

F B R 大型炉の設計主要目に関する研究

最大線出力の検討

1989 年 3 月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

1989年 3月

FBR大型炉の設計主要目に関する研究

最大線出力の検討

菰田成一* 西村正洋** 金城勝哉* 中西征二* 谷山洋*

要　　旨

燃焼初期における過出力時の燃料最高温度ホットスポット値を評価するための手法を提案し、本手法により求まるホットスポット値とモンテカルロ計算にて求めた温度分布を比較することで、本手法の妥当性を明らかにした。また、本手法を適用することで、原子炉起動パターンの最適化(プレコンディションニング)を検討し、求めたステップ状の起動パターンを採用するならば、スクラム時燃料溶融確率は0.03%以下となることを確認した。

本評価手法の特徴を以下に列挙する。

- (1) 燃料挙動解析コードCEDAR-IIIにより、被覆管外面から燃料中心までの温度上昇巾を評価する。
- (2) ベレット密度、等価fissile富化度、被覆管肉厚、および焼きしまり量を大きめに設定し、また原子炉熱出力誤差、核計算誤差(出力分布誤差)の不確かさを考慮した条件で求まる温度を基準温度とする。ここで、核計算誤差は過出力時においてのみ考慮し、通常運転時には考慮しない条件とし、中心空孔の成長を過大評価しないようにしている。
- (3) 互いに独立な誤差因子であるベレット外径、Pu富化度、ベレットO/M比、被覆管内径、リロケーションパラメータ、およびボア移動速度パラメータの不確かさに起因する温度不確かさ巾をそれぞれ評価する。
- (4) 個々の誤差因子に起因する温度不確かさ巾を統計処理して、互いに独立な誤差因子群に起因する温度不確かさ巾を求め、これを基準温度に加えることで、燃料最高温度ホットスポット値を算出する。

* 大洗工学センター、技術開発部、プラント工学室

** (株)アイ・エス・エル

PNC-TN9410 89-041
March, 1 9 8 9

Study on the Main Design Parameters
of Large Scale FBR Core Characteristics
Study on the maximum linear heat rate

Seiichi Komoda*, Masahiro Nishimura**, Katsuya Kinjo*,
Seiji Nakanishi* and Hiroshi Taniyama*

Abstract

This work is on development of a method to evaluate the fuel maximum hot-spot temperature under the overpower situations at the beginning of burnup. The validity of the evaluation method is confirmed with the comparison of the hot-spot temperature obtained by this method and the probability density distribution of temperatures obtained by the Monte Carlo Method. The suitable pattern (pre-conditioning pattern) for increasing reactor power from zero to full power level is searched by using the method. It is also confirmed that the fuel melting probability is no greater than 0.03% by adopting the pattern.

The features of the evaluation method are as follows:

- (1) The radial temperature increment from the cladding outer surface to the fuel center-line is evaluated by using the fuel performance analysis code CEDAR- III.
- (2) The reference temperature is defined to be the one evaluated under the conditions that the pellet density, equivalent fissile enrichment, cladding thickness and pellet densification are set to be certain upper levels and that the uncertainties of the reactor thermal power measurement and power distribution calculation are taken into account. Here the growth of the central void is not overestimated by accounting the uncertainty of power distribution calculation only under the overpower situations excluding the normal operational situations.
- (3) The temperature uncertainties are evaluated due to the uncertainties of pellet outer diameter, Pu enrichment, O/M ratio, cladding inner diameter, relocation parameter and pore migration parameter which are independent of one another.
- (4) The total temperature uncertainty due to the set of the uncertainties are calculated by treating the individual temperature uncertainties statistically. The fuel maximum hot-spot temperature is given as the sum of the reference temperature and the total temperature uncertainty.

*Plant Engineering Office, Technology Development Division, O-arai Engineering Center

**I. S. L. Incorporated

目 次

1. はじめに -----	1
1.1 FBR酸化物燃料炉心における最大線出力の設計例 -----	1
1.2 先行炉における起動パターン -----	1
1.3 本検討の範囲-----	2
1.4 CEDAR-IIIコードの検証状況-----	5
2. 燃料ホットスポット温度評価手法の検討 -----	14
2.1 ホットスポット温度予備評価 -----	14
2.2 原型炉手法との比較等 -----	24
3. ホットスポット温度評価信頼度の検討 -----	30
3.1 モンテカルロ計算による検討 -----	30
3.2. ホットスポット温度評価手法の確立 -----	46
4. 原子炉立上げパターンの検討 -----	49
4.1 検討ケースおよび検討方法 -----	49
4.2 原子炉立上げパターンの検討結果 -----	52
4.3 モンテカルロ計算による確認 -----	70
5. まとめ -----	78
謝辞 -----	79
参考文献 -----	80

表 リ ス ト

第1.1表 FBR酸化物燃料炉心における最大線出力の設計例-----	8
第1.2表 61年度レファレンス炉心の燃料仕様と、「もんじゅ」および「常陽」の 燃料仕様の比較-----	9
第2.1.1表 ホットスポット温度評価手法検討の基本方針およびその根拠-----	18
第2.1.2表 ホットスポット温度評価手法の基本的考え方およびその根拠-----	18
第2.1.3表 相関性のある誤差因子の抽出結果-----	19
第2.1.4表 基準解析条件の予備的検討結果-----	19
第2.1.5表 感度解析条件の予備的検討結果-----	20
第2.1.6表 ベレット線出力、および境界温度条件(基準解析、感度解析に共通)-----	20
第2.1.7表 感度解析の解析条件と、主要な解析結果(基準解析を含む。)-----	23
第2.1.8表 感度解析の解析結果詳細(基準解析を含む。)-----	23
第2.2.1表 本手法と原型炉手法における誤差因子の取扱い方の比較-----	26
第2.2.2表 基準解析において保守側とした5因子についての感度解析の条件と結果--	27
第2.2.3表 61年度レファレンス炉心と合理化設計炉心における燃料仕様の比較-----	28
第2.2.4表 基準解析(ケース1)および感度解析(ケース2~6)の解析条件と、 主要な解析結果-----	29
第2.2.5表 感度解析の解析結果詳細(基準解析を含む。)-----	29
第3.1.1表 出力分布誤差の分布-----	33
第3.1.2表 原子炉熱出力誤差の分布-----	33
第3.1.3表 ベレット製造仕様(O/M比、Pu富化度)の設定値-----	33
第3.1.4表 ベレット製造仕様(外径、密度、等価富化度相対誤差)の分布-----	34
第3.1.5表 被覆管の製造仕様の分布、または設定値-----	35
第3.1.6表 評価コードにおけるパラメータの分布、または算出式-----	35
第3.1.7表 被覆管外表面温度条件の算出式、および同式に基づく予測値-----	43
第3.1.8表 被覆管外面温度計算結果の分布-----	43
第3.1.9表 最大線出力算出式に基づく予測値、および計算結果の分布-----	43
第3.1.10表 過出力時燃料最高温度計算結果-----	43
第3.1.11表 過出力時燃料最高温度が最大値になった時のサンプリング値-----	44

第3.1.12表 3σ上限温度およびその温度を越える確率-----	44
第3.2.1表 ベレット線出力、および境界温度条件(基準解析、感度解析に共通)-----	47
第3.2.2表 感度解析の解析条件と、主要な解析結果(基準解析を含む。)-----	48
第3.2.3表 感度解析の解析結果詳細(基準解析を含む。)-----	48
第4.1.1表 検討ケース -----	50
第4.1.2表 出力、境界温度の履歴 (保守的手法、ケース1～ケース5用)-----	50
第4.1.3表 出力、境界温度の履歴 (裕度を切詰た手法、ケース5'用)-----	50
第4.1.4表 基準解析の条件-----	51
第4.1.5表 感度解析の条件-----	51
第4.2.1表 原子炉立上げパターンの検討結果-----	52
第4.3.1表 核計算誤差と原子炉熱出力誤差の分布-----	70
第4.3.2表 ベレット製造仕様(外径、密度、等価issile富化度相対誤差)の分布-----	71
第4.3.3表 ベレット製造仕様(O/M比、Pu富化度)の設定値-----	71
第4.3.4表 被覆管の製造仕様の分布、または設定値-----	71
第4.3.5表 評価コードにおけるパラメータの分布、または算出式-----	72
第4.3.6表 被覆管外表面温度条件の算出式、および同式に基づく予測値-----	72
第4.3.7表 被覆管外面温度計算結果の分布-----	74
第4.3.8表 最大線出力計算結果の分布-----	74
第4.3.9表 過出力時燃料最高温度計算結果の分布-----	74
第4.3.10表 過出力時燃料最高温度が最大値になった時のサンプリング値-----	75
第4.3.11表 3σ上限温度およびその温度を越える確率-----	75

図 リ ス ト

第1.1図 報告書第2章以降の構成-----	10
第1.2図 燃料ペレット溶融限界指標温度の、ペレット仕様への依存性-----	11
第1.3図 燃料ペレット熱伝導度の、ペレット仕様およびペレット温度への依存性----	12
第1.4図 燃料ペレット熱膨張率の、ペレット仕様およびペレット温度への依存性----	13
第2.1.1図 燃料中心温度経時変化(定格出力到達後)-----	21
第2.1.2図 中心空孔径、ギャップ巾の経時変化(定格出力到達後)-----	21
第2.1.3図 ギャップコンダクタンス経時変化(定格出力到達後)-----	21
第2.1.4図 燃料表面温度の経時変化(定格出力到達後)-----	21
第2.1.5図 ペレット密度径方向分布(7日照射後定格時)-----	22
第2.1.6図 ペレット温度径方向分布(7日照射後定格時)-----	22
第2.2.1図 燃料中心温度経時変化(定格出力到達後)-----	28
第2.2.2図 中心空孔径、ギャップ巾の経時変化(定格出力到達後)-----	28
第3.1.1図 過出力時燃料温度モンテカルロ計算コードCEDAR-ⅢMCR の基本処理フロー -----	32
第3.1.2図 常陽MK-II初装荷用燃料ペレット外径および密度測定データ (17,200点、LOT No. FM2-001~ -095)-----	36
第3.1.3図 常陽MK-II初装荷用燃料ペレットPu富化度測定データ (95点、抜取り検査)-----	37
第3.1.4図 常陽MK-II第5次取替用被覆管(ロットNo.S 598、555本) 内径最大値および最小値の測定データ-----	38
第3.1.5図 常陽MK-II第5次取替用被覆管(ロットNo.S 595~603)の外径、内径、肉厚の 最大値および最小値のロット内での平均値データ-----	39
第3.1.6図 常陽MK-II第5次取替用被覆管内径データの比較-----	40
第3.1.7図 Power-to-Melt試験データ37点(P19:25点、P20:5点、P20/19:4点、PE01:4点) より求められたりロケーションパラメータの分布と、確率論的評価条件として 設定の一様分布の比較-----	41

第3.1.8図 Power-to-Melt試験データ37点(P19:25点、P20:5点、P20/19:4点、PE01:4点) より求められたボア移動速度パラメータの分布と、確率論的評価条件として 設定の一様分布の比較-----	42
第3.1.9図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム (ケース1:被覆管内径が大きめに偏ったロットを想定したケース)-----	45
第3.1.10図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム (ケース2:多くのロットが混在した場合に対応するケース)-----	45
第4.2.1図 過出力係数を1.14(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力 430 W/cmを実現するための原子炉出力立上げパターンとスクラム設定 レベル(ケース1)-----	57
第4.2.2図 90%出力にて t_1 hr保持後、スクラム設定レベルを108.3%に変更し、 次に95%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベル まで達した時点における燃料最高温度 (ケース1)-----	57
第4.2.3図 90%出力にて20 hr保持し、95%出力で t_2 hr保持後、スクラム設定レベルを 114%に変更し、定格出力まで立上げようとした際、過出力となりスクラム レベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース1)-----	57
第4.2.4図 90%出力にて20 hr保持、95%出力にて40 hr保持後、スクラム設定レベルを 114%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となり スクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(感度解析結果と、 統計処理結果)、および中心空孔径とペレット・被覆管間ギャップコンダク タンス(感度解析結果)(ケース1)-----	58
第4.2.5図 90%出力にて20 hr保持、95%出力にて40 hr保持後、スクラム設定レベルを 114%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラム レベルまで達するとした時の燃料熱的挙動解析結果(基準解析)(ケース1)---	59
第4.2.6図 過出力係数を1.10(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力 430 W/cmを実現するための原子炉出力立上げパターンと、スクラム 設定レベル(ケース2)-----	60

第4.2.7図 95%出力にて t_{hr} 保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース2)-----	60
第4.2.8図 過出力係数を1.14および1.10としたケースにおける最大線出力解析条件値の比較-----	60
第4.2.9図 95%出力にて12 hr保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における中心空孔径とペレット・被覆管間ギャップコンダクタンス (感度解析結果) (ケース2)-----	61
第4.2.10図 95%出力にて12 hr保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達するとした時の燃料熱的挙動解析結果 (基準解析) (ケース2)-----	62
第4.2.11図 85%出力にて t_1 hr保持後、スクラム設定レベルを102.6%に変更し、次に90%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(ケース3)-----	63
第4.2.12図 85%出力にて20 hr 保持し、90%出力にて t_2 hr保持 後、スクラム設定レベルを108.3%に変更し、次に95%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース3)-----	63
第4.2.13図 85%出力にて20 hr, 90%出力にて28hr保持し、さらに95%出力にて t_3 hr 保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(ケース3)-----	63
第4.2.14図 85%出力にて20 hr 保持、90%出力にて28 hr保持、95%出力にて120 hr 保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (感度解析結果と、統計処理結果)、および中心空孔径とペレット・被覆管間ギャップコンダクタンス (感度解析結果) (ケース3)-----	64
第4.2.15図 過出力係数を1.10(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力450 W/cmを実現するための原子炉出力立上げパターン (ケース4)-----	65

- 第4.2.16図 90%出力にて t_{hr} 保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース4)----- 65
- 第4.2.17図 過出力係数を1.14および1.10としたケースにおける最大線出力解析条件値の比較----- 65
- 第4.2.18図 90%出力にて72 hr保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における中心空孔径とペレット・被覆管間ギャップコンダクタンス(感度解析結果)(ケース4)---- 66
- 第4.2.19図 過出力係数を1.14(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力 430 W/cm を実現するための原子炉出力立上げパターンとスクラム設定レベル(ケース5)---- 67
- 第4.2.20図 90%出力にて t_1 hr 保持後、スクラム設定レベルを108.3%に変更し、次に95%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース5)----- 67
- 第4.2.21図 90%出力にて28 hr 保持し、95%出力にて t_2 hr 保持後、スクラム設定レベルを111.15%に変更し、97.5%出力まで立上げようとした際、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(ケース5)----- 67
- 第4.2.22図 90%出力にて28 hr 保持し、95%出力にて16 hr 保持し、97.5%出力にて t_2 hr 保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(ケース5)----- 68
- 第4.2.23図 90%出力まで立上げようとした際に、スクラム設定レベル($90 \times 1.14 =$ 102.6%出力)まで達した時点におけるペレット・被覆管間ギャップコン(基準解析結果)、および燃料最高温度 (ケース5)----- 68
- 第4.2.24図 ケース5およびケース5'における最大線出力解析条件値の比較----- 68
- 第4.2.25図 過出力係数を1.14(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力 430 W/cm を実現するための原子炉出力立上げパターンとスクラム設定レベル(ケース5')---- 69
- 第4.2.26図 90%出力にて t_1 hr 保持後、スクラム設定レベルを108.3%に変更し、次に95%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース5')----- 69

第4.2.27図 90%出力にて12 hr 保持し、95%出力にて t_2 hr 保持後、スクラム設定レベル を114%に変更し、定格出力まで立上げようとした際に、過出力となり スクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース5')-----	69
第4.3.1図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム (立上げ初期における102.6%出力スクラムレベル到達時)-----	76
第4.3.2図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム (ケース5の立上げパターン における立上げ末期114%出力スクラムレベル到達時)-----	76
第4.3.3図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム (ケース5'の立上げパターン における立上げ末期114%出力スクラムレベル到達時)-----	77

1. はじめに

1.1 FBR酸化物燃料炉心における最大線出力の設計例

設計例調査結果を第1.1表に示した。文献によって記載内容が異なる炉(PFRおよびSNR-300)については、両方の文献データを併記した。定格時最大線出力および被覆管最高温度は、「常陽」および「もんじゅ」については、それぞれ公称値およびホットスポット値であるが、他の炉についても同様であるかは不確実である。

BN-600は、中空ペレットであるという点を考慮しても、最大線出力530W/cmは他の炉と比較して特に高く、公称値でない可能性がある。中空ペレットを採用していると明記されている、その他の炉心における最大線出力は、Super Phenixで470W/cm、またPFRで480W/cmである。PFRについては420W/cmとのデータもある。

中実ペレットを採用していると明記されている炉のうちで、線出力が430W/cm以上である炉は、Rapsodie(430W/cm)、Phenix(450W/cm)、およびSuper Phenix-2(480W/cm)である。Super Phenixが中空で470W/cmであるのに対し、Super Phenix-2は中実であるにもかかわらず、それより10W/cmだけ高い値である。今後の設計の進展によって、この480W/cmの値が変更されるかどうか注目に値する。

1.2 先行炉における起動パターン

FBR酸化物燃料炉心では、最大線出力向上を図るため、燃料の中心空孔径を十分成長させてから、100%定格出力まで立ち上げるという起動パターン(プレコンディショニング)の採用が有効である。しかし、経済性の観点では、なるべく速やかに定格出力運転を達成する必要があり、軽水炉等の先行炉と比較して、遜色のないことが望ましい。以下に、先行炉における起動パターン調査結果を示す。

(1) BWR⁽¹¹⁾

軽水炉では、高密度(95%TD)のUO₂ペレットを燃料として使用していることや、燃料内の径方向温度勾配がFBRと比較して小さいことで、中心空孔は形成されない。しかし、PCMIによる被覆管損傷を防止するため、原子炉出力上昇に対して次のような制限を設けている。260W/cmまでは特に制限はないが、260W/cm(8kW/ft)以上の出力への上昇に対しては、約3.3W/cm·hr(0.1kW/ft·hr)以下の上昇速度に制限している。たとえば、柏崎2号炉においては、定

格時最大線出力が440W/cmなので、定格出力の59%出力に到達以後は、約0.75%/hr以下の低速度出力上昇運転に移行することになる。この間の所要時間を算出すると、 $(100 - 59)/0.75 = 55\text{hr}$ である。

(2) PWR⁽¹¹⁾

出力20%から100%の間では、出力上昇率を3%以下に制限している。この間の所要時間を算出すると、 $(100 - 20)/3 = 27\text{hr}$ 以上である。

(3) 「ふげん」

出力58%から100%の間では、出力上昇率を0.56~0.60%/hrとしている。この間の所要時間は70~75hrである。

(4) 「常陽」

通常10%/hrで立上げ、90%出力で一晩保持(プレコンディショニング)後、100%出力まで立ち上げているので、定格出力に到達までの所要時間は、軽水炉より短いようである。また、90%出力での一晩保持を不要とすることが検討されている。

1.3 本検討の範囲

炉心のコンパクト化を図る上で、最大線出力の向上は重要な設計課題の一つである。この最大線出力向上を実現するためのアプローチとして、次の5種類の手段が考えられる。

- (1) 燃料中心溶融の許容(溶融割合による制限)
- (2) 過出力係数、核計算誤差、熱出力誤差の切詰め
- (3) 中空ペレットの採用や、燃料および被覆管の製作精度の向上
- (4) 燃料溶融限界評価手法の合理化(燃料ホットスポット温度評価手法の検討)
- (5) 原子炉立上げパターンの最適化(プレコンディショニングの採用)

本報告書は、このうち(4)と(5)についての検討内容を示したものである。

(1)の燃料中心溶融を許容できるかについて、海外炉FBRにおける設計例について文献調査することにより検討したが、いずれの調査例⁽⁵⁾⁻⁽⁸⁾においても燃料中心溶融を許容しておらず、燃料溶融確率が十分小さくなるように設計すべきとの方針を探っていることが分かった。燃料溶融が生じると、溶融燃料の軸方向移動の生じること、また被覆管に過大な荷重が加わる可能性のあることから、溶融を防止している。尚、燃料溶融が主体的に関与するような破損モード

は否定できる見通しが得られたとの最近の報告⁽⁹⁾を信頼するならば、後者の可能性を除外できるが、燃料の軸方向移動の可能性については否定できない。このような訳で、本検討においては、原則として燃料中心溶融を許容しないものとしたが、燃料溶融が直ちに被覆管破損に繋がるものではないことを考慮し、過度に保守的な評価条件としない方針とした。

(2)は検討範囲外とした。本検討における過出力係数(熱出力誤差を除く。)、出力分布誤差(核計算誤差)、熱出力誤差は、原型炉設計での設定値(それぞれ、1.14、5%、2%)を踏襲するものとした。尚、過出力係数の切詰めを検討した例⁽¹⁰⁾があり、通常の運転(高出力変更)に支障がないと考えられる範囲で低減を検討した結果、1.10まで低減できる可能性があるとの結論が得られている。そこで、過出力係数については1.14だけではなく、1.10とした時の検討も実施するものとした。

