる理由は、BREST-300 の取出し平均燃焼度が約 6 万 MWd/t と「実用化戦略調査研究」における性能目標約 15 万 MWd/t の半分以下であるためであり、BREST-300 概念にて 15 万 MWd/t 程度の高燃焼度を志向した場合は、燃焼ミスマッチファクタが増大し、GHSF は 1.83 より増加すると考えられる。

表 2.2.1-1 BREST-300 (鉛冷却炉, ロシア) の仕様及び特性

Loading parameters of fuel elements and FAs

Parameter name	Parameter value		
	Core 1	Core 2	Core 3
Fuel rod diameter, mm	9.1	9.6	10.4
Relative pitch in fuel rod lattice:	1.495	1.417	1.308
Volumetric fraction:			
- fuel	0.231	0.264	0.322
- structural materials	0.093	0.097	0.111
- coolant	0.676	0.639	0.567
Breeding ratio:			
- fresh fuel	1.09	1.10	1.11
- onset of fuel microcycle	1.06	1.07	1.08
- middle of fuel microcycle	1.05	1.06	1.07
- end of fuel microcycle	1.04	1.05	1.06
Thermal output, MW			
- onset of fuel microcycle	229.1	265.9	178.9
- middle of fuel microcycle	228.8	265.9	178.2
- end of fuel microcycle	228.8	265.9	178.2
Radial power peaking ratio, K_p	1.09	1.16	1.18
Number of fuel rods	6498	8208	6384
Radius, mm	637	759	1148
Peak linear power rate, kW/m	42.7	41.3	35.3
Peak fuel rod surface temperature, K:			
- nominal	869 596°C	879 606°C	887 614°C
- "hot spot"	902 629°C	915 642°C	922 649°C
Peak fuel temperature, K:	(HSF 1.188)	(1.194)	(1.180)
- nominal	1087	1085	1063
- "hot spot"	1253	1247	1244
Flow relative narrowing by spacer grid	0.199	0.211	0.234
Number of FAs	57	72	56
Number of FAs to be refueled	11-12	14-15	11-12
Fuel burn-up in FAs to be refueled, HM per cent:			
- average	9.0	6.9	4.8
- peak	11.8*	9.8	6.8
	(10.8)	(8.3)	(5.8)
Radiation induced damage of fuel cladding, dpa	130	114	86
	(120)	(97)	(73)
Plutonium content** in FAs to be loaded in, HM per cent:			
- plutonium	14.0	14.0	14.0
- ($^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$)	9.7	9.7	9.7

* Fuel burn-up values and radiation induced damage of fuel cladding in case of FAs shuffling inside any shaped subcore during its operation are presented in parentheses.

** Mixed U Pu N mononitride fuel is used with relationships between different radioactive nuclides are as follows: $^{238}\text{Pu} / ^{239}\text{Pu} / ^{240}\text{Pu} / ^{241}\text{Pu} / ^{242}\text{Pu} / ^{241}\text{Am} / ^{242}\text{Am} / ^{243}\text{Am} = 0,5/64/28/3,1/1,7/2,1/0,1/0,5$

radiation shielding. Coolant dumping from the reactor is accompanied with monotonous reactivity decrease.

Control members are taken out of reactor core and located in the first row of reflector to provide refuelling under control of scram.

表 2.2.1-2 BREST-300 のバンドル圧損・被覆管温度評価用燃料仕様

項目	第1領域	第2領域	第3領域
バンドルタイプ	燃料ピン四角配列/グリッドスペース/ダクトレス/タイロッド有り		
燃料ピン本数/SA ^{*1}	114	114	114
ピン径 (mm)	9.1	9.6	10.4
ピン配列ピッチ (mm)	13.6	←	←
P/D	1.49	1.42	1.31
最外周ピン-ダクト間ギャップ幅 (mm)	4.45	4.20	3.80
ダクト内対面距離 (mm) ^{*2}	149.6	←	←
タイロッド本数 ^{*1}	7	←	←
タイロッド径 (mm)	13.4	←	←
バンドル流路断面積 (cm ²)	139.8	131.4	117.1
バンドル平均水力等価直径 (cm)	1.57	1.41	1.17
ピン全長 (cm)	213.5	←	←
炉心高さ (cm)	110.0	←	←
炉心上端-ピン上端 ^{*3} (cm)	95.5	←	←
炉心下端-ピン下端 ^{*3} (cm)	8.0	←	←
(グリッド段数) ^{*4}	(10 / 13)	(10)	(10)
グリッドタイプ ^{*5}	ハニカム	←	←
グリッド面積閉塞率	0.199	0.211	0.234
冷却材種類	鉛		
冷却材入口温度 (°C)	420		
冷却材出口温度 (°C)	540		
冷却材物性用平均圧力 (MPa)	0.10		
冷却材物性用平均温度 (°C)	480.00		

*1) 全ピン本数は11列×11列=121本。 そのうち、7本がタイロッドである。

*2) BREST-300は燃料ピン四角配列・ダクトレス集合体であるため、集合体配列ピッチに相当する。

*3) ロシア文献の集合体仕様図より読み取った値。(推測部分を含む)

*4) グリッド段数は他の設計例等に基づく推測より10段を仮定し、さらにバンドル圧損の検討ではパラメータとして取り扱い、炉心1のグリッド段数として13段を仮定した。(本文参照)

*5) 全段のグリッドともハニカムタイプ。

表 2.2.1-3 BREST-300 のグローバルホットスポットファクタの考察(*1)

項目	①BREST-300	②Na・MOX大型炉 (リファレンス炉心) ^[8] (被覆管材:PNC-FMS)	③Na・MOX大型炉 (リファレンス炉心) ^[8] (被覆管材:ODS)	④原電実証炉 ^[9] (高燃段階炉心)	因子の比較 ①/②
出口温度 (°C)	540	505	550	550	1.07
入口温度 (°C)	420	350	395	395	1.20
出入口温度差 (°C)	120	155	155	155	0.77
(1) 炉心部出力分担率	0.99	0.96	←	0.98	1.03
(2) 炉心部流量割合	0.99 (*2)	0.89	←	0.89	1.11
(3) 径方向出力ピーキング係数	1.26	1.37	1.32 (*4)	1.42	0.93
(4) 流量配分特性係数 (リファレンス流配効果)	1.15	1.16	1.11 (*4)	1.15	0.99
(5) 周辺流れ効果係数	1.00 (*5)	1.10	←	1.10	0.91
(6) 下部ブランケット発熱効果	1.00	1.00	←	1.00	1.00
(7) 集合体内径方向ピーキング係数(*3)	1.00	1.00	←	1.00	1.00
(8) 冷却材混合効果係数	1.00 (*5)	0.99	←	0.99	1.01
(9) 膜温度上昇+被覆管内温度上昇量	1.38	1.10	←	1.06	1.25
(10) ホットチャンネルと原子炉バルク平均間の物性値補正係数	1.007	1.007	←	1.007	1.00
(11) 工学的安全係数 (被覆管温度評価用合計値)	1.19	1.21	←	1.23	0.98
GHSF [1]	1.81	1.84	1.85	1.93	0.98
被覆管最高温度 (肉厚中心) [1]	637	635	682	695	0.76 (*6)
被覆管最高温度 (肉厚中心) [2]	639	638	687	700	0.76 (*6)
GHSF [2]	1.83	1.86	1.88	1.97	0.98

[1] (1) から (11) までの各因子の積み上げモデル(式2)によるGHSF、およびこのGHSFと出入口温度差により計算した被覆管最高温度。
 [2] サブチャンネル相当の温度計算により計算した被覆管最高温度(HSF考慮)、及び、この被覆管最高温度と出入口温度差より計算したGHSF。

- (*1) 本検討では、先ずGHSF合計をロシア側評価による被覆管最高温度に基づいて決め、その内訳となる各因子を推定も含めて設定し、GHSFの支配因子を調査検討した。
 (*2) BREST-300の炉心部流量割合は、文献データの検討により燃料集合体流量が1次系流量と同程度となったこと等により、炉心部出力割合と炉心部流量割合とが同一と仮定した。なお、BREST-300では壁冷、制御棒等、炉心燃料集合体以外に配分する流量割合はナトリウム冷却炉と比較して小さいと考えられる。
 (*3) 集合体内径方向ピーキングファクタは径方向ピーキングファクタにて計上済み。
 (*4) 被覆管最高温度発生集合体(燃料ピン)の出力ピーキング係数および流量配分特性係数であるため、②の値とは異なる。
 (*5) ロシア側評価においては、現状では周辺流れ効果係数と冷却材混合効果係数とを併せて1.0程度に見積もっていると推定される。(本文参照)
 (*6) 被覆管最高温度については、温度上昇量の比を取った値。

表 2.2.1-4 GHSF 因子のまとめ

	BREST-300 (Pb)	Na・MOX大型炉 (1)ファルス炉心 (被覆管材：PNC-FMS)	原電実証炉 (高燃段階炉心)	備考
冷却材温度上昇分	1.10	1.39	1.48	表の(1)～(8)及び(10)の因子
膜温度上昇+被覆管内温度上昇分	1.38	1.10	1.06	表の(9)の因子
工学的安全係数	1.19	1.21	1.23	表の(11)の因子
合計	1.81	1.84	1.93	

●GHSFに対する各因子の寄与割合

冷却材温度上昇分	13%	46%	51%
膜温度上昇+被覆管内温度上昇分	46%	12%	7%
工学的安全係数	24%	25%	25%
合計	100%	100%	100%

表 2.2.1-5 各炉心の径方向ピーキングファクタとその内訳

	径方向ピーキング ファクタ (合計)	燃焼ミスマッチファクタ	空間効果 ^{*2} (集合体配置及び 制御棒挿入効果)	GHSF ^{*3}
BREST-300 (6万 MWd/t の現行仕様)	1.26	約 1	1.26	1.83
原電実証炉 高燃焼度段階炉心 (15万 MWd/t)	1.42	1.09 (内側炉心) 1.15 (外側炉心) ^{*1}	1.30	1.97
ナトリウム・酸化物燃料内部ダ クト付大型炉心 (リファレンス炉心、15万 MWd/t)	1.37	原電実証炉と同程度	1.26	1.86
BREST-300 にて 15万 MWd/t を志向した場合	1.37 以下	ナトリウム冷却酸化物 燃料炉心以下	1.26	2.00 以下
	1.37	1.09 (同程度を仮定)	1.26	2.00
	1.32	1.05 (半分程度を仮定)	1.26	1.92

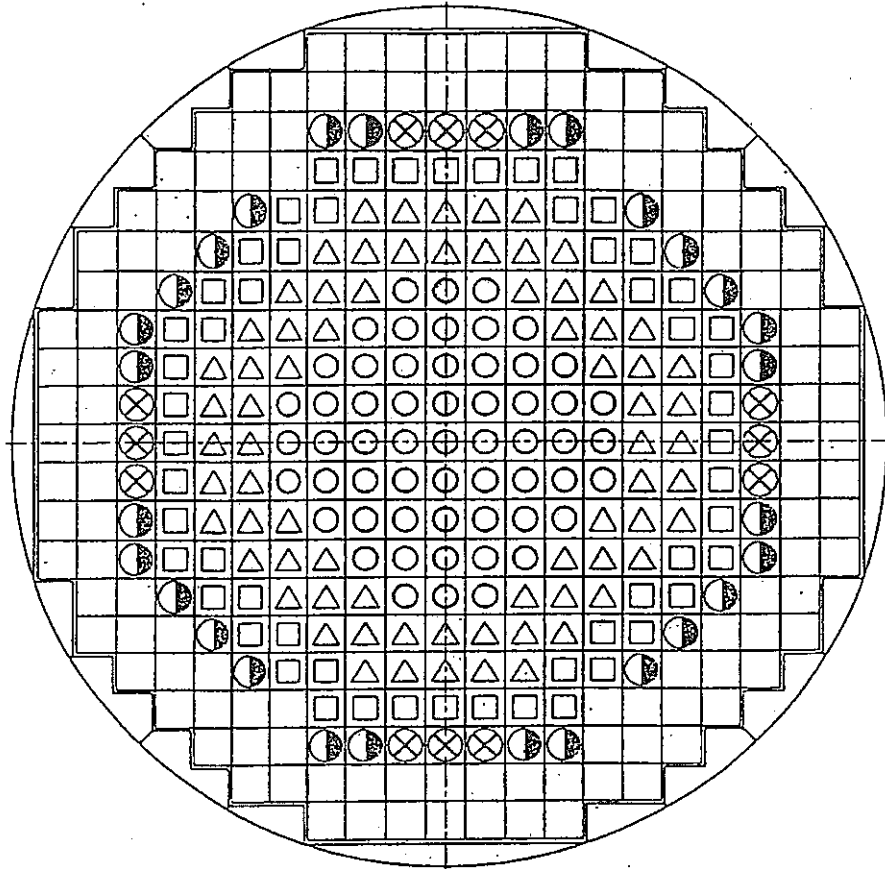
^{*1} 参考値。本検討では燃焼度が高く CDF 成立上被覆管最高温度をより低減する必要がある内側炉心に着目した。

^{*2} 径方向ピーキングファクタ/燃焼ミスマッチファクタを空間効果として表示した。なお、空間効果のうち、集合体内径方向ピーキングファクタの割合は内側炉心では 1~2%程度である。

^{*3} 径方向出力ピーキング係数のみが変わった場合の GHSF。なお、表 3 における GHSF [2] に基づいた値を記載した。



BREST--300 core layout

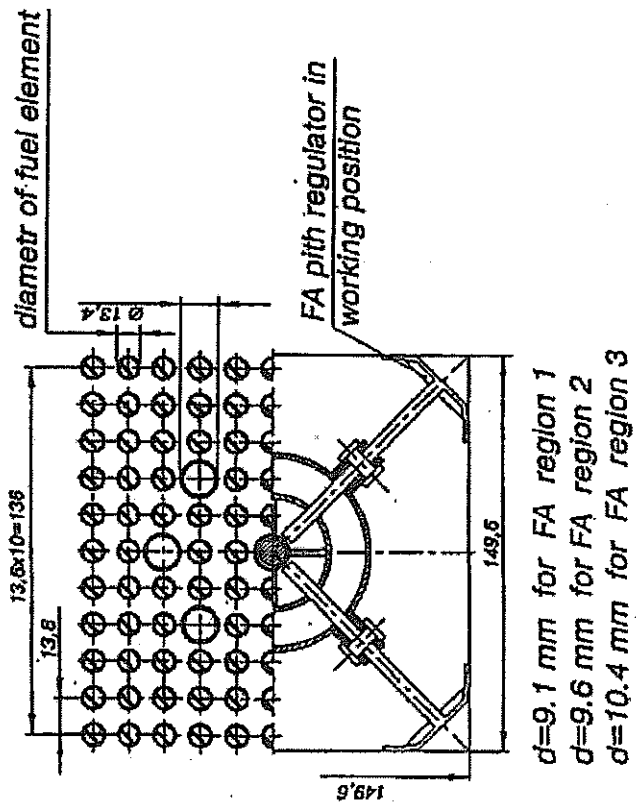


- | | | | |
|------|---|---|--------------------------------|
| ○ | -fuel assembly ($d_{fe}=9,1\text{mm}$) 57体 | ⊗ | -lead pole 12体
(鉛調整棒) |
| △ | -fuel assembly ($d_{fe}=9,6\text{mm}$) 72体 | ⊖ | -absorber 28体
(タンガステンホライト棒) |
| □ | -fuel assembly ($d_{fe}=10,4\text{mm}$) 56体 | □ | -lead reflector 124体
(鉛反射体) |
| 185体 | | | |

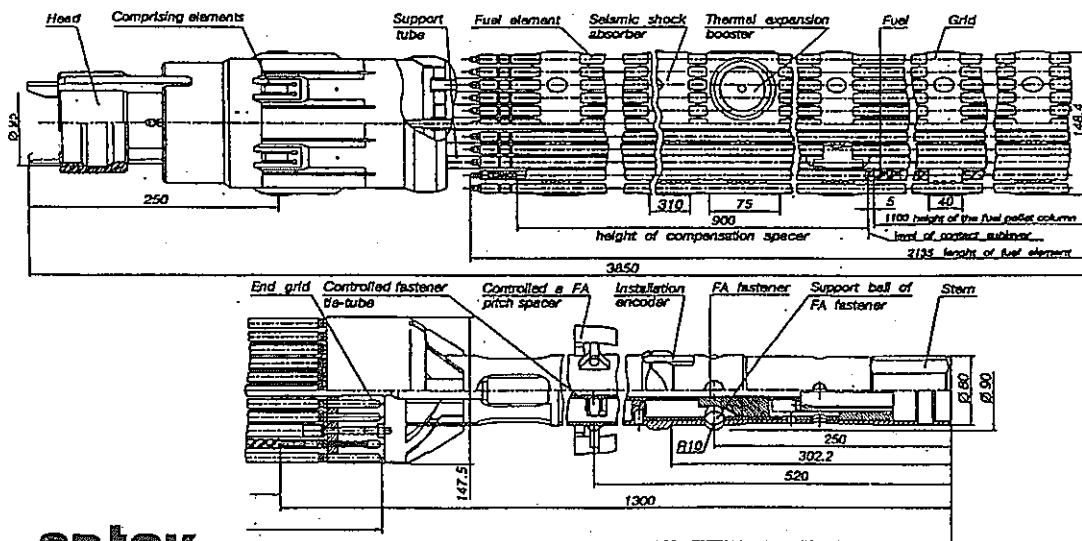
RESEARCH AND DEVELOPMENT
INSTITUTE
OF POWER ENGINEERING

entek

図 2.2.1-1 BREST-300 (鉛冷却炉, ロシア) の炉心配置図



Cross section of BREST-300 fuel assembly



The BREST-300 reactor: fuel assembly

図 2.2.1-2 BREST-300 の集合体構造仕様

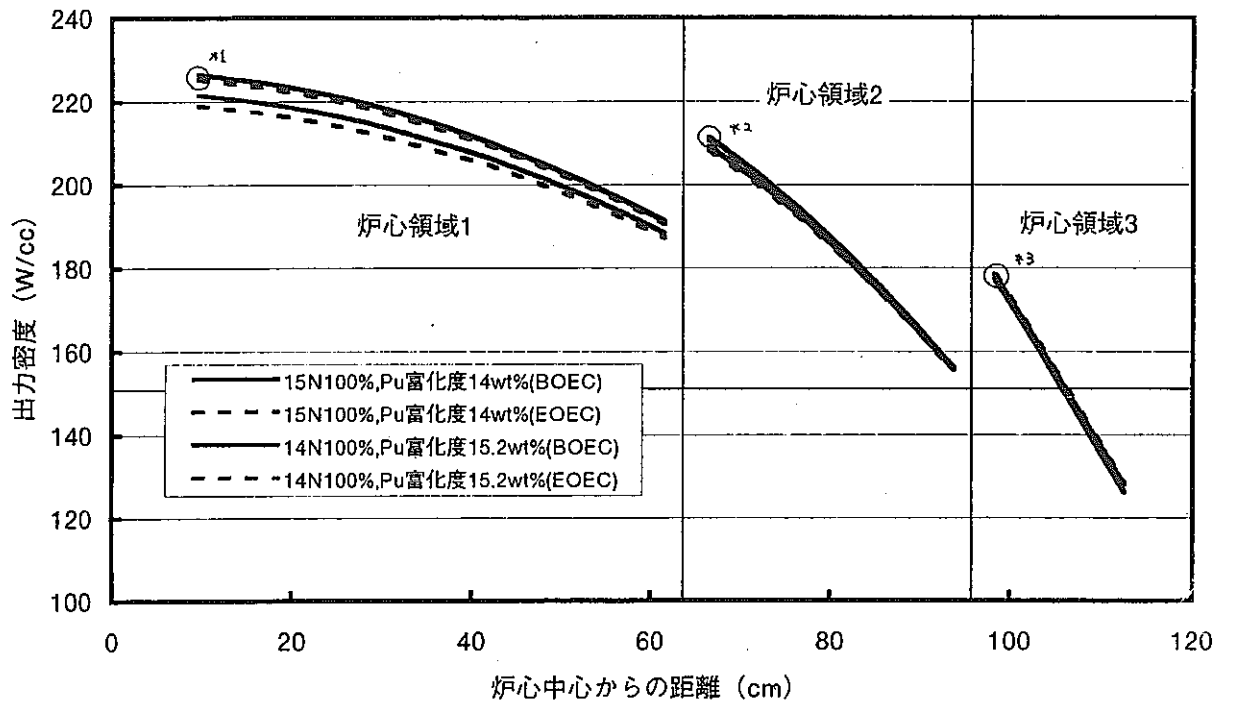


図 2.2.1-3 BREST-300 の径方向出力密度分布 (JNC 計算値)

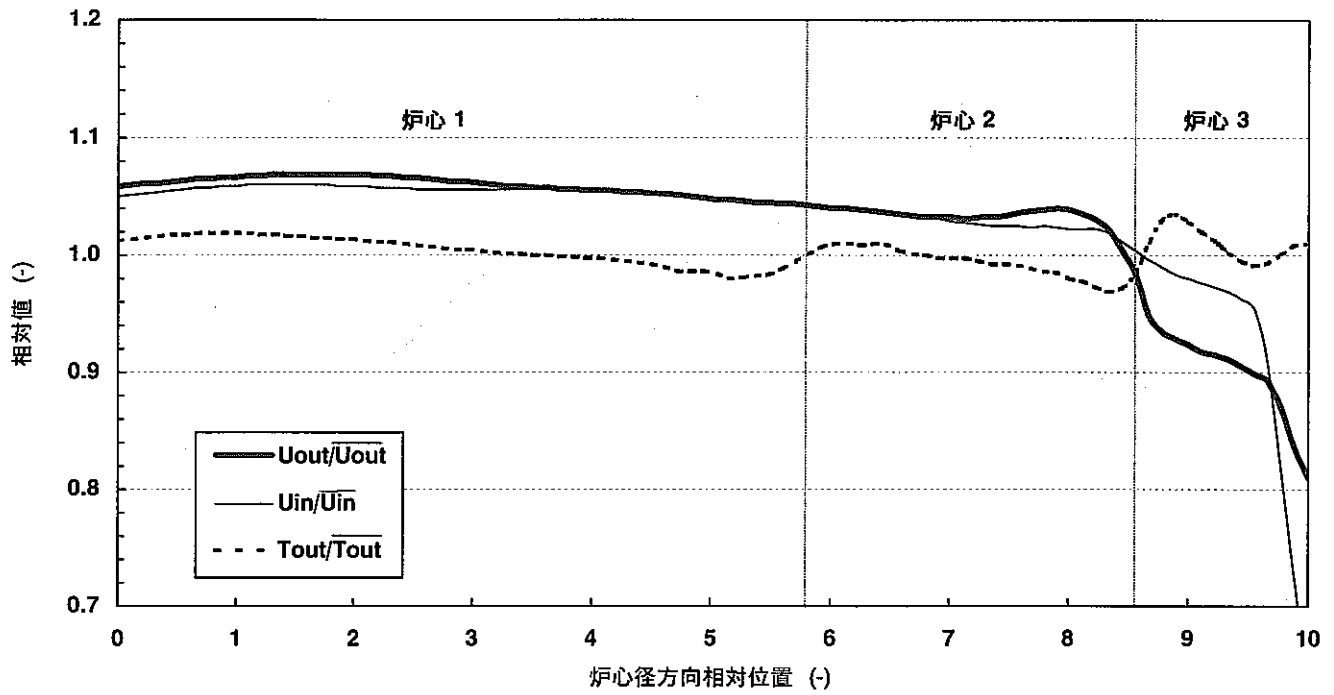


図 2.2.1-4 BREST-300 の出入口部冷却材流速分布^(*)及び出口温度分布^[1]

^(*) 参考文献 [1] にて上図の説明として、"Fig. 2 presents relative distributions of inlet and outlet coolant velocities and its temperature at reactor core outlet."との記載があったため、上図の分布を（冷却材質量流量ではなく）冷却材流速と出口温度の分布と判断した。なお、出口温度分布については、入口温度からの温度上昇分ではなく、平均出口温度 813K の絶対値に対する各燃料ピンサブチャンネル部出口温度絶対値 [K] の比と推測される。

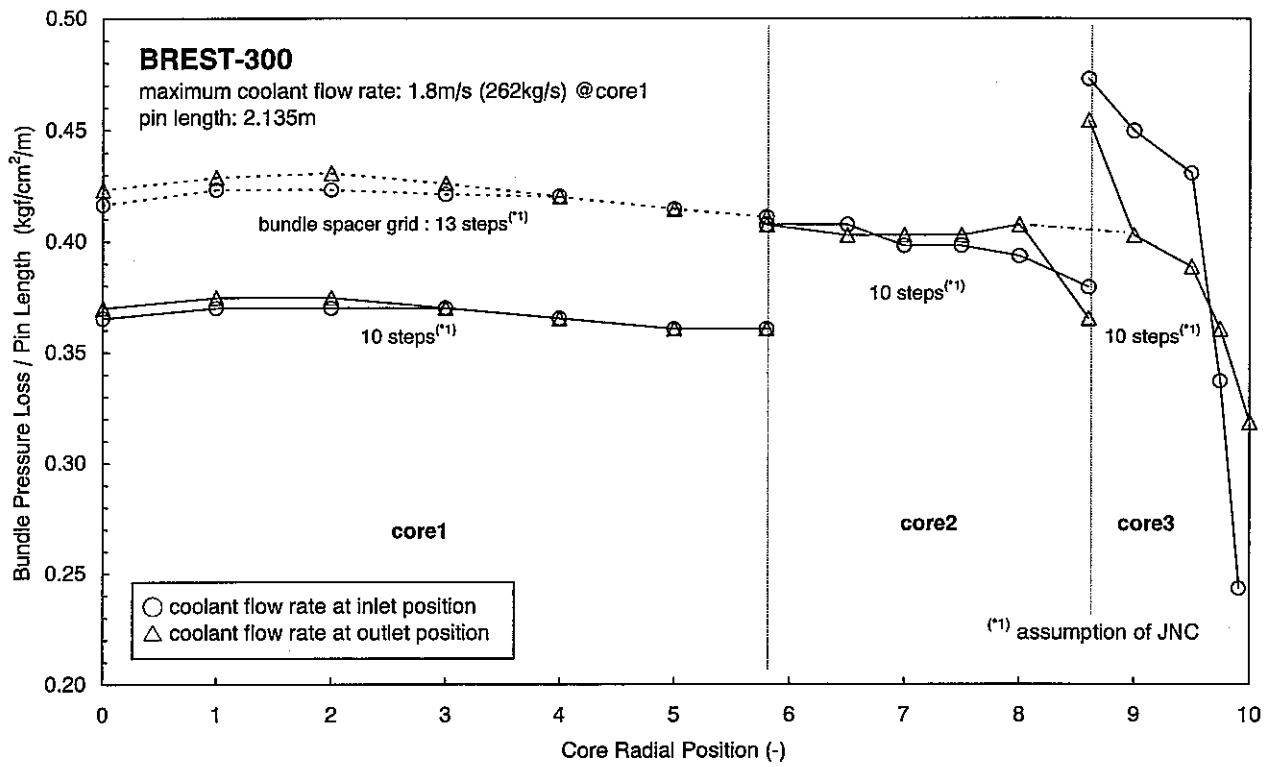


図 2.2.1-5 BREST-300 のバンドル圧損
 (出入口部各流量における単位バンドル長当たりの値)