(3)も検討範囲外とした。すなわち、本検討においては、中実ペレットを採用することを前提とし、また61年度レファレンス炉心の燃料仕様を前提とし、製作精度は原型炉並みとした。前提とした燃料仕様を第1.2表に、「常陽」、「もんじゅ」における仕様と比較して示した。O/M比が1.96未満になると燃料融点の有意な低下が予想されるので、O/M比規格を1.98±0.02としているが、製造側での検討が今後必要なことに留意する必要がある。中空ペレットでは、ペレット内径公差、内径と外径の偏心公差の検討が必要となるので、中空ペレットを採用した場合の検討は範囲外とした。また、近年、線密度規格を採用し、燃料製造コストを低減しようという検討が実施されているが⁽¹¹⁾、線密度規格導入時の最大線出力の検討も範囲外とした。尚、SPXでは外径Φ7.14mm、内径Φ1.8~2.0mmの中空ペレットを採用しているが、SPX-2では中実ペレットにすることが決定されている。中空から中実へと方針を変えた理由は不明確であるが、燃料充てん率を高めたいことが第一の理由であろう。また、万一中心溶融が生じた場合、中空ペレットにおける溶融燃料の軸方向移動の方が中実ペレットにおけるよりも大きいと懸念されることも一つの理由であろうと推定する。

(4)の燃料溶融限界評価手法の合理化(燃料ホットスポット温度評価手法の検討)は検討範囲内であるが、評価に使用のCEDAR-IIIコードが燃焼初期についてしか検証されていない⁽¹²⁾ことで、評価時期は燃焼初期に限定した。燃焼の進行とともに、中心空孔径が大きくなること、また燃料ペレットのスエリングにより被覆管とペレット間のギャップ巾が減少すること、さらにまた反応度劣化により出力が漸減することから、燃焼初期において燃料溶融に対する裕度が最も小さい可能性が高い。しかし、被覆管のスエリング特性次第ではギャップ巾の増加可能性

があり、燃焼に伴う燃料融点の降下も生じることを考え合わせると、燃焼期間中を通しての検討が今後必要である。

また、定常計算に基づく検討とし、すなわち熱容量に起因する温度上昇の遅れ効果を考慮しない保守的な評価とするとともに、過出力時の炉内出力分布変動は十分小さいことを前提とした。近年、炉心サイズの大型化に伴う、局所的出力ピーピングの発生に関する検討が実施されている⁽¹⁵⁾。その結果によると、電気出力100万kWクラスの大型炉において、一本の制御棒誤引抜き事象を炉外中性子計装系の出力高信号だけで検知する方法では、スクラム時の出力上昇割合は大きく、本検討で前提とした過出力係数の値を越えてしまう。したがって、局所的出力ピーピングの大きいケースについては温度上昇遅れを考慮できる非定常計算を実施し、局所的出力ピーピングを考慮しないケースでの定常計算で包絡できることを確認しておく必要がある。しかし、CEDAR-IIIコードの非定常計算機能の検証は現在進行中であり、完了していないこと等で、本検討の範囲外とした。

(5)の原子炉立上げパターンの最適化(プレコンディショニングの採用)においては、低出力保持型と低速度上昇型のパターンのうち、低出力保持型について検討した。低出力保持型はステップ状に出力上昇する、「常陽」と同様の原子炉立上げパターンであり、出力上昇開始直前にスクラム設定レベルを変更する必要がある。一方、低速度上昇型はある出力レベルに到達した時点以後、出力上昇速度を低速度とする、軽水炉および「ふげん」と同様の原子炉立上げパターンであり、原子炉出力レベルに比例するように、スクラム設定レベルを自動変更する必要がある。原子炉立上げパターンの最適化を検討するためには、燃焼初期に限るという前提であろうとも、燃焼に伴う中心空孔の成長や、主として焼きしまりに起因するギャップコンダクタンスの変化挙動を追った評価が不可欠であり、そのため燃料挙動解析コードCEDAR-IIIコードを用いて検討している。

第1.1図に、本報告書第2章以降の構成を示した。第2章では、挙動解析コードに基づく過出力時燃料ホットスポット温度評価手法の基本的な考え方を示すとともに、同手法を確立するための第一ステップとして実施の、燃料中心空孔が十分成長した定格到達後一週間経過時点での予備評価について記述した。そこでは、燃料ペレット仕様の不確かさの影響を考慮する際、暫定的に製作公差の上下限(3σレベル)に着目し、燃料仕様は第1.2表に示した61年度レファレンス炉心における仕様とした。また、不確かさ因子の取扱い方等について原型炉手法と比較議論し、原電合理化設計炉心における燃料仕様(ピン径Φ7.5mm)での評価も実施し、61年度レファレ

ンス炉心での評価結果と比較検討した。第3章では、バックアップとして実施したモンテカルロ計算結果に基づき、製作公差の上下限(3σレベル)に着目した予備評価が過度に保守的であるとの結果を示し、解析条件を2σレベルとした評価が妥当であることを示した。第4章では、第3章で確立した手法にて原子炉立上げパターンを検討するとともに、より切詰た手法での検討も実施し、モンテカルロ計算も実施することで妥当性について議論した。

1.4 CEDAR-IIIコードの検証状況

従来の燃料設計では燃料溶融試験(PTM)試験結果を基に解析的に求めたギャップコンタクタンスを統計処理し、その下限値を用いて新燃料の温度を評価していた。しかし、燃料のプレコンディショニングの検討等を行うためには、ギャップコンタクタンスや中心空孔径の炉内変化挙動を予測できる普遍的な温度評価モデルを採用することが不可欠である。このような要求に応えるため、CEDAR-IIIコードが開発検証されている⁽¹⁴⁾。

(1) PTM試験による検証状況

リロケーションパラメータとして0.124、ボア移動速度パラメータとして2.56を採用し、かつ炉内での(O/M比分布の生じた)燃料ペレットの溶融限界指標温度として式①a~cを用いるならば、PTM試験ピンP-19(タグガスキャプセル無)、P-20(一部タグガスキャプセル有)、P-E01、DEA-2(タグガスキャプセル有)の燃料溶融限界線出力と、溶融限界となる燃料スタック上下端における中心空孔径をbest estimateできることが確認されている。すなわち、温度評価精度そのものが直接保証された訳ではないが、温度計算値と溶融限界指標温度との温度差に着目し、溶融の有無を議論することが可能となった。尚、PTM試験における燃料仕様範囲は、ペレット密度:86~96.5%TD、Pu富化度:24.8~29.54%、O/M比:1.940~1.99であり、この仕様範囲内で溶融限界線出力と中心空孔径の予測精度が確認されていることに留意する必要がある。被覆管内面およびペレットの表面粗さとしては、HEDLの報告書における記載値、1.78μmおよび3.3μmが使用されている。

溶融限界指標温度式(cf. 第1.2図)

$$T_m = 2840.0 - 541.4 \times Pu + 74.68 \times Pu^2 \quad \text{for } O/M \geq 1.96 \quad \dots \dots \dots \quad ①a$$

$$2840.0 - 541.4 \times Pu + 74.68 \times Pu^2 - (65.0/2) \times (1.96 - O/M) \quad \text{for } 1.96 > O/M \geq 1.94 \quad \dots \dots \dots \quad ①b$$

$$2840.0 - 541.4 \times Pu + 74.68 \times Pu^2 - 65.0 \quad \text{for } O/M < 1.94 \quad \dots \dots \dots \quad ①c$$

について以下に述べる。ここで、 T_m は炉内での燃料ペレットの溶融限界指標温度(°C)、 P_u は P_u 富化度(%)、 O/M は製作時の O/M 比(ー)である。式①aは、Lyonによる O/M 比が2.0で P_u 富化度が0~100%までのペレット融点測定値のベストフィット式であり、 O/M 比が1.96以上の燃料ペレットの他の測定者による測定値の下限を包絡している。式①bおよび①cは次のような傾向を解消するためにADSで作成された式である。PTM試験データのうち、 $O/M < 1.96$ のデータ(DEA-2のデータの一部)について、溶融限界線出力条件で中心温度を評価すると、式①aで求まる溶融限界指標温度に一致しないで、下回るという明確な傾向がある。

また、リロケーションパラメータとして0.02、ポア移動速度パラメータとして1.6を使用し、PTM試験ビンP-19/20、P-E01、DEA-2の燃料溶融限界線出力条件での燃料中心温度を評価するならば、式①a~cで求まる溶融限界指標温度を上回るので、保守側の評価が可能であることが確認されている。

尚、用いられたペレット熱伝導度式と熱膨張率式は、それぞれ第1.3図および第1.4図に示した式である。但し、原型炉「もんじゅ」仕様の燃料ペレットの熱伝導度式としては、 β を1.5ではなく1.0とした式を使用している

(2) INTA-1による検証状況

原型炉仕様の燃料について、中心温度が約1700°C以下(この時、中心空孔は形成されていない)の範囲にて、リロケーションパラメータを0、0.15とした時の中心温度各計算値と測定値の比較が行われている。これらのパラメータの値はPTM試験による検証にて得られている下限値、最確値と若干異なるが、計算値と測定値の比較より、

- ①リロケーションパラメータを0.124とするならば、計算値と測定温度は良く一致する。
- ②リロケーションパラメータを0.02とするならば、計算値は測定温度を上回る(保守側)。ことが分かる。

したがって、原型炉仕様の燃料について、かつ、中心温度が約1700°C以下の範囲では、温度評価値の信頼性は高い。但し、検証に際して、被覆管内面およびペレットの表面粗さをいずれも1μmとしていることに留意する必要がある。

(3) B4Mによる検証状況

原型炉仕様および常陽仕様の燃料について、リロケーションパラメータを0.15とし、ポア移動速度パラメータを1.6、2.8とした時の中心空孔径各計算値と測定値の比較が行われてい

る。この時の燃料中心温度は何°Cであるか報告書⁽¹⁴⁾に記載されてない。)、INTA-1での検証により温度評価精度信頼性が確認されている上限温度1700°Cを上回っている点に留意する必要はあるが、この比較結果より、

- ①ボア移動速度パラメータを2.56とするならば、計算値と測定空孔径は良く一致する。
 - ②ボア移動速度パラメータを1.6とするならば、計算値は測定空孔径を下回る。
- ことが分かる。

したがって、中心温度が約1700°Cを上回るが、溶融限界よりはかなり低い温度では、ボア移動速度パラメータの最確値と下限値の信頼性は高い。但し、検証に際して、被覆管内面およびペレットの表面粗さをいずれも1μmとしていることに留意する必要がある。

(4) 設計への適用性

Pu富化度が24.8~29.54%の範囲内の燃料仕様ならば、CEDAR-IIIコードの温度計算値を、溶融限界指標温度式から求まる温度(融点との一致性は重要でない)と比較することによって、溶融の有無を評価することができる。本検討の燃料のPu富化度は20%弱なので、低Pu富化度側への外挿性のあることを前提として評価することになるが、今後1991年に『常陽』にて開始予定のPTM試験(B5D-1, -2)結果にて確認する必要がある。

尚、INTA-1データに基づき、焼きしまりモデルの妥当性が検証されているが、焼きしまりの生じるのは、INTA-1におけるような低温照射の場合に限られる可能性がある。一般に、現実のFBR燃料はより高温で照射されるので、むしろ焼きぶくれが生じると考えられる。したがって、CEDAR-IIIコードは照射に伴うギャップコンダクタンス経時変化挙動を保守側に評価するコードと考えられる。

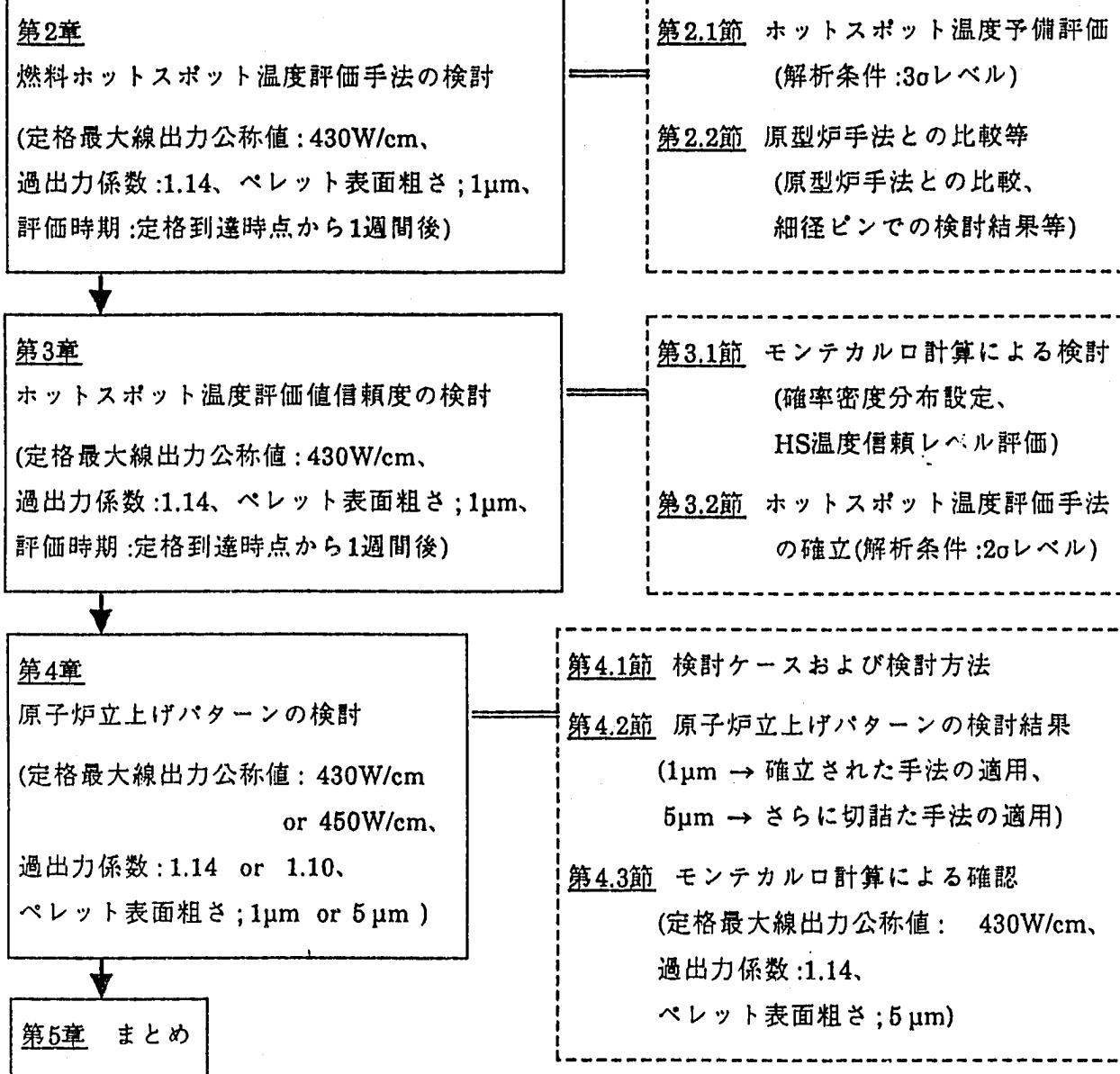
第1.1表 FBR酸化物燃料炉心における最大線出力の設計例

原子炉	種類	国	定格時 最大 線出力 (W/cm)	定格時 被覆管 最高溫 度(°C)	ピン径(mm)	被覆管肉厚 (mm)	ギャ ップ 巾 (mm)	ペレット仕様				参照 文献
								形態	外径 (mm)	密度 (%TD)	スミア密 度(%TD)	
Rapsodie	実験炉	仏	430	650	Φ5.1	0.37	0.16	中実	Φ4.2	92	84	(1)
KNK-II	実験炉	西独	415	620	Φ6.00±0.02	0.38	0.14	中実	Φ5.10±0.01	87.0±0.7	82.4±0.6	(1)&(2)
常陽(Mk-II)	実験炉	日本	400	650	Φ5.50±0.03	0.35±0.03	0.17	中実	Φ4.63±0.05	93±2	87	(1) etc.
FFTF	実験炉	米	420	670	Φ5.8	0.38	0.14	中実	Φ4.9	90	86	(1)
PEC	実験炉	伊	360	650	Φ6.7	0.42	0.26	中空	Φ5.6	95	88	(1)
Phenix	原型炉	仏	450	650	Φ6.55	0.45	0.23	中実	5.42	95.5	87.9	(3)&(4)
PFR	原型炉	英	480	700	Φ5.8	0.38	?	中空	?	?	80	(1)
PFR	原型炉	英	420	650	Φ5.84	?	?	?	?	?	?	(4)
BN-600	原型炉	ソ連	530	710	Φ6.9	0.4	0.2	中空	Φ5.9	95	77	(1)
SNR-300	原型炉	西独	360	685	Φ6.0	0.38	0.14	中実	Φ5.1	87	80	(1)
SNR-300(Mk-II)	原型炉	西独	450	615	Φ7.6	?	?	?	?	?	?	(4)
もんじゅ	原型炉	日本	360	675	Φ6.50±0.03	0.47±0.03	0.16	中実	Φ5.4±0.05	85±2	80	(1) etc.
Super Phenix	実証炉	仏	470	620	Φ8.5	?	?	中空	Φ7.14	95.5	?	(4)&(5)
Super Phenix-2	実証炉	仏	480	650	Φ8.5*	?	?	中実	Φ7.14	?	?	(4)
SNR-2	実証炉	西独	480	650	Φ8.5	?	?	?	?	?	?	(4)
CDFR	実証炉	英	420	616	Φ5.84	0.35	0.06	?	Φ5.08	92	80	(1)

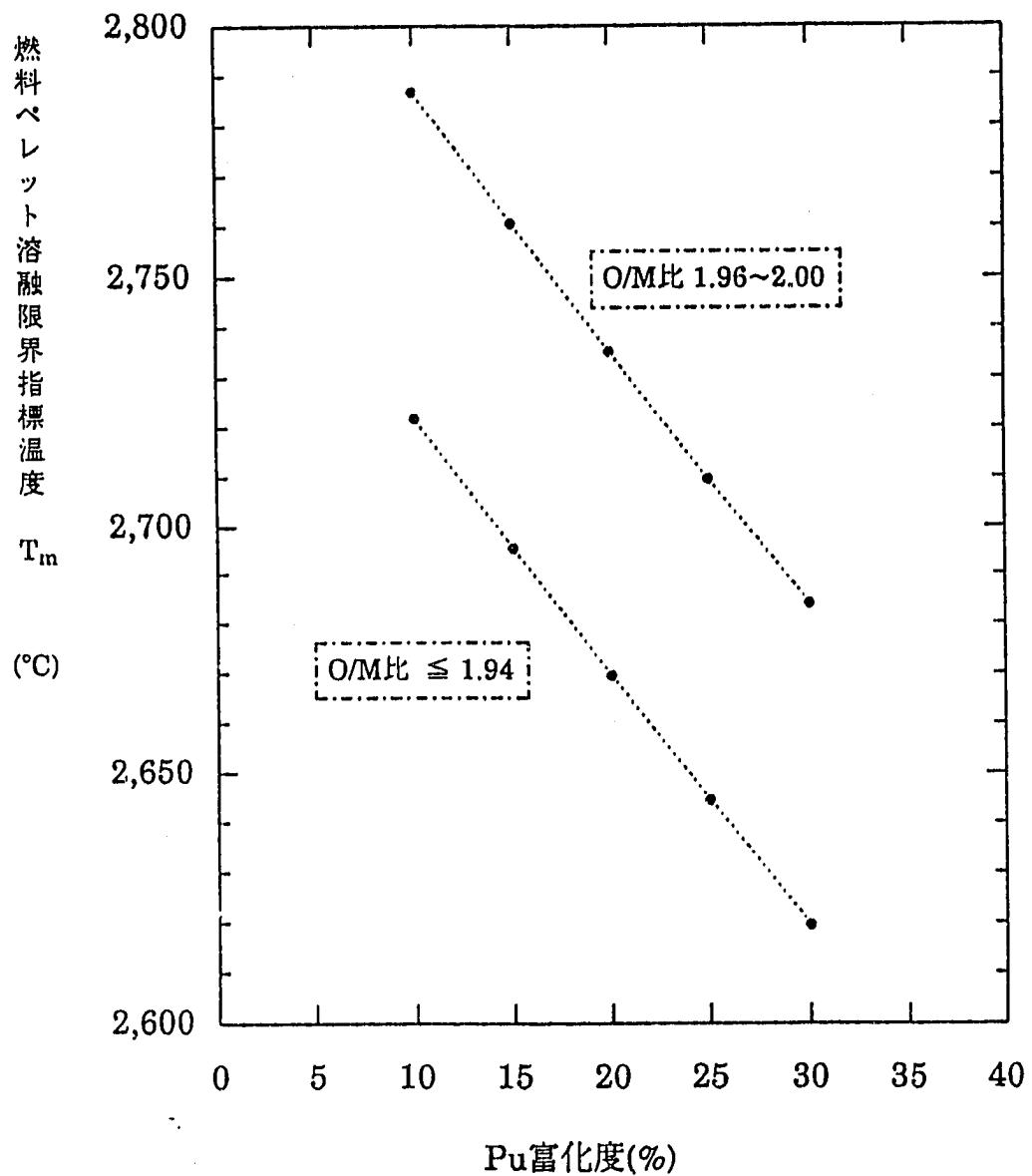
注*) 最近の文献⁽¹²⁾によると、ピン外径はΦ7mmと記載されている。

第1.2表 61年度レファレンス炉心の燃料仕様と、「もんじゅ」および「常陽」の燃料仕様の比較

項目	61年度レファレンス炉心 燃料仕様	もんじゅ 燃料仕様	常陽MK-II 燃料仕様
ペレット外径 (mm)	$\phi 7.32 \pm 0.05$	$\phi 5.40 \pm 0.05$	$\phi 4.63 \pm 0.05$
ペレット密度 (%T.D.)	92±2	85±2	93±2
ペレットO/M比 (-)	1.98±0.02	1.97+0.02 -0.03	1.97+0.02 -0.03
Pu富化度 (wt. %)	18±0.6	19.9±0.5	28.5±1.0
等価fissile富化度 (相対誤差, %)	±4	≤4	不明 (未調査)
被覆管外径 (mm)	$\phi 8.3 \pm 0.03$	$\phi 6.5 \pm 0.03$	$\phi 5.5 \pm 0.03$
被覆管内径 (mm)	$\phi 7.5 \pm 0.025$	$\phi 5.56 \pm 0.025$	$\phi 4.8 \pm 0.025$
被覆管肉厚 (mm)	0.4±0.03	0.47±0.03	0.35±0.03
ペレット・被覆管間直径ギャップ巾 (mm)	0.18	0.16	0.17
燃料スミア密度 (mm)	87.6	80.2	86.5



第1.1図 報告書第2章以降の構成



第1.2図. 燃料ペレット溶融限界指標温度の、ペレット仕様への依存性

溶融限界指標温度式

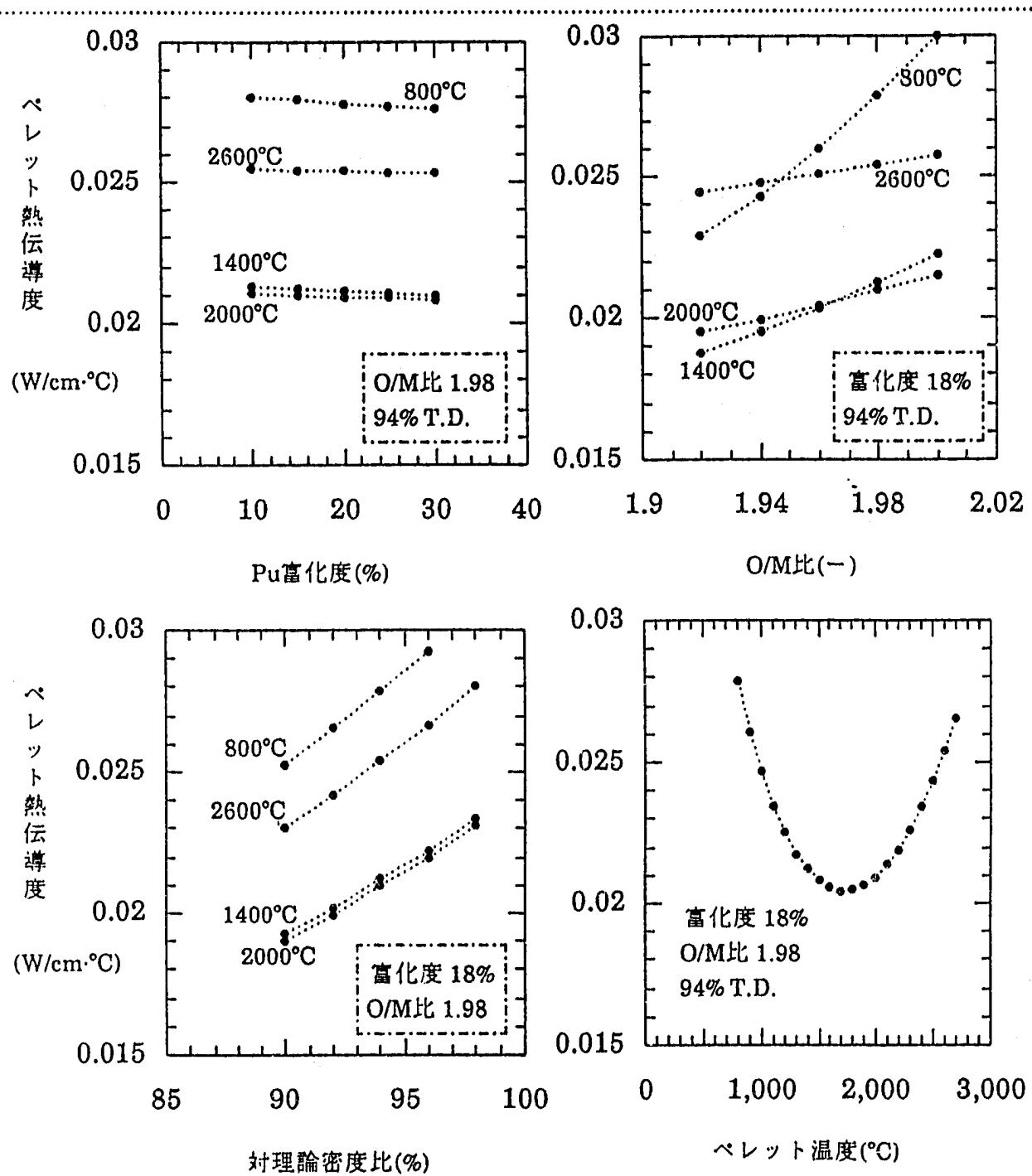
$$T_m = 2840.0 - 541.4 \times Pu + 74.68 \times Pu^2 \quad \text{for } O/M \geq 1.96$$

$$2840.0 - 541.4 \times Pu + 74.68 \times Pu^2 - (65.0/2) \times (1.96 - O/M) \quad \text{for } 1.96 > O/M \geq 1.94$$

$$2840.0 - 541.4 \times Pu + 74.68 \times Pu^2 - 65.0 \quad \text{for } O/M < 1.94$$

T_m: 溶融限界指標温度(°C),Pu: PuO₂含有量比(Pu富化度),

O/M: 化学量論比(O/M比)



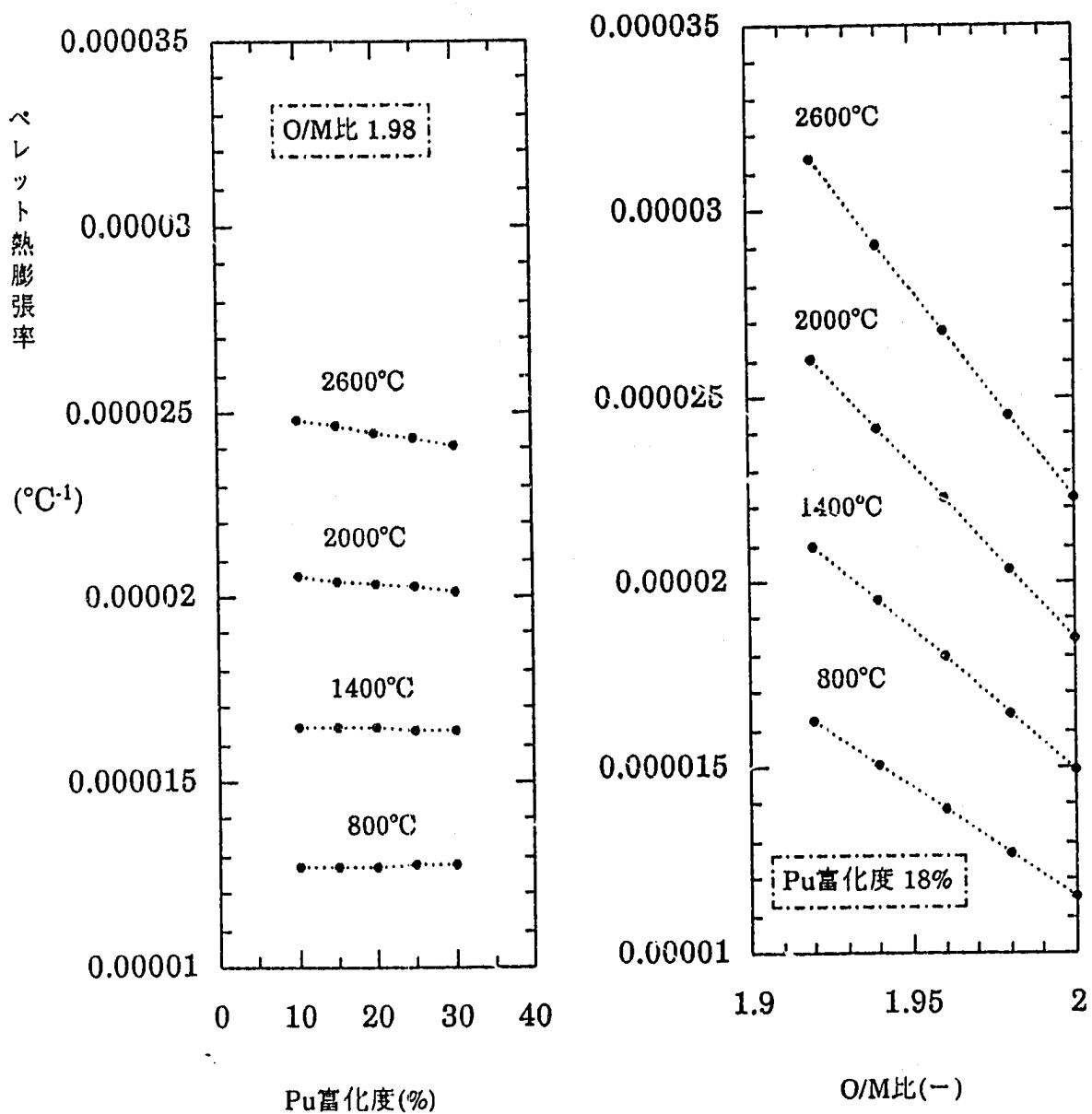
第1.3図 燃料ペレット熱伝導度の、ペレット仕様およびペレット温度への依存性

熱伝導度式

$$K = \frac{0.01D}{1 + \beta(1 - D)} \left[\frac{1}{2.38 \times 10^{-2} + 1.20(2 - O/M) + (2.48 \times 10^{-4} + 2.13 \times 10^{-5}Pu)T} + 6.95 \times 10^{-11}T^3 \right]$$

K: 热伝導度(W/cm·°C)、T: 温度(°C)、D: 対理論密度比(-)

O/M: 化学量論比(O/M比)、Pu: PuO₂含有量比(Pu富化度)(wt. %)、β = 1.5



第1.4図 燃料ペレット熱膨張率の、ペレット仕様およびペレット温度への依存性

熱膨張率式

$$\alpha = \{1 - 5.1(O/M - 2)\} \{Pu(8.496 \times 10^{-6} + 4.302 \times 10^{-9}T + 1.114 \times 10^{-15}T^2) + (1 - Pu)(7.107 \times 10^{-6} + 5.162 \times 10^{-9}T + 3.420 \times 10^{-15}T^2)\}$$

α : 热膨张率(°C⁻¹)、O/M: 化学量論比(O/M比)、

Pu: PuO_2 含有量比(Pu富化度)、T: 温度(°C)

2. 燃料ホットスポット温度評価手法の検討

2.1 ホットスポット温度予備評価

(1) 評価手法の検討

第2.1.1表に、ホットスポット温度評価手法を検討する上での基本方針およびその根拠を示した。また第2.1.2表に、ホットスポット温度評価手法の基本的考え方およびその根拠を示した。本手法の特徴の一つはノミナル温度を評価しない点にある。本手法では、基準解析と称する解析での温度評価値を基準温度とし、複数通りの感度解析と称する解析での温度評価値の基準温度からの変動幅を求め、これら変動幅を統計処理した値を基準温度に加えることで、ホットスポット温度を算出する。

第2.1.3表に示したように、ペレット径とペレット密度の間に、等価fissile富化度とPu富化度との間に、また被覆管内径と被覆管肉厚との間に、それぞれ相関性がある。誤差伝播則を適用する上で、これら3組の誤差因子のうち、各々どちらか一方を保守側の条件に固定し、残りの一方を感度解析対象誤差因子として選定する必要がある。この際、どちらを選ぶかは全く任意であり、過度に保守的な選択(ペレット径と被覆管内径を保守側の条件に固定する選択)をする必要はない。

(2) 評価条件の検討

第2.1.4表および第2.1.5表に、基準解析および感度解析の条件をそれぞれ示した。ペレット密度、被覆管肉厚を保守側の条件に固定し、ペレット径、被覆管内径を感度解析対象誤差因子として選定することによって、燃料ホットスポット温度評価結果が過度に保守的とならないよう配慮している。また、線出力に直接影響する等価fissile富化度を保守側の条件に固定し、Pu富化度を感度解析対象誤差因子として選定することによって、感度解析における線出力条件および境界温度条件を基準条件と一致させている。

第2.1.3表には挙げなかたが、焼きしまり量はペレット密度に依存すると考えられる。この焼きしまり量はペレット製造方法との関連性が強いので、本来ならば、炉外焼きしまり試験データを取得して決めるべきであるが、焼きしまり後のペレット密度上限値として保守側と予想する96.5%TDを暫定的に採用した。ペレット密度を公差内上限値94%TDとしたので、第2.4表に示したように、焼きしまり量としては $96.5 - 94 = 2.5\%$ TDを採用した。

被覆管内表面粗さは $1\mu\text{m}$ 以下と小さいので、その不確かさに起因する燃料中心温度への影

影響は小さい。また、「つるが」混合酸化物燃料ペレットの表面粗さ測定結果は約 $1\mu\text{m}$ と小さい。そこで、CEDAR-IIIコードのINTA-1データによる検証に際しては、被覆管内面とペレットの表面粗さの合計値を $2\mu\text{m}$ に固定している⁽¹⁴⁾。ここでも、 $2\mu\text{m}$ 以下に制限することが可能と判断して、合計値を $2\mu\text{m}$ に固定し、感度解析対象外とした。

第2.1.6表に、ペレット線出力条件および境界温度条件を示した。過出力時の原子炉熱出力が、測定および計算による評価値より高い時、定格時の原子炉熱出力も同様に高いと考えて良いと判断した。しかし、過出力時最大線出力点が定格時最大線出力点に一致するとは限らないことを配慮し、出力分布誤差は過出力時のみ考慮した(出力分布誤差の分だけ、定格時最大線出力を高めに設定すると、中心空孔径が大きくなるので、過出力時燃料中心温度は低くなる。)。定格時被覆管外面温度として、出力分布誤差無しとした時のホットスポット値に相当する暫定値 550°C を使用した。過出力時被覆管外面温度は、過出力係数だけではなく、出力分布誤差も考慮して設定することにより、被覆管の熱膨張が保守側に評価されるように配慮した。

(3) 評価結果

以上に述べた条件にて、速やかに(8 hrで)定格出力まで到達し、その後1週間経過した時点での過出力時燃料ホットスポット温度を評価した。燃焼の初期ならば、生成FPガスはペレット内に保持され、またスエリングも生じないが、定格出力にて1週間経過した時点では、FPガス放出とスエリングの若干生じる可能性がある。当初のCEDAR-IIIコードによる解析では、1週間経過時点で、ペレットのFPガス放出とスエリングが生じ、ギャップコンダクタンスが良くなるとの結果が得られた。しかし、FPガス放出とスエリングのモデルが未検証であること、FPガス放出とスエリングを無視した方が保守側との結果であること、また、原子炉立上げパターンの検討では、より早い時期での過出力時の温度評価を予定していることから、FPガス放出とスエリングが生じないようにコードを変更し再度解析した。FPガス放出がない状態では、ガスプレナム圧力の不確かさに伴うギャップコンダクタンスへの影響は無視できる(温度jump distanceがガス圧に反比例することによる影響は小さい。)ので、定格時および過出力時のガスプレナム圧力は従来設計での評価例程度(約 $3\text{ kg}/\text{cm}^2$)になるように、プレナム容積を調節した。

基準解析での結果を第2.1.1図～第2.1.6図に示す。第2.1.1図に示したように、定格時燃料中心温度は照射初期において時間とともに急速に低下するが、1～2日経過後の温度低下速度は小さい。第2.1.2図に示したように、1週間近く経過後も中心空孔は徐々にではあるが成長してお

り、このため中心温度の降下が続いている。しかし、ギャップ巾も焼きしまりのために徐々に大きくなっている、このため中心温度の降下率は小さくなっていることが分かる。尚、7日照射後の過出力発生前後の中心空孔半径は、それぞれ0.530mmおよび0.532mmであり、スクラン点到達までに要する時間を、今回の解析におけるように1secとしておけば、ほとんど過渡変化時の中心空孔成長は無いことが分かる。第2.1.3図にギャップ巾の増加に起因するギャップコンダクタンスの悪化挙動を示したが、参考として原型炉におけるギャップコンダクタンス設計値を同時に示した。ギャップ巾増加の主要原因は焼きしまりであるが、この焼きしまりの燃料表面温度に及ぼす影響を第2.1.4図に示した。焼きしまり無しの時、燃料表面温度はほぼ一定であるが、8時間から1日に至る間では表面温度の上昇が現れている。この温度上昇は、中心空孔が発達し、燃料平均温度の減少に伴い、熱膨張率が小さくなり、ペレット・被覆管間ギャップ巾が拡がったことに起因するものである。第2.1.5図と第2.1.6図に、7日間照射後定格出力におけるペレット密度とペレット温度の径方向分布を示した。これらの図においても、参考として、焼きしまりの無い時の計算結果を同時に示した。焼きしまりのため、ペレット表面温度は54°C高めとなるが、ペレット内での熱伝導の改善されることで、中心温度では18°Cだけの差に縮まっている。

基準解析の結果と共に、感度解析の主要な結果を第2.1.7表に示し、より詳細なデータを第2.1.8表にまとめた。ペレット径が下限値のケース2では、製作時ギャップ巾が基準解析の条件と比較して0.05mmだけ大きいことに起因し、定格出力到達時燃料中心温度の、基準解析値からの変動(増加)巾は+88.0°Cと最も大きいが、中心空孔の成長が促進されるという負のフィードバック効果のために、1週間照射後の過出力時燃料中心温度の変動巾は+56.9°Cに減少している。被覆管内径が上限値のケース5においても、製作時ギャップ巾が基準解析の条件と比較して0.025mmだけ大きいことに起因し、定格出力到達時燃料中心温度の変動巾は+43.8°Cとなっているが、同様の理由で、過出力時の変動巾は+27.6°Cに減少している。評価コードパラメータが下限値のケース6では、リロケーションによるギャップ巾の減少が小さいことに起因し、定格出力到達時の変動巾は+36.9°Cとなっている。過出力時の変動巾は若干減少し+32.8°Cになっているが、ボア移動速度を下限値としているので、中心空孔の成長が抑制されることで、上記の負のフィードバック効果が小さくなることに起因し、ケース2やケース5ほどは減少していない。O/M比が下限値のケース3では、ペレット熱膨張率の増加によるギャップ巾減少効果よりも、ペレット熱伝導度低下の影響が上回り、定格出力到達時の変動巾は+11.3°Cとなってお

り、7日照射後の定格時では9.1°Cに下がっている。過出力時には、ペレット熱膨張率が高温側で大きくなることに起因し、変動巾はさらに下がり、殆ど零に近く(0.2°C)なる。Pu富化度が上限値のケース4では、ペレット熱伝導度および熱膨張率のPu富化度への依存性が小さいことに起因し、定格出力到達後から過出力時までの全期間を通じて、燃料中心温度の変動巾は殆ど零に近い。

以上の解析結果より過出力時燃料最高温度ホットスポット値を求めると、

$$2651.4 + (56.9^2 + 0.2^2 + 0.4^2 + 27.6^2 + 32.8^2)^{1/2} = 2722.6^\circ\text{C}$$

となり、Pu富化度誤差を考慮した燃料融点(燃料溶融限界指標温度)下限値2741°Cを、~18°Cだけ下回る。

第2.1.1表 ホットスポット温度評価手法検討の基本方針およびその根拠

	基本方針	根拠
(1)	被覆管外表面から燃料ペレット中心(内面)までの、全体の温度上昇巾に対する不確かさを評価して、燃料最高温度ホットスポット値を算出する手法を採用する。	CEDAR-IIIコードは、左記温度上昇巾の評価機能について検証されており、各部(たとえば、ペレット表面から中心まで)温度上昇巾評価機能についての信頼性は不十分である。
(2)	過出力時燃料温度評価点を炉中心高さとする。即ち、炉中心高さで線出力が最大になるものとし、境界条件となる被覆管外表面温度として、炉中心高さでの温度を用いる。	制御棒は上から挿入されるので、最大線出力発生点は炉中心高さより下方であり、炉中心高さでの被覆管外表面温度を境界温度条件として用いておけば保守性がある。
(3)	過出力時の出力上昇速度は、過出力事象発生後のペレット中心空孔径の成長が無視できる程度に速いものとする。	種々の過出力パターンをすべて包絡した保守側の評価とする必要がある。