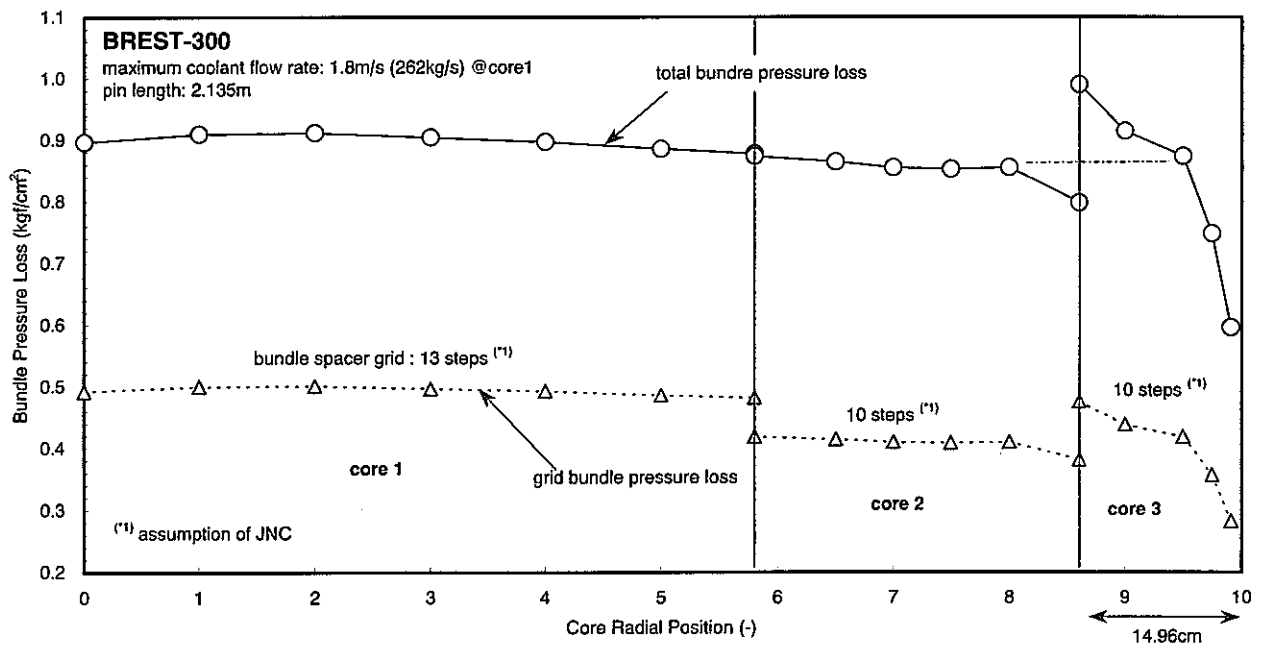


図 2.2.1-6 BREST-300 のバンドル圧損合計値
 (軸方向積分値=出入口流量での圧損の平均値)

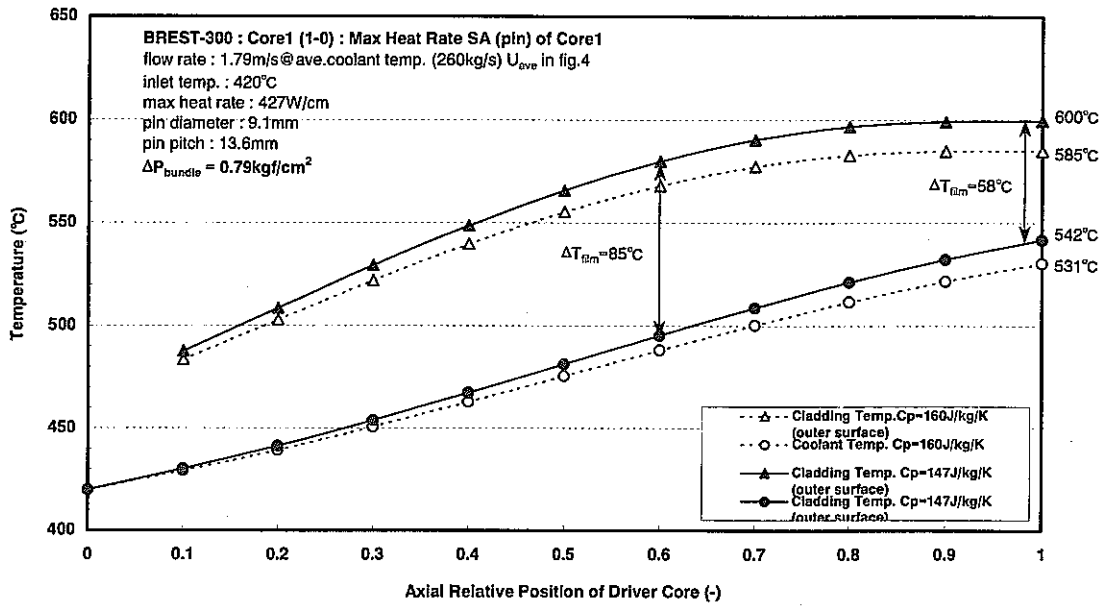


図 2.2.1-7 BREAST-300 の被覆管外表面ノミナル温度及び冷却材温度軸方向分布計算結果 (炉心 1)

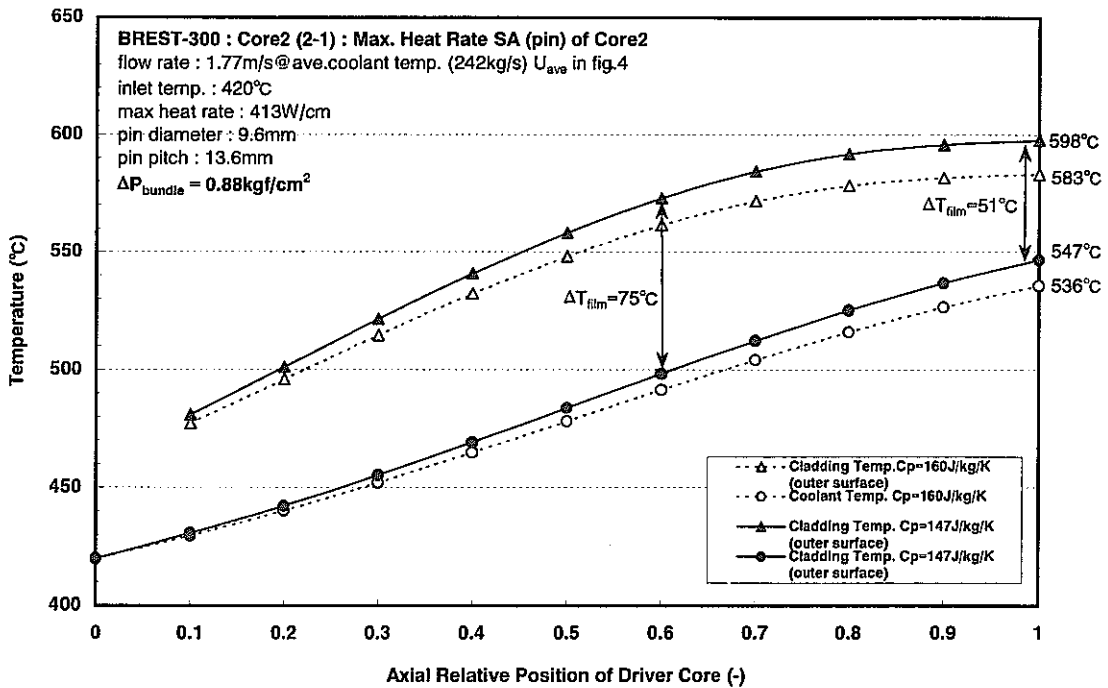


図 2.2.1-8 BREAST-300 の被覆管外表面ノミナル温度及び冷却材温度軸方向分布計算結果 (炉心 2)

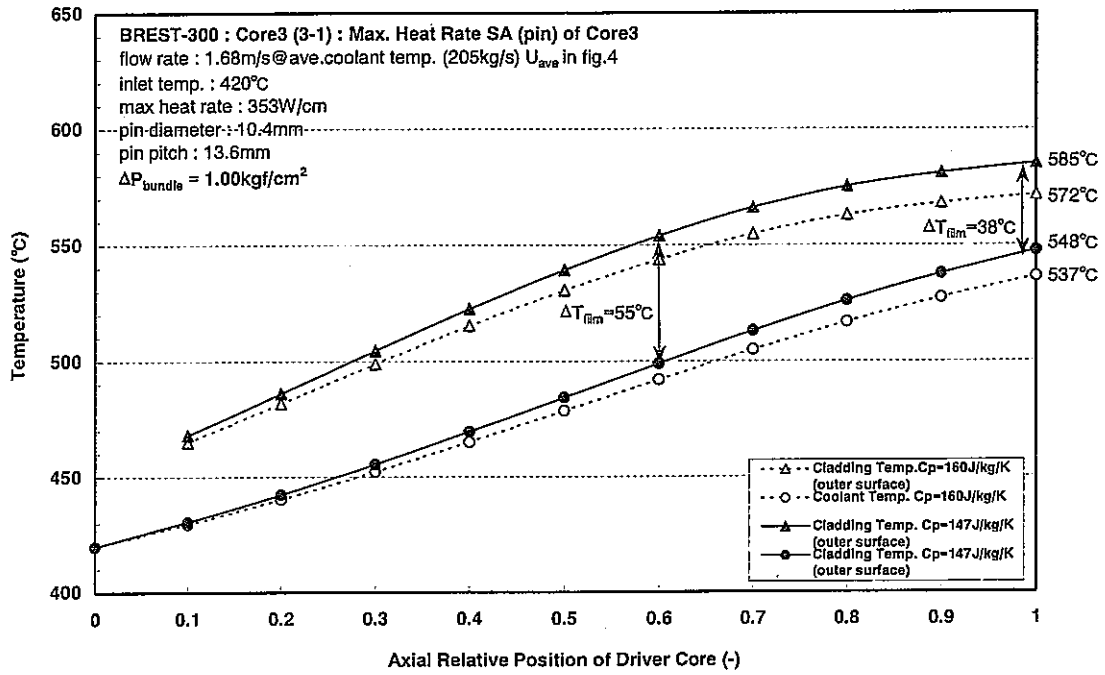
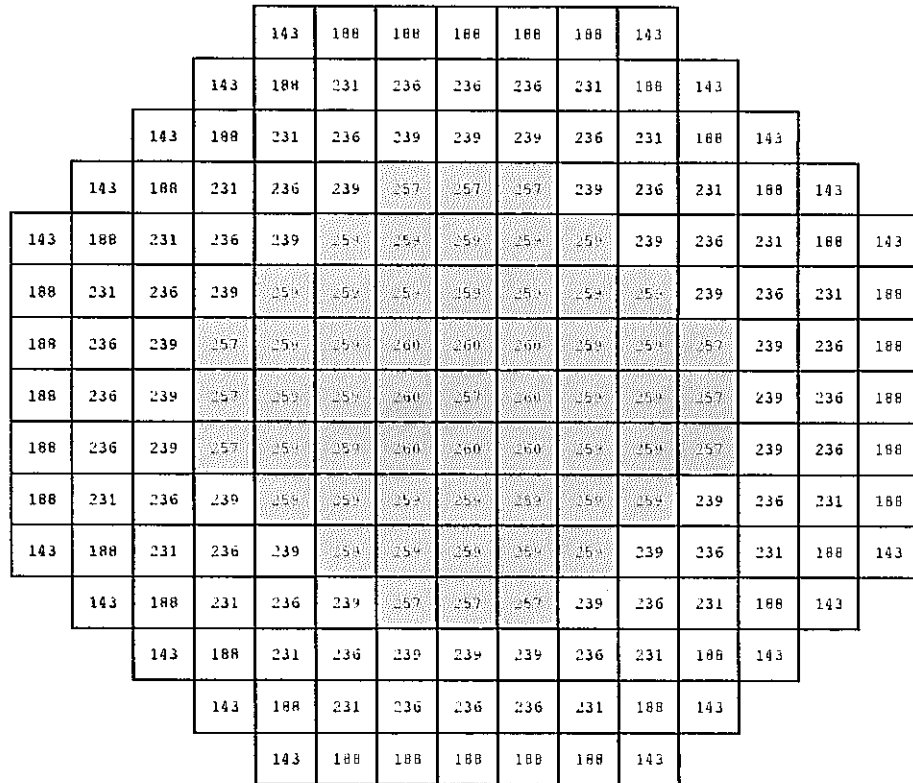


図 2.2.1-9 BREST-300 の被覆管外表面ノミナル温度及び冷却材温度軸方向分布計算結果 (炉心 3)



	炉心1	炉心1	炉心1	炉心2	炉心2	炉心2	炉心3	炉心3
	流量	SA数	流量数	流量	SA数	流量×数	流量	SA数
1層	257.4	1	257.4	239.1	24	5738.4	187.6	36
2層	259.6	8	2076.8	235.5	28	6594.0	143.2	20
3層	259.2	16	4147.2	231.3	20	4626.0		
4層	258.6	20	5172.0					
5層	256.8	12	3081.6					
小計		57	14735		72	16958.4		56
								合計

(*)入口流速(文献値)に基づく値.

●流量配分特性係数 (最大集合体流量/集合体平均流量)

●燃料集合体平均流量

炉心1 (1層) 1.153

炉心2 (1層) 1.071

炉心3 (1層) 0.840

図 2.2.1-10 BREST-300 の集合体流量 (参考文献[1][4]に基づく推定値)

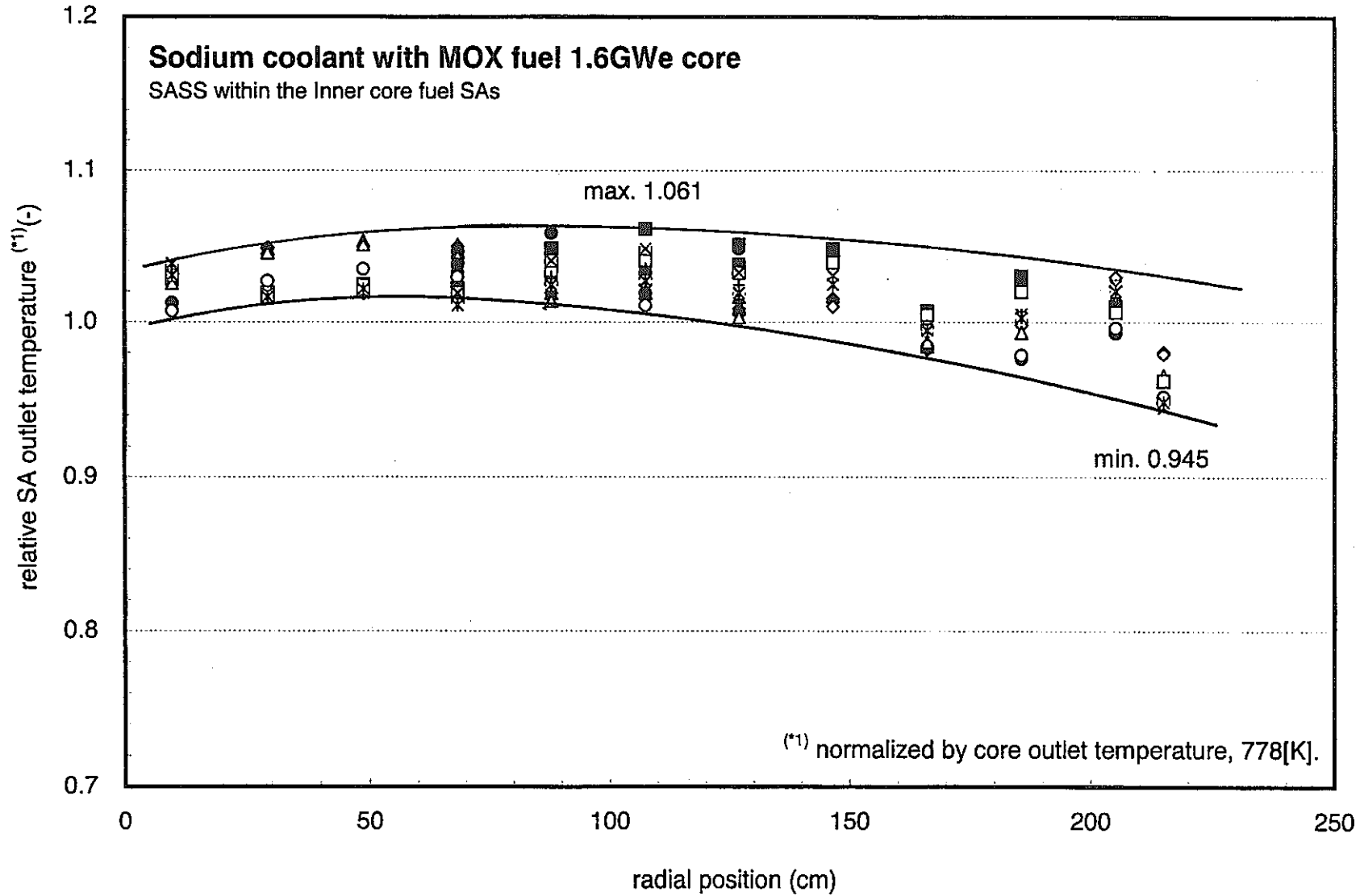


図 2.2.1-11 ナトリウム・酸化物燃料内部ダクト付大型炉心（120cm 炉心）の集合体出口温度径方向分布

2.2.2 BREST-300 炉心の燃料設計評価

燃料設計評価では、BREST燃料ピンの被覆管クリープ損傷の評価とFCMI上の成立性に関連した検討を行った。

(1) 被覆管クリープ損傷の評価

被覆管クリープ損傷の評価では、内側炉心燃料ピンの被覆管クリープ損傷評価を行い、被覆管クリープ損傷の観点からBREST燃料ピンの成立性を評価するとともに、BREST燃料概念の高燃焼度への適用性を検討した。

表 2.2.2-1 にクリープ損傷評価の解析条件の一覧を示す。ここでは、内側炉心燃料ピンが設計上最も厳しい条件となると推定し、内側炉心燃料ピンを解析対象として選択している。解析条件は、燃料仕様、照射条件、照射挙動・材料特性の記述の3つに分類できるが、それぞれ以下のように設定している。

解析上の燃料仕様は、ロシアから報告されているBRESTの設計等に関する公開文献^{[1][2]}に基づき、設計評価上必要な保守性を確保することを考え設定している。燃料仕様(製造パラメータ)に関する保守的設定は、以下の3点である。

- ① 被覆管肉厚に製造公差下限想定値を採用した
- ② ガスプレナム体積に5%の余裕を見込んだ
- ③ 鉛ボンド液位上昇によるプレナム体積の減少を保守側に評価して考慮した

照射条件は、上記の公開文献の記載値と炉燃 Gr での核設計評価結果に基づき設定した。最大線出力はロシアの報告値を用い、その履歴は炉燃 Gr での現在までの評価結果に基づき寿命中一定と暫定的に設定した。被覆管最高温度はロシア報告値のうちホットスポット温度を採用し、その履歴は線出力履歴と整合させて一定としている。燃料の使用期間は、1サイクルをロシア報告の概略値である300日(EFPD)を採用して300日(EFPD)×5サイクルとしている。図 2.2.2-1 にここで設定した線出力、被覆管温度履歴と燃焼度の履歴を示した。また、BRESTに特有の条件として炉心燃料には12kgf/cm²程度の一次系鉛冷却材水頭圧が外圧負荷となるので、これを考慮することとした。なお、今回の解析では大きな影響はないが、材料強度に対する照射環境効果を評価する際に必要となる高速中性子束については、ピーク照射量ロシア報告値から寿命中平均値を算出して設定した。

更に、これらに加えて取出平均150GWd/t相当(BREST設計取出平均燃焼度は60GWd/t程度)まで照射条件を単純外挿した場合についても条件を設定し試評価を行っている。

照射挙動・材料特性に関しては、FPガス放出率、被覆管内外面腐食、材料強度(含、環境効果)を設定する必要がある。このうち、材料強度については

PNC・FMS のナトリウム中強度を適用することとし、取出平均 150GWd/t 相当単純外挿試評価時には「ODS 暫定目標平成 10 年提案式」を適用した。また、FP ガス放出率、被覆管内外面腐食については、別途実施した調査・検討に基づき以下のように設定した。

a. FP ガス放出率

従来の照射試験データに基づく検討では、高密度ペレット低温条件で BREST 設計の燃焼度レベルまでは FP ガス放出率は 20% 程度以内に抑制されると考えられる。そこで、BREST 設計燃焼度では 20% をレファレンスとした。また、BREST 条件以上の燃焼度となると、実験的知見に乏しく定量的な評価が困難であるが、FP ガス放出率は 20% を上回る可能性は高いと判断されること、その場合の放出率レベルは数十% となる可能性もあると考えられることから、評価においては、FP ガス放出率には 20%、50%、100% の 3 レベルをパラメータとして設定した。

b. 被覆管内面腐食

公開文献等に基づく検討では、照射実績に基づけば窒化物燃料ピンでの内面腐食は酸化燃料ピンに比較して顕著に小さいと考えられる。一方、ロシアの評価^[12]は、炉外試験結果に基づき外挿すると BREST 燃料の条件で「90mkm」(mkm は「 μm 」を意味すると推定されている)程度の反応層が生ずると報告されている。この腐食量レベルは酸化燃料と同等レベルであるので、今回は、「内面腐食なし」とした解析を行うとともに、酸化燃料の内面腐食式を試適用した解析も行って評価することとした。

c. 被覆管外面腐食

鉛中での鉄鋼材料腐食については、一般の公開文献の調査では著しく大きい結果が報告されており、通常寸法の被覆管では到底その機能を維持できないと考えられる。一方、ロシアの評価^[2]、フェライト系被覆管について BREST 条件近傍で以下のように評価されるとの報告もある。

600°C、35,000h での腐食量：60mkm

650°C、35,000h での腐食量：120mkm

ここで、これらの条件でのナトリウム中でのフェライト鋼腐食が保守的に評価しても 25-30 μm に収まることと比較すると非常に大きい腐食量ではあるが、上述の一般公開文献に記載されている腐食特性と比較すると、非常に穏やかな腐食特性である。これについては、鉛-鉄鋼材料の防食技術が非常に重要と考えられるが、ここでは、とりあえず、上述のロシアの情報に基づき、時間につい

て放物線則、熱活性化過程を仮定した腐食関係式を試設定し、これを適用することとした。

今回の評価では、非常に限定された情報に基づき、信頼性が著しく乏しいことを許容した上で、以上のような設定を行ったが、今後は、腐食特性や防食技術について、ロシア等の最新の実験的知見を入手し評価していく努力が必要と考えられる。

BREST 燃焼度条件でのクリープ損傷評価の重要因子であるFPガス放出率設定値についての若干の検討を行った。図 2.2.2-2 には、FPガス放出率を 20%、50%、100% の3とおりに設定した場合のピン内圧履歴を示す。FPガス放出率が 20% の場合、寿命末期内圧は約 30kgf/cm² となっている。FPガス放出率が 50%、100% の場合、寿命末期内圧は約 70kgf/cm²、約 140kgf/cm² となる。この寿命末期内圧のFPガス放出率依存性を、図 2.2.2-3 に示す。参考文献¹²⁾ には、BREST 燃料ピン内圧のロシア評価値が記載されており、これを図 2.2.2-3 に示しているが、そのレベルは 15-20% 程度のFPガス放出率に相当している。ロシアのプレナム体積設定の考え方は不明であるが、今回の設定は鉛液位上昇によるプレナム体積減少を保守側に評価していることを考慮すると、ロシアのFPガス放出率設定値も 20% 程度となっていると判断して良い。

上記のうちFPガス放出率 20% の場合について、「被覆管の腐食がない」として評価した被覆管応力とクリープ損傷値(寿命分数和)の履歴を図 2.2.2-4 に示す。ピン内圧が第2サイクル途中で外圧を上回るようになり、被覆管フープ応力は負から正に転じる。寿命末期の被覆管フープ応力は 1.5kgf/mm² 程度と低い。また、寿命初期ではピン内圧より鉛水頭圧による外圧のほうが高くフープ応力が負となっており、相当応力は寿命初期から一旦減少した後に増加していく履歴となる。ただし、この寿命初期応力によるクリープ損傷は顕著とはなっていない。寿命末期のクリープ損傷寿命分数和は 0.1 を下回っており、十分な余裕をもって設計が成立する範囲にある。

次に、被覆管腐食を考慮した評価について示す。図 2.2.2-5 には、今回試設定した腐食特性関係式によるBREST条件炉心上端部での腐食量の履歴を示す。内外面とも、寿命末期で 100μm 程度の減肉が計算される結果となっている。この腐食特性を用いて、被覆管の応力及びクリープ損傷を評価した結果を図 2.2.2-6 に示す。寿命前半は腐食量が小さいため腐食の考慮による被覆管応力は腐食考慮の有無によらずほぼ同一となっているが、寿命末期では内外面腐食両者を考慮したケースでは腐食を考慮しない場合に比較して被覆管応力が 2 倍近くに増加している。ただし、応力レベルは 3kgf/mm² 程度であり、厳しいものではない。クリープ損傷寿命分数和は、内外面腐食両者を考慮した場合で 0.2 程度であり、設計は成立する。応力レベルが低いにもかかわらずクリープ

損傷値が比較的大きいのは、被覆管温度が寿命中 640℃とフェライト鋼に対しては厳しい条件となっているためである。いづれにしても、PNC-FMS(ナトリウム中)並の強度を持つ被覆管材料を適用すれば、今回想定した腐食特性で内外面腐食を考慮しても、BREST燃料設計は被覆管クリープ損傷評価上は成立する見通しである。これは、窒化物燃料では低温・中燃焼度でFPガス放出率が低いこと、BREST概念では鉛水頭圧による寿命末期被覆管応力抑制効果があることを活用した設計となっていると理解できる。

以下には、高燃焼度への外挿評価の結果を述べる。図 2.2.2-7、図 2.2.2-8 には、取出平均 150GWd/t 相当条件で、FPガス放出率を 20%、50%、100%の3とおりに設定した場合のピン内圧履歴、被覆管フープ応力履歴を示す。被覆管フープ応力は、被覆管腐食をなしとした場合のものである。FPガス放出率が50%の場合寿命末期のピン内圧は 150kgf/cm²、被覆管応力は 13kgf/mm² と非常に厳しい条件となっている。FPガス放出率が 100%となるとピン内圧は 300kgf/cm² を超え、更に厳しくなる。これらの条件での被覆管クリープ損傷評価結果を表 2.2.2-2 に示した。PNC-FMS ナトリウム中強度を適用した場合には、FPガス放出率が 20%であっても寿命分数和が「1」を超えており成立性追求は困難と考えられる。「ODS 暫定目標強度」を適用した場合には、FPガス放出率が 50%であればクリープ損傷評価上成立し、この時の被覆管フープ応力は約 13kgf/mm² となっている。このことから、他の条件設定でクリープ損傷評価上成立しない結果が得られる場合に、被覆管温度を低下させずに「ODS 暫定目標強度」にて成立性を確保するには、被覆管フープ応力をこれ以下に抑制する工夫をする必要があることが分かる。したがって、FPガス放出率が 100%で「ODS 暫定目標強度」での成立性を確保するには被覆管応力を半減させる必要があり、被覆管肉厚やガスプレナム長さを倍増する等の困難な設計対応が必要となる。

表 2.2.2-3 には、この条件で被覆管腐食を考慮した場合の肉厚・応力評価結果をBREST燃焼度条件での結果と並べて示した。腐食を考慮すると、FPガス放出率が 20%で被覆管フープ応力は約 11kgf/mm² であり、ほぼ成立範囲の限界となっている。FPガス放出率が 50%では被覆管フープ応力を 13kgf/mm² とするには被覆管肉厚を 260μm 程度増加させ 760μm 程度とする必要があり、従来の一一般的な燃料被覆管肉厚実績範囲外での肉厚仕様の選択となる。FPガス放出率が 100%となると必要被覆管肉厚は 1mm 超え、肉厚調整による成立性追求としては通常の見積範囲を大きくはずれる領域で検討することになる。したがって、BREST概念の延長により取出平均 150GWd/t 程度の成立性を旨すには、被覆管温度を低く設定するオプションを検討する必要があると考えられる。

ただし、BRESTでは、鉛冷却であるため現状入口温度設定値(420℃)から低温化する場合の許容範囲は大きくない可能性があり、また、炉心出入口温

度差を低減して最高温度低温化を図るには炉心圧損の増加を招き好ましくない
ので、これらについて注意しておく必要がある。

以上の結果から、被覆管の腐食特性等不確かな部分が多いものの、今回の評
価により以下のことが分かった。

- ① BREST設計の燃焼度範囲では、燃料ピンクリープ損傷設計は成立する可
能性が高いと考えられる。ただし、被覆管の鉛腐食特性・鉛中強度特性が
今回の想定から大きくはずれる場合には、成立性上の問題が生ずる可能性
があり、これらの特性について確認努力が必要である。
- ② BREST燃料概念の単純な外挿では、取出平均 150GWd/t 相当の高燃焼
度燃料の成立性を見通すのは困難である可能性が高い。設計評価に用いる
被覆管温度条件を含め高燃焼度燃料が成立する条件・概念の検討が必要と
考えられる。