第2.1.2表 ホットスポット温度評価手法の基本的考え方およびその根拠

	基本的考え方	根拠
(1)	互いに独立な誤差因子群(但し、製作誤差または評価コード誤差に限る。)を抽出し、これら各誤差因子に起因する、被覆管外表面から燃料ペレット中心(内面)までの温度上昇巾の不確かさ巾を評価し(感度解析を実施し)、誤差伝播則を適用する(統計処理を行う)ことで、互いに独立な誤差因子群に起因する温度上昇巾の不確かさ巾を算出する。	種々の誤差因子群に起因する不確かさ巾は、それらの誤差因子が互いに独立な時、個々の誤差因子に起因する不確かさ巾を統計処理することで得られる(誤差伝播則) ⁽¹⁷⁾ 。 製作誤差は検査により確認される。また、評価コード誤差は検証時に確認されているので、誤差巾の信頼性は高い。
(2)	上記不確かさ巾は、感度解析により求めた温度から、下記の基準解析により求めた基準温度を差し引くことで評価する。基準解析の条件は、上記の互いに独立な誤差因子群に含めることの出来ない誤差因子群、および出力分布誤差(核計算誤差)、原子炉熱出力誤差を考慮して、温度が厳しい側になる条件を重ね合わせた条件とする。	他の誤差因子と相関性のある誤差因子については、誤差伝播則が適用不可のため、保守的な取扱いとせざるを得ない。 また、出力分布誤差、原子炉熱出力誤差は、その大きさの評価が可能であるが、直接確認出来ないので、保守的な取扱いとする。
(3)	通常運転時および過出力時最大線出力は、それぞれの公称値をベースに、種々の誤差因子を考慮して設定する。	過出力時線出力だけではなく、通常運転時の線出力の如何によって、過出力時の燃料温度は異なる。
(4)	炉中心高さでの被覆管外表面温度として、ホットスポット値を採用する。	被覆管外表面温度の不確かさは、他の誤差因子と相関性を有するので、保守的な取扱いとする。

第2.1.3表 相関性のある誤差因子の抽出結果

	相関性のある誤差因子	備考
(1)	ペレット密度 と、ペレット外径	ペレット密度が高いとペレット外径は小さく、逆に密度が低いと外径は大きくなるという製造実績データがある。
(2)	Pu富化度 と、等価fissile富化度	等価fissile富化度が一定になるように、入手される燃料粉末の組成に応じて、Pu富化度が調整される。
(3)	被覆管内径 と、被覆管肉厚	内径と肉厚だけではなく、外径に対しても公差が規定される。

第2.1.4表 基準解析条件の予備的検討結果

	誤差因子	基準解析における取扱い方(設定値)
(1)	<u>ペレット密度</u>	公差内上限値(94%TD)とし、密度大に起因するペレット線出力の増加を考慮する。
(2)	ペレット外径	公称値($\phi 7.32\text{mm}$)を使用する。
(3)	Pu富化度	公称値(18%)を使用する。
(4)	<u>等価fissile富化度</u>	相対誤差の上限値(4%)とし、等価fissile富化度大に起因するペレット線出力の増加を考慮する。
(5)	ペレットO/M比	公称値(1.98)を使用する。
(6)	被覆管内径	公称値($\phi 7.5$)を使用する。
(7)	<u>被覆管肉厚</u>	公差内上限値(0.43)を使用する。被覆管外径は公差上限値を越えることになるが、保守側であり、かつ過度に保守側では無い。
(8)	リロケーション パラメータ	最確値0.124を使用する。
(9)	ボア移動速度パ ラメータ	最確値2.56を使用する。
(10)	<u>焼きしまり量</u>	飽和値の上限値 $\Delta p_0 = 2.5\%\text{TD}$ を使用する。尚、コード内での焼きしまり量 Δp は、飽和値 Δp_0 と燃焼度 $B_u(\text{MWD}/\text{MTM})$ を用いて、次式(焼きしまり速度の速い、保守的な式)にて算出される。 $\Delta p = \Delta p_0 \{1 - \exp(-B_u/800)\}$

注) 保守側の条件に固定した誤差因子を、下線を施して示した。

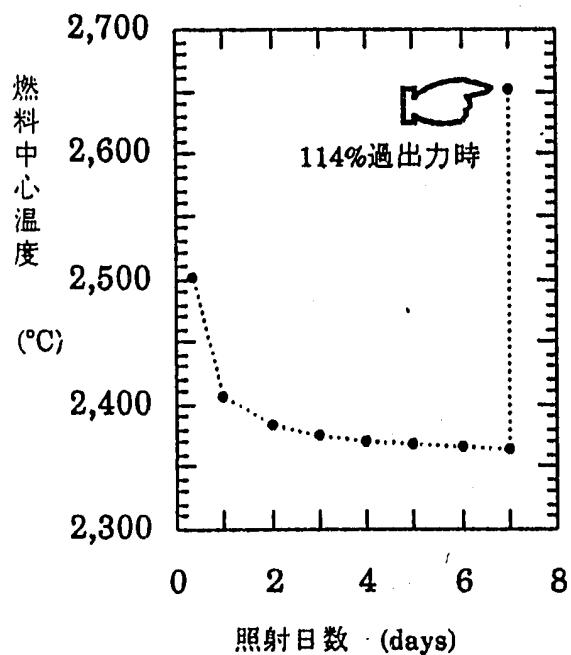
第2.1.5表 感度解析条件の予備的検討結果

	誤差因子	感度解析における取扱い方(設定値)
(1)	ペレット外径	公差内下限値($\phi 7.27\text{mm}$)とし、ギャップコンダクタンス低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。尚、外径小側のペレットは一般に密度が高めとなる傾向にあるので、外径小側に起因するペレット線出力の低下は考慮しない。
(2)	ペレットO/M比	公差内下限値(1.96mm)とし、ペレット熱伝導度低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。
(3)	Pu富化度	上限値(18.6%)とし、ペレット熱伝導度低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。尚、Pu富化度は等価fissile富化度と相関があり、fissile富化度誤差に起因するペレット線出力の増加を考慮済みなので、Pu富化度大側に起因する線出力の増加は考慮しない。
(4)	被覆管内径	上限値($\phi 7.525$)とし、ギャップコンダクタンス低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。
(5)	評価コードパラメータ(リロケーションパラメータと、ポア移動速度パラメータ)	リロケーションパラメータを下限値(0.02)とし、またポア移動速度パラメータを上限値(1.6)として、ギャップコンダクタンスの低下および中心空孔成長の低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。尚、これら2種のパラメータを別個に下限値とした取扱い方も可能であるが、ここでは保守側に取り扱った。

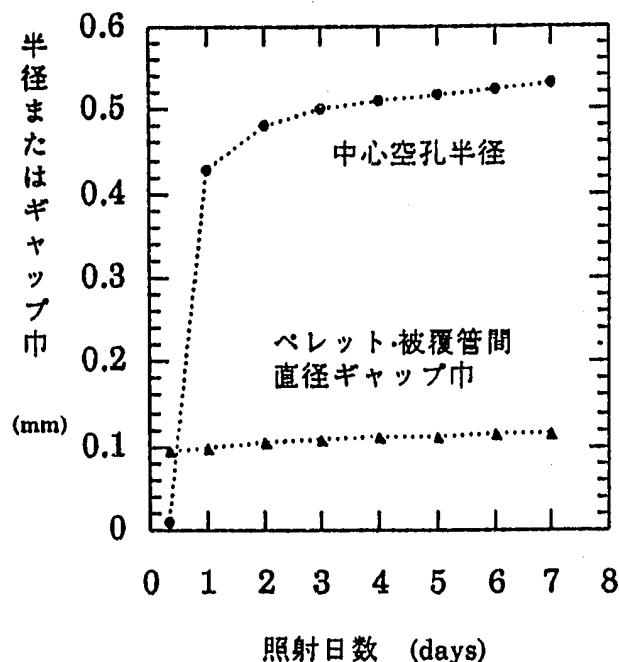
第2.1.6表 ペレット線出力、および境界温度条件(基準解析、感度解析に共通)

	ペレット線出力(W/cm)	境界温度
		被覆管外面温度(°C)
定格時	$430 \times 1.02 \times 1.0217 \times 1.04 = 466.0$ (熱出力誤差2%、ペレット密度誤差補正2.17%*)、等価fissile富化度誤差補正4%を考慮した定格時最大線出力)	550
過出力時	$(430 \times 1.02 \times 1.0217 \times 1.04) \times 1.14 \times 1.05 = 557.9$ (過出力係数1.14、出力分布誤差5%、熱出力誤差2%、ペレット密度誤差補正2.17%*)、等価fissile富化度誤差補正4%を考慮した過出力時最大線出力)	$(550 - 360) \times 1.14 \times 1.05 + 360 = 587.4$

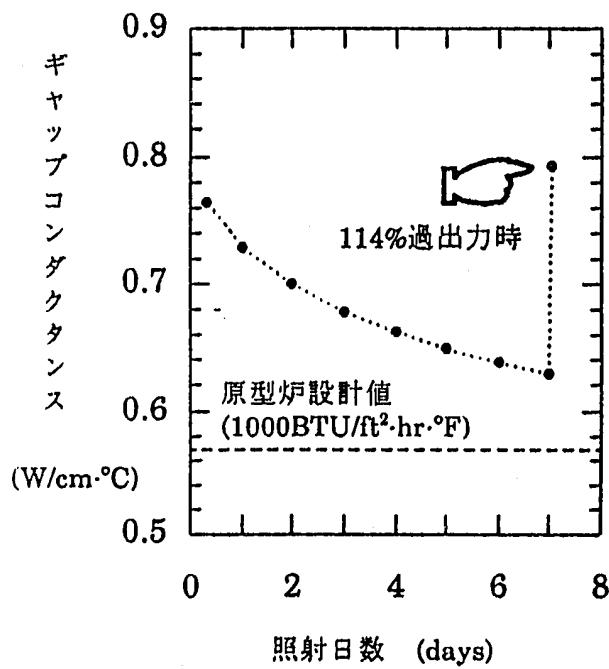
注*) ペレット密度が上限値94%TDとなることによる線出力の増加は、密度公称値が92%TDなので、 $(94 - 92) / 92 \times 100 = 2.17\%$ となる。



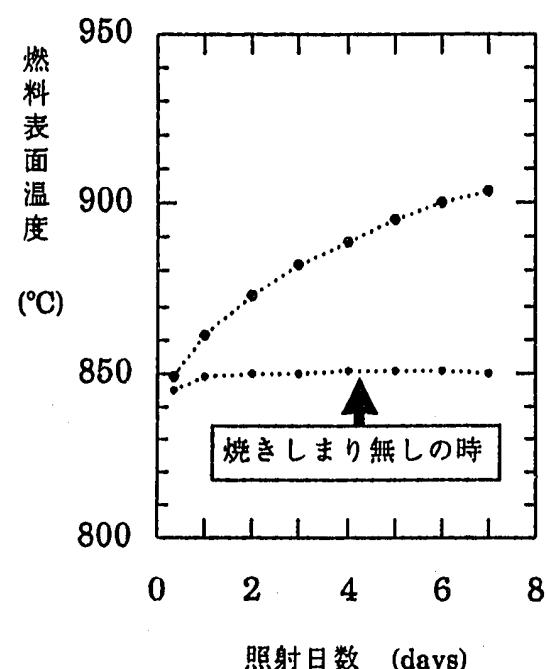
第2.1.1図 燃料中心温度経時変化
(定格出力到達後)



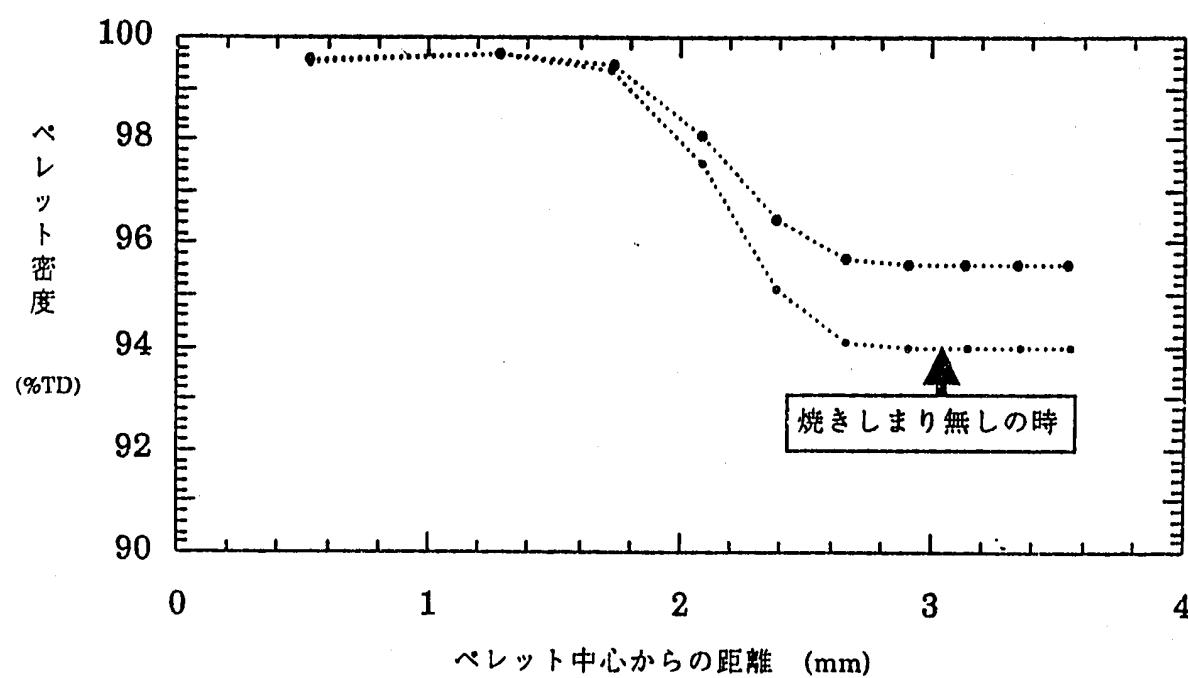
第2.1.2図 中心空孔径、ギャップ巾の経時変化
(定格出力到達後)



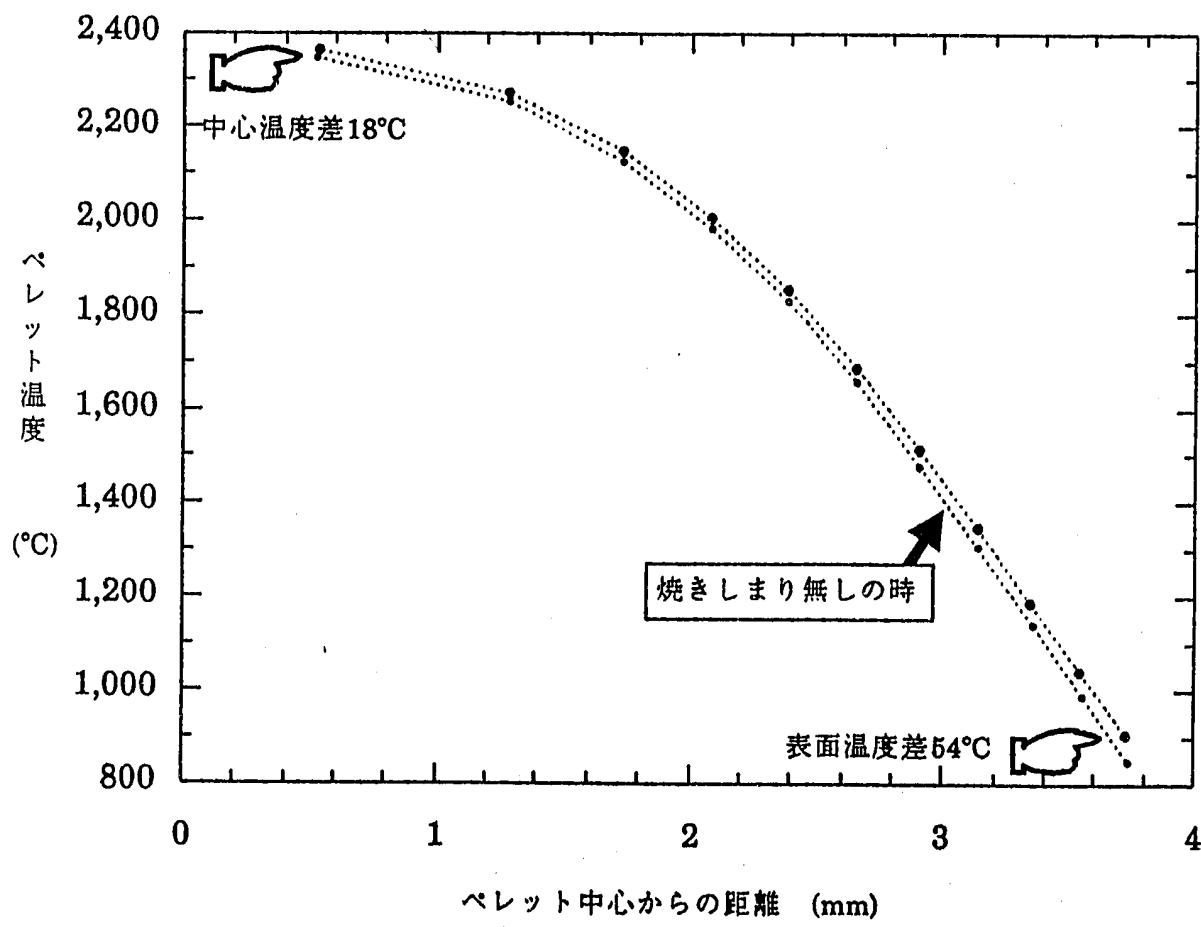
第2.1.3図 ギャップコンダクタンス経時変化
(定格出力到達後)



第2.1.4図 燃料表面温度の経時変化
(定格出力到達後)



第2.1.5図 ペレット密度径方向分布(7日照射後定格時)



第2.1.6図 ペレット温度径方向分布(7日照射後定格時)

第2.1.7表 感度解析の解析条件と、主要な解析結果(基準解析を含む。)

ケ イ ス	線出力、境界温度				ペレット仕様				被覆管仕様		評価コード パラメータ	解析結果(7日照射後)				燃料 融点 (°C)	
	定格時 線出力 (W/cm)	過出力 時 線出力 (W/cm)	定格時 被覆管 外面 温度(°C)	過出力 時被覆 管外面 温度(°C)	外径 (mm)	密度(% TD)	O/M比 (-)	Pu富化 度(%)	外径 (mm)	内径 (mm)		リロ ケー シヨン (-)	ボア 移動 速度 (-)	定格時 中心空 孔半径 (mm)	定格時 燃料中 心温度 (°C)	過出力 時燃料 中心溫 度(°C)	過出力 時燃料 中心溫 度の變 動幅 (°C)
1	466.0	557.9	550	587.4	Φ7.32	94.0	1.98	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	0.530	2364.7	2651.4	—	2744
2	466.0	557.9	550	587.4	Φ7.27	94.0	1.98	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	0.573	2424.8	2708.3	56.9	2744
3	466.0	557.9	550	587.4	Φ7.32	94.0	1.96	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	0.529	2373.8	2651.6	0.2	2744
4	466.0	557.9	550	587.4	Φ7.32	94.0	1.98	18.6	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	0.530	2365.1	2651.8	0.4	2741
5	466.0	557.9	550	587.4	Φ7.32	94.0	1.98	18.0	Φ8.385	Φ7.525	0.124	2.56	0.554	2393.9	2679.0	27.6	2744
6	466.0	557.9	550	587.4	Φ7.32	94.0	1.98	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.02	1.6	0.535	2398.5	2684.2	32.8	2744

第2.1.8表 感度解析の解析結果詳細(基準解析を含む。)

ケ イ ス	定格出力到達時				7日照射後(定格時)					7日照射後(過出力時)					
	中心空孔 半径 (mm)	直徑 ギャップ 幅 (mm)	燃料表面 温度 (°C)	燃料中心 温度 (°C)	中心空孔 半径 (mm)	直徑 ギャップ 幅 (mm)	燃料表面 温度 (°C)	燃料中心 温度 (°C)	中心 温度差 (°C)	中心空孔 半径 (mm)	直徑 ギャップ 幅 (mm)	燃料表面 温度 (°C)	燃料中心 温度 (°C)	中心 温度差 (°C)	
1	0.0094	0.09568	848.52	2501.74	0.5301	0.11666	904.27	2364.73	—	0.5316	0.09535	933.00	2651.41	—	
2	0.0255	0.13344	932.02	2589.70	0.5733	0.15389	983.94	2424.79	60.05	0.5751	0.13118	1022.90	2708.34	56.93	
3	0.0110	0.08149	809.60	2512.99	0.5293	0.10249	866.90	2373.82	9.09	0.5309	0.08002	884.86	2651.61	0.20	
4	0.0094	0.09563	848.40	2502.13	0.5301	0.11661	904.16	2365.07	0.33	0.5316	0.09532	932.89	2651.75	0.34	
5	0.0151	0.11433	889.15	2545.53	0.5545	0.13504	942.76	2393.85	29.12	0.5561	0.11297	976.41	2678.97	27.56	
6	0.0088	0.09003	882.86	2538.63	0.5354	0.11111	937.57	2398.54	33.80	0.5370	0.08907	970.39	2684.25	32.84	