(2) 燃料ピンのFCMI上の成立性に関連した検討

BREST燃料ピンFCMIに関する検討では、窒化物燃料ペレットスエリ
ングに着目し、FCMI上の成立性に関連した検討を行った。

窒化物燃料のスエリングは、ROSSにより図 2.2.2-9 の関係式が提示され
ているので、ここでは、これを利用して評価する。ただし、本関係式では温度
が低くなるとスエリングも小さくなるが(図 2.2.2-10 参照)、関係式のデー
タベースは 1200K 以上の温度範囲なので、燃料温度に 1200K を代入して用いるこ
ととした。図 2.2.2-11 には、燃焼に伴う燃料ペレットのスエリング履歴を示し
た。スエリングは、BRESTでのピーク燃焼度である 12-13at%ではスエリ
ングが 15% $\Delta V/V$ に、取出し平均 150GWd/t 相当の 25at%では 27% $\Delta V/V$ に
達する。

図 2.2.2-12 には、このスエリング履歴に基づき、BREST内側炉心燃料被
覆管寸法の場合に、計算上ペレットスエリングによってFCMIが発生するこ
とを回避するために必要なギャップ幅と、それに対応するスミア密度をプロッ
トして示した。BRESTの燃焼度までであれば、直径ギャップ幅 400 μ m 程
度を確保すれば計算上は厳しいFCMIは発生せず、その観点からの健全性は
維持できる見込みは十分にある。その際のスミア密度は 85% TD 程度となっ
て BRESTの燃料仕様と整合する結果となっている。これより、BRESTの
燃料-被覆管ギャップ設定やスミア密度設定はFCMI挙動上成立する見通し
はあると判断できる。これを 25at.%まで外挿すると、直径ギャップ幅 700 μ m
程度必要となる可能性があり、その際のスミア密度は 80% TD 程度となる。ガ
ャップ幅が大きいのでペレットのクラッキングリロケーションによるFCMI
増加の懸念は残るが、高燃焼度でも健全性上の成立性は確保できる可能性はあ

る。

このスエリング特性に従いペレットスタックがのびると仮定すると、図 2.2.2-13 のようなスタック増加率となる。B R E S T 燃焼度では 5 %、25at.% の高燃焼度では 10 % 程度なのびが予測される。これによる、ガスプレナム体積減少の寄与、炉心特性への影響等を考慮しておく必要があると考えられる。ただし、高燃焼度では顕著なガス放出開始によりスエリングが飽和する可能性もあるので、実際の燃料のスエリングによる影響は、これらの評価より小さくなる可能性も残されている。これらは、今後、実照射データを入手・取得して評価していくことにより、より確実な評価が可能となると考えられる。

以上の結果から、B R E S T 燃料ピンの設計は、設計燃焼度の範囲であれば窒化物燃料の F C M I の観点からも成立する見通しがあること、更に高燃焼度化するにはギャップを拡大しスミア密度を低下させることが望ましいことがわかった。また、現状評価では、ペレットスエリングによるペレットスタックののびが顕著となる可能性があると考えられ、その影響評価について検討しておくことが必要と考えられる。

表 2.2.2-1 被覆管クリープ損傷評価における解析条件一覧

解析条件項目	設定値	設定値の位置付け等	備考
被覆管外径	9.04mm	被覆管肉厚公差想定値(30 μ m)を考慮した評価上の「下限」相当値(=9.1-0.03 \times 2)	
被覆管内径	8.1mm	ノミナル値。燃焼度、線出力の整合性確保。	
燃料スミア密度	83.1%TD		
炉心スタック長さ	110cm	ノミナル値。	
上部プレナム体積	38.6 cc	ノミナル値(46cc)に製造公差等詳細評価時に成立性を確保するための余裕(-5%)と窒化物ペレットスエリングに伴う鉛ボンド液位上昇分(保守的に初期ギャップ分全量上昇を仮定)を考慮	プレナム長さは900mm
下部プレナム体積	0 cc	鉛ボンド構造。	
初期封入ガス量	(右記参照)	製造時に約1atmとなる量(コード内で計算)	
FPガス放出率	20%, 50%, 100%	パラメトリックに変更。 BREST燃焼度条件では20%をレファレンスとする。	
ピン外圧	12kgf/cm ²	炉心上端部鉛水頭圧分。BREST条件概略	
冷却材入口温度	420 $^{\circ}$ C	ノミナル値。	
ピン線出力 軸方向 PF 炉心上端部/ピーク燃焼度比	1.20 0.52	MOX炉心従来設計研究評価値(暫定的に適用)	
使用期間	1500日 (EFPD)	ロシア文献概略値。高燃焼度化サーベイ時には、燃焼度想定値に比例させて増加させる。単純比例計算では、3360 EFPD で取出平均150GWd/t相当となる。	
ピーク線出力履歴	BOL/EOL =427/427 (W/cm)	ロシア文献値と炉燃Gr解析結果に基づき、暫定設定。 (427W/cm は、ロシア報告値)	
被覆管最高温度履歴	BOL/EOL =640/640 ($^{\circ}$ C)	ロシア文献被覆管外表面温度(630 $^{\circ}$ C)に基づき、暫定設定。	
上部ガスプレナム温度履歴	BOL/EOL =630/630 ($^{\circ}$ C)	従来経験に基づき、「被覆管最高温度-10 $^{\circ}$ C」を設定。	
下部ガスプレナム温度履歴	---	鉛ボンド構造。	
ピーク高速中性子束履歴	2.4E15 (n/cm ² sec)	ピーク照射量ロシア報告値(130dpa)から、寿命中平均値を算出。 (4.2dpa=1E22n/cm ² [E>0.1MeV]を仮定)	(E>0.1MeV)
被覆管外面腐食特性	腐食無し	文献情報に基づく暫定腐食式を別途試適用し、評価	
被覆管内面腐食特性	腐食無し	文献情報に基づき、MOX腐食式を別途試適用し、評価	
被覆管クリープ強度特性	PNC-FMS Na中と同等	強度環境効果に関する知見がないため、「Na中と同一」と暫定的に仮定。 ODS暫定目標H10提案式(強度余裕20%を考慮)も試適用し、評価	

表 2.2.2-2 BREST 燃料ピン高燃焼度外挿試評価時の被覆管クリープ損傷評価値
(腐食想定：被覆管内外面腐食なし)

FPガス放出率 (%)		20	50	100
被覆管フープ応力 (kgf/mm ²)		4.7	13	27
クリープ損傷 寿命分数和	PNC-FMS Na中強度	7	---	---
	ODS暫定目標 H10提案式	1.E-06	5.E-01	4.E+03

高燃焼度：取出平均150GWd/t相当

表 2.2.2-3 BREST 燃料ピン高燃焼度外挿試評価時の被覆管腐食・肉厚評価値

(単位：μm)

		BREST設計燃焼度	取出平均150GWd/t相当 外挿評価
初期肉厚		470*	470*
外面腐食量 (露文献ベースの暫定評価式)		107	160
内面腐食量 (MOX評価式試適用)		101	101
残留肉厚		262	209
内外面腐食 考慮時の 被覆管 フープ応力 (kgf/mm ²)	ガス放出率 = 20%	3	11
	50%	10	29
	100%	21	61

*: 公差下限想定値

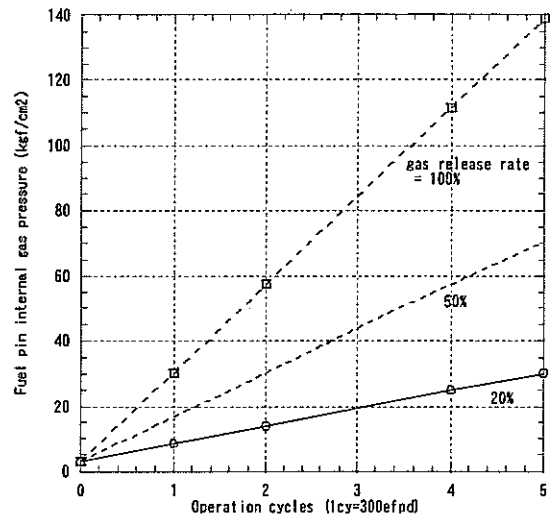
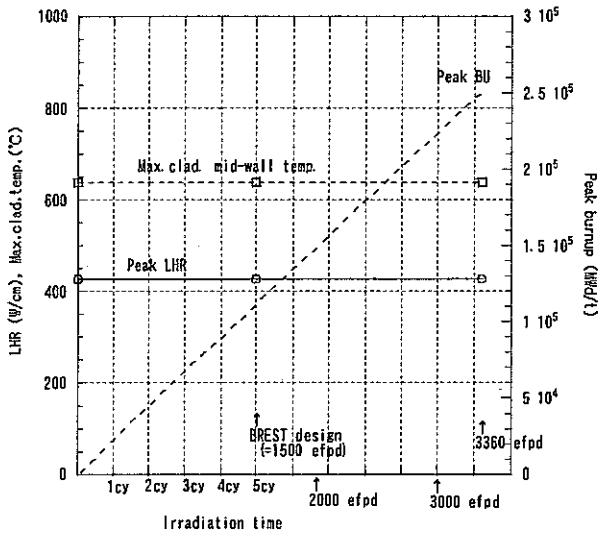


図 2.2.2-1 BREST 燃料およびその高燃焼度外挿試験評価時の暫定照射条件

図 2.2.2-2 BREST fuel pin internal gas pressure history

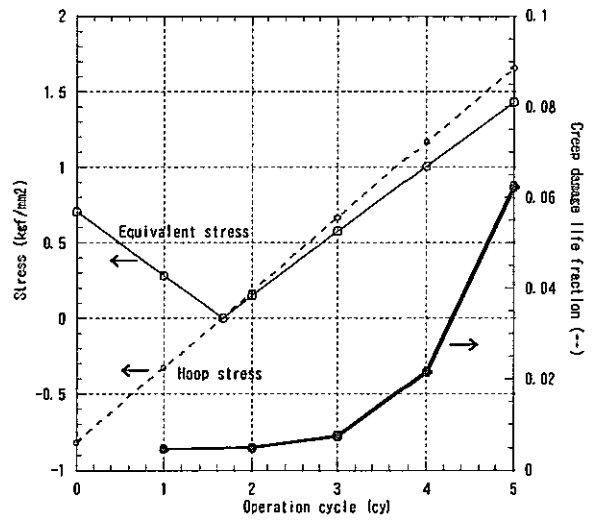
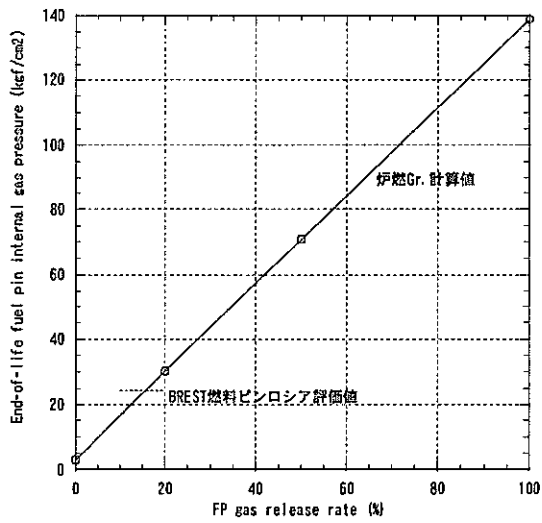
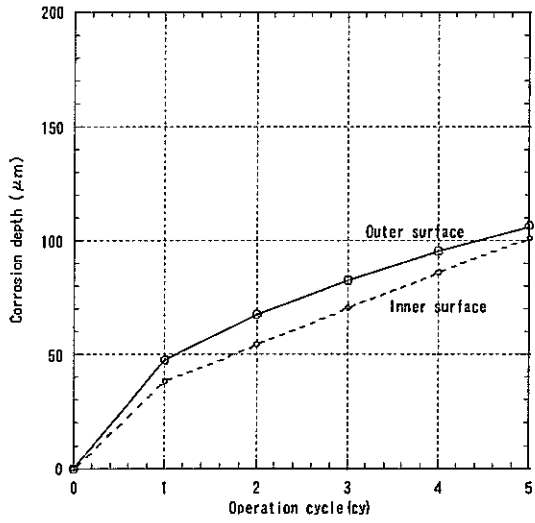
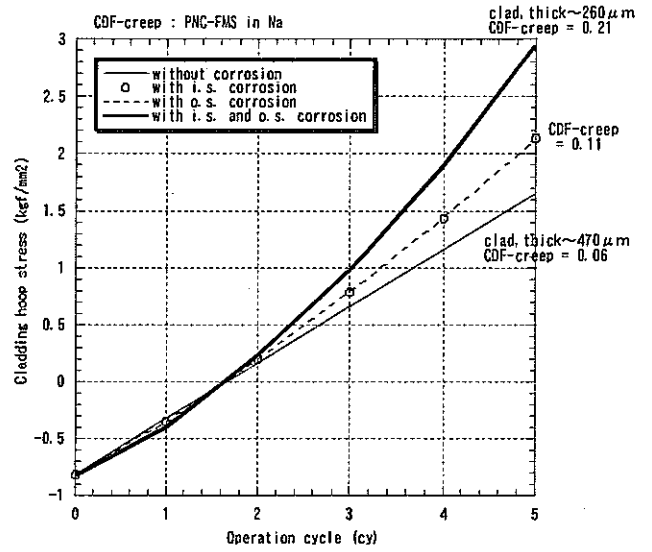


図 2.2.2-3 BREST 燃料設計での FP ガス放出率とピン内ガス圧との関係

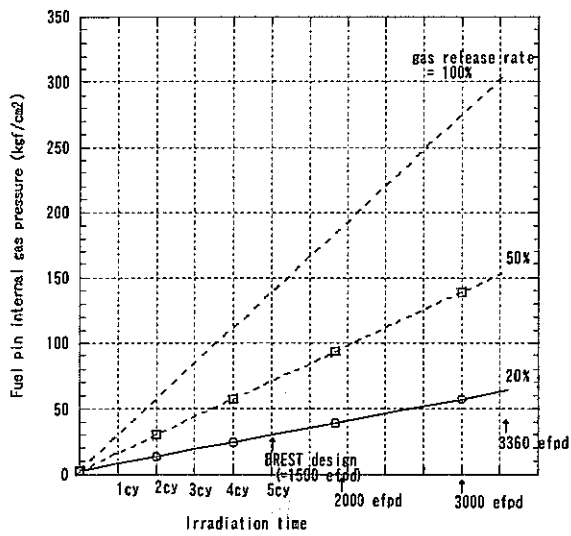
図 2.2.2-4 BREST fuel cladding mechanical performance (assumed gas release rate = 20%, without cladding corrosion)



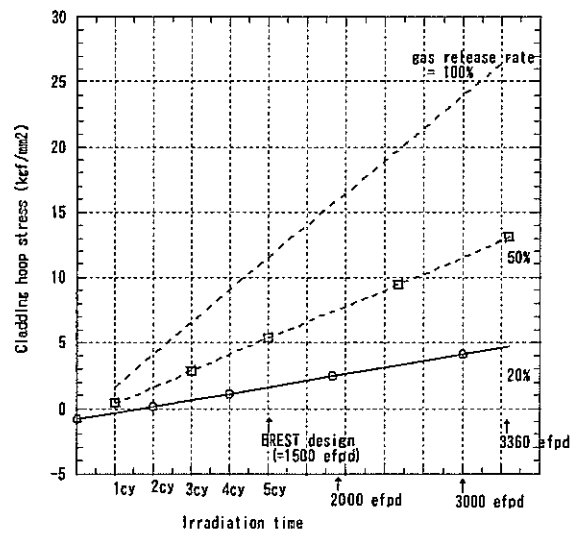
2.2.2-5 Tentative cladding corrosions for trial BREST fuel pin evaluation



2.2.2-6 Cladding stress history variation due to cladding corrosion assumption



2.2.2-7 BREST fuel pin internal gas pressure history (extrapolated to high burnup)



2.2.2-8 BREST fuel pin cladding hoop stress history (extrapolated to high burnup)

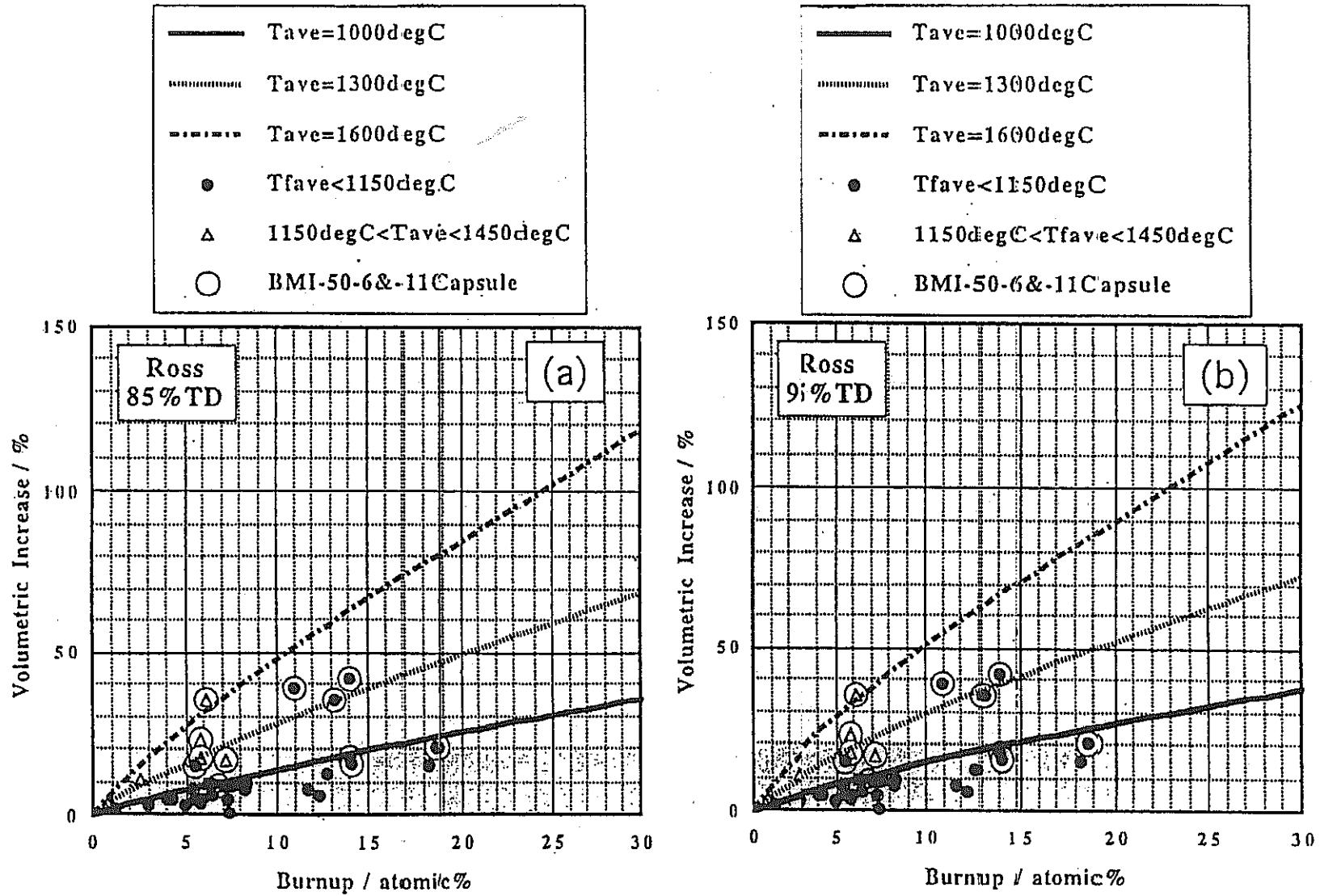


図 2.2.2-9 窒化物燃料の燃料スエリングに関する Ross の式計算値と実験データとの比較

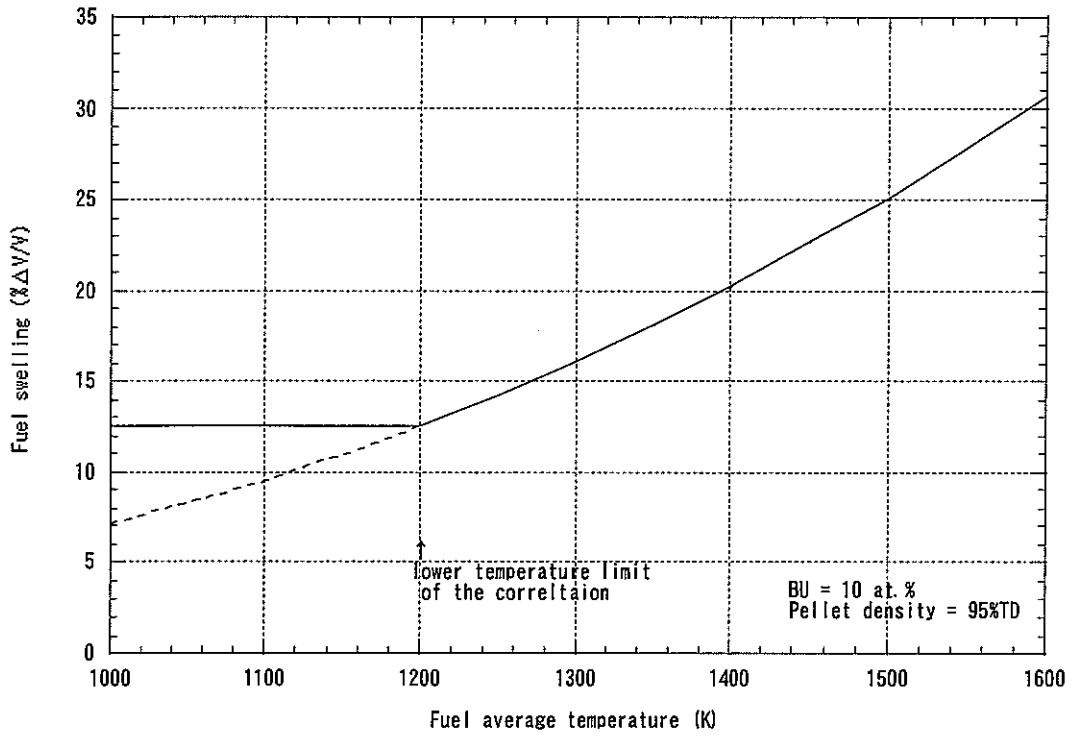


図 2.2.2-10 Temperature dependence of Ross nitride fuel swelling correlation

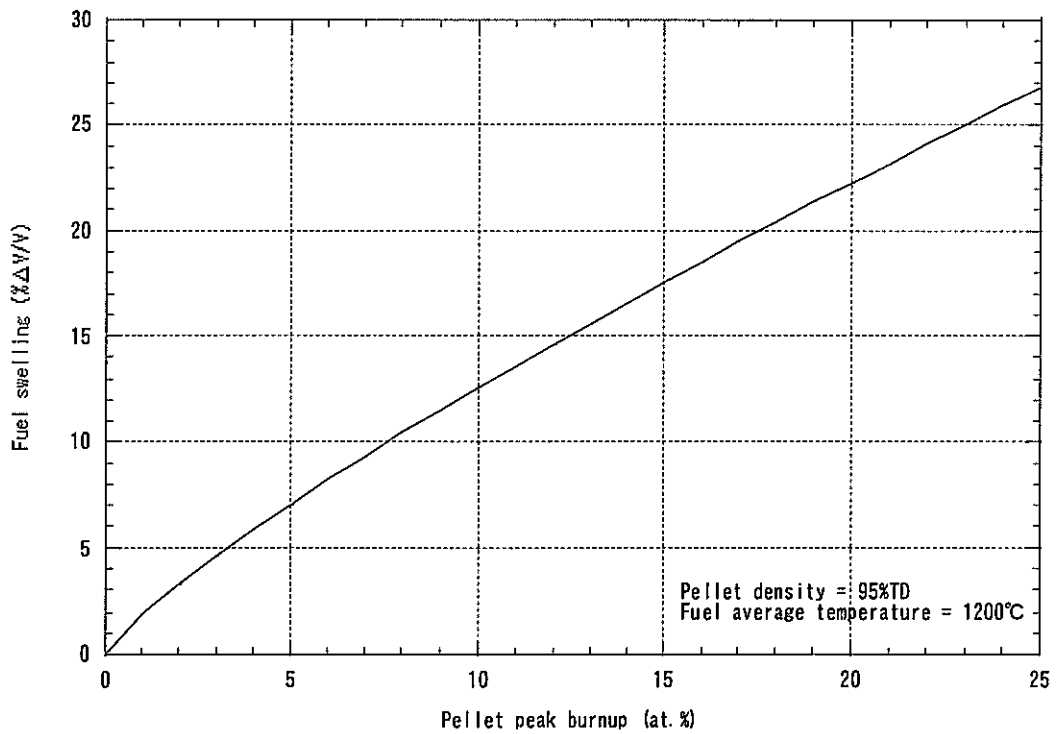


図 2.2.2-11 BREST 窒化物燃料ペレットのスエリングの推定

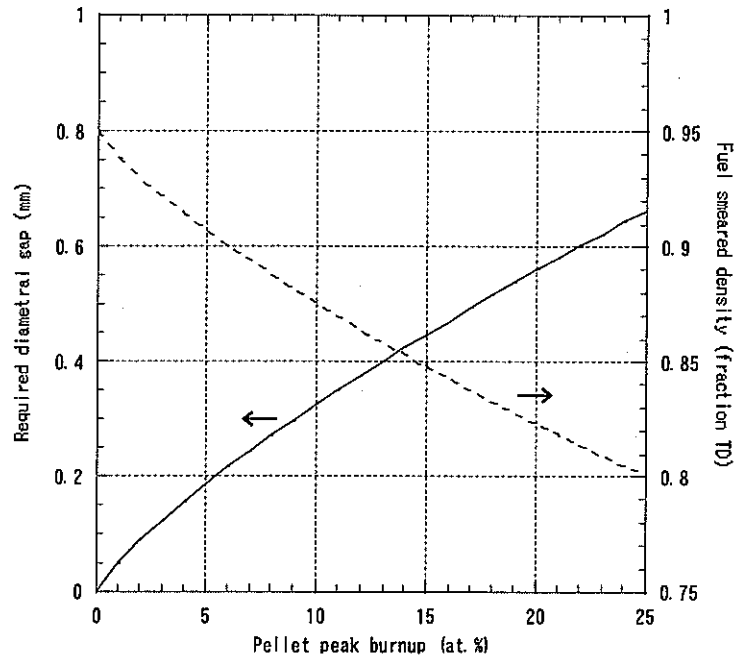


図 2.2.2-12 BREAST 内側炉心燃料ピンの必要ギャップ幅、対応スミア密度の推定

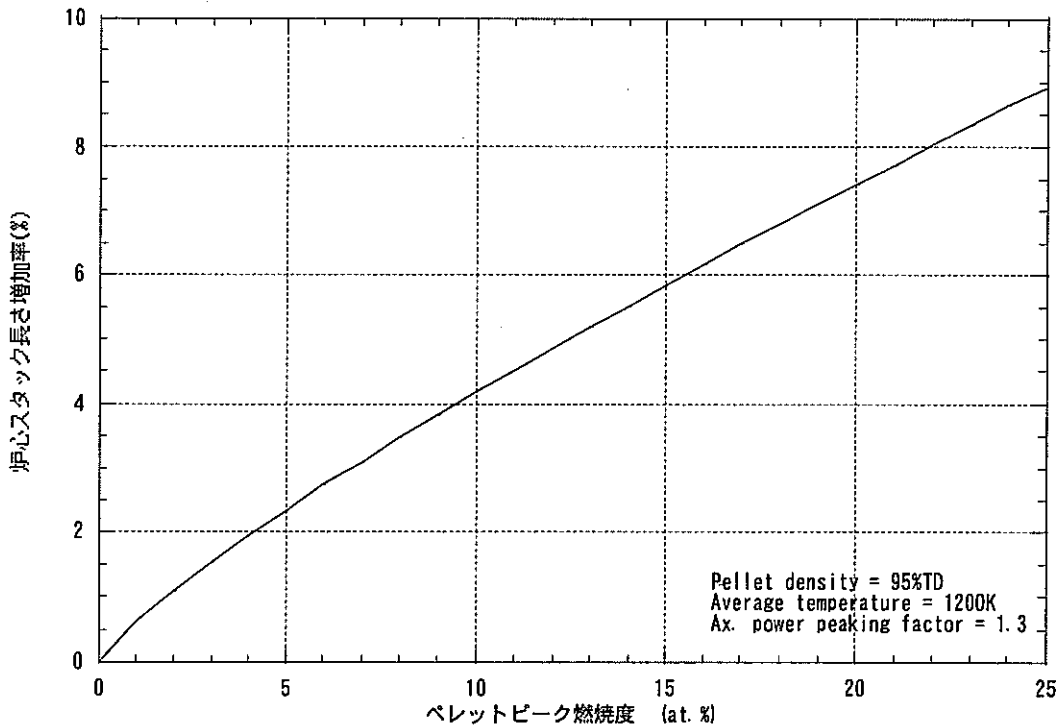


図 2.2.2-13 窒化物燃料のペレットスエリングによる炉心スタック長さ増加の推定(ROSS 関係式)

2.2.3 まとめ

BREST-300 炉心について熱流力特性の評価、燃料ピン被覆管クリープ損傷の評価、FCMI上の成立性に関する検討を行った。その結果、以下のことが分かった。

- ① 燃料ピン束の圧力損失計算値は $0.8\sim 1.0\text{kg/cm}^2$ 程度となった。ロシアの参考文献記載値「炉心圧損：約 1kg/cm^2 」は概ね妥当であると考えられる。
- ② ダクトレス燃料炉心でありながら炉心内冷却材流量分布は適切に形成されているが、これは燃料ピン径を3種類とし径方向出力分布と燃料ピンバンドル冷却材流路断面積を調整するとともにグリッドスペーサの段数等を調整して達成していると考えられる。
- ③ 冷却材・被覆管温度差は炉心上端部で 50°C 程度と計算され、ナトリウム冷却炉における 10°C 程度に比較して大きい。これは主に鉛の熱伝導が小さいことが原因して被覆管表面の熱伝達率が小さいためであり、炉心出口温度を同程度とすると鉛冷却炉ではナトリウム冷却炉に比較して 40°C 程度被覆管温度が高くなる可能性がある。
- ④ 被覆管温度高温点については、BREST-300 では「燃焼に伴う燃料出力変動が小さいこと」、「炉心部以外への無駄流量がほとんどないと考えられること」、及び「隣接集合体境界部も冷却材サブチャンネル面積がバンドル内部と同等と仮定していること」により、被覆管外表面膜温度上昇が $40\sim 60^\circ\text{C}$ 程度と大きいにもかかわらず、GHSFがナトリウム冷却炉と同程度以下となっていると考えられる。
- ⑤ 被覆管の外面腐食量は $100\ \mu\text{m}$ 以上となると計算されるが、ピーク燃焼度が 110GWd/t 程度と低くこの燃焼度レベルではFPガス放出率も低いこと、鉛によるピン外圧が 12kg/cm^2 程度加わり内圧上昇による被覆管応力増加が抑制されることが主要因となって、被覆管のクリープ損傷寿命分数和はPNC-FMS(ナトリウム中強度を適用)を用いた場合でも0.2程度と評価され成立する見込みがある。
- ⑥ FCMIについては、ペレットのスエリングを評価した結果、スエリングによって厳しいFCMIが発生しないようにペレット・被覆管製造時ギャップ幅が $400\ \mu\text{m}$ (直径値)と比較的大きく設定されており、FCMI破損の可能性は少ないと考えられる。
- ⑦ BREST-300の照射条件を取出し平均燃焼度 150GWd/t 相当まで外挿して評価すると、被覆管外面腐食量の増加やペレットスエリングの増加等によってクリ

ープ損傷評価、FCMI 評価上厳しい結果となる。 取出し平均燃焼度
150GWd/t 相当に対応するには、ガスペナム体積の増加やペレット・被覆管
製造時ギャップ幅の拡大等燃料ピン仕様の見直しが必要となる可能性がある。

3. ラッパ管付鉛冷却炉心の検討

3.1 ラッパ管付酸化物燃料炉心の検討

2章では、ロシアの BREST-300 の炉心設計をレビューすることにより、鉛冷却炉心設計の特徴を把握した。同節では、鉛とナトリウムの単純な置き換えによる反応度効果を評価したが、その結果の意味するところは、同一の冷却材体積比の場合には、鉛の方が特性が良いことを意味しているのにすぎない。よって、本節では、動力炉に対する冷却材の優劣を評価する観点で、燃料健全性に対する熱的条件を同一にするように鉛冷却、ナトリウム冷却に対する燃料仕様を酸化物燃料について設定し、同一の燃焼条件における炉心特性の比較を試みるものとした。

3.1.1 燃料仕様設定の考え方

(1) 鉛の冷却材としての特性

従来型のラッパ管付き燃料仕様を設定するにあたり、鉛冷却材の物性を文献により調査した。表 3.1.1-1 には、鉛及び鉛-ビスマスの冷却材としての物性値がナトリウムと比較して示されている。同表に示されるように、鉛とナトリウムでは、密度、比熱、熱伝導度、粘性にいずれも大きな差異があり、必要流量と圧損特性に著しい差が生ずることが予想できる。

(2) 最大集合体出力と集合体最大流量の算定

炉心熱出力は BREST-300 と同じ 700MW とし、炉心型式はナトリウム炉での長期運転サイクル炉心、倍増時間短縮炉心と同様の均質 2 領域炉心とした。鉛冷却炉とナトリウム冷却炉の特性を比較する観点から、運転サイクル長さ、炉心取出平均燃焼度等はいずれもナトリウム冷却炉と同一とし、ナトリウム冷却炉と同一の燃料要素長を想定するものとした。

(3) 集合体出力と必要流量

同一発熱量の燃料集合体に対して、被覆管最高温度を同一にするような冷却材流量を設定する。本検討では、別途実施されているナトリウム冷却大型酸化物燃料炉心で検討した燃料ピン仕様をそのまま鉛冷却炉心でも用いるものとし、集合体当たりの最大発熱量も同等となるように炉心を組むものとした。よって、集合体最大流量については、上記ナトリウム冷却大型炉心の知見をもとに設定するものとした。

次表に示すように、大型ナトリウム炉では、燃料被覆管最高温度は 687℃ であり、この時、集合体出力は 11.47MW、集合体流量は 44.9kg/s となっている。大型ナトリウム炉の集合体平均冷却材温度上昇量とホットスポット温度の関係を鉛冷却炉にあてはめると、同表に示すように、鉛冷却炉での必要流量は 401～442 kg/s となる。

	大型ナトリウム炉	鉛必要流量
原子炉出入口温度 (°C)	550 / 395	550 / 395
集合体出力 (MW)	11.47	11.47
集合体流量 (kg/s)	44.9	401~442
冷却材比熱 (Joule/kgK)	1270	145~160
被覆管肉厚中心最高温度 (ホットスポット:°C)	687	687
冷却材最高温度 (ホットスポット:°C)	667	637
集合体平均冷却材温度上昇 (°C)	201.0	178.8

なお、前表において、被覆管肉厚中心最高温度と冷却材最高温度の差（～膜温度上昇）は、BREST-300 炉心の熱設計調査からの値を用いている。鉛炉の必要流量については、比熱データに 10%程度の違いがあることから、日本機械学会の推奨値（160 Joule/kgK）の場合と前出の表 3.1.1-1 での値（145 Joule/kgK）の場合を併記した。

以降の検討では、日本機械学会による物性値等に従うものとする。

(4) 燃料仕様の設定

BREST 設計では、原子炉構造等プラント設計との関連から、炉心部圧損を低く制限しており、燃料バンドル部の圧損が 1 kg/cm^2 程度となる燃料格子を組んでいる。本検討では、従来のナトリウム冷却炉と比較できるように、バンドル部圧損を 3 kg/cm^2 程度として検討するものとしたが、燃料仕様の変化については、バンドル部圧損が 1 kg/cm^2 程度の場合についても検討した。

① 鉛冷却材の物性

前述のように、必要流量の算定では鉛の比熱について日本機械学会の推奨値を正としたが、圧損計算に必要な鉛の物性（密度、粘性係数）についても、日本機械学会「伝熱ハンドブック（93年2月）」の記載値を直線でフィッティングして用いた。

- ・比熱：160 (Joule/kgK)
- ・密度： $\rho (\text{kg/m}^3) = -1.20364 \times T(\text{K}) + 1.13262 \times 10^4$ (607K～1000K)
- ・粘性係数： $\mu (\text{N} \cdot \text{sec/m}^2) = -4.61 \times 10^{-6} \times T(\text{K}) + 5.42442 \times 10^{-3}$ (607K～800K)

② 圧損評価式

鉛冷却炉では、P/D（燃料ピンピッチ／ピン径）が大きくなることから、

ナトリウム炉で用いられるラッピングワイヤ方式は適用できない。(ラッピングが困難なワイヤ径となる) によって、鉛冷却炉ではグリッド方式が選定される。

グリッド方式の燃料バンドルに対する圧損評価に対しては、ベアバンドル部圧損を Blasius の式、グリッド部圧損を Rehme の式を用いて算定するものとした。

それぞれの評価式を以下に示す。

Blasius の式 (ベアバンドル部)

$$\Delta P_0 = \lambda (L/D) * (\rho v^2/2)$$

(L: 管の長さ、D: 管の直径、 ρ : 流体密度、 v : 流体の管内平均速度) において、 λ : 摩擦係数は下式で与えられる。

$$\lambda = 64/Re \quad (Re < 2300)$$

$$\lambda = 0.3164Re^{-1/4} \quad (3.0 \times 10^3 < Re < 1.0 \times 10^5)$$

Rehme の式 (グリッド部)

グリッドスペーサによる燃料バンドルの圧損は次式で表される。

$$\Delta P = \Delta P_0 + n \Delta P_{sp} \quad (n: \text{グリッド段数}, \Delta P_{sp}: \text{スペーサ圧損})$$

$$\Delta P_{sp} = C_v \varepsilon^2$$

ここで、

$\varepsilon = A_{sp}/A$ で A_{sp} : スペーサ投影面積、 A : スペーサのない時の流路断面積

C_v は Modified drag coefficient と呼ばれ、実験的に求められる。

(出典) K. Rehme, "Pressure drop correlations for fuel element spacers", Nuclear Technology, Vol.17, January 1973

③ 燃料仕様

表 3.1.1-2 には、ラッパ管付鉛冷却酸化燃料炉心の燃料仕様を示した。また、表 3.1.1-3 には、比較評価用のナトリウム冷却酸化燃料炉心の燃料仕様を示した。鉛冷却炉の燃料ピンピッチは、前述の集合体流量に対して、バンドル圧損がナトリウム冷却炉心の場合と同等になるように設定した。なお、鉛冷却炉のグリッドについては、圧損の小さな Rohmbus タイプグリッドを 7 段で構成できるものとした。このグリッド段数は、PNC-FMS を用いたダクトレス燃料の検討(PNC ZN9430 96-007)での熱湾曲量評価結果に基づくものである。

グリッド部の投影面積比については、Rehme の文献に例示されているものに倣って、0.25 を用いた。また、グリッド部の圧損評価式における Modified Drag Coefficient : C_v については、文献で示された実験値の中央値から

$C_v=6.5$ とした。

表 3.1.1-2 と表 3.1.1-3 から示されるように、鉛冷却炉心は必要冷却材流量に対する圧損が大きく、ナトリウム冷却炉と同じ圧損条件とした場合には、燃料ピンピッチを大幅に緩める必要が生ずる。同表から、実効燃料体積比は、18ヶ月炉心の場合にはナトリウム炉の 38%から 31%へ、高増殖炉心の場合にはナトリウム炉の 37%から 30%まで低下する。この大幅な燃料体積比の低下に対して炉心燃焼特性の変化がどの程度のものとなるかが、次節での検討の着目点となる。

なお、BREST 炉心設計並に炉心圧損を 1 kg/cm^2 とする場合についても、燃料仕様を検討し、表 3.1.1-4 に通常圧損の炉心と比較して示したが、同表に示されるように、実効燃料体積比が 18ヶ月炉心で 26%、高増殖炉心で 25%まで低下しており、炉心燃焼特性の低下が著しくなるものと予想される。

表 3.1.1-1 重金属冷却材とナトリウムとの物性比較

物性	鉛	鉛-ビスマス	ナトリウム
原子番号	82	-	11
原子量	207.21	208.2	22.99
融点, K	600	398	370.8
沸点, K	2010	1943	1154
密度, kg/m ³ (a)	10415	10020	825
比熱, J/kg K	145	146	1270
熱伝導度, W/m K (a)	15.5	14.0	64.0
粘性係数, Ns/m ² (a)	1.695×10^{-3}	1.19×10^{-3}	2.24×10^{-4}
蒸気圧, mm of Hg	Negative	Negative	9.0
プラントル数	0.016	0.013	0.004

(a) Values are at 803 K

(出典) S. Athmalingam*, "Choice of coolant for secondary circuit of LMFBRs", Proc. of "Heavy Liquid Metal Coolants in Nuclear Technologies", Obninsk, Russia, October, 1998

* Reactor Group, Indira Gandhi Centre for Atomic Research, Kalpakkam, India

表 3.1.1-2 ラッパ管付鉛冷却酸化物燃料炉心の燃料仕様

	炉心燃料仕様		径ブランケット燃料仕様 (共通)
	18ヶ月炉心	高増殖炉心	
原子炉熱出力 (MW)	700	700	
原子炉電気出力 (MW)	300	300	
原子炉出入口温度 (出口/入口)	550/395	550/395	
運転サイクル長さ (ヶ月)	18	12	
燃料交換バッチ数	5	5	
炉心集合体数 (IC/OC)	84 30/54	84 30/54	
径ブランケット集合体数	78	78	
制御棒本数	7	7	
炉心高さ (cm)	120	80	
炉心等価直径 (cm)	295	295	
炉心出力密度 (W/cc) *	~160	~215	
軸ブラ厚み (上/下; mm)	12/100	400/400	
ガスプレナム長 (上/下; mm)	298/1275	310/975	
燃料ピン全長 (mm)	2975	←	←
ピン本数 (本)	271	397	127
燃料スミヤ密度 (%TD)	82	←	91
被覆管内径 (mm)	8.5	6.9	14.2
被覆管肉厚 (mm)	0.6	0.55	0.4
被覆管外径 (mm)	9.7	8.0	15.0
ピン配列ピッチ (mm)	12.50	10.30	18.3
P/D	1.289	1.288	1.22
ラッパ管内対面間距離 (mm)	207.0	207.0	←
ラッパ管肉厚 (mm)	3	←	←
集合体間ギャップ (mm)	3	←	←
集合体配列ピッチ (mm)	216.0	←	←
集合体ピッチ面積 (cm ²)	404.1	←	←
実効燃料体積比 (%)	31.21	30.13	45.29
集合体冷却材流量 (kg/sec)	401	←	100 (暫定)
バンドル部冷却材流速 (m/sec)	2.25	2.24	0.654
レイノルズ数	9.2×10^4	7.7×10^4	3.1×10^4
グリッド圧損* (7段; kg/cm ²)	0.77	0.76	0.065
バンドル部全圧損 (kg/cm ²)	2.69	3.12	0.250

*圧損評価

- 鉛の物性 (密度、粘性係数、比熱) の出典は、日本機械学会「伝熱ハンドブック」、93年2月
- グリッドはRhombusタイプを想定 (グリッドの流路断面に対する投影面積比を0.25)
- ベアバンドル部圧損はBlasiusの相関式、グリッド部圧損はRehmeの式において、 $C_v=6.5$ と設定

表 3.1.1-3 比較用ナトリウム冷却酸化物燃料炉心の燃料仕様

	炉心燃料仕様		径ブランケット燃料仕様 (共通)
	18ヶ月炉心	高増殖炉心	
原子炉熱出力 (MW)	700	700	
原子炉電気出力 (MW)	300	300	
原子炉出入口温度 (出口/入口)	550/395	550/395	
運転サイクル長さ (ヶ月)	18	12	
燃料交換バッチ数	5	5	
炉心集合体数 (IC/OC)	84 30/54	84 30/54	
径ブランケット集合体数	78	78	
制御棒本数	7	7	
炉心高さ (cm)	120	80	
炉心等価直径 (cm)	216	216	
炉心出力密度 (W/cc) *	~160	~215	
軸ブラ厚み (上/下; mm)	12/100	400/400	
ガスプレナム長 (上/下; mm)	298/1275	310/975	
燃料ピン全長 (mm)	2975	←	←
ピン本数 (本)	271	397	127
燃料スミヤ密度 (%TD)	82	←	91.4
被覆管内径 (mm)	8.5	6.9	14.98
被覆管肉厚 (mm)	0.6	0.55	0.4
被覆管外径 (mm)	9.7	8.0	15.0
ピン配列ピッチ (mm)	11.50	10.30	18.3
ワイヤ径/巻きピッチ (mm)	1.40/150	1.20/150	1.22/160
P/D	1.186	1.155	1.085
ラッパ管内対面間距離 (mm)	186.4	←	←
ラッパ管肉厚 (mm)	3	←	←
集合体間ギャップ (mm)	3	←	←
集合体配列ピッチ (mm)	195.4	←	←
集合体ピッチ面積 (cm ²)	330.6	←	←
実効燃料体積比 (%)	38.14	36.82	55.40
集合体冷却材流量 (kg/sec)	44.9	←	10 (暫定)
バンドル部冷却材流速 (m/sec)	5.56	5.54	1.58
レイノルズ数	9.6×10^4	9.7×10^4	2.2×10^4
バンドル圧損 (kg/cm ²)	2.69	3.20	0.286

表 3.1.1-4 鉛冷却酸化物燃料炉心 低圧損燃料仕様

	通常圧損炉心 (18ヶ月炉心)		低圧損炉心 (18ヶ月炉心)	
	炉心燃料	径ブランケット燃料	炉心燃料	径ブランケット燃料
軸ブラ厚み (上/下;mm)	12/100		12/100	
ガスプレナム長 (上/下;mm)	298/1275	←	298/1275	←
燃料ピン全長 (mm)	2975	←	2975	←
ピン本数 (本)	271	127	271	127
燃料スミヤ密度 (%TD)	82	91	82	91
被覆管内径 (mm)	8.5	14.2	8.5	14.2
被覆管肉厚 (mm)	0.6	0.4	0.6	0.4
被覆管外径 (mm)	9.7	15.0	9.7	15.0
ピン配列ピッチ (mm)	12.50	18.3	13.60	19.8
P/D	1.289	1.22	1.402	1.32
ラッパ管内対面間距離 (mm)	207.0	←	226.0	←
ラッパ管肉厚 (mm)	3	←	3	←
集合体間ギャップ (mm)	3	←	3	←
集合体配列ピッチ (mm)	216.0	←	235.0	←
集合体ピッチ面積 (cm ²)	404.1	←	478.3	←
実効燃料体積比 (%)	31.21	45.29	26.37	38.25
集合体冷却材流量 (kg/sec)	401	100 (暫定)	401	100 (暫定)
バンドル部冷却材流速 (m/sec)	2.25	0.654	1.59	0.440
レイノルズ数	9.2×10^4	3.1×10^4	9.1×10^4	3.0×10^4
グリッド圧損* (7段; kg/cm ²)	0.77	0.065	0.38	0.029
バンドル部全圧損 (kg/cm ²)	2.69	0.250	1.06	0.086

*圧損評価

- ・鉛の物性 (密度、粘性係数、定圧比熱) の出典は、日本機械学会「伝熱ハンドブック」、93年2月
- ・グリッドはRhombusタイプを想定 (グリッドの流路断面に対する投影面積比を0.25)
- ・ベアバンドル部圧損はBlasiusの相関式、グリッド部圧損はRehmeの式において、 $C_v=6.5$ と設定

3.1.2 炉心燃焼特性、反応度特性検討

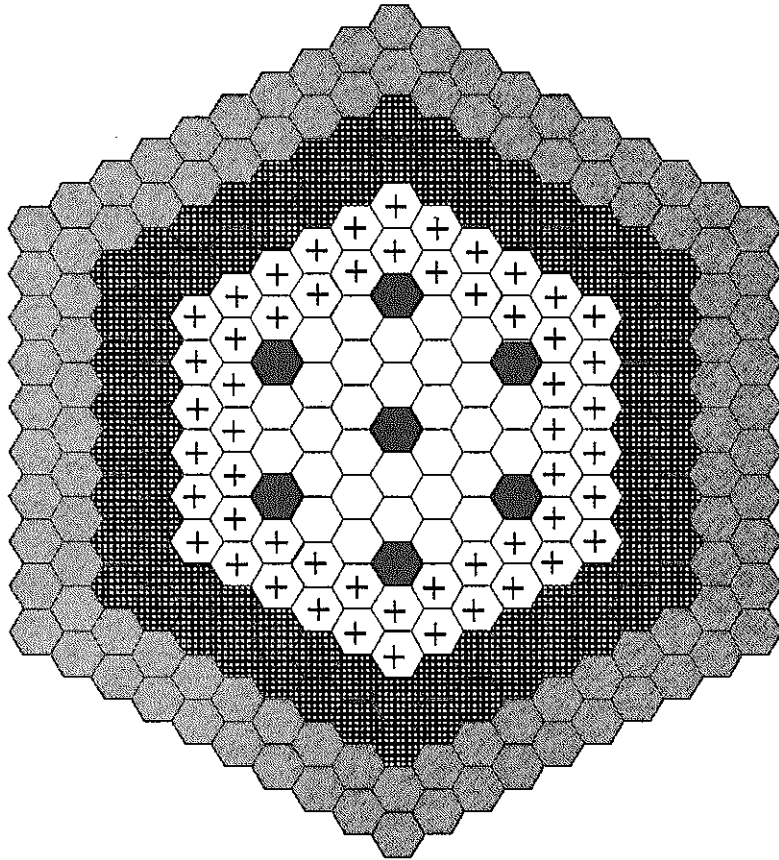
図 3.1.2-1 には、炉心配置図を示した。炉心特性を解析した 18 ヶ月サイクル炉心及び高増殖炉心の炉心配置は同一であり、表 3.1.1-2 に示したように、炉心有効長、軸方向ブランケット厚さのみが異なる。大型ナトリウム炉と同一の大型燃料集合体で炉心を構成したため炉心燃料集合体数は 84 体、径方向ブランケット燃料集合体は 78 体と同一規模の「もんじゅ」炉心の半分以下となっている。当初、大型ナトリウム冷却炉心と同様に炉心取出平均燃焼度を 15 万 MWd/t とするべく燃料仕様を設定する計画であったが、径方向ブランケット燃料の出力分担率が大型炉よりも大きいことにより、炉心取出平均燃焼度は 15 万 MWd/t を幾分下回っている。

表 3.1.2-1 に鉛冷却炉心の燃焼特性を示したが、燃料体積比の減少によるプルトニウム富化度上昇の影響が大きく、燃焼反応度は、18 ヶ月サイクル炉心については、通常圧損炉心の場合で $3.6\% \Delta k/kk'$ 、低圧損炉心の場合には $4.2\% \Delta k/kk'$ となった。高増殖炉心では、通常圧損炉心で $4.5\% \Delta k/kk'$ 、低圧損炉心で $4.8\% \Delta k/kk'$ であり、低圧損炉心では本検討で設定した炉心配置では制御棒設計の成立性が困難と考えられる。

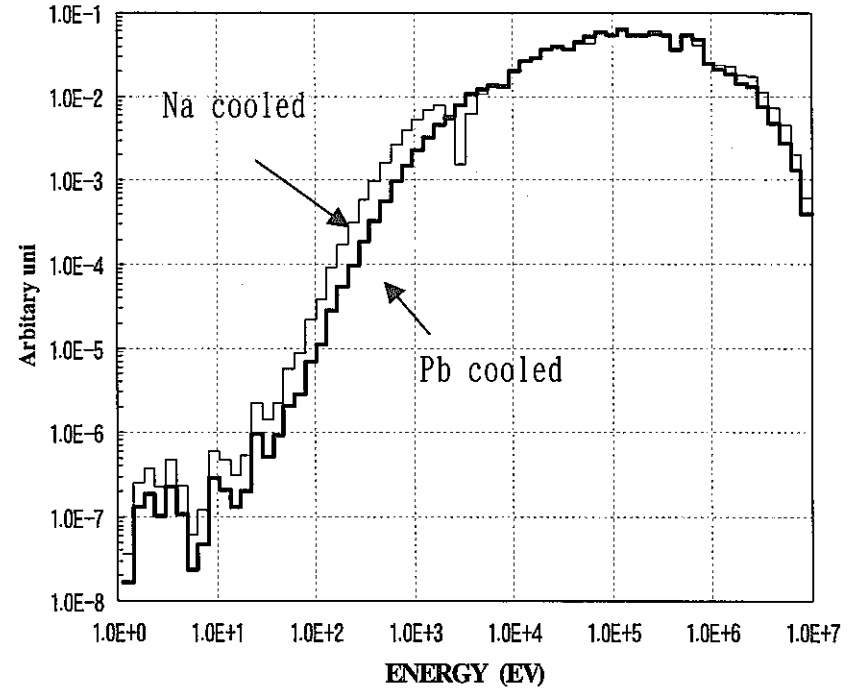
増殖性に関しては、本検討炉心は、中型炉心であるため径方向ブランケット燃料集合体数が大型炉心の場合よりも相対的に多く、大型炉の場合よりも増殖比が上がる傾向にある。よって、炉心燃料のプルトニウム富化度の増加傾向の割合に反して、増殖比の減少程度はあまり大きくはないが、低圧損炉心では、増殖性の低下がかなり大きく、増殖比で 0.05、原子炉倍增時間で 15 年程度の悪化が見られる。

表 3.1.2-1 鉛冷却酸化物燃料炉心の燃焼特性比較

	18ヶ月サイクル炉心		高増殖炉心	
	標準圧損炉心	低圧損炉心	標準圧損炉心	低圧損炉心
原子炉熱出力 (MW)	700	←	←	←
運転サイクル長さ (EFPD)	540	←	365	←
燃料交換バッチ (炉心/ブランケット)	5/5	←	5/5	←
炉心燃料集合体数 (内側炉心/外側炉心)	30/54	←	30/54	←
径ブランケット集合体数	78	←	78	←
制御棒本数 (本)	7	←	7	←
炉心高さ (cm)	120	←	80	←
炉心等価直径 (cm)	216	235	216	235
炉心出力密度 (W/cc)	151	128	226	191
軸ブランケット厚 (cm)	1.2/ 10	←	40/40	←
集合体配列ピッチ (mm)	216.0	235.0	216.0	235.0
プルトニウム富化度 (wt%)	19.0 / 24.7	21.1/26.8	23.8 / 29.5	26.2/31.9
燃焼反応度損失 (% $\Delta k/kk'$)	3.63	4.20	4.50	4.80
最大線出力 (2次元評価) (W/cm)	364	361.7	347	344.5
増殖比 (EOEC)	1.100	1.045	1.217	1.165
Pu-fissile インベントリ(EOEC)(ton)	1.821	1.897	1.468	1.543
原子炉倍增時間 (year)	69.1	227.3	27.7	42.4
ピーク高速フルエンス(n/cm^2 , $E>0.1$ MeV)	5.21E+23	4.87E+23	4.53E+23	4.23E+15
ドップラー係数 (Tdk/dT)	0.0038		0.00297	
炉心ボイド反応度 (% $\Delta k/kk'$) (EOEC) (炉心/径ブランケット/上部ガスプレナム)	2.294/-0.727/-1.035		-	-
合計 (% $\Delta k/kk'$)	0.532(約1.5 \$)			
炉心取出平均燃焼度 (MWd/t)	143,200	143,800	146,300	146,500