2.2 原型炉手法との比較等

(1) 原型炉手法との比較

第2.2.1表に、本手法と原型炉手法における誤差因子の取扱い方を比較対比した。本手法では、ノミナル温度を基準温度としていないことで、原型炉手法における乗算項という考え方ではない。また、本手法は熱伝導度式、ギャップコンダクタンス式、熱膨張率式等の物性式が組込まれたCEDAR-IIIコードに基づき、燃料最高温度の不確かさを評価する手法なので、各物性式自体の不確かさという概念は採用していない。しかし、統計処理項として選定した各誤差因子の不確かさに起因する各物性式の不確かさは考慮している。被覆材熱伝導度誤差、ペレット偏心効果誤差、封入ガス圧と組成の誤差を考慮しない条件で、CEDAR-IIIコードが検証されていること、また検証データにはタグガスキャップセル封入ピンのPTM試験データも含まれているのに対し、検討対象燃料ではタグガスキャップセルを封入しないことを前提としていることで、これらの誤差は評価コードパラメータ誤差に包含できると考えられる。

乗算項という考え方を採用するつもりはないが、ノミナル解析を実施し、基準解析にて保守側に固定した5因子について感度解析を実施し、これらの解析結果を乗算処理することで得られる温度と、第2.1節で求めた基準温度とを比較した。第2.2.2表に示したように、ここで云うノミナル解析は、定格出力時被覆管外面温度としてノミナル値ではなく熱出力誤差以外の全ての不確かさを考慮した上限値を、また過出力時被覆管外面温度としてもノミナル値ではなく出力分布誤差および熱出力誤差以外の全ての不確かさを考慮した上限値を用いているので、純粹なノミナル解析ではないが、これら境界温度条件の違いを除けばノミナル解析である。第2.2.2表には、ケース1~5として感度解析の条件と結果、および基準解析の条件と結果も示した。

被覆管外面温度の炉心入口温度(360°C)からの上昇巾に対するHSF(ホットスポットファクタ)と、被覆管外面から燃料中心に至るまでの温度上昇巾に対するHSFをそれぞれ求め、原型炉設計手法に準じて乗算処理することで、過出力時燃料中心温度を求めると、

$$\begin{aligned} & 360 + (572.4 - 360) \times 1.05 \times 1.02 + (2500.7 - 572.4) \times 1.035 \times 1.009 \times 1.002 \times 1.020 \times 1.001 \\ & = 2647.7^{\circ}\text{C} \end{aligned}$$

となる。すべてを同時に保守側とした基準解析による評価値2651.4°Cはこの乗算処理して求めた温度より若干高いが、ほぼ一致している。

(2) 細径ピンでの検討

原電合理化設計におけるタンク型炉の燃料仕様について、過出力時燃料最高温度ホットスポット値の評価を行った。第2.2.3表に、61年度レファレンス炉心仕様との燃料仕様の比較を示す。ピン径が細い点以外に、Pu富化度が高めであること、被覆管肉厚が0.02mmだけ厚めであること、およびペレット・被覆管間直徑ギャップ巾が狭いめであることで、相違している。

第2.2.1図と第2.2.2図に、基準条件での解析結果として、燃料中心温度経時変化および中心空孔径、ギャップ巾の経時変化を示した。第2.2.4表に、基準解析および感度解析の主要な解析結果を示した。また、その詳細を第2.2.5表に示した。基準解析での結果をレファレンス炉心仕様でのそれと比較すると、過出力時燃料表面温度は16.6°Cだけ高く、被覆管内面温度の差(7.5°C)よりも大きくなっている。その時のペレット・被覆管間ギャップ巾は0.047mmだけ、むしろ小さいので、ピン径を細くしたことによる(単位面積当たりの)熱流束の増加効果の大きいことが伺われる。過出力時燃料中心温度差は、負の温度フィードバック効果のため、4.4°Cに縮まっている。

感度解析の結果をレファレンス炉心仕様でのそれと比較すると、O/M比およびPu富化度への依存性が殆ど無い点、および評価コード誤差に起因する過出力時燃料中心温度変動巾が約33°Cである点において一致している。一方、ペレット径および被覆管内径誤差への依存性のより大きいことが分かるが、ピン径を細くしたことによる熱流束の増加や、相対誤差の増加に起因すると考えられる。

尚、O/M比を下限値とした時の方が、過出力時燃料中心温度は0.2°Cだけ基準条件解析結果より、低くなっているが、7日照射後の定格時で比較すると8.5°Cだけ高い。過出力時に燃料中心温度が基準条件解析結果より低くなるのは、O/M比が小さいほどペレット熱膨張率が大きく、またペレット熱膨張率は高温側で大きいことで、過出力時におけるギャップコンダクタンスの向上効果の大きいことによる。表には示していないが、O/M比を上限値とした時の解析も実施し、基準解析結果と比較したところ、7日照射後の定格時で燃料中心温度は9.3°Cだけ低く、過出力時では小数点以下一桁目まで一致するという結果が得られている。

過出力時燃料ホットスポット温度を求めるとき(O/M比に対する依存性は無いものとした。)、

$$2655.8 + (65.7^2 + 0.4^2 + 30.9^2 + 32.6^2)^{1/2} = 2735.4 \text{ } ^\circ\text{C}$$

となり、Pu富化度誤差を考慮した燃料融点下限値2729°Cを、僅かであるが~6°Cだけ上回る。

第2.2.1表 本手法と原型炉手法における誤差因子の取扱い方の比較

誤差因子	本手法 ΔT_{clad} + ΔT_{gap} + ΔT_{fuel}	原型炉手法			備考 (本手法の補足説明)
		ΔT_{clad}	ΔT_{gap}	ΔT_{fuel}	
(1) 出力分布誤差 (核計算誤差)	保守側	乗算項 (1.05)	乗算項 (1.05)	乗算項 (1.05)	定格時では無視し、過出力時でだけ考慮。
(2) 原子炉熱出力誤差	保守側	乗算項 (1.02)	乗算項 (1.02)	乗算項 (1.02)	定格時、過出力時とも考慮。
(3) ベレット製作公差	—	統計項 (1.042)	統計項 (1.042)	統計項 (1.028)	(11)、(13)にて、別途考慮。
(4) 被覆管肉厚製作公差	保守側	統計項 (1.041)	—	—	過度に保守的ではない。
(5) 被覆材熱伝導度誤差	—	統計項 (1.03)	—	—	評価コードパラメータ誤差に包含される。
(6) ベレット熱伝導度誤差	—	—	—	統計項 (1.10)	(11)、(12)、(14)、(16)にて、別途考慮。
(7) ギャップ熱伝達率誤差	—	—	統計項 (1.40)	—	(10)、(15)~(18)にて、別途考慮。
(8) ベレット偏心効果誤差	—	統計項 (1.07)	—	—	評価コードパラメータ誤差に包含される。
(9) 被覆管外面温度評価誤差	保守側	—	—	—	ノミナル値については不問とし、上限値を直接設定。
(10) ベレット外径製作公差	統計項	—	—	—	外径小側を考慮。
(11) ベレット密度製作公差	保守側	—	—	—	密度大側を考慮。
(12) O/M比製作公差	統計項	—	—	—	O/M比小側を考慮。
(13) 等価 fissile富化度 製作公差	保守側	—	—	—	富化度大側を考慮。
(14) Pu富化度製作公差	統計項	—	—	—	富化度大側を考慮。
(15) 被覆管内径製作公差	統計項	—	—	—	内径大側を考慮。
(16) 評価コード パラメータ誤差	統計項	—	—	—	リロケーション量、ポア移速度の各誤差として考慮。
(17) 焼きしまり量誤差	保守側	—	—	—	2.5%TDに設定。
(18) 被覆管内面とベレット の表面粗さ誤差	保守側	—	—	—	被覆管とベレットの表面粗さ合計値を2μmに設定。
(19) 被覆管とベレット の熱膨張率誤差	—	—	—	—	(12)、(14)にて、別途考慮。
(20) 封入ガス圧と 組成の誤差	—	—	—	—	評価コードパラメータ誤差に包含される。

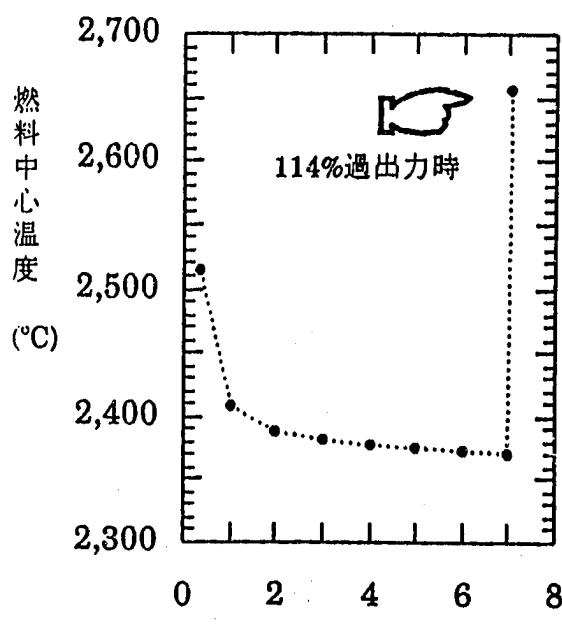
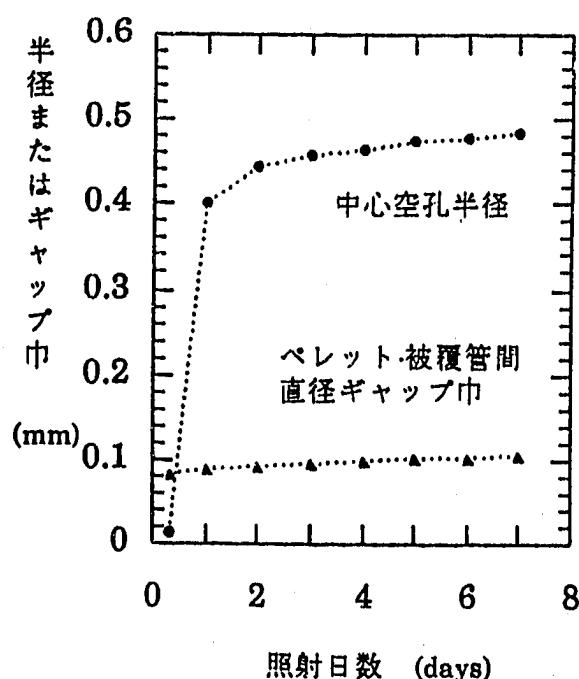
第2.2.2表 基準解析において保守側とした5因子についての感度解析の条件と結果 (注:ノミナル解析と基準解析についても示した。)

ケ ース	誤 差 因 子	出力、境界温度				ペレット仕様				被覆管仕様				評価手法 における パラメータ		解析結果(7日照射後)				HSF (過出力時)	
		定格時 線出力 (W/ cm)	過出力 時線出 力(W/cm)	定格時 被覆管 外面温 度(°C)	過出力 時被覆 管外面 温度(°C)	外径 (mm)	密度 (% TD)	O/M 比 (-)	Pu富 化度 (%)	外径 (mm)	内径 (mm)	リロ ケー シヨン (-)	ボア 移動 速度 (-)	焼き しま り量 (% TD)	定格時 中心空 孔半径 (mm)	定格時 燃料中 心温度 (°C)	過出力 時燃料 中心温 度(°C)	過出力 時燃料 中心温 度の変 動幅 (°C)	被覆 管外 面ま での温 度上昇	外面か ら燃料 中心ま での温 度上昇	
-	(ノミ ナル)	430.0	490.2	546.3	572.4	Φ7.32	92.0	1.98	18.0	Φ8.30	Φ7.5	0.124	2.56	4.5	0.592	2294.0	2500.7	-	-	-	
1	出力分 布誤差	430.0	514.7	546.3	583.0	↓	92.0	↓	↓	Φ8.30	↓	↓	↓	4.5	0.592	2294.0	2578.5	77.8	1.05	1.035	
2	熱出力 誤差	438.6	500.0	550	576.6	↓	92.0	↓	↓	Φ8.30	↓	↓	↓	4.5	0.606	2316.2	2522.9	22.2	1.02	1.009	
3	ペレッ ト密度	439.3	500.8	546.3	572.4	↓	94.0	↓	↓	Φ8.30	↓	↓	↓	2.5	0.498	2295.9	2504.4	3.7	1.00	1.002	
4	等価 fissile	447.2	509.8	546.3	572.4	↓	92.0	↓	↓	Φ8.30	↓	↓	↓	4.5	0.615	2333.5	2540.1	39.4	1.00	1.020	
5	被覆管 肉厚	430.0	490.2	546.3	572.4	↓	92.0	↓	↓	Φ8.36	↓	↓	↓	4.5	0.594	2295.2	2501.8	1.1	1.00	1.001	
-	(基準 解析)	466.0	557.9	550.0	587.4	Φ7.32	94.0	1.98	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	2.5	0.530	2364.7	2651.4	-	-	-	

注) 焼きしまり後の密度飽和値は、製作時の密度に拘わらず、一定値96.5%になるものとして、焼きしまり量を設定している。

第2.2.3表 61年度レファレンス炉心と合理化設計炉心における燃料仕様の比較

項目	燃料仕様		備考
	61年度 レファレンス炉心	合理化設計炉心 (タンク型炉)	
ペレット径(mm)	$\Phi 7.32 \pm 0.05$	$\Phi 6.50 \pm 0.05$	原型炉における絶対誤差と等しい。
ペレット密度(%TD)	92±2	92±2	同上
O/M比(—)	1.98±0.02	1.98±0.02	原型炉では、 $1.97 + 0.02 / -0.03$ 。
等価fissile富化度 相対誤差 (%)	4	4	原型炉における相対誤差とほぼ等しい。
Pu富化度(%)	18.0±0.6	20.6±0.6	原型炉における絶対誤差と等しい。
被覆管外径(mm)	$\Phi 8.3$	$\Phi 7.5$	—
被覆管内径(mm)	$\Phi 7.5 \pm 0.025$	$\Phi 6.66 \pm 0.025$	原型炉における絶対誤差と等しい。
被覆管肉厚(mm)	0.4±0.03	0.42±0.03	原型炉における絶対誤差と等しい。
ペレット・被覆管間 直径ギャップ巾 (mm)	0.18	0.16	合理化設計炉心における仕様は、原型炉におけるそれと一致している。

第2.2.1図 燃料中心温度経時変化
(定格出力到達後)第2.2.2図 中心空孔径、ギャップ巾の経時変化
(定格出力到達後)

第2.2.4表 基準解析(ケース1)および感度解析(ケース2~6)の解析条件と、主要な解析結果

ケ ース	線出力、境界温度				ペレット仕様				被覆管仕様		評価手法 における パラメータ	解析結果(7日照射後)				燃料 融点 (°C)	
	定格時 線出力 (W/cm)	過出力 時 線出力 (W/cm)	定格時 被覆管 外面 温度(°C)	過出力 時被覆 管外面 温度(°C)	外径 (mm)	密度(% TD)	O/M比 (-)	Pu富化 度(%)	外径 (mm)	内径 (mm)	リロ ケー ション (-)	ボア 移動 速度 (-)	定格時 中心空 孔半径 (mm)	定格時 燃料中 心温度 (°C)	過出力 時燃料 中心温 度(°C)	過出力 時燃料 中心溫 度の変 動幅 (°C)	
1	466.0	557.9	550	587.4	φ6.50	94.0	1.98	20.6	φ7.56	φ6.66	0.124	2.56	0.483	2369.8	2655.8	-	2732
2	466.0	557.9	550	587.4	φ6.45	94.0	1.98	20.6	φ7.56	φ6.66	0.124	2.56	0.521	2438.7	2721.5	65.7	2732
3	466.0	557.9	550	587.4	φ6.50	94.0	1.96	20.6	φ7.56	φ6.66	0.124	2.56	0.482	2378.2	2655.6	-0.2	2732
4	466.0	557.9	550	587.4	φ6.50	94.0	1.98	21.2	φ7.56	φ6.66	0.124	2.56	0.483	2370.1	2656.2	0.4	2729
5	466.0	557.9	550	587.4	φ6.50	94.0	1.98	20.6	φ7.585	φ6.685	0.124	2.56	0.507	2402.3	2686.7	30.9	2732
6	466.0	557.9	550	587.4	φ6.50	94.0	1.98	20.6	φ7.56	φ6.66	0.02	1.6	0.488	2403.4	2688.4	32.6	2732

第2.2.5表 感度解析の解析結果詳細(基準解析を含む。)

ケ ース	定格出力到達時				7日照射後(定格時)						7日照射後(過出力時)					
	中心空孔 半径 (mm)	直徑 幅 (mm)	燃料表面 温度 (°C)	燃料中心 温度 (°C)	中心空孔 半径 (mm)	直徑 幅 (mm)	燃料表面 温度 (°C)	燃料中心 温度 (°C)	中心 温度差 (°C)	中心空孔 半径 (mm)	直徑 幅 (mm)	燃料表面 温度 (°C)	燃料中心 温度 (°C)	中心 温度差 (°C)		
1	0.0120	0.08437	857.93	2513.85	0.4832	0.10456	918.53	2369.76	-	0.4846	0.08556	949.59	2655.82	-		
2	0.0395	0.12229	952.10	2611.24	0.5209	0.14167	1007.5	2438.69	68.94	0.5225	0.12129	1050.1	2721.49	65.67		
3	0.0140	0.07169	818.83	2524.48	0.4822	0.09194	881.05	2378.23	8.48	0.4837	0.07188	901.39	2655.61	-0.22		
4	0.0120	0.08433	857.81	2514.24	0.4833	0.10452	918.42	2370.08	0.32	0.4847	0.08553	949.48	2656.16	0.34		
5	0.0210	0.10307	903.70	2562.50	0.5067	0.12298	961.73	2402.25	32.50	0.5082	0.10322	998.38	2686.70	30.88		
6	0.0110	0.07937	892.32	2550.30	0.4877	0.09966	951.94	2403.39	33.64	0.4891	0.08002	987.08	2688.45	32.62		

3. ホットスポット温度評価値信頼度の検討

3.1 モンテカルロ計算による検討

第2.1節で求めたホットスポット温度評価値の信頼度を検討評価するため、定格出力到達後約1週間経過した時点での過出力時燃料最高温度をモンテカルロ計算した。計算に使用のコードCEDAR-III MCRは、BORNFREEコード⁽¹⁰⁾を参考として、CEDAR-IIIコードにモンテカルロ計算機能を付加したものである。CEDAR-III MCRの基本処理フローを第3.1.1図に示す。第2章の結果より、燃料ホットスポット温度評価値のO/M比とPu富化度への依存性は小さいことが明らかになったので、これらについてはサンプリングしないものとしている。

(1) 確率密度分布

評価条件として設定した分布(または設定値)、およびモンテカルロ計算で得られたサンプリング値3000個の分布を、第3.1.1表～第3.1.6表に示す。また、第2.1節で述べたホットスポット温度評価(HS評価)での設定値も、参考のため同表の最下段に示した。尚、被覆管内径の分布については2ケース設定した。すなわち、内径最確値が公称値に一致するケースと、公称値より大きいケースの2ケースについて検討した。焼きしまり量は直接サンプリングしていないが、算出式および密度サンプリング値に基づく算出値の分布を示した。

(2) ホットスポット温度信頼レベル評価結果

被覆管外表面温度条件の算出式と、その式から予測される上限値、中央値、および下限値を第3.1.7表に示した。また第3.1.8表に、実際に、熱出力誤差サンプリング値と出力分布誤差サンプリング値を用いて算出した被覆管外面温度データの分布、およびHS評価での設定値を示した。定格時被覆管外面温度の平均値(546.5°C)は、熱出力誤差の分布を考慮した現実的な値なので、HS評価(熱出力誤差として2%を考慮)での設定値(550°C)より低い。また、定格時最大値(559.22°C)は、定格時における出力分布誤差の分布を考慮しているので、HS評価で出力分布誤差を無視した設定値(550°C)より高い。