	内側炉心燃料集合体	30体
	外側炉心燃料集合体	54体
	径ブランケット集合体	78体
	鉛遮蔽体	102体
	制御棒	7体
合 計		271体



1. (炉心中心の中性子スペクトル：18ヶ月サイクル炉心)

図 3.1.2-1 700MWt 鉛冷却酸化物燃料炉心

3.1.3 ナトリウム冷却炉心との比較検討

表 3.1.3-1 には、標準圧損炉心の炉心特性をナトリウム冷却炉心と比較して示した。炉心サイズについては、同表に示されるように、炉心等価直径で鉛冷却炉はナトリウム冷却炉よりも 20cm 程度大きくなっている。前出の低圧損炉心のよう、鉛冷却炉で低圧損が前提となる場合には、その差は 40cm、約 20%にも達することになる。鉛炉での特別な制約を除外して、単純に鉛冷却材とナトリウム冷却材の炉心特性を比較する観点から、ここでは標準圧損炉心についての比較を行った。

(1) 燃焼反応度

表 3.1.3-1 に示されるように、18 ヶ月サイクル炉心についてみると、燃焼反応度はナトリウム炉の $3.4\% \Delta k/kk'$ に対して $3.6\% \Delta k/kk'$ と鉛炉が大きくなる。しかし、3.1.1 節で示したように、鉛炉での著しい燃料体積比の低下 (38%→31%) を考慮すると、この増加幅は小さいとも言える。このことは、鉛の減速効果が小さく、スペクトルが硬いことにより、中性子経済の低下を補っているものと説明できる。図 3.1.2-1 には、炉心中心の中性子スペクトルを比較して示した。

(2) 増殖比

燃焼反応度と同様に、プルトニウム富化度の上昇により低下し、高増殖炉心について約 0.06 ナトリウム冷却炉よりも小さな値となっている。また、原子炉倍増時間では、ナトリウム炉の 21 年に対し、28 年と約 7 年の増加がある。

(3) 高速フルエンス

鉛の減速能が小さいことにより、冷却材体積比の増加にも関わらず中性子スペクトルが硬く、通常圧損炉心ではナトリウム冷却炉よりも 5%程度、高速フルエンスが増加している。

(4) ドップラ係数

プルトニウム富化度の増加とスペクトルの硬化の双方によるものと推定されるが、表 3.1.3-1 に示されるように、ドップラ係数はナトリウム冷却炉の場合よりも、33~35%程度低下している。

(5) ボイド反応度

上部軸方向ブランケットを削除した 18 ヶ月サイクル炉心について、炉心ボイド反応度を解析して比較した。表 3.1.3-1 に示されるように、炉心部のみのボイド反応度の比較では、ナトリウム炉の $2.4\% \Delta k/kk'$ に対して、鉛炉は $2.3\% \Delta k/kk'$ であり、その差は比較的小さい。一方、ナトリウム炉では、炉心周囲の

径方向ブランケット、上部ガスプレナム部での負のボイド反応度が小さいのに対して、鉛炉では、炉心周囲の負のボイド反応度が大きく、全炉心体系のボイド反応度を評価した場合には、かなりその大きさが低減されることが分かった。これは、鉛の高速中性子の反射効果によるものと考えられる。BREST 設計のように、炉心周囲に径方向ブランケットがなく、鉛反射体のみの場合は、全体系でのボイド反応度が負となることが容易に推察される。

以上、冷却条件を同一とした燃料仕様を設定して、ナトリウム炉と鉛炉を比較した場合には、鉛冷却炉心は燃料体積比の減少が大きいことから、炉心燃焼特性がナトリウム冷却炉心に優越することはないことが分かった。BREST 設計のように、低圧損炉心を前提とする場合には、この差は更に大きくなるものと判断される。

表 3.1.3-1 鉛冷却酸化物燃料炉心とナトリウム冷却酸化物燃料炉心の燃焼特性比較

	18ヶ月サイクル炉心		高増殖炉心	
	鉛炉心	Na炉心	鉛炉心	Na炉心
原子炉熱出力 (MW)	700	←	←	←
運転サイクル長さ (EFPD)	540	←	365	←
燃料交換バッチ (炉心/ブランケット)	5/5	←	5/5	←
炉心燃料集合体数 (内側炉心/外側炉心)	30/54	←	30/54	←
径ブランケット集合体数	78	←	78	←
制御棒本数 (本)	7	←	7	←
炉心高さ (cm)	120	←	80	←
炉心等価直径 (cm)	216	196	216	196
炉心出力密度 (W/cc)	151	184	226	276
軸ブランケット厚 (cm)	1.2/ 10	←	40/40	←
集合体配列ピッチ (mm)	216.0	195.4	216.0	195.4
プルトニウム富化度 (wt%)	19.0 / 24.7	18.3 / 23.8	23.8 / 29.5	22.6 / 28.2
燃焼反応度損失 (% $\Delta k/kk'$)	3.63	3.39	4.5	4.1
最大線出力 (2次元評価) (W/cm)	364	364	347	338
増殖比 (EOEC)	1.100	1.131	1.217	1.274
Pu-fissile インベントリ(EOEC)(ton)	1.821	1.798	1.468	1.452
原子炉倍増時間 (year)	69.1	50.3	27.7	20.5
ピーク高速フルエンス(n/cm^2 , $E>0.1$ MeV)	5.21E+23	4.96E+23	4.53E+23	4.29E+23
ドップラー係数 (Tdk/dT)	0.0038	0.00569	0.00297	0.00461
炉心ボイド反応度 (% $\Delta k/kk'$) (EOEC)				
(炉心/径ブランケット/上部ガスプレナム)	2.294/-0.727/-1.035	2.443/-0.104/-0.304	-	-
合計 (% $\Delta k/kk'$)	0.532(約1.5 \$)	2.035(約5.8 \$)		
炉心取出平均燃焼度 (MWd/t)	143,200	140,600	146,300	143,000

3.1.4 熱・燃料設計の検討

(1) 評価対象及び検討条件

3.1.1 節から 3.1.3 節にて示したラップ管付酸化物燃料炉心（30 万 kW_e 中型炉心）を対象として熱特性を評価／検討した。検討においては、ナトリウム冷却炉と鉛冷却炉との熱特性上の比較に主眼を置いた。なお、ナトリウム冷却炉としては「倍増時間短縮炉心（炉心有効長 80cm）」を、鉛冷却炉としては「倍増時間短縮炉心（炉心有効長 80cm）・通常圧損炉心」をそれぞれ対象とした。前者は原子炉冷却材温度上昇が 155℃にてパナル圧損が約 3kgf/cm² となるように設定された仕様であり、後者は原子炉冷却材温度上昇が 120℃にて同約 3kgf/cm² となるように設定された仕様である。炉心・燃料仕様は 3.1.1 節を参照されたい。

圧損評価モデル及び熱伝達モデルは以下を用いた。なお、Subbotin の熱伝達相関式は、液体金属乱流域での円管を対象として広範に用いられているモデルである。

- 圧損評価モデル： ベアバンドル部 Cheng-Todreas モデル^[1]
 スペーサグリッド部 Rehme モデル^[2]
 (∞ 修正形状係数×面積閉塞率²)
- 熱伝達モデル： Subbotin の式 $Nu = 5.0 + 0.025Pe^{0.8}$

(2) 鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の出力分布比較

炉心配置と集合体番号を図 3.1.4-1 に示す。本対象炉心は、鉛冷却では径方向ブランケットの外側に鉛反射体を、ナトリウム冷却では同じ位置にステンレス反射体を設置している。

鉛冷却炉とナトリウム冷却炉の集合体出力分布を図 3.1.4-2、-3 にそれぞれ示す。また、両炉心のピーキング係数、及び最大線出力と最大集合体出力を表 3.1.4-1、及び 2 にそれぞれ示す。一般に、鉛冷却及び鉛反射体炉心では中性子の閉じ込め性能がよく出力分布が平坦化される傾向を有すると言われるが^[3]、これらの結果では、本対象炉心では両者でほぼ同程度の出力分布となっている（3.1.2 節参照）。したがって、本対象炉心においては、出力分布が要因となって鉛炉の熱特性がナトリウム炉のそれよりも向上するという事はない。

なお、炉心の直ぐ外周（径方向ブランケットの内側）に鉛反射体を装荷した場合の出力分布平坦化に関しては[3]を参照されたい。出力平坦化により径方向出力ピーキング係数が低減された場合、一般にはグローバルホットスポットファクタ（GHSF）は、径方向出力ピーキング低減割合に比例して低減される。

(3) 鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の熱特性検討

(i) 各炉心の被覆管外表面と冷却材の軸方向温度分布

図 3.1.4-4 に鉛冷却とナトリウム冷却のそれぞれの被覆管外表面温度、冷却材温度及び膜温度上昇 ΔT_{film} の軸方向分布を示す。冷却材流量はそれぞれの出入口温度条件での必要流量であり（被覆管 HS 温度制限目安：700℃）、出力条件は内側炉心最大出力集合体を参照した。

2.2.1 節にて述べたように、鉛冷却では膜温度上昇 ΔT_{film} がナトリウム冷却よりの 4~5 倍程度に大きくなる。本対象炉心では、被覆管最高温度が発生した炉心燃料上端部に着目すると ΔT_{film} はナトリウム冷却炉では 7℃、鉛冷却炉では 31℃となった。したがって、鉛冷却炉では、ナトリウム冷却炉と同一の冷却材温度条件の場合でも ΔT_{film} だけでノミナルベースにて約 25℃程度も被覆管温度が高くなることになる。

(ii) 流量配分設計検討

上記膜温度上昇の差異を考慮して、以下の (1 式) に示す簡易モデルにて被覆管最高温度を計算し、流量配分設計を検討した。

熱設計検討においては、特にこれまで設計経験があまり無かった鉛冷却炉に関しても、工学的安全係数の検討を実施し、また、被覆管内外面の腐食/減肉、CDF、BDI 等を評価検討した上で工学的安全係数を考慮した被覆管最高温度制限値を設定すべきではある。しかし、本研究のフェーズ/位置付けも鑑みて、本節では鉛冷却炉についても従来ナトリウム炉並の被覆管温度評価用工学的安全係数合計値として 1.25、工学的安全係数を考慮した被覆管最高温度制限の目安値として 700℃を各々暫定して流量配分設計を検討した。なお、これまでの調査等から、鉛による構造材腐食を抑えるために、鉛流速をおよそ 2m/s 以下に抑える必要があるとされている。したがって、本節では参考として冷却材質量流量に加え冷却材流速も記載した。

$$W_{\text{req}} = \frac{P_{\text{core+uab}} \times F_b \times \text{RPF}}{C_p \times (T_c - T_{\text{in}}) / \text{HSF} - 1/2\Delta T_c - \Delta T_{\text{film}}}$$

T_c : 被覆管最高温度制限の目安値 (700℃、鉛炉、ナトリウム炉とも),

$P_{\text{core+uab}}$: 炉心部と下部軸方向ブランケット部の出力,

F_b : バンドル径方向温度ピーク係数 (周辺流れ効果) 相当値 = 1.1,

RPF : 集合体内径方向出力ピーキング係数,

$1/2\Delta T_c$: 被覆管内温度上昇の 1/2 (外表面-肉厚中心間) = 5℃,

ΔT_{film} : 膜温度上昇 (ナトリウム炉: 10℃、鉛炉: 線出力比例モデル、20℃~35℃),

HSF : 被覆管温度工学的安全係数 (合計) 相当値 : 1.25,

T_{in} : 冷却材入口温度,

C_p : 冷却材比熱 (平均値) (鉛炉は 147J/kg/K を使用、温度依存性なし。
添付資料参照).

(式 1)

流配検討をするにあたり、プラント設計側より提示される「炉心燃料集合体へ配分可能な流量」としては、表 3.1.4-3 のとおり想定した。特に鉛冷却炉では、原子炉構造設計にも依存するが、例えば BREST-300 では炉壁冷却を必要としていない設計であると考えられている (2.2.1 参照)。また、ナトリウム冷却炉でも、炉壁冷却を合理化した設計は可能であると考えられる。このため、燃料集合体以外への配分流量割合については壁冷の有無についてパラメータとし、2 ケースを設定した。また、ナトリウム冷却炉については、鉛炉との比較という観点から、出入口温度 550/395°C での設計に加えて鉛炉と同一のヒートバランス 420/540°C にても検討した。

各集合体の必要流量評価結果を図 3.1.4-5 に示す。鉛冷却炉では、集合体最大流量が 474kg/s、ナトリウム冷却炉では鉛炉と同一の出入口温度条件では 47.0kg/s、原電実証炉と同一の出入口温度条件 (550/395°C) では 43kg/s となった。

これらの炉心の冷却材流量領域数と 1 次系流量に対する炉心流量の割合との関係を、図 3.1.4-6 に示す。まず、鉛冷却とナトリウム冷却との差異を同一の出入口温度条件にて比較する。出入口温度 540/420°C、出入口温度差 120°C の条件では、ナトリウム冷却炉では流量領域 2 領域にて炉心燃料集合体配分可能流量割合を壁冷の有無にかかわらず十分に下回り、83.4% となった。鉛冷却炉では炉壁冷却無しとした場合で同 3 領域、炉壁冷却が有る場合で同 4 領域にて、それぞれ炉心燃料集合体配分可能流量割合以下となった。両者の差は、膜温度上昇 ΔT_{film} の差に起因しており、鉛冷却炉にて仮に ΔT_{film} がナトリウム並の 10°C となったとした場合、集合体必要流量は 1 次系流量の 77% となりナトリウム炉の 75% と同程度となる。

次に、同じナトリウム冷却炉にて、鉛冷却炉の出入口温度条件 (540/420°C、温度差 120°C) から原電実証炉の出入口温度条件 (550/395°C、温度差 155°C) とした場合について示す。図 3.1.4-6 には後者の条件における結果も示した。両出入口温度条件間では、入口温度が 25°C 低下したことにより、同一の工学的安全係数合計値 1.25 と被覆管最高温度制限目安値 700°C の条件でも、ノミナル被覆管温度では 644°C から 639°C へと 5°C 低い温度に制限しなくてはならないこととなる。これより、前者から後者への出入口温度条件の変更により必要流量は 9% しか低下しないのに対して、出入口温度差が 35°C 増大したことによる 1 次系冷却材流量の低下は 22% となる。これが主要因となって 1 次系流量に対する炉心燃料集合体必要流量は 13% 増大し、後者の温度条件で

は冷却材流量領域数が壁冷無しの場合で4領域、壁冷有りの場合で6領域を必要とする結果となった。

(iii) 鉛の流速について

本仕様では、最大必要流量集合体の冷却材流速は以下となった。

	鉛質量流量	鉛流速
最大流量集合体（外側炉心）	474.2kg/s	2.7m/s

また、バンドル圧損は約4.3kg/sとなった。したがって、流速2m/s以下を条件とするのであれば、現行仕様では35%程度も超過しているため、プルトニウム富化度調整による出力分布平坦化等では不十分と考えられ、流路断面積増加、炉心有効長低減等の集合体仕様の再調整が必要である。

(iv) BREST-300の膜温度上昇との比較

2.2.1節にて、BREST-300では膜温度上昇 ΔT_{film} が最大の集合体で60℃程度となることを示した（炉心1、BOEC、炉心上端部＝被覆管最高温度発生位置）。これに対して、本鉛冷却炉心ではBOECにて30℃程度となった。本炉心ではピン径が8.0mmとBREST-300の9.1mmと比較して約14%も小さいにも関わらず、 ΔT_{film} が30℃程度も低下した要因として、以下のとおり考察した。

- ① BREST-300では制御棒が炉内に存在せず、BOECでの制御棒部分挿入による出力分布の歪がないため、炉心上端部の線出力が約265W/cmとなっており、本鉛冷却炉心（192W/cm）では約30%低下している。本効果は ΔT_{film} を約30%低下させる。
- ② BREST-300の最大流速1.8m/sに対して本炉心では2.7m/sと50%増大しており、これはNu数を増大させる側に働く。バンドルの水力等価直径はBREST-300の1.57cmから0.64cmへと減少しており、これはNu数は低下させるが、同一のNu数の下では熱伝達率自体を増加させる向きに働く。結果として、熱伝達係数は $1.71 \times 10^4 \text{W/m/K}$ から $2.75 \times 10^4 \text{W/m/K}$ へと60%増大した。本効果は約40%低下させる。

(4) 熱特性検討のまとめ

鉛冷却炉とナトリウム冷却炉の熱特性検討結果を以下にまとめる。

- ① 本対象炉心では、「鉛冷却+鉛反射体」と「ナトリウム冷却+ステンレ

ス反射体」とで出力分布に差異が無く、出力分布に基づく熱特性の差異（GHSF への影響）は無い。ただし、炉心燃料集合体の直ぐ外周に鉛反射体を設置した場合はこの限りではないと考えられる。

- ② 鉛冷却炉とナトリウム冷却炉とで同一の出入口温度条件にて設計する場合、膜温度上昇 ΔT_{film} が鉛冷却炉ではナトリウム冷却炉より約 25℃ 大きいため、被覆管最高温度は約 25℃ 高くなることになり、被覆管温度を同一とするには出口温度を 25℃ 程度下げる必要がある。
なお、この効果は、本炉心の流量領域区分数にて表すと、同一被覆管温度条件 700℃にてナトリウム炉では 2 領域で熱設計が成立したことに對し、鉛炉では 3 から 4 領域を必要とする。
- ③ 出入口温度条件 540/420℃の鉛冷却炉と比較して、同 550/395℃のナトリウム冷却炉では、流量領域数として 4 から 6 領域を必要とする。この主要因は、入口温度が 420℃から 395℃に低下したことである。
- ④ 鉛冷却炉の膜温度上昇 ΔT_{film} に関し、BREST-300 では 60℃程度であったが、本対象炉心では 30℃程度であった（炉心上端位置、平衡サイクル初期）。この理由として、平衡サイクル初期での制御棒部分挿入による出力の歪（炉心上側の出力が低下し、炉心下側の出力が増大すること）及び、流速増大による熱伝達係数の向上が挙げられる。
ここで、鉛流速が被覆管腐食等の観点により 2m/s（本対象炉心では 2.7m/s）に制限された場合、本炉心の膜温度上層は 45℃程度となる。

表 3.1.4-1 鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の出力ピーキング係数

項目	鉛冷却炉	ナトリウム冷却炉
径方向ピーキング係数 ^(*)	1.20 / 1.18	1.19 / 1.18
軸方向ピーキング係数 ^(*)	1.20 / 1.18	1.19 / 1.18
合計 ^(*)	1.44 / 1.40	1.43 / 1.39

(*) BOEC / EOEC

表 3.1.4-2 鉛冷却炉心とナトリウム冷却炉心の最大線出力及び最大集合体出力

項目	鉛冷却炉	ナトリウム冷却炉
最大線出力 ^(*)		
内側炉心 (W/cm)	410 / 380	390 / 360
外側炉心 (W/cm)	440 / 400	400 / 380
最大集合体出力 ^(*)		
内側炉心 (MW)	10.8 / 10.3	10.4 / 10.0
外側炉心 (MW)	10.8 / 10.3	10.4 / 9.8

(*) BOEC / EOEC

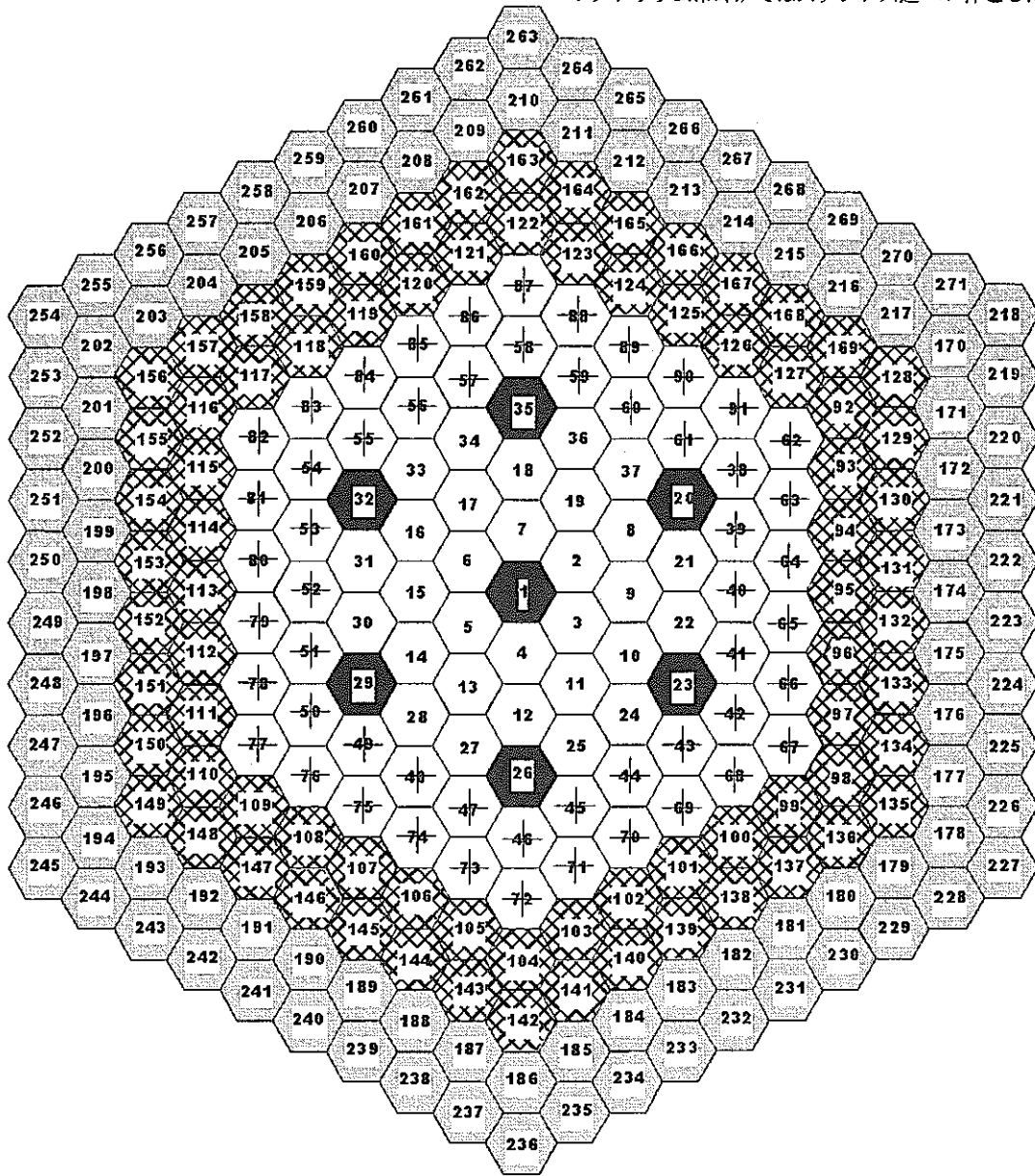
表 3.1.4-3 1次系流量の流量配分

炉型 (冷却材種類)	出入口温度 (出入口温度差)	炉心燃料集合体 に配分可能な流量 (kg/s)	備考
鉛冷却炉	540 / 420℃ (120℃)	35,437	1次系流量 39,683kg/s 壁冷有りベース
		36,111	1次系流量 39,683kg/s 壁冷無しベース
ナトリウム 冷却炉	550 / 395 (155℃)	3,187	1次系流量 : 3,569kg/s 壁冷有りベース
		3,248	1次系流量 : 3,569kg/s 壁冷無しベース
	540 / 420℃ (120℃)	4,117	1次系流量 : 4,610kg/s 壁冷有りベース
		4,195	1次系流量 : 4,610kg/s 壁冷有りベース

項目	原電実証炉	本検討炉心	
		壁冷有りベース	壁冷無しベース ^(*)
1) 燃料集合体以外の流量割合 (制御棒、径方向遮へい体、 炉壁冷却、漏洩流)	5.7%	5.7%	4.0%
2) 径方向ブランケット燃料集 合体への流量割合	5%	5%	5%
3) 炉心燃料集合体へ配分可能 な流量割合	89.3%	89.3%	91.0%

^(*) 実証炉では 1) の流量割合 5.7%のうち炉壁冷却が 2.0%を占めている。したがって、1) の流量割合として 2.0%を差し引き、数値を丸めて 4.0%を計上した。

* : ナトリウム冷却炉ではステンレス遮へい体とした。








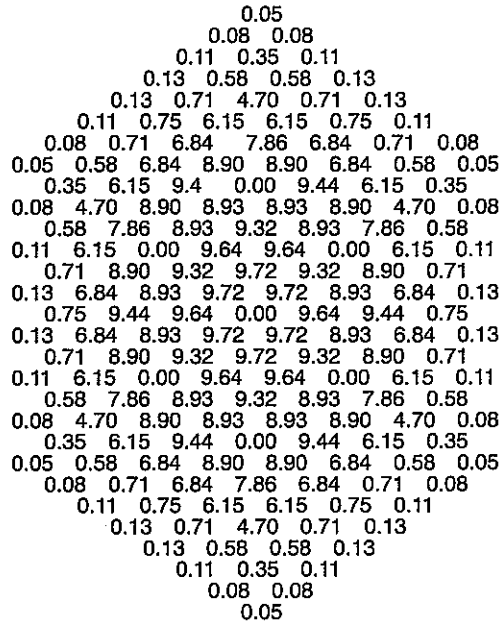
-  内側炉心燃料集合体 30体
-  外側炉心燃料集合体 54体
-  径ブランケット集合体 78体
-  鉛遮へい体 102体*
-  制御棒 7体

図 3.1.4-1 炉心配置及び集合体番号

BOEC
単位 [MW]



EOEC
単位 [MW]

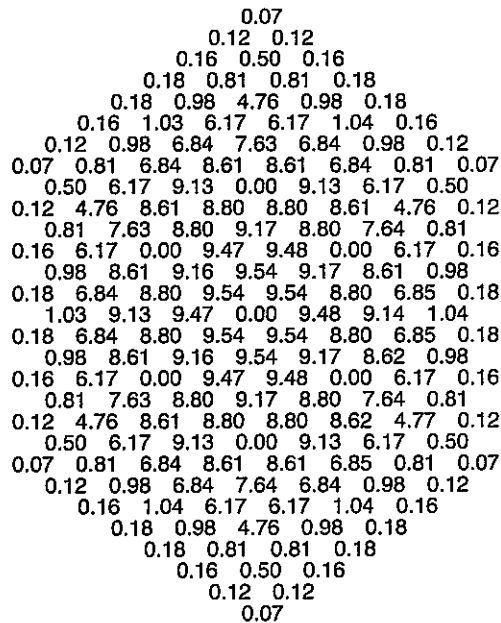
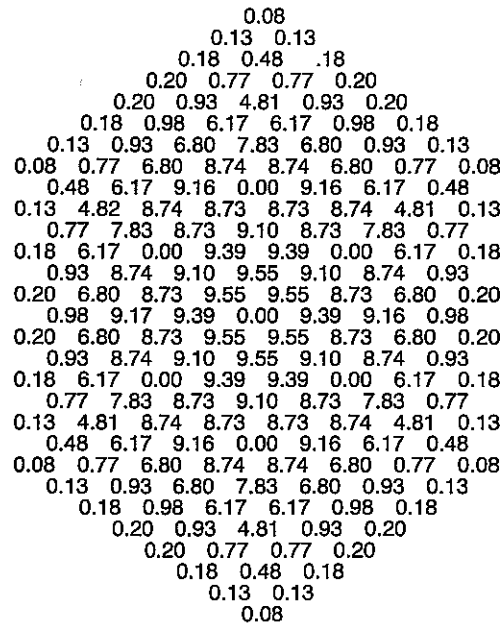


図 3.1.4-2 鉛冷却炉心の集合体出力 (バッチ平均)

BOEC
単位 [MW]



EOEC
単位 [MW]

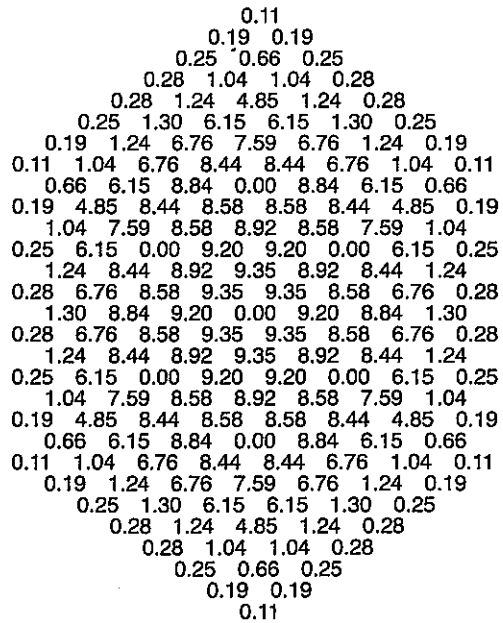
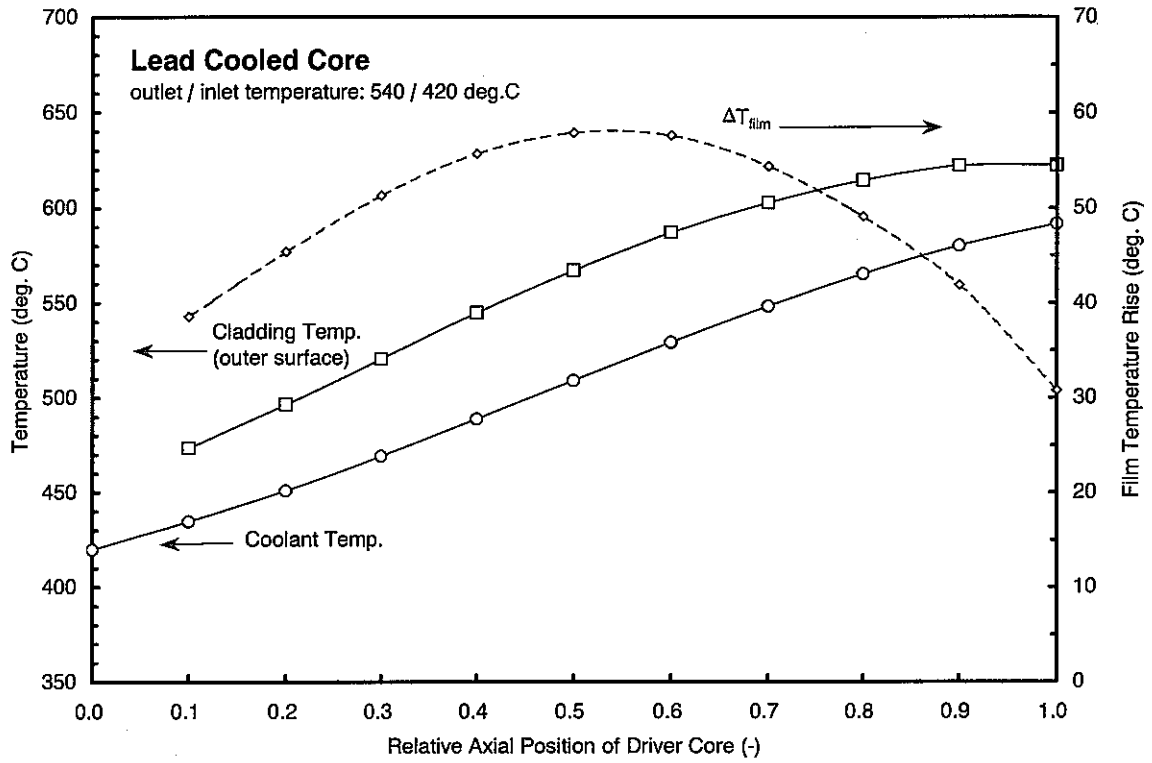


図 3.1.4-3 ナトリウム冷却炉心の集合体出力 (バッチ平均)



(1/2) 鉛冷却炉

(2/2) ナトリウム冷却炉

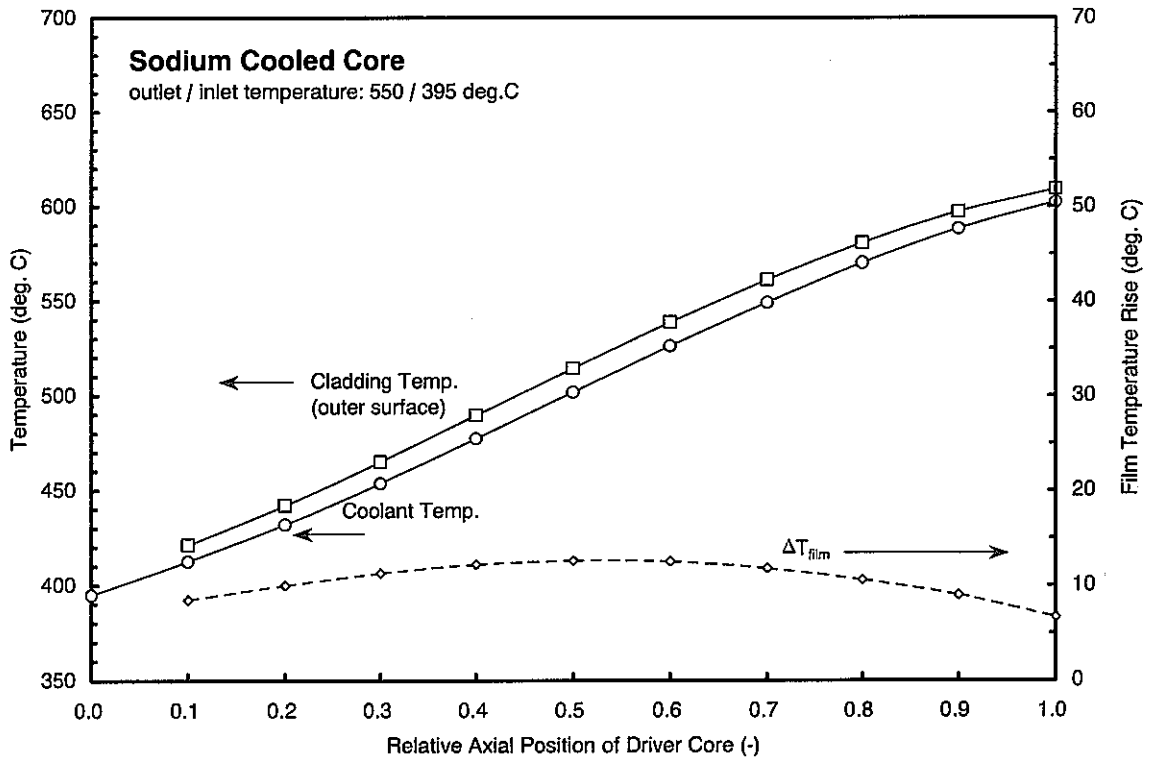
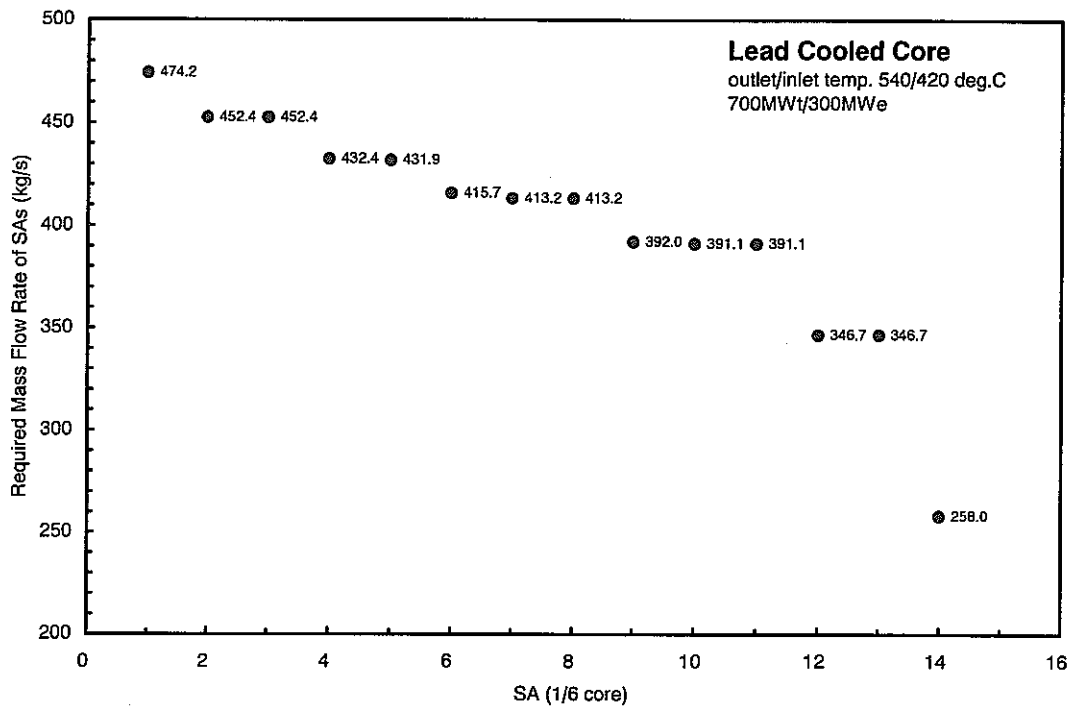
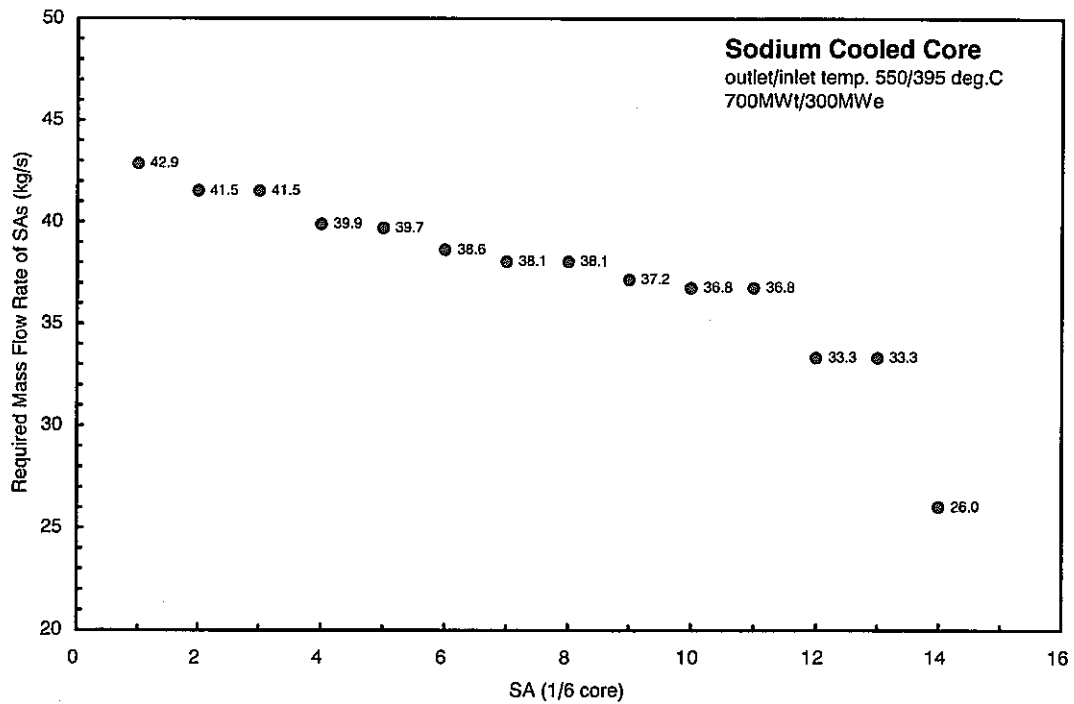


図 3.1.4-4 被覆管外表面温度、冷却材温度及び膜温度上昇軸方向分布

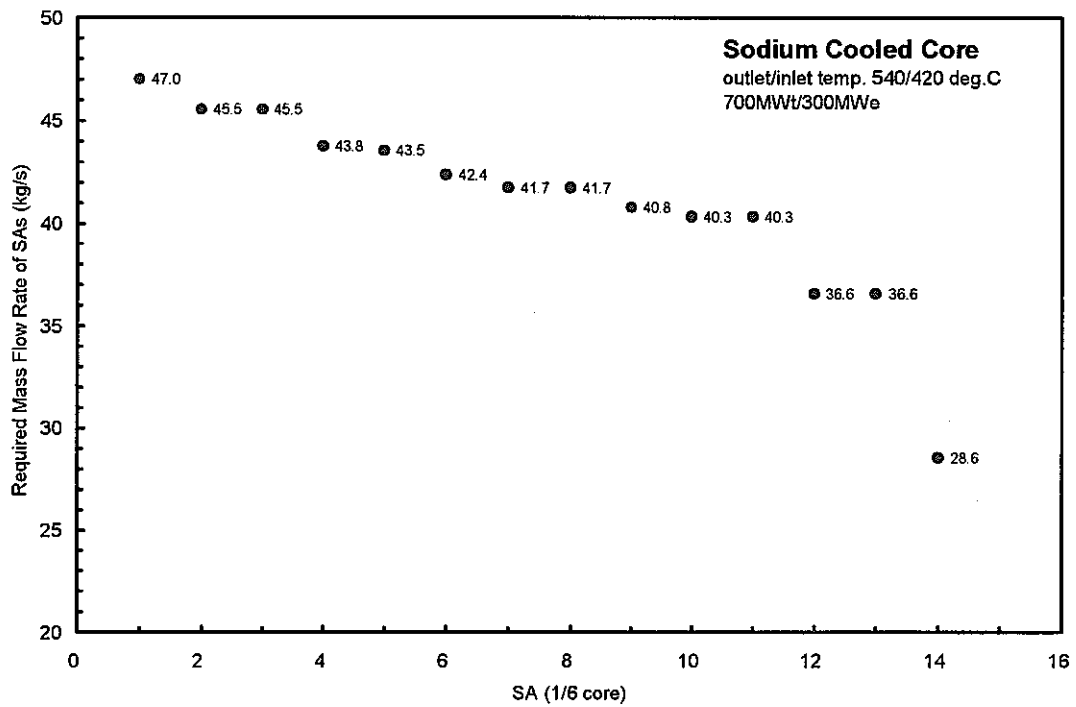


(1/3) 鉛冷却炉 (出入口温度 : 540/420℃)



(2/3) ナトリウム冷却炉 (出入口温度 : 550/395℃)

図 3.1.4-5 集合体冷却材必要流量の分布



(3/3) ナトリウム冷却炉 (出入口温度 : 540/420°C)

図 3.1.4-5 集合体冷却材必要流量の分布

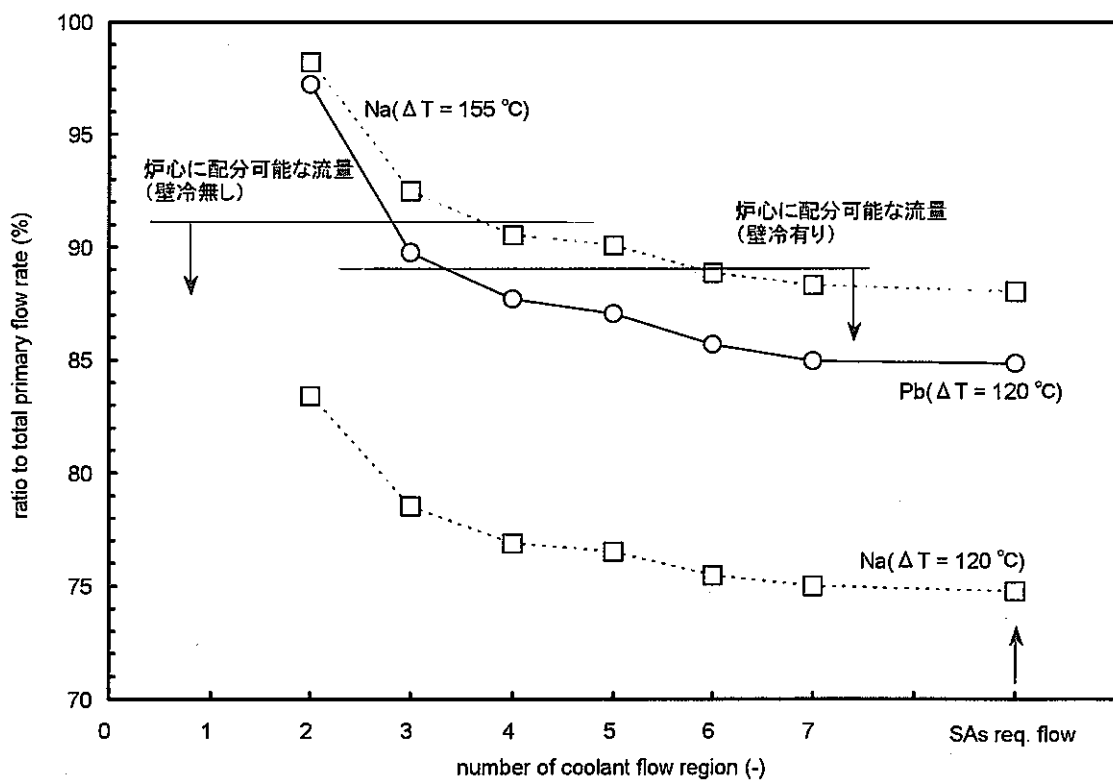


図 3.1.4-6 冷却材流量領域数と 1 次系流量に対する流量割合の関係

4. おわりに

BREST-300 の炉心燃料仕様をベースにサイクル機構の設計手法にて核・熱・燃料設計レビューを行うことを通して、鉛冷却炉の炉心燃料特性把握及び本概念成立性上の課題や実用化戦略調査研究の目標に関連する特性評価を試みた。以下に主な結果を示す。

- (1) 鉛の中性子反射効果は大きいですが、BREST-300 の高増殖性（内部転換比～1）は窒化物燃料に負うところが大きい。
- (2) 燃料被覆管最高温度は同一温度条件の Na 冷却炉よりも 40℃程度上昇傾向にある。
- (3) 被覆管外面腐食や FCMI により、燃焼度 15 万 MWd/t 達成には困難が伴う。

また、鉛とナトリウムについて、炉心冷却条件を同一とした炉心燃料仕様を設定して炉心燃焼特性を解析評価し、以下の結論を得た。

- (4) 被覆管温度上昇量をほぼ同一とする流量条件では、鉛冷却の場合は圧損をナトリウム冷却炉心と同一にするためには燃料ピンピッチを増加する必要があり、増殖性はナトリウム冷却炉心に優越することはない。

これら一連の検討により、これまで設計経験のなかった鉛冷却炉の炉心燃料特性をほぼ把握すると共に、公開文献等では表に現れない新たな特徴も把握できたと考える。

参考文献

2.1 の参考文献

- [1] 澤田ら、PE-98-04、「冷却系機器合体・集合化プラントの概念図等の作成(鉛・鉛ビスマス冷却高速炉の調査文献集)」、1999年3月
- [2] PHYSICAL CHARACTERISTICS OF LEAD COOLED FAST REACTOR Proc. of Top. Meet. Advances in Reactor Physics, Vol.1, Knoxville, TN., USA, V.V.Orlov et al. , RDIPE, 11-15 April 1994
- [3] IAEA-TECDOC-1039, "Influence of high dose irradiation on core structural and fuel materials in advanced reactors", August, 1998.
- [4] 大木ら、JNC TN9400 2000-080、「種々の炉心概念に関する MA 消滅特性の整理」、2000年3月.
- [5] 若林、PNC TN9410 93-226、「Study on Minor Actinide Transmutation in Fast Reactor -Summary of Core Study-」、1993年10月.

2.2.1 の参考文献

- [1] V.V.Orlov, et al., IAEA-TECDOC-970, "Mononitride Fuel and Large-Scale Nuclear Power Industry," Proc. of Tech. Com. Meet. Studies on Fuels with Low Fission Gas Release, Moscow, RDIPE, 1-4 Oct., 1996.
- [2] V.V.Orlov, et al., "Physical Characteristics of Lead Cooled Fast Reactor," Proc. of Top. Meet. Advances in Reactor Physics, vol. 1, Knoxville, TN., USA, 11-15 Apr., 1994.
- [3] V.V.Orlov, et al., "Lead-cooled Reactor Core, Its Characteristics and Features", Proc. Int. Top Mtg. Advanced Reactor Safety, pp516-523, 1994.
- [4] V.V.Orlov, et al., "Lead Cooled Fast Reactor," 電中研講演会資料, 28 Jan., 1999.
- [5] S.Cheng and N.Todreas, Nucl. Eng. Design, vol. 92, pp.227-251, 1986.
- [6] K.Rehme, Nucl. Technology, vol. 17, pp.15-23, 1973.

2.2.2 の参考文献

- [1] E.O.ADAMOV, "WHITE BOOK OF NUCLEAR POWER", RDIPE, 1998
- [2] V.V. Orlov et.al., "LEAD-COOLED REACTOR CORE, ITS CHARACTERISTICS AND FEATURES", Proc. Int. top. mtg. Advanced Reactor Safety, 1994, pp.516-523. (H10 日立調査、文献 No.25)

3.1.4 の参考文献

- [1] S.Cheng and N.Todreas, Nucl. Eng. Design, vol. 92, pp.227-251, 1986.

- [2] K.Rehme, Nucl. Technology, vol. 17, pp.15-23, 1973.
- [3] 池上ら、JNC TN9400 2000-068、「ナトリウム冷却炉の炉心・燃料設計検討－平成 11 年度－」、5.5 節 “遮へい合理化、増殖性向上の検討”、2000 年 3 月。

添付資料-1 の参考文献

- [1] 日本機会学会、技術資料流体の熱物性値集、1983 年。
- [2] NUREG/CR-0497, TREE-1280, Rev.1, “ MATPRO-Version 11 (Revision 1),” p.486, Feb.,1980.
- [3] 日本機会学会、伝熱ハンドブック、1993 年。
- [4] 日本機会学会、伝熱工学資料 改訂第 4 版、1986 年。
- [5] J.R.Weeks, “ Lead, Bismuth, Tin and Their Alloys as Nuclear Coolants,” Nuc. Eng. Design 15 (North-Holland Publishing Co., 1971), p.363-372, 1971.
- [6] E.A.Brandes, “ Smithells Metals Reference Book,” Sixth Edition, Butterworth & Co. Ltd., 1983.
- [7] 堀、「基礎高速炉工学」、p.56、表 4.2、1993 年。

添付資料-2 の参考文献

- [1] 上平ら、JNC TN 9400 99-045, 「高強度フェライト／マルテンサイト鋼 (PNC-FMS) のクリープ強度特性の評価 (研究報告書)」(1999 年 4 月)

添付資料-1

燃料設計検討用各種冷却材熱物性値の調査

1. 調査・整理した熱物性式

CO₂、ヘリウム、及び鉛について、今回調査整理／作成した密度、比熱、粘性係数、熱伝導度の物性式を添表 1-1～3 に示す。

(1) CO₂の物性式

参考文献[1]に基づき、CO₂冷却炉の既存設計例の運転温度・圧力条件を参考として作成したフィッティング式を添表 1-1 に示した。運転温度・圧力条件は、既存設計例では冷却材平均温度 656K (383℃：出入口温度 525/240℃)、炉心部圧力条件 4.2MPa 程度である。本フィッティング式による計算値と、参考文献[1]記載値との差異は、本設計例の運転条件近傍ではいずれの物性値とも 1%以下であった。

(2) ヘリウムの物性式

参考文献[1]に基づき密度、比熱、粘性係数について、ヘリウム冷却炉の既存設計例の運転温度・圧力条件を参考として作成したフィッティング式を添表 1-2 に示した。GBR4、HTBR 等の設計例では、冷却材平均温度は 670K～860K (400℃～580℃) 程度の範囲、炉心圧力条件は 6MPa～9MPa の範囲である。本フィッティング式による計算値と、参考文献[1]記載値との差異は、上記運転条件近傍ではいずれの物性値とも 1%以下であった。

また、熱伝導度については参考文献[1]記載データの温度範囲が 273K～650K と上記運転温度条件よりも低温範囲であったために、参考文献[2]の関係式 (MATPRO モデル) をそのまま採用した。

(3) 鉛の物性式

参考文献[3]に基づき作成したフィッティング式を添表 1-3 に示した。既存設計例 (BREST-300) では冷却材平均温度が 753K (480℃、出入口温度 540/240℃)、炉心圧力条件は大気圧程度である。なお、密度及び粘性係数については参考文献[5]記載値もフィッティングデータに加えた。本フィッティング式による計算値と、参考文献[3]及び[5]の記載値との差異は、上記運転条件近傍ではいずれの物性値とも 1%以下であった。

なお、鉛は比熱、熱伝導率に関して温度に対するデータ点数が 3 点と少なく、今後の更なる調査が望まれる。特に比熱については、参考文献[1]に温度条件 673K (400℃) の 1 点について $0.147 \times 10^3 [\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}]$ という記載があり、参考文献[3]の $0.16 \times 10^3 [\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}]$ (607K～800K、一定値) と比較して 8%も小さい値となっている。

また、比熱に関し海外文献に記載があった値を図中に併記した。本データについては現時点では作成した物性式に反映しておらず、設計検討においても使用していない。

2. 各種冷却材とナトリウムとの物性値の比較

CO₂、ヘリウム及び鉛について、既存設計例の温度圧力条件の下での各物性値をこれまでの設計研究経験・知見の多いナトリウムも含めて比較し、添表 1-4 に示した。また、各冷却材の物性値の温度・圧力依存性を添図 1-1～16 にそれぞれ示した。

付表 1-1 CO₂の物性式

項目	物性式	単位	適用範囲 ^(*)
密度 ρ	$\rho = PM / RT$ $M = 44 \times 10^{-3}$ (分子量、kg/mol) $R = 8.314 \times 10^{-6}$ (気体定数、MJ/mol·K) P : 圧力 (MPa) T : 温度 (K)	[kg/m ³]	圧力条件 : 4MPa~5MPa 温度条件 : 500K~800K
定圧比熱 C_p	$C_p = A \cdot T + B$ $A = -3.710 \times 10^{-2} \cdot P + 5.239 \times 10^{-1}$ $B = 3.200 \times 10^1 \cdot P + 7.567 \times 10^2$ P : 圧力 (MPa) T : 温度 (K)	[J/kg·K]	圧力条件 : 4MPa~5MPa 温度条件 : 500K~800K
粘性係数 η	$\eta = 3.007 \times 10^{-8} \cdot T + 9.875 \times 10^{-6}$ T : 温度 (K)	[Pa·s]	圧力条件 : 4MPa~5MPa 温度条件 : 500K~800K
熱伝導率 λ	$\lambda = 7.221 \times 10^{-5} \cdot T + 1.004 \times 10^{-3}$ T : 温度 (K)	[W/m·K]	圧力条件 : 4MPa~5MPa 温度条件 : 500K~800K

(*) フィッティング式作成において用いたデータの範囲。なお、参考文献[1]には本データ範囲以外についてもデータが記載されている。

付表 1-2 ヘリウムの物性式

項目	物性式	単位	適用範囲 ^(*)3)
密度 ρ	$\rho = PM / RT \times 0.99$ ^(*)1) $M = 4.0 \times 10^{-3}$ (分子量、kg/mol) $R = 8.314 \times 10^{-6}$ (気体定数、MJ/mol·K) P : 圧力 (MPa) T : 温度 (K)	[kg/m ³]	圧力条件 : 5MPa~10MPa 温度条件 : 480K~1300K
定圧比熱 C_p	$C_p = 5.191 \times 10^3$	[J/kg·K]	圧力条件 : 5MPa~10MPa 温度条件 : 480K~1300K
粘性係数 η	$\eta = 3.639 \times 10^{-8} \cdot T + 1.029 \times 10^{-5}$ T : 温度 (K)	[Pa·s]	圧力条件 : 5MPa~10MPa 温度条件 : 480K~900K
熱伝導率 λ	$\lambda = 3.366 \times 10^{-3} \cdot T^{0.668}$ T : 温度 (K)	[W/m·K]	圧力条件 : - 温度条件 : 573K~1573K 注) MATPRO モデル ^(*)2)