定格時、および過出力時の最大線出力Q、およびQ^{OP}は、次式により算出した。

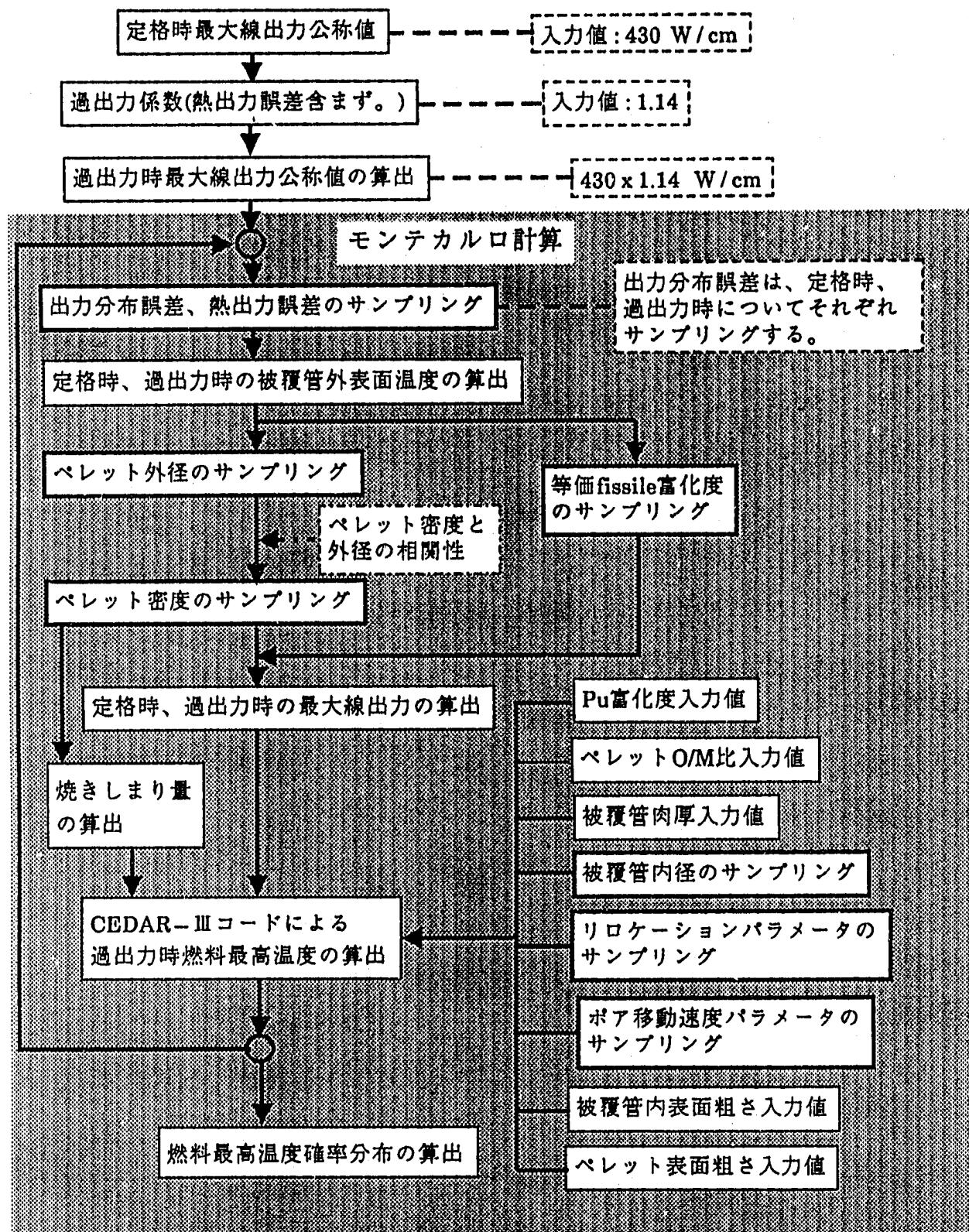
$$Q = Q_0 \times (1 + a / 100) \times (1 + b / 100) \times (\rho / \rho_0) \times (r / r_0)^2 \times (1 + f / 100)$$

$$Q^{OP} = Q_0^{OP} \times (1 + a / 100) \times (1 + c / 100) \times (\rho / \rho_0) \times (r / r_0)^2 \times (1 + f / 100)$$

ここで、 Q_0 、および Q_0^{OP} は、それぞれ定格時、および過出力時の最大線出力公称値(即ち、430 W/cmおよび490.2 W/cm)であり、a、b、cは第3.1.7表にて定義した誤差サンプリング値である。 p および r は、ペレット密度サンプリング値およびペレット径サンプリング値であり、 p_0 および r_0 はそれらの公称値である。また、fは等価 fissile 富化度相対誤差サンプリング値(%)である。第3.1.9表に、この算出式に従って予測される上限値、中央値、下限値、および実際のサンプリング値を用いて計算した線出力データの分布、さらにまた、HS評価での設定値を比較して示した。計算結果の最大値が上限値よりかなり小さく、また最小値が下限値よりかなり大きいのは、線密度概念を考慮している(ペレット外径が大きめの時、密度は小さめとなる確率が高く、また外径が小さめの時、密度は大きめとなる確率が高くなるような分布を使用している)ためである。過出力時最大線出力計算結果の分布から、HS評価での過出力時最大線出力設定値 557.9 W/cmの信頼度を評価すると、4σ 上限値であり過度に保守的なきらいがある。

各確率変数サンプリング値各3000個を用いて算出した過出力時燃料最高温度分布を、第3.1.10表に示す。サンプリング値が設定した分布の上下限値を越える場合、その値を採用しないので、実際のサンプリング回数(モンテカルロ試行回数)は、各変数について3000回以上である。第3.1.11表に、過出力時燃料最高温度が最大値となった時のサンプリング値、および被覆管外表面温度、最大線出力計算値を示した。また、第3.1.9図および第3.1.10図に、過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラムを示した。尚、ケース1は被覆管内径が大きめに偏ったロットを想定した場合、ケース2は多くのロットが混在した場合に対応する。

ケース1およびケース2において、第3.1.9図および第3.1.10図より明らかかなように、3000回の計算のうちではホットスポット温度評価値 2722.6°C を越えることはなく、2650°C を越える回数はそれぞれ5~6回(0.17~0.20%)および3回(0.10%)と小さい。また第3.1.10表より、ケース1およびケース2において、ホットスポット温度評価値 2722.6°C はそれぞれ約 3.8σ 上限値、および約 3.9σ 上限値に相当することが分かる。計算結果は正規分布をしている訳ではないが、ホットスポット温度を越える確率目安値を評価するため、正規分布と仮定すると、3.8σ および 3.9σ に相当する温度を越える確率は 0.007% および 0.005% と極めて小さい。これらの結果より、ホットスポット温度評価手法は過度に保守的であり、合理化を図る余地があると結論できる。尚、3σ 上限値、およびそれを越える確率を第3.1.12表に示した。また、ケース1およびケース2の結果は大差の無いことが分かったので、今後のモンテカルロ計算ではいずれか一方について実施すれば十分であると結論できる。



第3.1.1図 過出力時燃料温度モンテカルロ計算コードCEDAR-III MCRの基本処理フロー

第3.1.1表 出力分布誤差の分布

	設定した分布	サンプリング値の分布	
		定格時	過出力時
上限値 or 最大値	+5 %	+4.99823 %	+4.99456 %
中央値 or 平均値	0 %	+0.12002 %	-0.02956 %
下限値 or 最小値	-5 %	-4.99886 %	-4.99811 %
分布型	一様分布	一様分布的	一様分布的
標準偏差	2.88675	2.88867	2.88945
HS評価での設定値	—	±0 %	+5 %

第3.1.2表 原子炉熱出力誤差の分布

	設定した分布	サンプリング値の分布
上限値 or 最大値	+2 %	+1.99975 %
中央値 or 平均値	0 %	+0.01384 %
下限値 or 最小値	-2 %	-1.99981 %
分布型	一様分布	一様分布的
標準偏差	1.15470	1.15447
HS評価での設定値	—	+2 %

第3.1.3表 ベレット製造仕様(O/M比、Pu富化度)の設定値

	O/M比設定値 ^{*1)} (—)	Pu富化度設定値 ^{*2)} (wt. %)	表面粗さ (μm)
上限値	—	18.6	1.0
中央値	1.98	—	—
HS評価での 設定値	1.98(基準解析) or 1.96(感度解析)	18.0(基準解析) or 18.6(感度解析)	1.0

注^{*1)}HS評価の結果、O/M比依存性が無視できることが分かったので、また 1.98 ± 0.02 の規格範囲内では融点への影響が無いので、公称値を常に用いるものとした。

*²⁾HS評価の結果、Pu富化度依存性の無視できることが分かったが、融点は高富化度側で若干低下(公称値での融点2744°Cに対し、上限値では2741°C)するので、上限値を常に用いるものとした。

第3.1.4表 ベレット製造仕様(外径、密度、等価fissile富化度相対誤差)の分布

	ペレット外直径 (mm)		密度 (%TD)		fissile富化度相対誤差(%)	
	設定した分布*1)	サンプリング値の分布	設定した分布*2)	サンプリング値の分布	設定した分布*3)	サンプリング値の分布
上限値 or 最大値	7.37	7.3698	94	93.958	+4	+3.86356
中央値 or 平均値	7.32	7.3198	92× (7.32/D) ²	92.003	0	+0.00597
下限値 or 最小値	7.27	7.2720	90	90.017	-4	-3.92342
分布型	正規分布	正規分布的	正規分布	正規分布的	正規分布	正規分布的
標準偏差	0.017*4)	0.0168	0.67*4)	0.750	1.3*4)	1.28083
HS評価での設定値	—	7.32*5) (基準条件)	—	94	—	+4

注 *1) 第3.1.2図(a)に示した常陽MK-II初装荷用燃料ペレット外径測定データを参考にした。

*2) 第3.1.2図(b)に示したように、誤差巾がほぼ3σに相当することから、標準偏差の大きさを設定した。また、ペレット径との相関性(線密度 $\pi r^3 p$ がほぼ一定になる傾向)を考慮するため、ペレット外直径Dをサンプリングした結果に応じて、密度中央値を設定するものとした。

*3) 第3.1.3図に示したように、Pu富化度誤差巾がほぼ3σに相当することから、等価fissile富化度誤差巾(相対誤差で4%)も3σに相当するものと考え、等価fissile富化度標準偏差を1.3%(相対誤差)に設定した。

*4) 上下端をcutoffしない分布の標準偏差を示す(上限値以上および下限値以下をcutoffした分布における標準偏差は、この値とならない。)。

*5) 感度解析では、下限値7.27mmとしている。

第3.1.5表 被覆管の製造仕様の分布、または設定値

	内直径 (mm)				肉厚 設定値 ^{*3)} (mm)	
	ケース1 ^{*1)}		ケース2 ^{*2)}			
	設定した 分布	サンプリン グ値の分布	設定した 分布	サンプリン グ値の分布		
上限値 or 最大値	7.525	7.5250	7.525	7.5250	0.43	
中央値 or 平均値	7.515	7.5148	7.500	7.5004	—	
下限値 or 最小値	7.475	7.4954	7.475	7.4752	—	
分布型	正規分布	正規分布的	正規分布	正規分布的	—	
標準偏差	0.005 ^{*4)}	0.0048	0.0125 ^{*4)}	0.0110	—	
HS評価での設定値	—	—	—	7.5 ^{*6)} (基準条件)	0.43	

注^{*1)}第3.1.4(a)図に示した被覆管内径の最大値測定データ(ロットNo.S 598)、および第3.1.5図に示したロット毎のデータを参考にして、被覆管内径が大きい側のロットの分布を設定した。

^{*2)}第3.1.5図、および第3.1.6(b)図に示した製造メーカーの異なる2種類のロットに関する最大値および最小値データを一括処理したときの分布を参考として、ロット数が十分多い(母集団が十分大きい)時の分布を設定した。誤差巾を 2σ 相当としている点に特徴がある。

^{*3)}肉厚の燃料温度への影響は小さいので、保守側の上限値を用いるものとした。

^{*4)}上下端をcutoffしない分布の標準偏差を示す。

第3.1.6表 評価コードにおけるパラメータの分布、または算出式

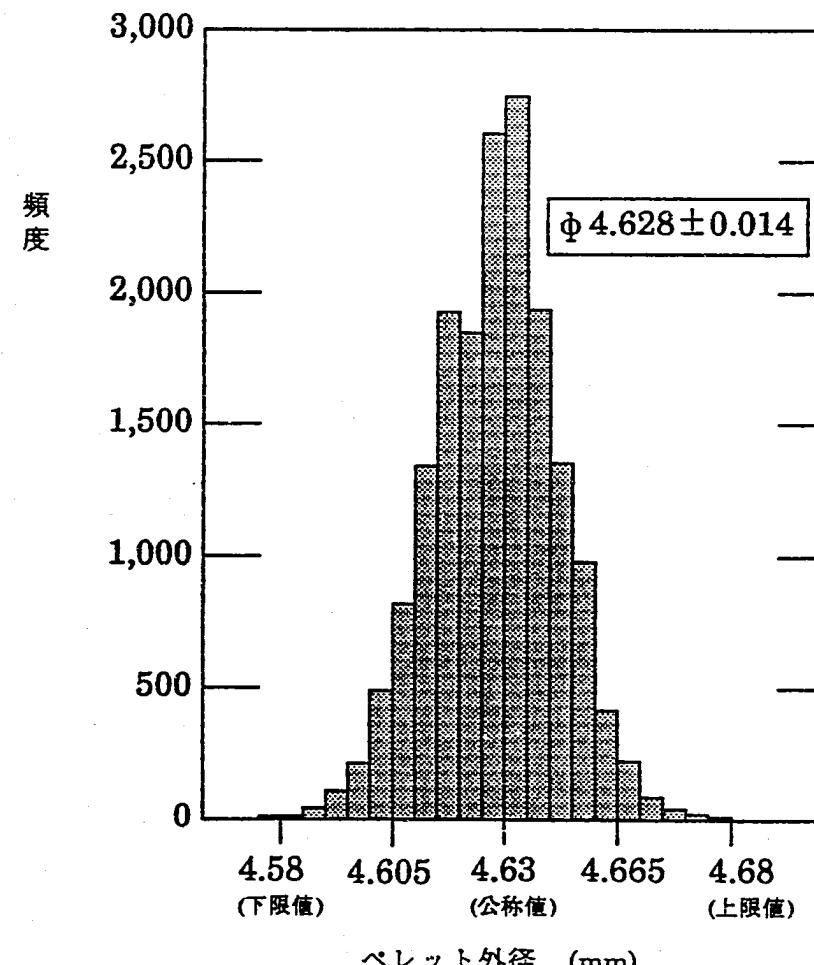
	リロケーション パラメータ ^{*1)}		ポア移動速度 パラメータ ^{*2)}		焼き しまり量 算出式 ^{*3)} (%TD)	焼き しまり量 算出値の 分布(%TD)
	設定した 分布	サンプリン グ値の分布	設定した 分布	サンプリン グ値の分布		
上限値 or 最大値	0.228	0.22797	8.52	3.51930	96.5 - p	6.483
中央値 or 平均値	0.124	0.12249	2.56	2.56530	—	4.497
下限値 or 最小値	0.020	0.02010	1.60	1.60371	—	2.542
分布型	一様分布	一様分布的	一様分布	一様分布的	—	一様分布的
標準偏差	0.06004	0.06077	0.55426	0.54733	—	0.750
HS評価での 設定値	—	0.124 ^{*4)} (基準条件)	—	2.56 ^{*6)} (基準条件)	—	2.5 ^{*6)}

注^{*1), *2)}それぞれ、第3.1.7図、および第3.1.8図に示した分布を参考にして設定した。

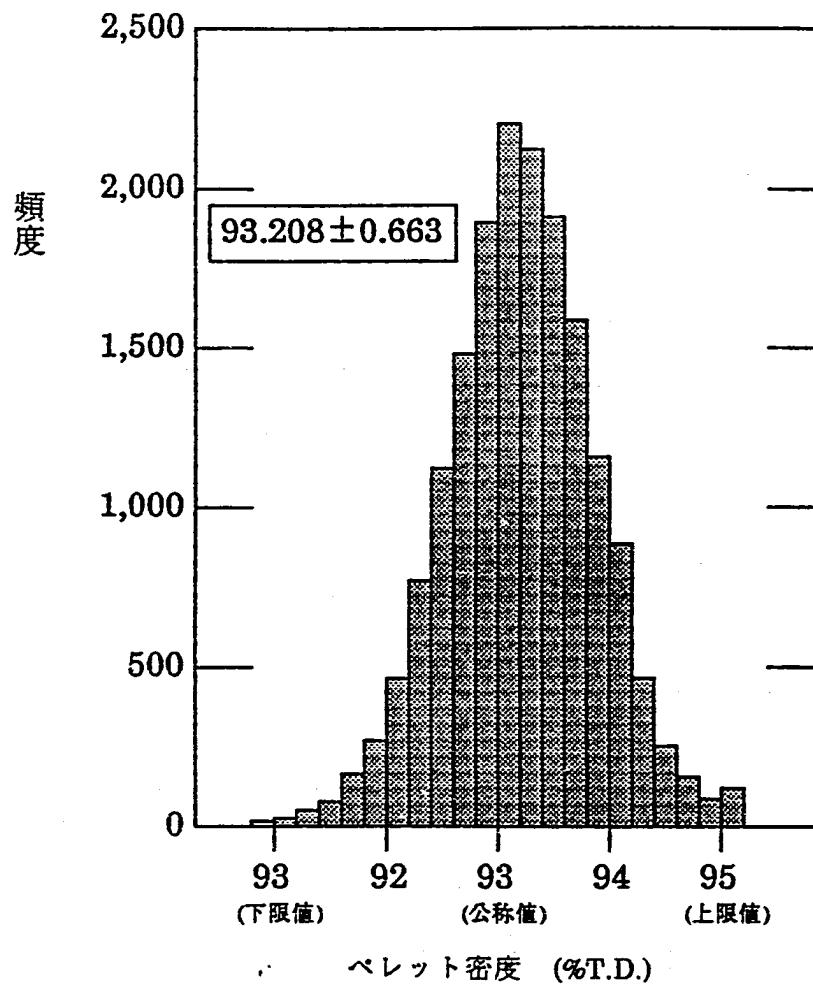
^{*3)}該当する仕様のペレットの焼きしまりデータがないので、焼きしまり上限は高々96.5%TDと考えて、上限式を設定した。