(*)1) 密度のフィッティング式にて気体方程式モデルに係数 0.99 を乗じたのは、既存設計例の温度圧力条件近傍での差異を 1%以下に補正するためである。(気体方程式モデルそのものでは、既存設計例の温度圧力条件近傍にてフィッティング式計算値は参考文献[1]記載値より 2%程度過大評価となる。)

(*)2) MATPRO モデルと参考文献[1]とを比較すると以下のとおり 6%程度の差異があるが、ここでは、使用実績等から MATPRO モデルを採用した。なお、MATPRO モデルは圧力依存ではないが、参考文献[1]より熱伝導率の圧力依存性を見ると、5MPa から 10MPa の範囲では圧力条件による熱伝導度の違いは 1%以下であり、圧力依存性をモデルに入れないことは妥当であると考えられる。

・ MATPRO モデル : 255mW/m·K	}	差異 6%
・ 参考文献[1] : 269 mW/m·K		

(*)3) フィッティング式作成において用いたデータの範囲。なお、参考文献[1]には、密度と比熱については本データ範囲以外についてもデータが記載されている。ただし、粘性係数は高温側は 900K までしか記載がない。また、熱伝導率 (MATPRO モデル) については参考文献[2]には特に適用範囲の記載はなく、PNC ZN9410 93-025 にて Bird モデルとの比較が行われていた温度範囲を暫定的に記す。

付表 1-3 鉛の物性式

項目	物性式	単位	適用範囲 ^(*)2)
密度 ρ	$\rho = -1.178 \cdot T + 1.130 \times 10^4$ T : 温度 (K)	[kg/m ³]	圧力条件 : 大気圧 (0.10MPa) 温度条件 : 607K~1273K
定圧比熱 C_p	$C_p = 0.16 \times 10^3$ ^(*)1)	[J/kg·K]	圧力条件 : 大気圧 (0.10MPa) 温度条件 : 607K~800K
粘性係数 η	$\eta = -1.174 \times 10^{-12} \cdot T^3 + 8.072 \times 10^{-9} \cdot T^2$ $- 1.407 \times 10^{-5} \cdot T + 8.466 \times 10^{-3}$ T : 温度 (K)	[Pa·s]	圧力条件 : 大気圧 (0.10MPa) 温度条件 : 607K~800K
熱伝導率 λ	$\lambda = 7.131 \times 10^{-6} \cdot T^2 - 1.470 \times 10^{-2} \cdot T + 2.259 \times 10^1$ T : 温度 (K)	[W/m·K]	圧力条件 : 大気圧 (0.10MPa) 温度条件 : 607K~800K

(*)1 特に比熱については、他の参考文献との比較より、8%程度の誤差があることを踏まえて使用すべきである。

(*)2 フィッティング式作成において用いたデータの範囲。なお、参考文献[3]及び[5]には本データ範囲外のデータは記載されていない。

付表 1-4 各種冷却材の物性値の比較

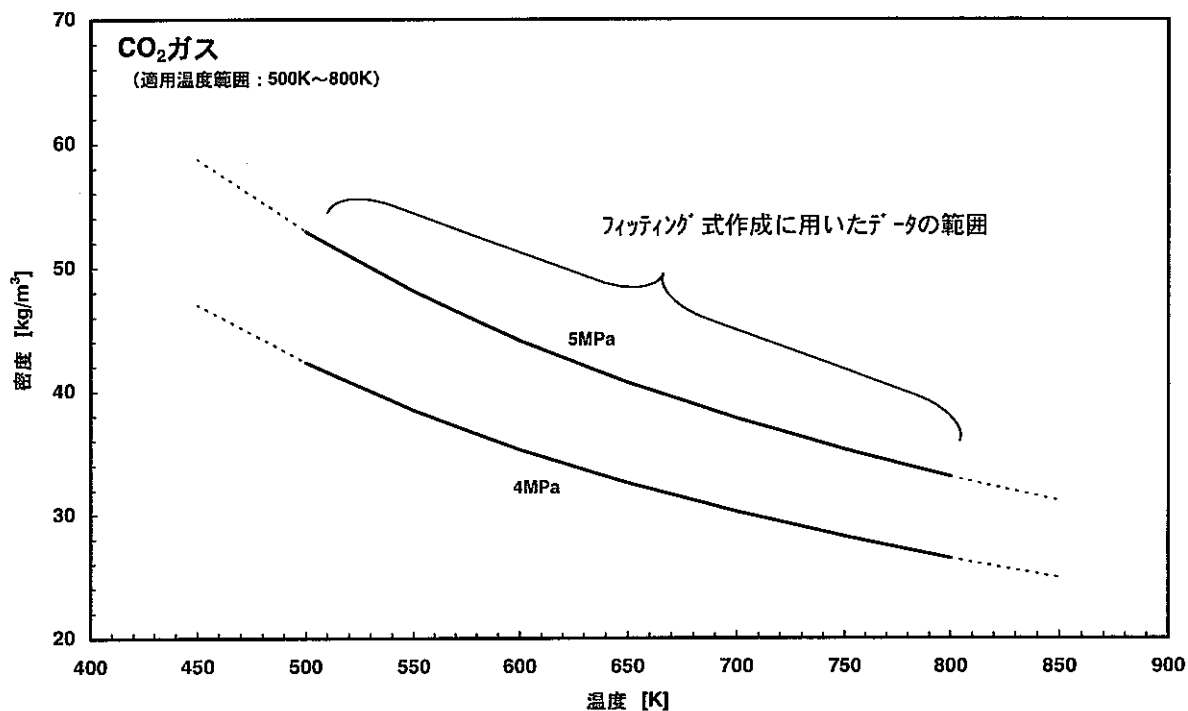
冷却材 物性	CO ₂ (*1) 650K/ 4.0MPa	ヘリウム (*2) 700K/ 9.0MPa	鉛 (*3) 800K/ 0.1MPa	ナトリウム (*4) 773K(500°C)/ 0.1MPa
密度 ρ [g/cm ³]	0.033	0.0061	10.4	0.833
比熱 C_p [J/kg·K]	1130	5190	160	1310
$\rho \cdot C_p$ [J/m ³ ·K]	3.7×10^4	3.2×10^4	1.66×10^6	1.09×10^6
粘性係数 η [mPa·s]	0.029	0.036	1.74	0.24
熱伝導度 λ [W/m·K]	0.046	0.27	15.4	66.6

(*1) ETGBR : 656K / 4.2MPa

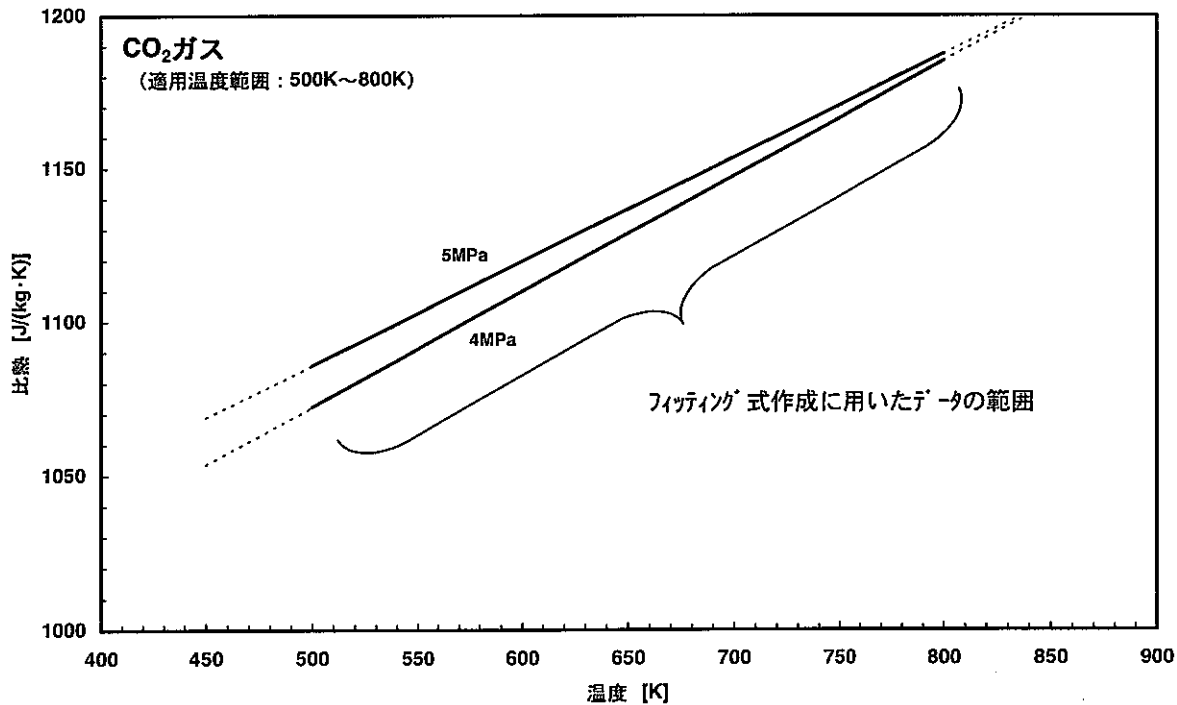
(*2) GBR-4 : 689K / 9.0MPa

(*3) BREST-300 : 753K / 0.1MPa

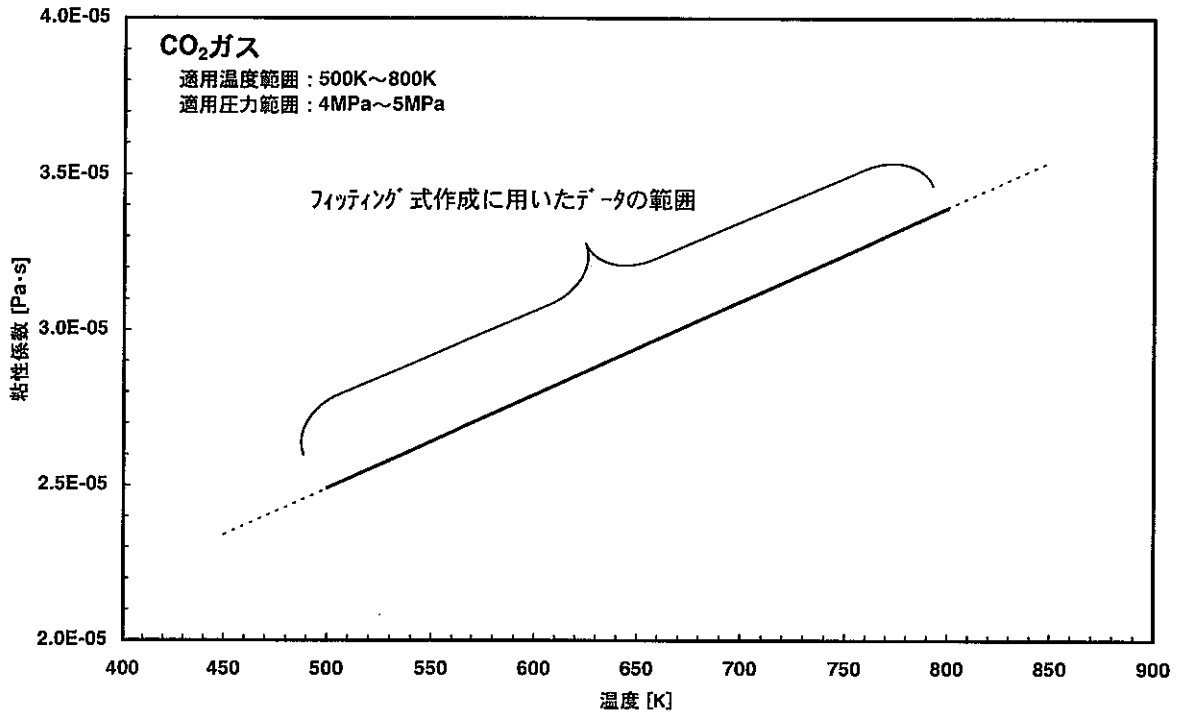
(*4) 設計例の温度条件 : 736K (もんじゅ)、746K (原電実証炉). 出典 : 参考文献[4]、[7]



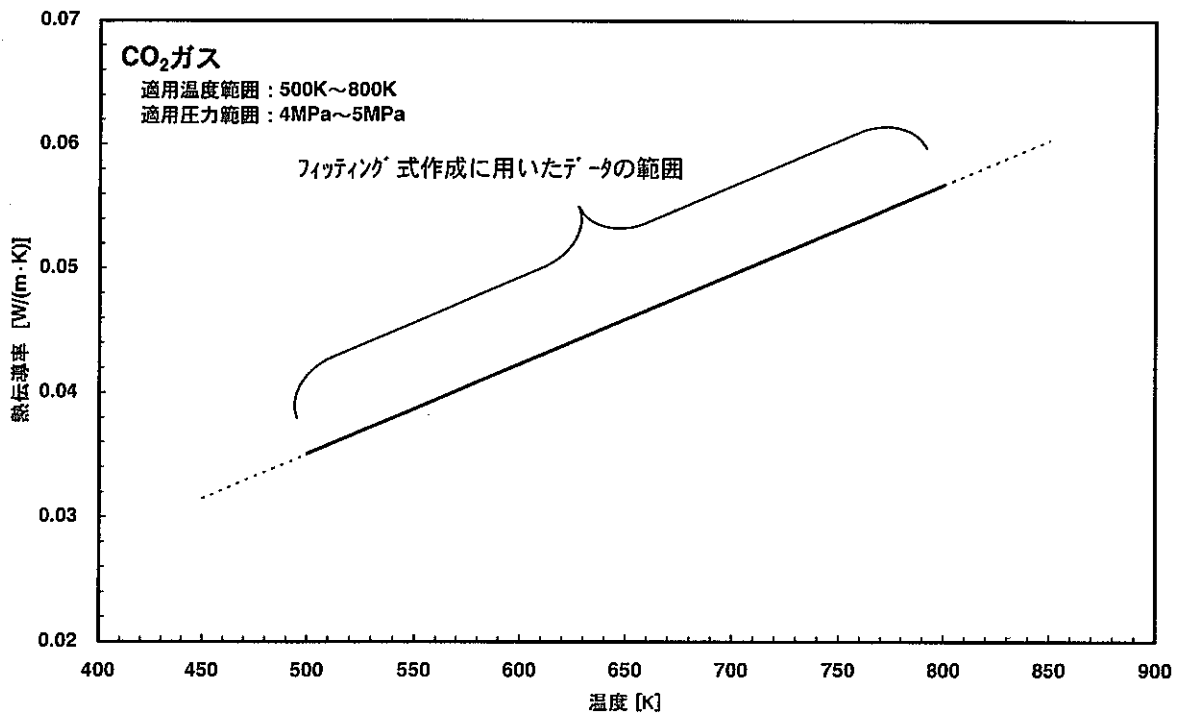
付図 1-1 CO₂ 密度の温度・圧力依存性



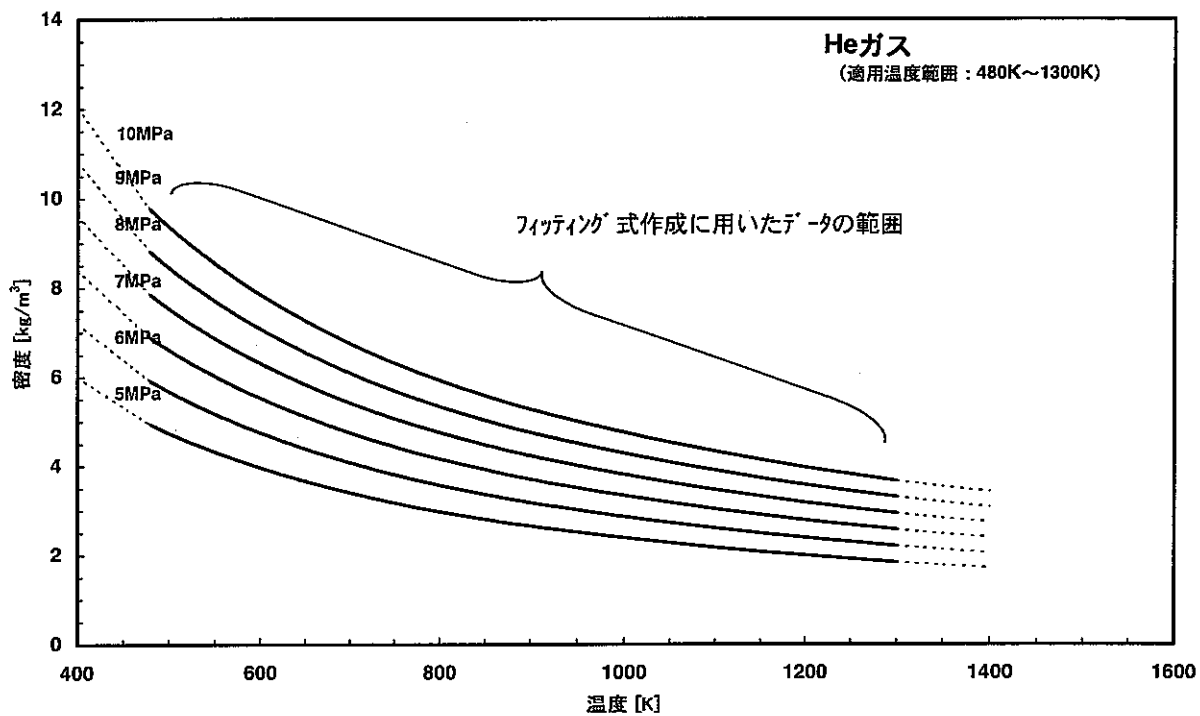
付図 1-2 CO₂ 比熱の温度・圧力依存性



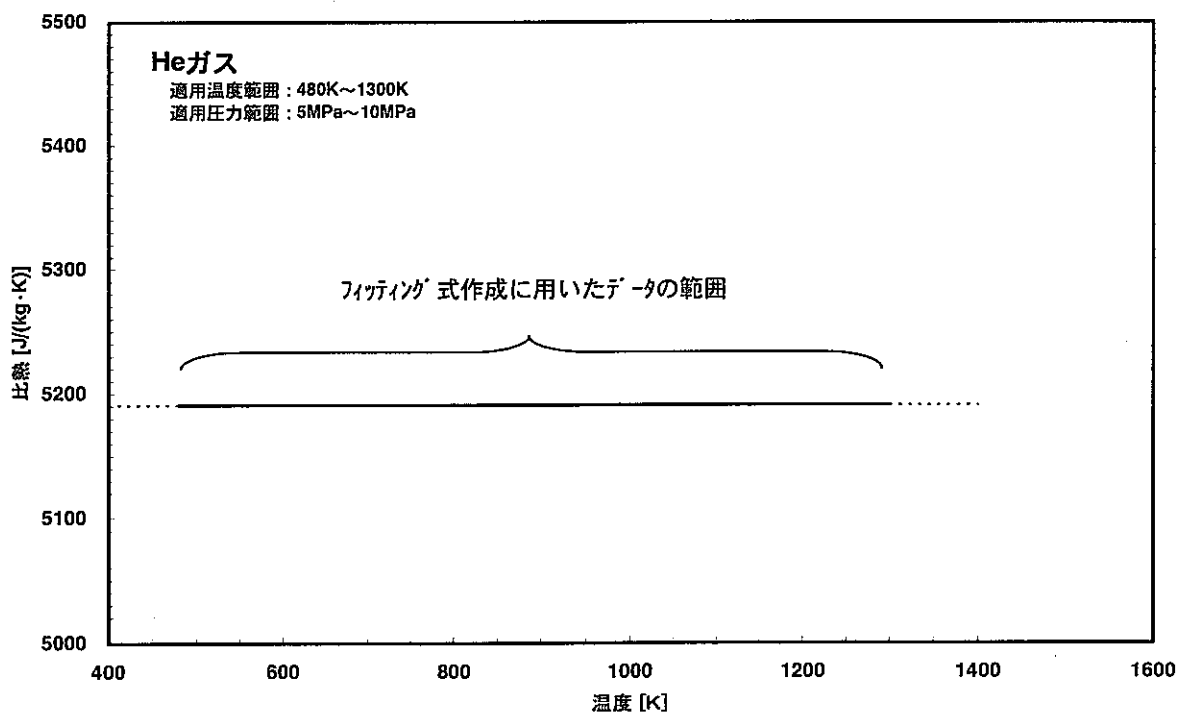
付図 1-3 CO₂ 粘性係数の温度・圧力依存性



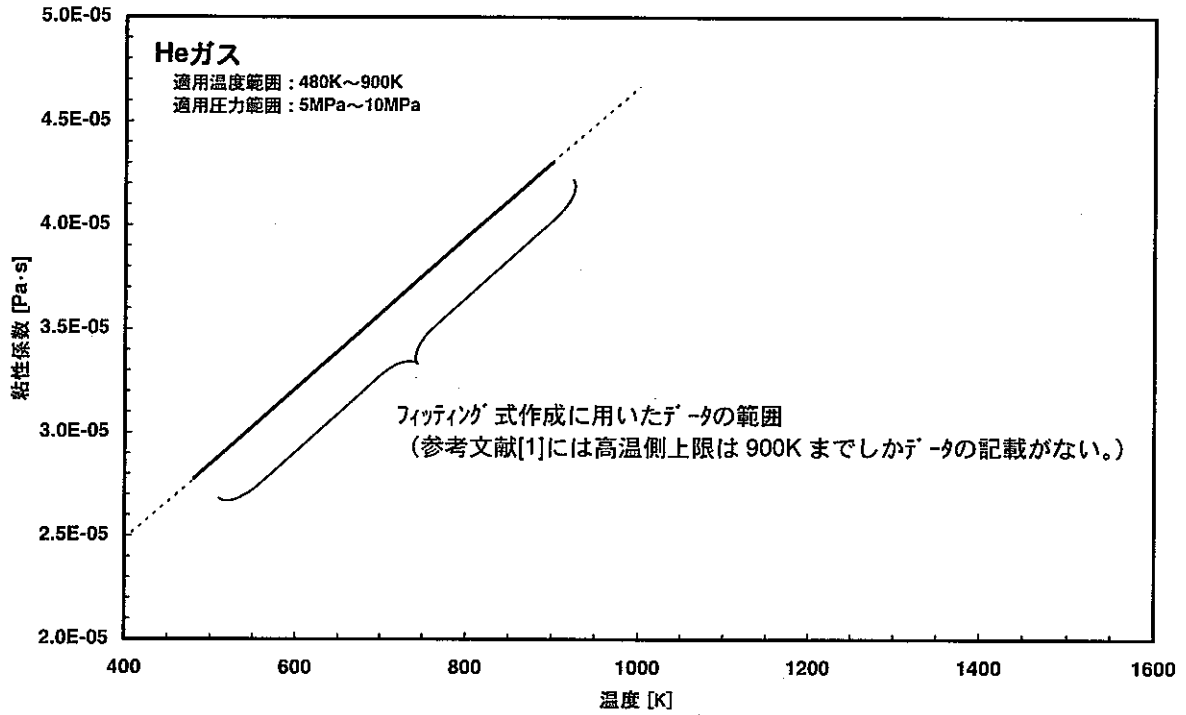
付図 1-4 CO₂ 熱伝導率の温度・圧力依存性



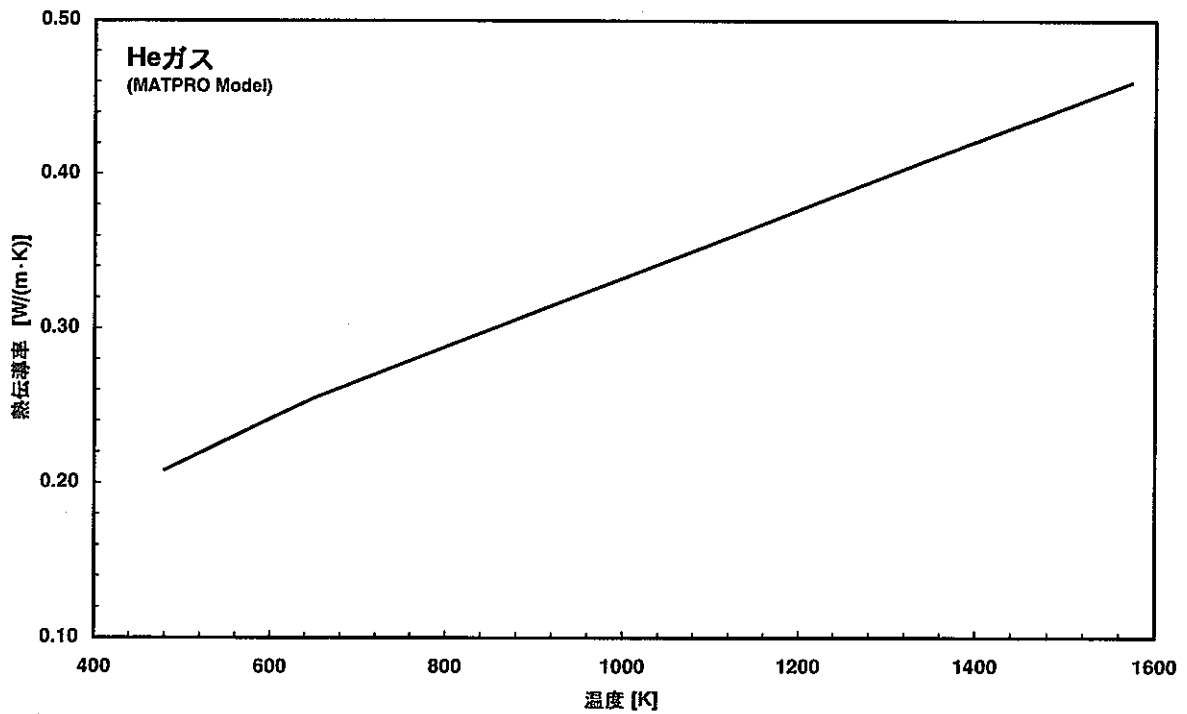
付図 1-5 ヘリウム密度の温度・圧力依存性



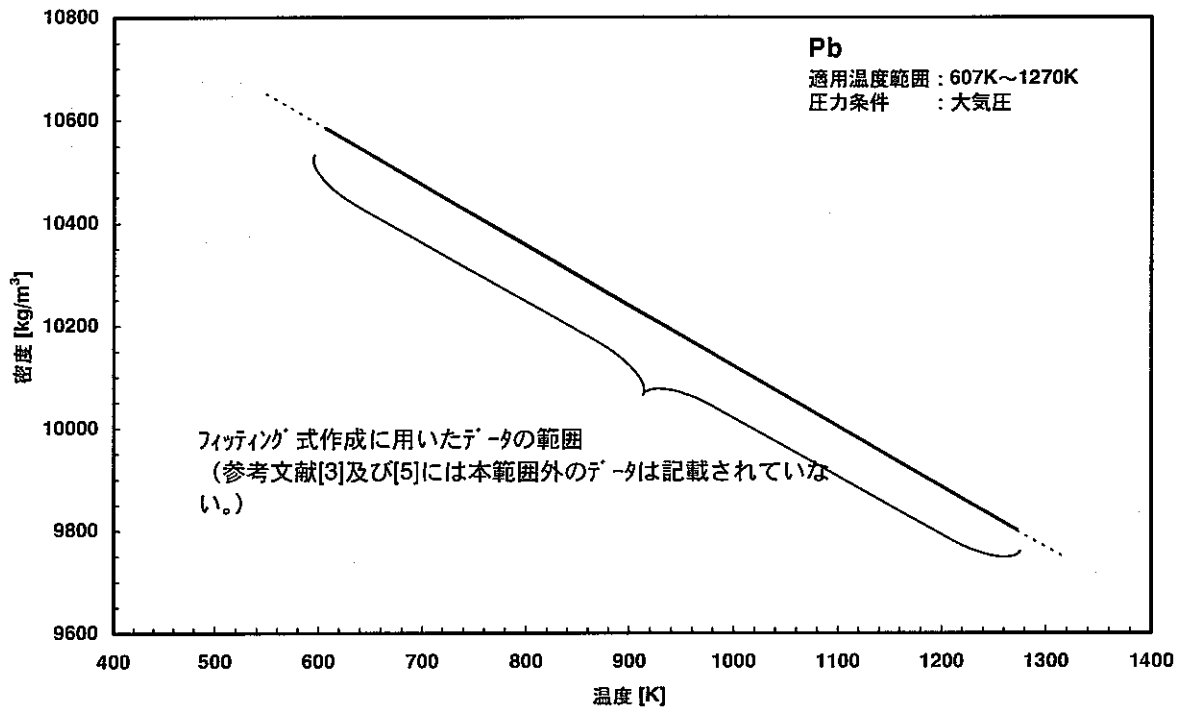
付図 1-6 ヘリウム比熱の温度・圧力依存性



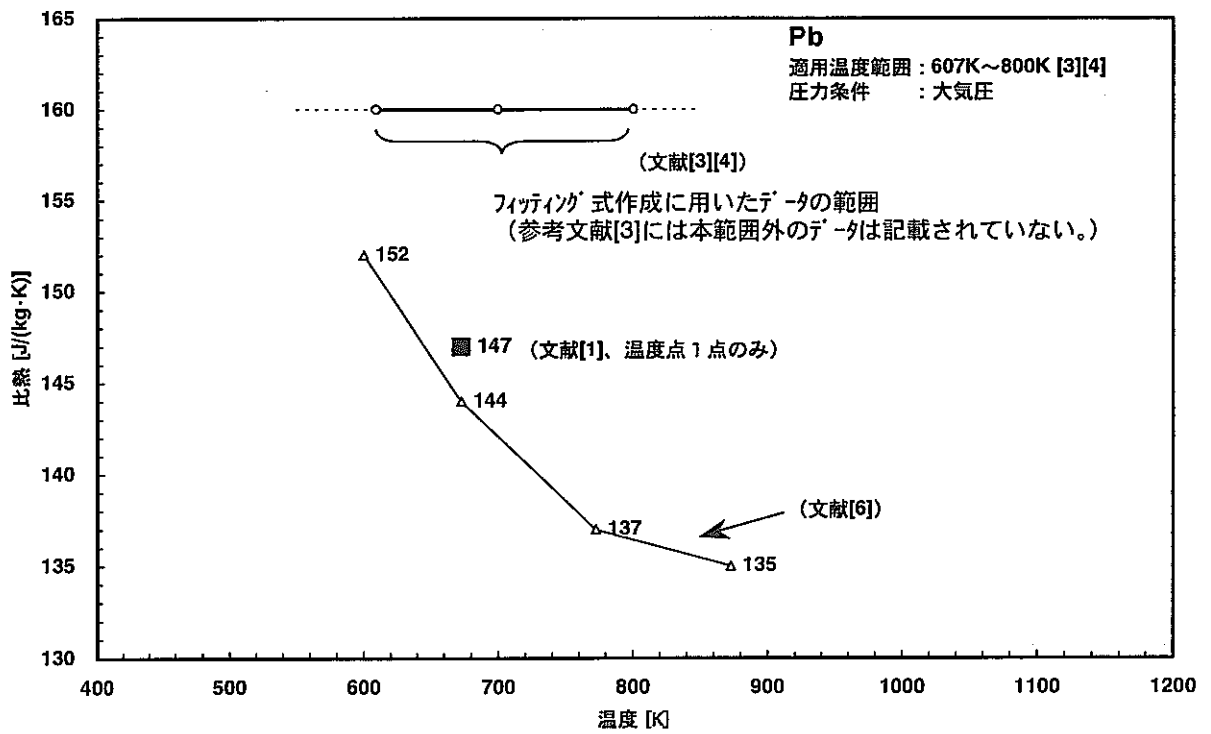
付図 1-7 ヘリウム粘性係数の温度・圧力依存性



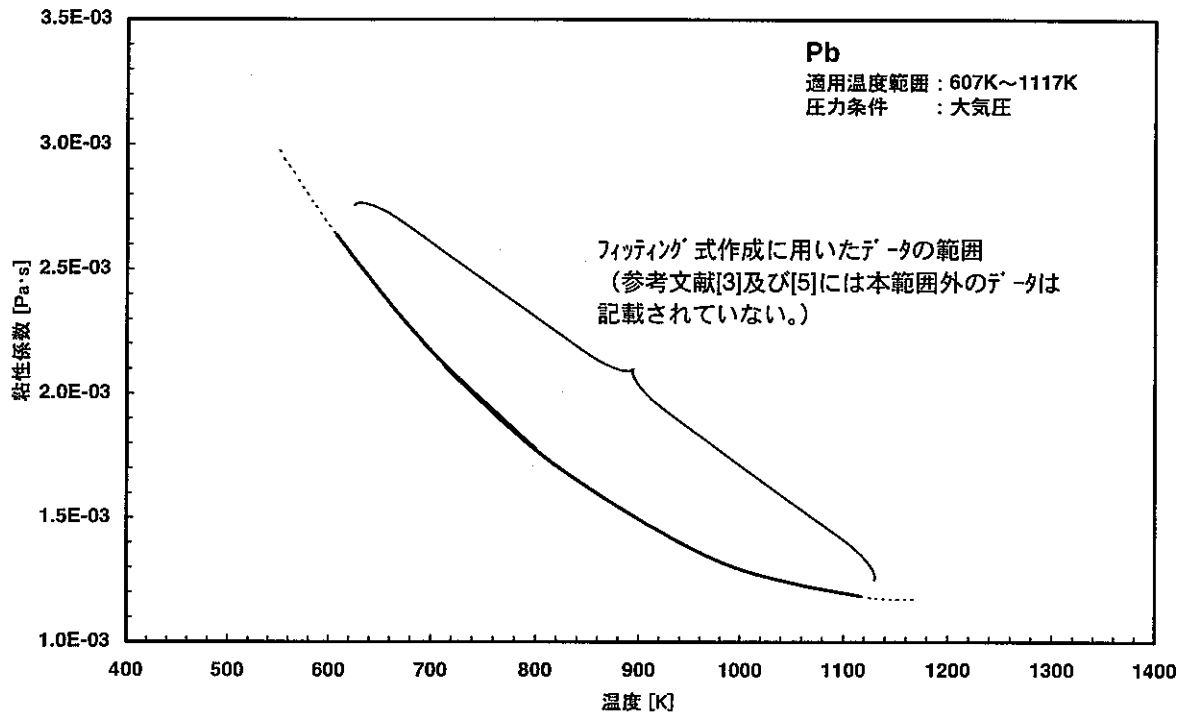
付図 1-8 ヘリウム熱伝導率の温度・圧力依存性



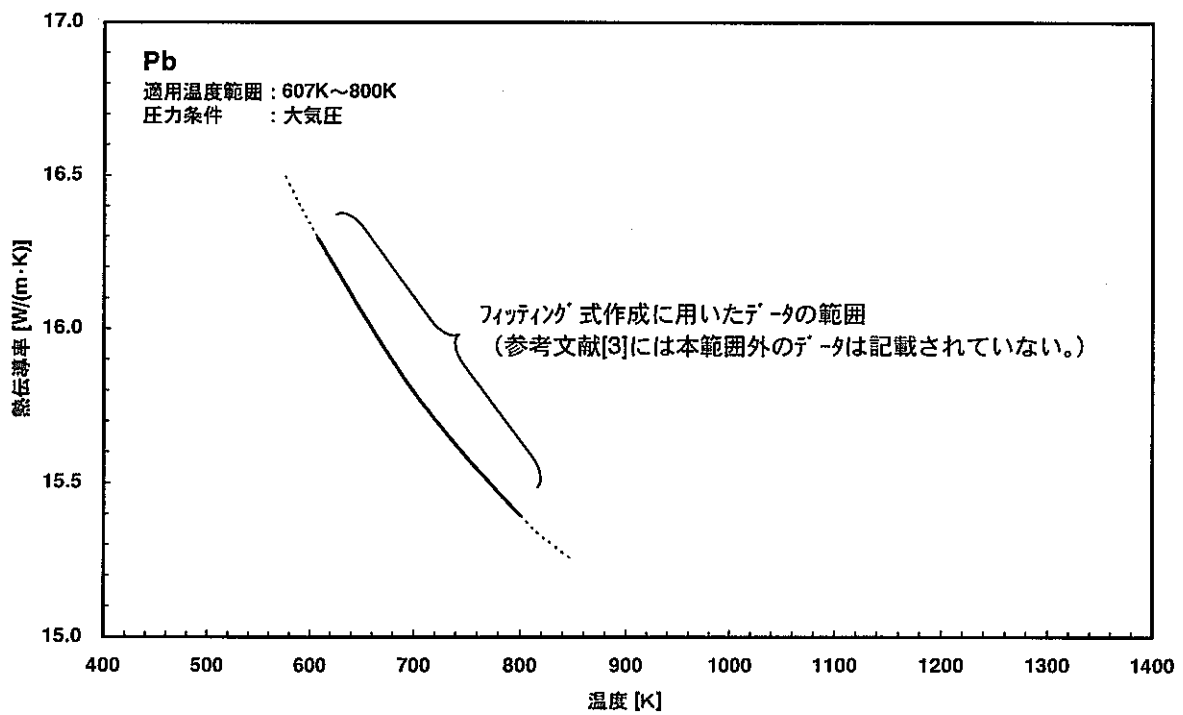
付図 1-9 鉛密度の温度依存性



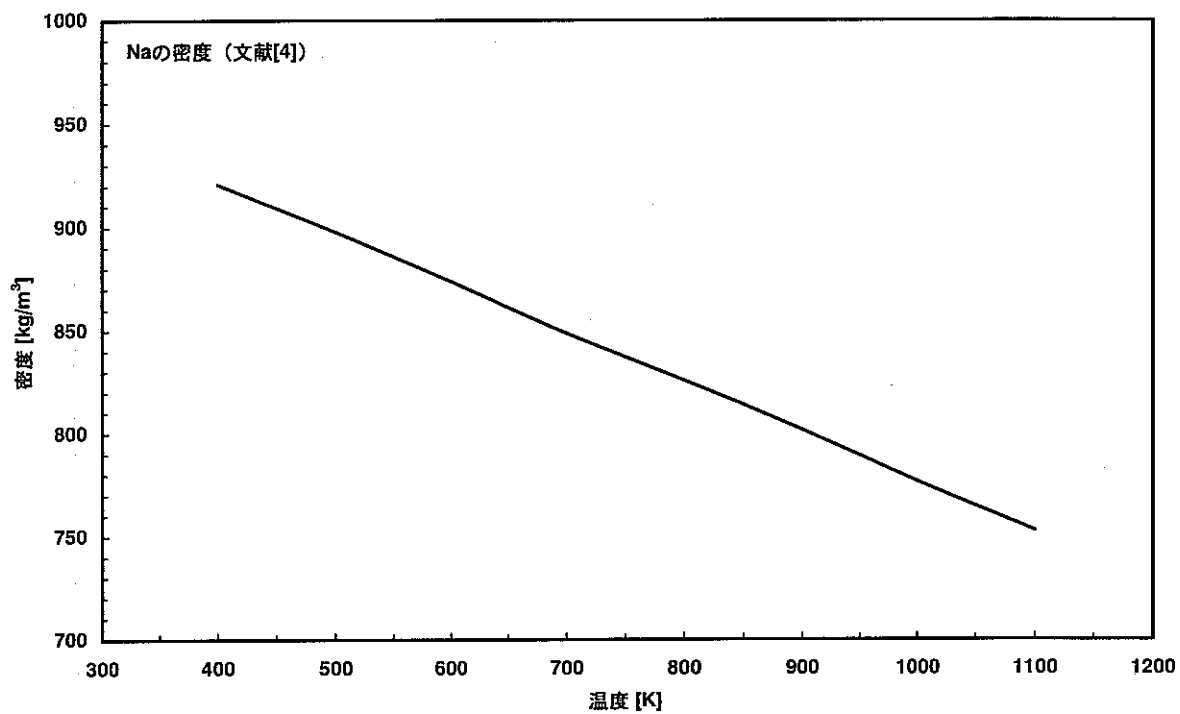
付図 1-10 鉛比熱の温度依存性



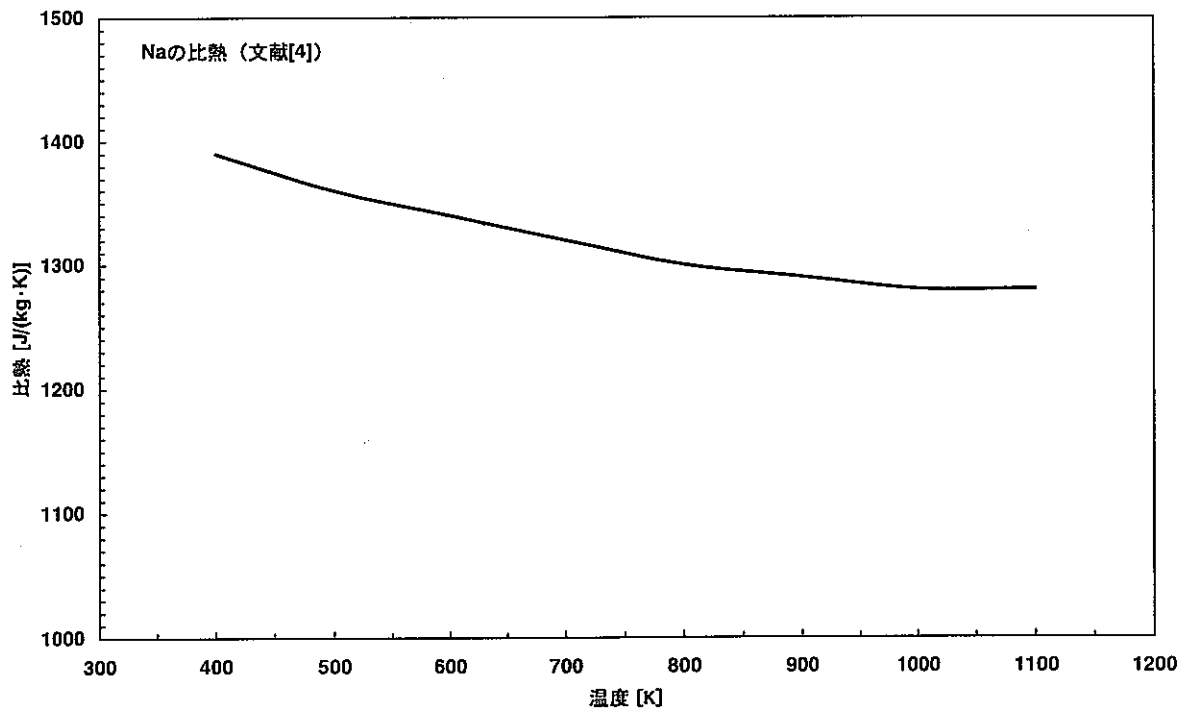
付図 1-11 鉛粘性係数の温度依存性



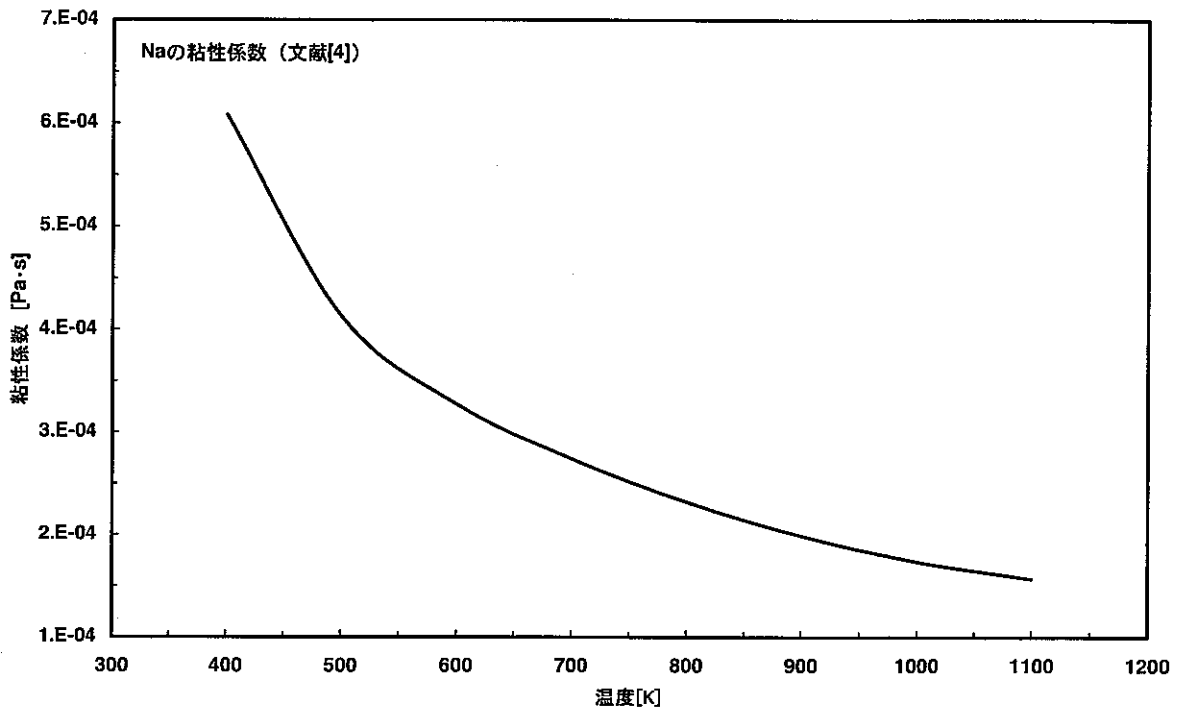
付図 1-12 鉛熱伝導率の温度依存性



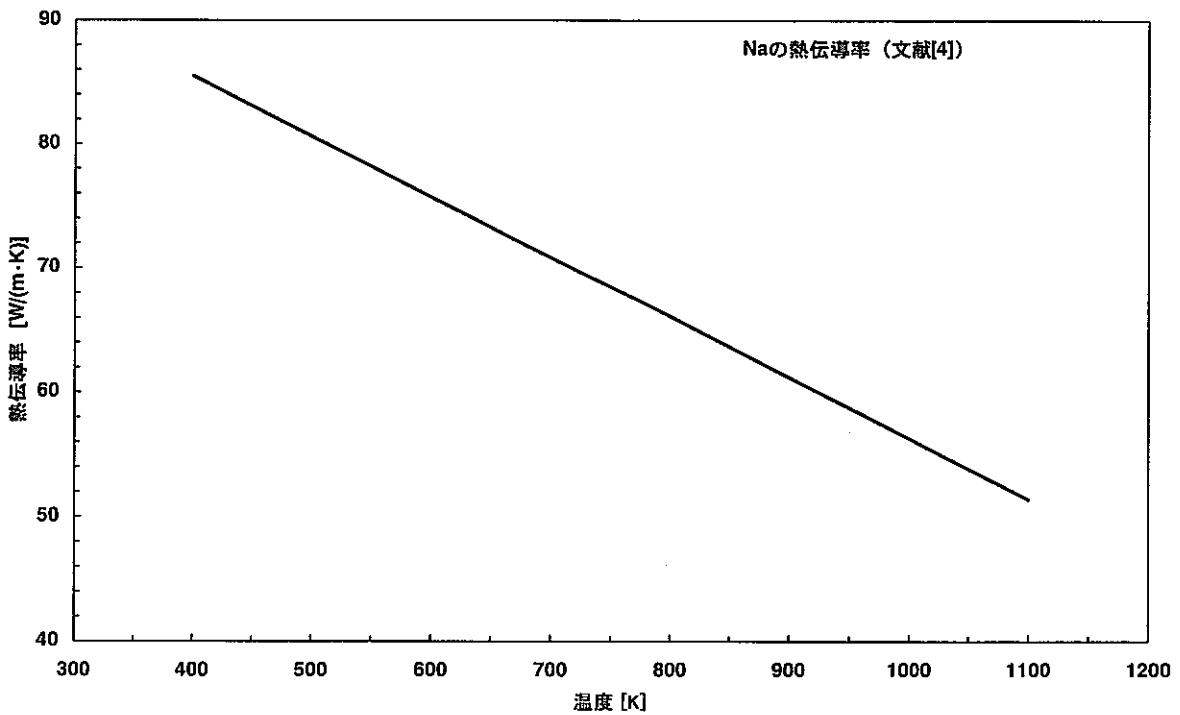
付図 1-13 ナトリウム密度の温度依存性



付図 1-14 ナトリウム比熱の温度依存性



付図 1-15 ナトリウム粘性係数の温度依存性



付図 1-16 ナトリウム熱伝導率の温度依存性

添付資料-2

各種被覆材(PNC-FMS 鋼、ODS 鋼、PE16 鋼)における強度特性式

実用化戦略調査研究では幅広い炉心燃料を対象としており、その中で、各炉心概念(ナトリウム冷却、鉛冷却、炭酸ガス冷却)を対象に各種被覆材について燃料設計成立性評価のためクリープ損傷解析を実施している。このクリープ損傷解析での使用に資するため、平成 11 年度、各種被覆管材(PNC-FMS 鋼、ODS 鋼、PE16 鋼)の強度特性式(クリープ破断強度式、外面腐食式(冷却材：ナトリウム、鉛、炭酸ガス)、酸化物燃料内面腐食式)の一部について、新たに暫定評価式の策定を行った。これらの平成 11 年度策定の暫定評価式を含め、本検討のクリープ損傷解析で使用した各種被覆材の強度特性式を以下にまとめた。

(1) クリープ破断強度式

・ PNC-FMS 鋼 (92 年材料強度基準(暫定案)評価式)

$$LMP = (T+273.15)(35.32+\log_{10}(3 \times t_r)) \times 10^{-3}$$

$$S_R \leq 5.2 \text{ [kgf/mm}^2\text{]}$$

$$LMP = 39.813 - 2.9810 \times (\log_{10} S_R)$$

$$S_R > 5.2 \text{ [kgf/mm}^2\text{]}$$

$$LMP = 40.246 - 6.7351 \times (\log_{10} S_R) + 7.953 \times (\log_{10} S_R)^2 - 4.964 \times (\log_{10} S_R)^3$$

$$S_R : \text{設計クリープ破断応力強さ [kgf} \cdot \text{mm}^{-2}\text{]}$$

$$T : \text{被覆管肉厚中心温度 [}^\circ\text{C]}$$

$$t_r : \text{破断時間 [hour]}$$

(環境効果)^[1]

$$S_R^* = S_R \times \gamma$$

$$\gamma = \text{Min}(\sigma_{Na}, \sigma_{irr}) / \sigma_{air}$$

大気中ノミナル強度

$$LMP = (T + 273.15)(35.32 + \log_{10} t) \times 10^{-3}$$

$$\sigma_{air} < 51.0 \text{ [MPa]}$$

$$LMP = 42.768 - 2.9805(\log_{10} \sigma_{air})$$

$$\sigma_{air} \geq 51.0 \text{ [MPa]}$$

$$LMP = 59.581 - 37.147(\log_{10} \sigma_{air}) + 22.719(\log_{10} \sigma_{air})^2 - 4.964(\log_{10} \sigma_{air})^3$$

ナトリウム中ノミナル強度

$$LMP = (T + 273.15)(33.84 + \log_{10} t) \times 10^{-3}$$

$$\sigma_{Na} < 72.6 \text{ [MPa]}$$

$$LMP = 38.959 - 2.2756(\log_{10} \sigma_{Na})$$

$$\sigma_{Na} \geq 72.6 \text{ [MPa]}$$

$$LMP = 129.60 - 145.32(\log_{10} \sigma_{Na}) + 75.213(\log_{10} \sigma_{Na})^2 - 13.176(\log_{10} \sigma_{Na})^3$$

炉内ノミナル強度

$$LMP = (T + 273.15)(34.20 + \log_{10} t) \times 10^{-3}$$

$$\sigma_{irr} < 20.0 \text{ [MPa]}$$

$$LMP = 44.772 - 5.0897(\log_{10} \sigma_{irr})$$

$$\sigma_{irr} \geq 20.0 \text{ [MPa]}$$

$$LMP = 66.861 - 48.884(\log_{10} \sigma_{irr}) + 28.172(\log_{10} \sigma_{irr})^2 - 5.8114(\log_{10} \sigma_{irr})^3$$

S_R^* : 環境効果を考慮した設計クリープ破断応力強さ [kgf・mm²]

γ : 環境効果係数[-]

σ_{air} : 大気中における時間 t に対する破断周応力 [MPa]

σ_{Na} : ナトリウム中における時間 t に対する破断周応力 [MPa]

σ_{irr} : 炉内における時間 t に対する破断周応力 [MPa]

・ ODS 鋼 (平成 11 年度策定暫定評価式)

$$LMP = (T + 273.15)(35.12 + \log(3 \times t_r)) \times 10^{-3}$$

$$LMP = 56.784 - 9.133 \log_{10} S_R$$

T : 被覆管肉厚中心温度 [°C]

t_r : 破断時間 [hour]

S_R : 設計クリープ破断応力強さ [MPa]

・ PE16 鋼 (平成 11 年度策定暫定評価式)

$$LMP = (T + 273.15)(27.30 + \log(3 \times t_r)) \times 10^{-3}$$

$$LMP = 38.74 - 6.845 \log_{10} S_R$$

T : 被覆管肉厚中心温度 [°C]

t_r : 破断時間 [hour]

S_R : 設計クリープ破断応力強さ [kgf・mm²]

(2) 外面腐食式

[ナトリウム腐食式]

・ PNC-FMS 鋼 (92 年材料強度基準(暫定案)評価式)

$$C_{Na} = [C_{R1} + C_{R2} \times t] \times O_x$$

C_{Na} : ナトリウムによる外面腐食量 [μm]

C_{R1} : 寿命初期の被覆管外面温度における初期腐食量 [$\mu m \cdot ppm^{-1}$]

$$\log C_{R1} = 9.078 - 8.251 \times 10^3 / (T + 273.15)$$

C_{R2} : 定常腐食速度 [$\mu\text{m} \cdot \text{hour}^{-1} \cdot \text{ppm}^{-1}$]

$$C_{R2} = 4.1667 \times 10^4 \cdot \exp[-1.7580 \times 10^4 / (T + 273.15)]$$

T : 被覆管外面温度 [$^{\circ}\text{C}$]

O_x : ナトリウム中の酸素濃度 [ppm]

t : 被覆管外面温度 T、Na 中の酸素濃度 O_x での使用時間 [hour]

• ODS 鋼

PNC-FMS 鋼のナトリウム腐食式と同様。

• PE16 鋼

PNC-FMS 鋼のナトリウム腐食式を暫定的に適用した。

[鉛腐食式]

• PNC-FMS 鋼 (平成 11 年度策定暫定評価式)

$$C = C_0 \cdot t^{1/2}$$

$$C_0 = 1.144 \times 10^5 \exp(-1.116 \times 10^4 / T)$$

C : 腐食量 [μm]

t : 時間 [hour]

T : 温度 [K]

• ODS 鋼

PNC-FMS 鋼の鉛腐食式と同様。

[炭酸ガス腐食式]

• PNC-FMS 鋼 (平成 11 年度策定暫定評価式)

ブレイクアウェイが発生するまでの腐食式

$$X = 4.4w$$

$$w = \sqrt{(k \cdot t)}$$

$$k = \alpha \cdot \exp(-5.45[\text{Si}]) \cdot \exp(-1.09[\text{Cr}]) \cdot \exp(-11253/T)$$

$$\alpha = 1.65 \times 10^8 \sim 4.40 \times 10^9$$

ブレイクアウェイが発生する減肉量

$$X = 66 \sim 154$$

ブレイクアウェイが発生した後の腐食式

$$X = 4.4w$$

$$w = k' \cdot t$$

$$\begin{aligned} \text{c) } 57500 < \text{Bu} \quad \text{CFP} &= 1.363 \times 10^{-3} \times (57500 - 9000) \\ &\quad - 1.363 \times 10^{-3} / K2 \times \{1 - \exp(-K2 \times \\ &\quad (57500 - 9000))\} + 35 \end{aligned}$$

CFP : FP による内面腐食量 [μm]

T : 被覆管内面温度 [$^{\circ}\text{C}$]

Bu : 局部燃焼度 [MWd/t]

$K2 : 7.676 \times 10^8 \times \exp\{-4700 / (1.987 \times (T + 273.15))\}$

・ ODS 鋼

PNC-FMS 鋼の酸化物燃料内面腐食式と同様。

・ PE16 鋼

PNC-FMS 鋼の酸化物燃料内面腐食式を暫定的に適用とした。