^{*4), *5)}それぞれ、感度解析では、下限値0.02および1.6としている。

^{*6)}HS評価では、ペレット密度を上限値94%TDとしているためである。

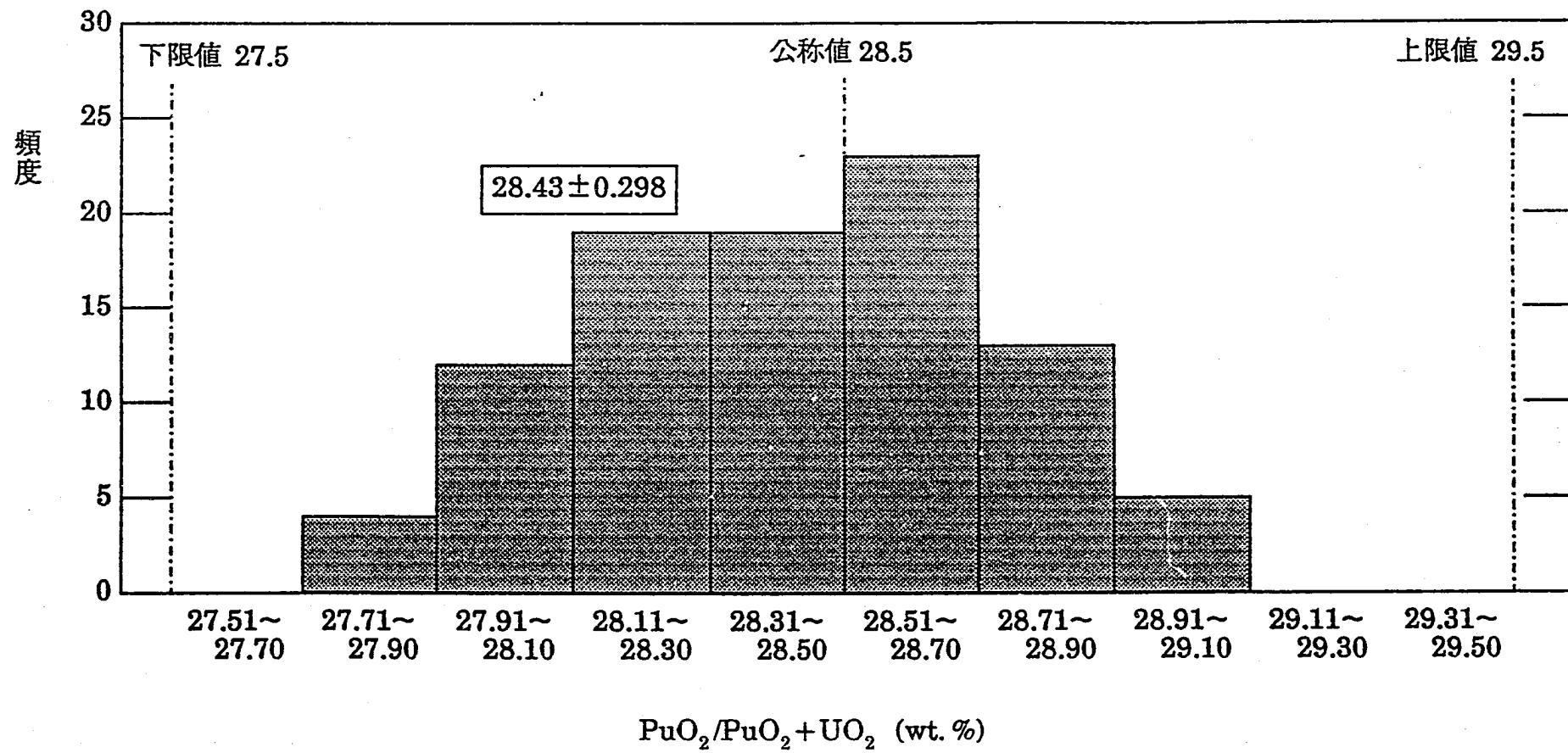


(a) ペレット外径データ



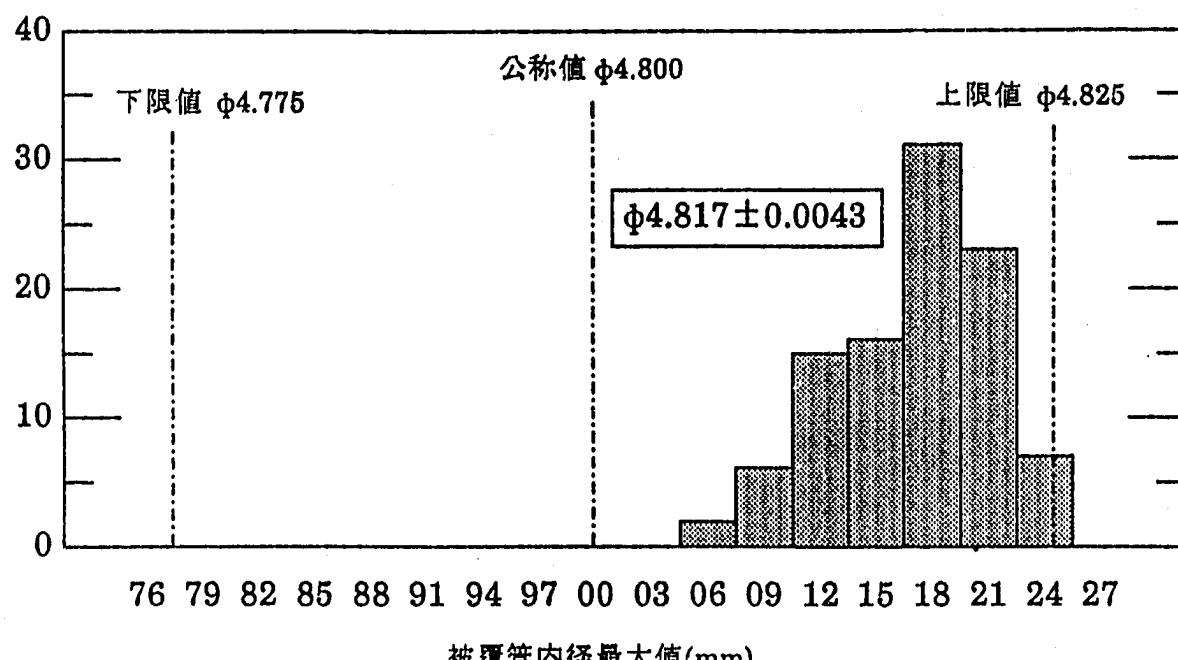
(b) ペレット密度データ

第3.1.2図 常陽MK-II初装荷用燃料ペレット外径および密度測定データ(17,200点、LOT No. FM2-001~-095)



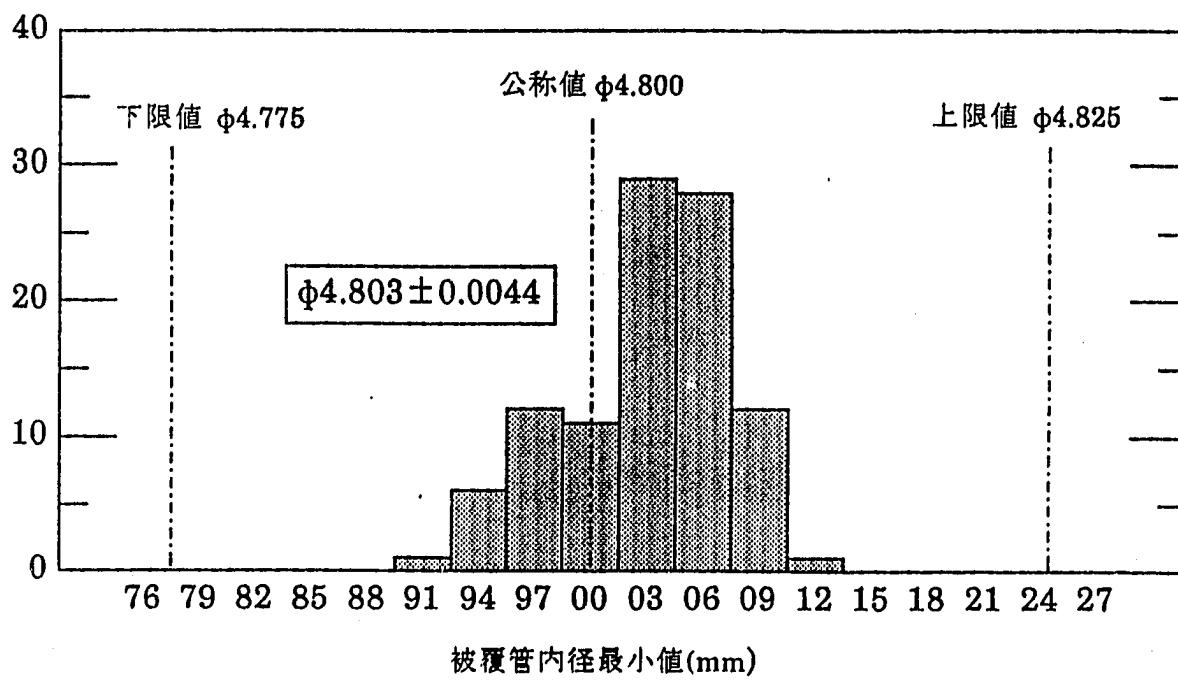
第3.1.3図 常陽MK-II初装荷用燃料ペレットPu富化度測定データ(95点、抜取り検査)

頻度(%)



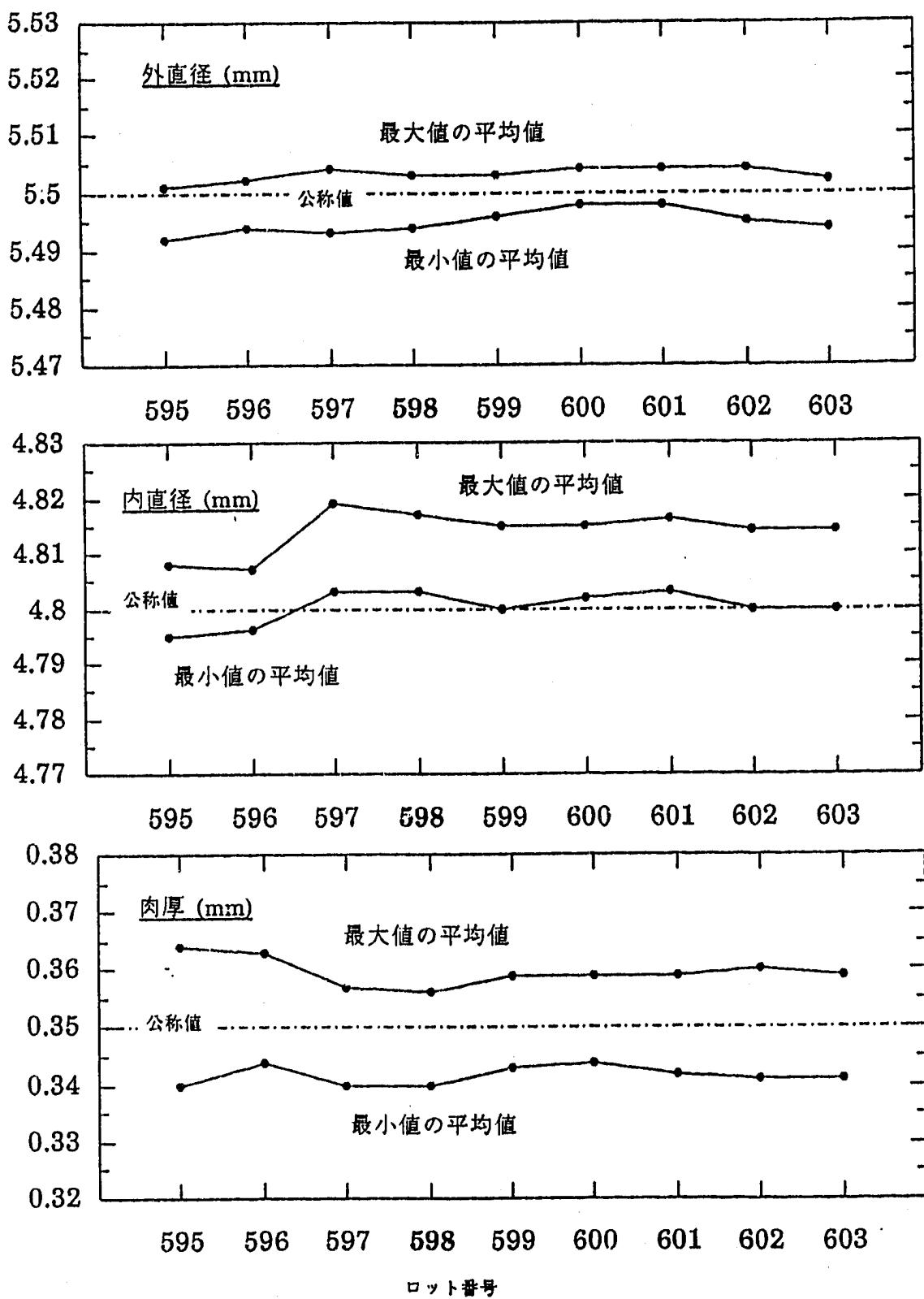
(a) 被覆管内径最大値データ

頻度(%)

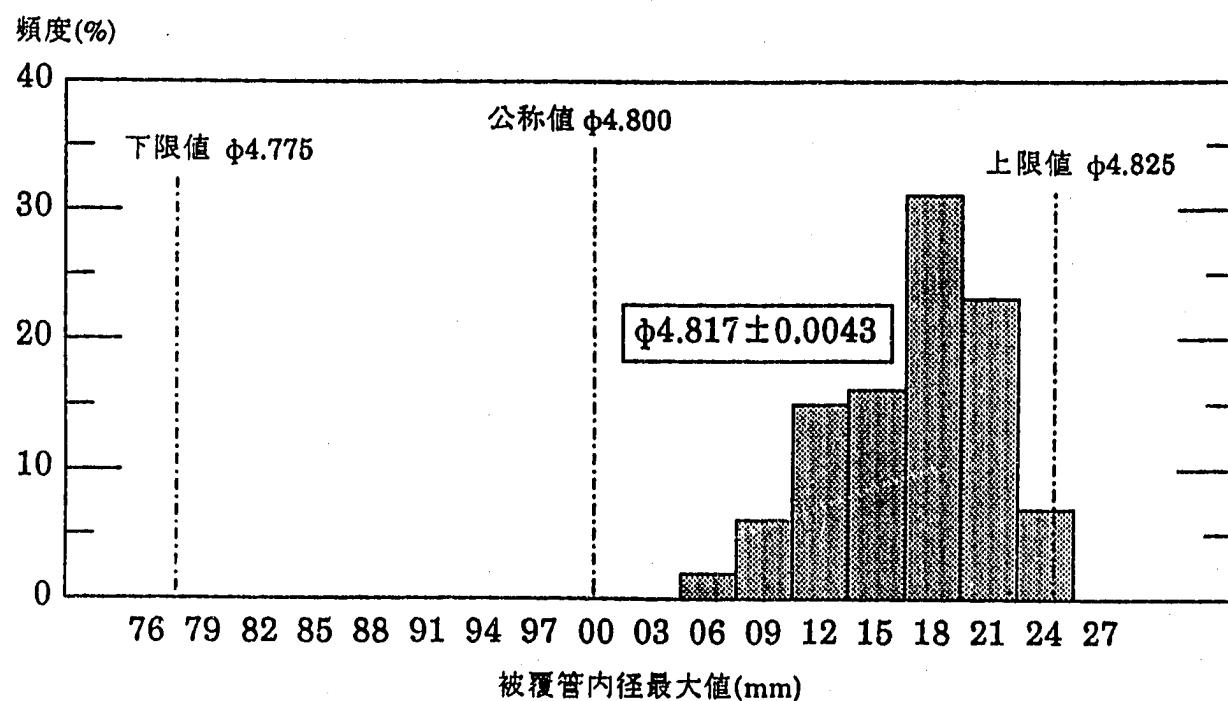


(b) 被覆管内径最小値データ

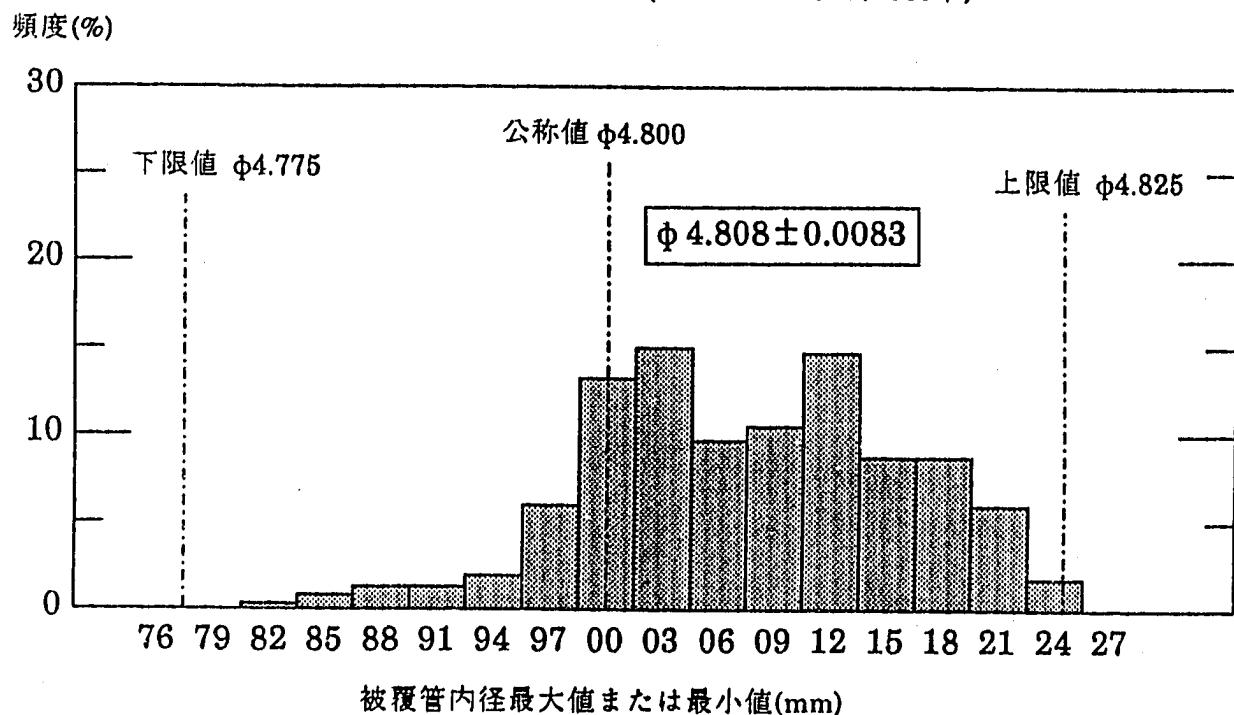
第3.1.4図 常陽MK-II第5次取替用被覆管(ロットNo.S 598、555本)の
内径最大値および最小値の測定データ



第3.1.5図 常陽MK-II 第5次取替用被覆管(ロットNo.S 595~603)の外径、内径、肉厚の
最大値および最小値のロット内での平均値データ



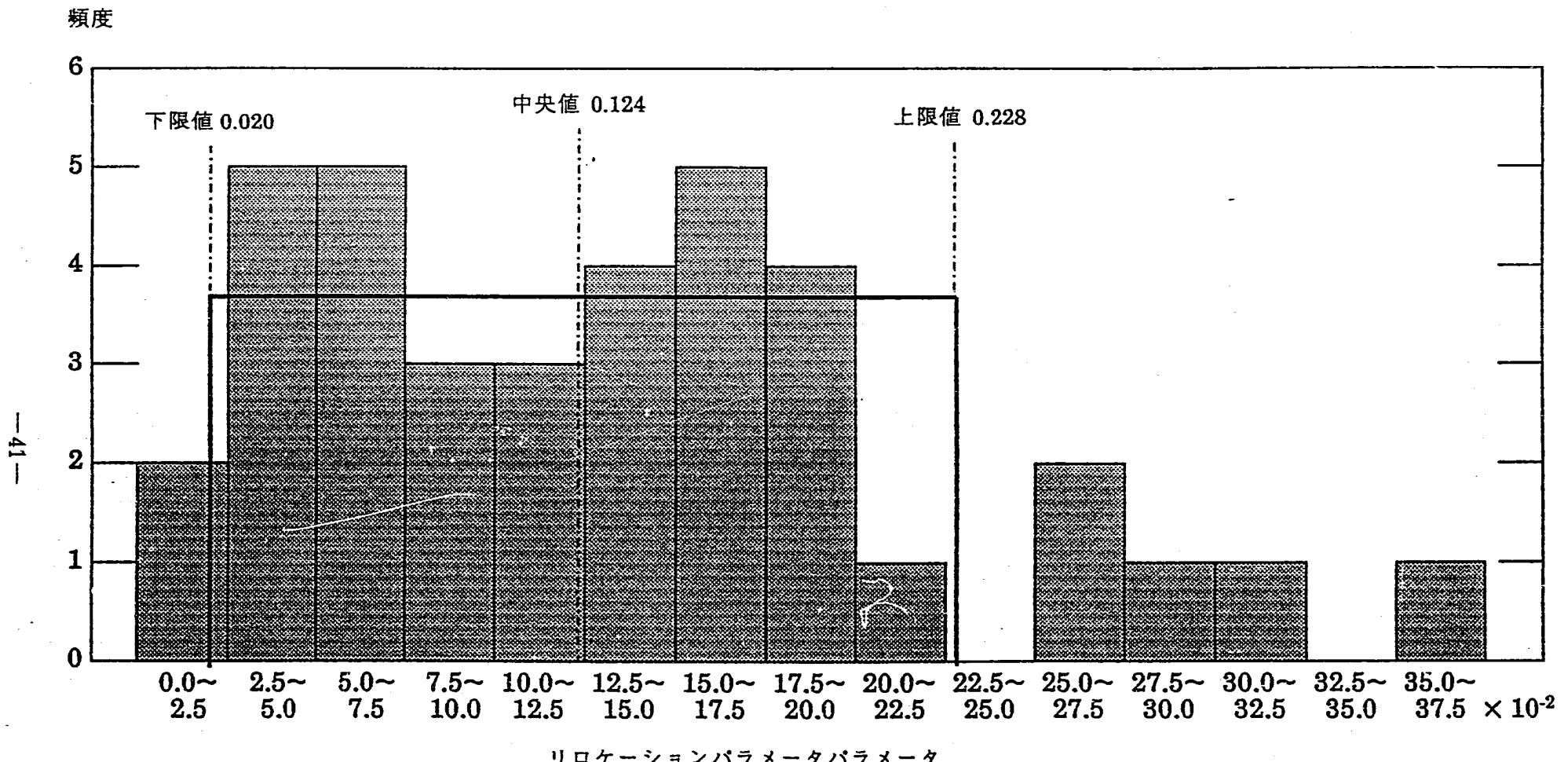
(a) 被覆管内径最大値データ(ロットNo.S 598、555本)



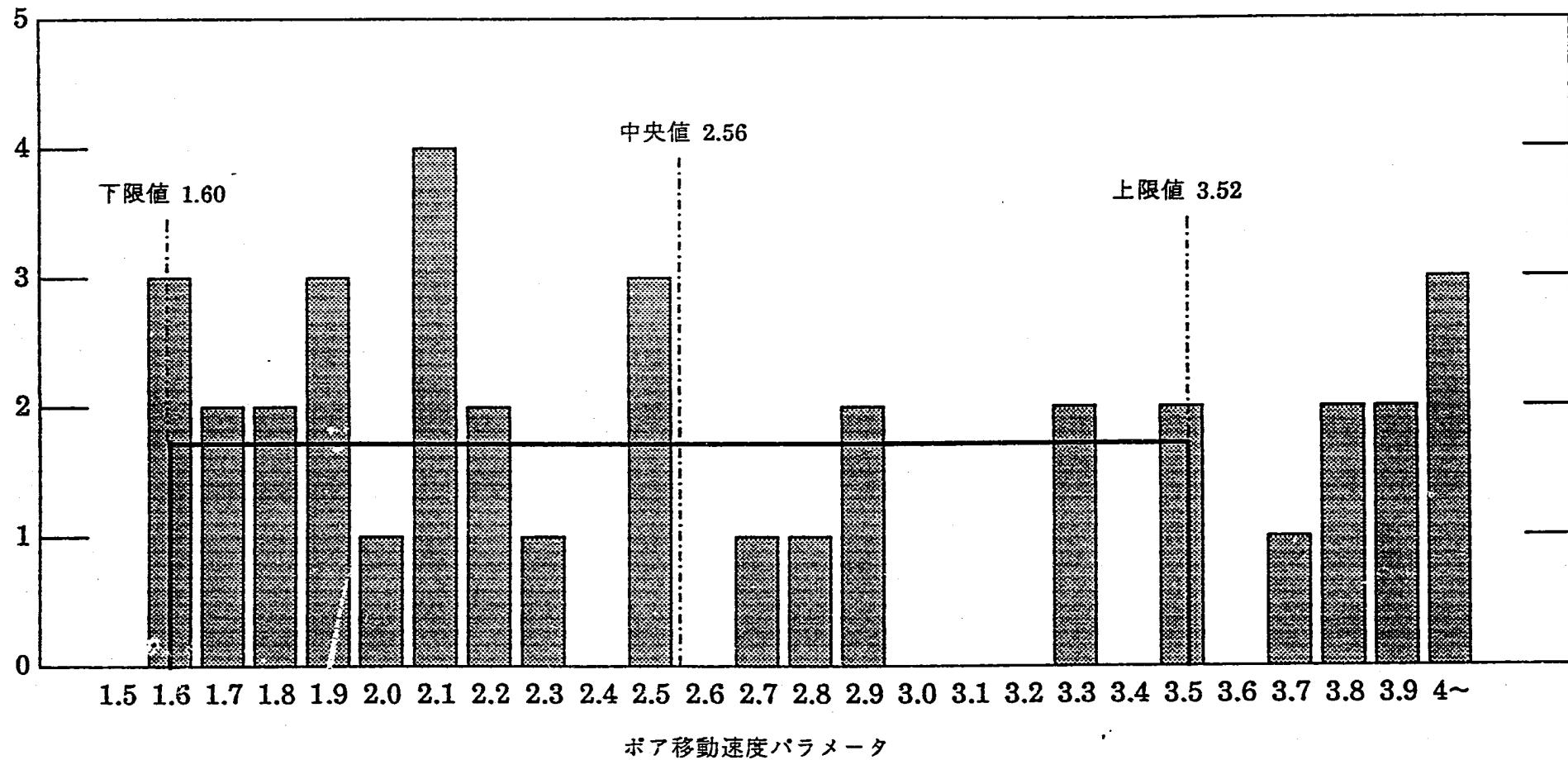
(b) 最大値および最小値データ(ロットNo.S 598、555本およびNo.K 035、563本)

[注記: 最大値と最小値を区別しないで、また2種のロットも区別しないで、いずれも被覆管内径測定値として一括して処理した場合を示す。]

第3.1.6図 常陽MK-II第5次取替用被覆管内径データの比較



第3.1.7図 Power-to-Melt試験データ37点(P19:25点、P20:5点、P20/19:4点、PE01:4点)より求められた
リロケーションパラメータの分布と、確率論的評価条件として設定の一様分布の比較

頻度
— 42 —

第3.1.8図 Power-to-Melt試験データ37点(P19:25点、P20:5点、P20/19:4点、PE01:4点)より求められた
ポア移動速度パラメータの分布と、確率論的評価条件として設定の一様分布の比較

第3.1.7表 被覆管外表面温度条件の算出式、および同式に基づく予測値

	被覆管外表面温度算出式 (°C)	上限値	中央値	下限値
定格時	$(550 - 360) \times (1 + a / 100) \times (1 + b / 100) / 1.02 + 360$	559.5	546.3	533.4
過出力時	$(550 - 360) \times (1 + a / 100) \times (1 + c / 100) \times 1.14 / 1.02 + 360$	587.4	572.4	557.7

注記) a; 定格時、過出力時の熱出力誤差サンプリング値(%)

b; 定格時の出力分布誤差サンプリング値(%)

c; 過出力時の出力分布誤差サンプリング値(%)

第3.1.8表 被覆管外面温度計算結果の分布

	定格時被覆管外面温度(°C)	過出力時被覆管外面温度(°C)
最大値	559.22	587.25
平均値	546.52	572.32
最小値	533.70	558.10
標準偏差	5.80	6.64
HS評価での設定値	550	587.4

第3.1.9表 最大線出力算出式に基づく予測値、および計算結果の分布

	定格時最大線出力(W/cm)		過出力時最大線出力(W/cm)	
	予測値	計算結果	予測値	計算結果
上限値 or 最大値	496.1	474.16	565.6	539.65
中央値 or 平均値	430	430.60	490.2	490.14
下限値 or 最小値	370.8	384.23	422.7	443.60
標準偏差	—	14.90	—	16.86
HS評価での設定値	—	466.0	—	557.9

第3.1.10表 過出力時燃料最高温度計算結果

	過出力時燃料最高温度 (°C)		(ケース1) -(ケース2) (°C)
	ケース1	ケース2	
最大値	2687.7	2670.7	17.0
平均値	2509.7	2497.6	12.1
最小値	2347.0	2328.1	18.9
標準偏差	56.4	57.7	-1.3
HS温度評価での評価値	—	2651.4*1)/2722.6*2)	—

注記) *1) 基準解析での過出力時燃料最高温度。

*2) 感度解析結果を統計処理して求めた過出力時燃料温度ホットスポット値。

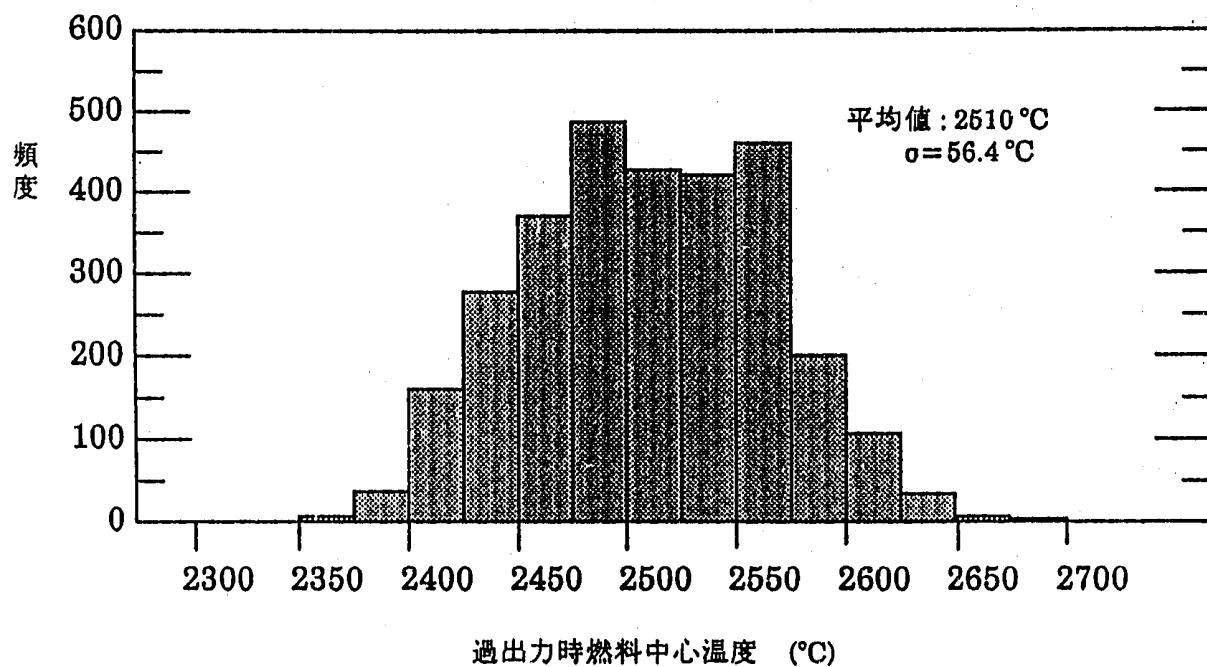
第3.1.11表 過出力時燃料最高温度が最大値になった時のサンプリング値

	ケース1	ケース2		ケース1	ケース2
定格時出力分布誤差 (%)	-4.972 (0)	-4.972 (0)	過出力時出力分布誤差 (%)	4.359 (0)	4.359 (0)
熱出力誤差 (%)	-0.142 (0)	-0.142 (0)	ペレット外直径 (mm)	7.280 (7.320)	7.280 (7.320)
ペレット密度 (%TD)	93.75 (92)	93.75 (92)	等価fissile富化度誤差 (%)	1.455 (0)	1.455 (0)
被覆管内直徑 (mm)	7.514 (7.515)	7.498 (7.5)	リロケーション パラメータ	0.034 (0.124)	0.034 (0.124)
ボア移動速度 パラメータ	1.956 (2.56)	1.956 (2.56)	焼きしまり量 (%TD)	2.75 (4.5)	2.75 (4.5)
定格時被覆管外面温度 (°C)	536.8 (546.3)	536.8 (546.3)	過出力時被覆管外面温度 (°C)	581.3 (572.4)	581.3 (572.4)
定格時最大線出力 (W/cm)	417.3 (430)	417.3 (430)	過出力時最大線出力 (W/cm)	522.4 (490.2)	522.4 (490.2)

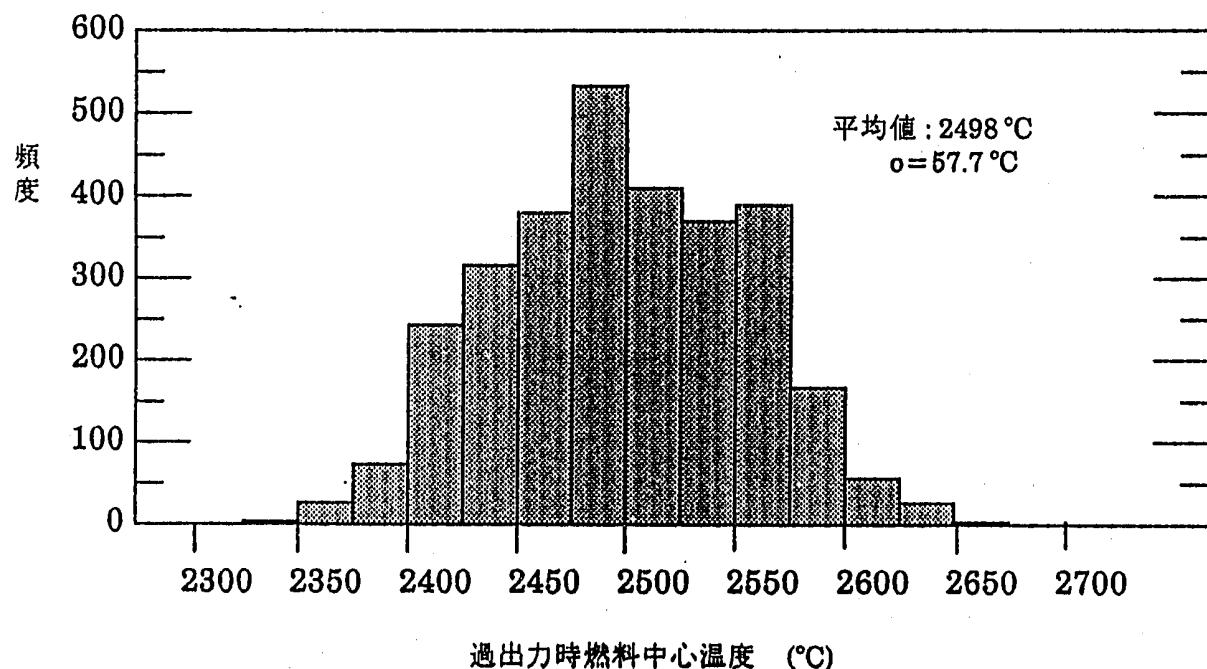
注記) 参考として、括弧内にノミナル値を示した。

第3.1.12表 3σ上限温度およびその温度を越える確率

	ケース1 (補足検討ケース)	ケース2 (本検討ケース)
3σ上限温度 (°C)	2679.9	2670.7
3σ上限温度を越えた回数	2	1
3σ上限温度を越える確率 (%)	0.067	0.033



第3.1.9図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム
(ケース1:被覆管内径が大きめに偏ったロットを想定したケース)



第3.1.10図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム
(ケース2:多くのロットが混在した場合に対応するケース)

3.2 ホットスポット温度評価手法の確立

第3.1節のモンテカルロ計算の結果、第2.1節で求めたホットスポット温度は過度に保守的であることが分かった。そこで、次の2点で評価手法を変更し、再度ホットスポット温度を評価し直した。

- (1) 正規分布的であり、許容誤差上下限値がほぼ 3σ (99.7%信頼上下限値)に相当する、燃料ペレット外径、密度、Pu富化度、および等価fissile富化度の不確かさを評価するに際しては、許容誤差上下限値ではなく、 2σ 上下限値(95%信頼上下限値)で評価する。
- (2) リロケーションパラメータとボア移動速度パラメータを一組として取り扱わないので、互いに独立なパラメータとして個々に取り扱う。

この変更に伴い、ペレット線出力条件を第3.2.1表に示したように変更した。境界温度条件は変更していないが、同表に再度示した。基準解析と感度解析の条件および主要な結果を第3.2.2表に示した。また、より詳細なデータを第3.2.3表に示した。

基準解析における定格到達時燃料中心温度は 2492.9°C であり、一週間経過後は 2349.4°C まで低下し、過出力時には 2635.3°C まで上昇する。一週間経過後の定格時中心空孔径は 0.555 mm であり、過出力時には 0.556 mm と若干成長している。尚、第2.1節の基準解析の結果(それぞれ 0.530 mm および 0.532 mm)より若干大きくなっているのは、ペレット密度が低い条件としているためである。一週間経過後の定格時及び過出力時のギャップコンダクタンスはそれぞれ $1053\text{ BTU}/\text{ft}^2\cdot\text{hr}\cdot^{\circ}\text{F}$ および $1310\text{ BTU}/\text{ft}^2\cdot\text{hr}\cdot^{\circ}\text{F}$ であり、原型炉におけるギャップコンダクタンス設計値 $1000\text{ BTU}/\text{ft}^2\cdot\text{hr}\cdot^{\circ}\text{F}$ を上回っているものの、第2.1節の基準解析の結果(一週間経過後の定格時で $1110\text{ BTU}/\text{ft}^2\cdot\text{hr}\cdot^{\circ}\text{F}$ 、過出力時で $1400\text{ BTU}/\text{ft}^2\cdot\text{hr}\cdot^{\circ}\text{F}$)と比べて小さい。これは、焼きしまり量(飽和値)を $3.1\%\text{TD}$ と大きい条件にしているためである。

基準解析および感度解析の結果より、過出力時燃料最高温度ホットスポット値を求める

$$2635.3 + (36.3^2 + 0.4^2 + 0.2^2 + 26.2^2 + 22.1^2 + 9.2^2)^{1/2} = 2686.1$$

となり、Pu富化度誤差を考慮した燃料融点限界温度下限値 2741°C を、 55°C だけ下回る。尚、燃料融点限界温度ノミナル値は 2744°C なので、上記下限値を採用しても過度に保守的では

ない。

第2.1節での手法では、過出力時燃料最高温度ホットスポット値は2723°Cであり、本評価手法では $2723-2686=37^{\circ}\text{C}$ だけ合理化できることが分かった。この合理化した評価手法では、過出力時燃料最高温度ホットスポット値は2686°Cとなり、モンテカルロ計算で求めた99.9%信頼上限温度2670~2680°Cを若干上回るもの、ほぼ一致する。換言するならば、本評価手法により求まる過出力時燃料最高温度ホットスポット値は、信頼度約99.9%の上限温度に相当することが分かった。

第3.2.1表 ベレット線出力、および境界温度条件(基準解析、感度解析に共通)

	ペレット線出力(W/cm)	境界温度
		被覆管外面温度(°C)
定格時	$430 \times 1.02 \times 1.0152 \times 1.027 = 457.3$ (熱出力誤差2%、ペレット密度誤差補正1.52%* ¹ 、等価fissile富化度誤差補正2.7%* ² を考慮した定格時最大線出力)	550
過出力時	$(430 \times 1.02 \times 1.0152 \times 1.027) \times 1.14 \times 1.05 = 547.4$ (過出力係数1.14、出力分布誤差5%、熱出力誤差2%、ペレット密度誤差補正1.52%* ¹ 、等価fissile富化度誤差補正2.7%を考慮した過出力時最大線出力)	$(550 - 360) \times 1.14 \times 1.05 + 360 = 587.4$

注*¹) ベレット密度許容誤差が2%なので、上限値として $92 + 2 \times 2/3 = 93.33 \approx 93.4\%$ TDを採用した。線出力の増加は、密度公称値が92%TDなので、 $(93.4 - 92) / 92 \times 100 = 1.52\%$ となる。

*²) 等価fissile富化度相対誤差が4%なので、2σレベルでは $4 \times 2/3 = 2.67 \approx 2.7\%$ となる。

第3.2.2表 感度解析の解析条件と、主要な解析結果(基準解析を含む。)

ケ ー ス	線出力、境界温度				ペレット仕様				被覆管仕様		評価コード パラメータ	解析結果		燃料 融点 (°C)	
	定格時 線出力 (W/cm)	過出力時 線出力 (W/cm)	定格時被 覆管外面 温度(°C)	過出力時 被覆管外 面温度(°C)	外径 (mm)	密度(% TD)	O/M比 (-)	Pu富化 度(%)	外径 (mm)	内径 (mm)	リロケー ション(-)	ボア移動 速度(-)	過出力時燃料 中心温度(°C)	燃料中心 温度変動 幅(°C)	
1	457.3	547.4	550	587.4	Φ7.32	93.4	1.98	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	2635.3	-	2744
2	457.3	547.4	550	587.4	Φ7.286	93.4	1.98	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	2671.6	36.3	2744
3	457.3	547.4	550	587.4	Φ7.32	93.4	1.96	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	2635.6	0.4	2744
4	457.3	547.4	550	587.4	Φ7.32	93.4	1.98	18.4	Φ8.36	Φ7.5	0.124	2.56	2635.5	0.2	2742
5	457.3	547.4	550	587.4	Φ7.32	93.4	1.98	18.0	Φ8.385	Φ7.525	0.124	2.56	2661.4	26.2	2744
6	457.3	547.4	550	587.4	Φ7.32	93.4	1.98	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.02	2.56	2657.3	22.1	2744
7	457.3	547.4	550	587.4	Φ7.32	93.4	1.98	18.0	Φ8.36	Φ7.5	0.124	1.6	2644.5	9.2	2744

第3.2.3表 感度解析の解析結果詳細(基準解析を含む。)

ケ ー ス	定格出力時(過出力直前)					過出力時						
	中心空孔 半径 (mm)	直径 ギャップ幅 (mm)	ギャップ コンダクタンス (BTU/ft ² ·hr·°F)	燃料 表面温度 (°C)	燃料 中心温度 (°C)	中心空孔 半径 (mm)	直径 ギャップ幅 (mm)	ギャップ コンダクタンス (BTU/ft ² ·hr·°F)	燃料 表面温度 (°C)	燃料 中心温度 (°C)	中心 温度差 (°C)	
1	0.5546	0.12302	1053.188	914.67	2349.43	0.5562	0.10169	1310.320	946.24	2635.27	-	
2	0.5866	0.14813	910.532	967.25	2387.77	0.5884	0.12587	1106.023	1005.68	2671.55	36.28	
3	0.5543	0.10880	1185.276	878.01	2358.46	0.5559	0.08626	1537.513	899.09	2635.62	0.35	
4	0.5546	0.12299	1053.188	914.59	2349.65	0.5562	0.10167	1310.320	946.17	2635.50	0.22	
5	0.5792	0.14132	943.994	951.91	2377.07	0.5809	0.11925	1153.575	988.28	2661.43	26.15	
6	0.5759	0.11712	959.845	946.20	2372.78	0.5776	0.09515	1176.471	981.82	2657.34	22.06	
7	0.5400	0.12350	1049.665	915.86	2358.34	0.5415	0.10209	1305.037	947.46	2644.50	9.23	

4. 原子炉立上げパターンの検討

4.1 検討ケースおよび検討方法

(1) 検討ケース

新燃料装荷後の原子炉立上げパターンとして、最初から定格出力まで立上げないで、中間出力に一定時間保持した後、次の出力レベルまで上昇させるというステップ状の立上げパターンを、第4.1.1表に示したケースについて検討した。定格時最大線出力公称値が 430W/cm のケースだけではなく、 450W/cm のケースについても、また過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)が1.14のケースだけではなく、1.10のケースについても検討した。さらにまた、ペレット表面粗さとして、 $1\mu\text{m}$ のケースだけではなく、 $5\mu\text{m}$ のケースについても検討した。

第3章までにおいては、「つるが」混合酸化物燃料ペレットの表面粗さ測定結果($\text{約}1\mu\text{m}$)を参考として、 $1\mu\text{m}$ 以下に規定できることを前提としてきた。しかし、「常陽」および「もんじゅ」ではペレット表面粗さを規定していないことで、実証炉以降の大型炉において $1\mu\text{m}$ 以下に規定できるか保証の限りではないが、P-19/20燃料ピンの燃料ペレット表面粗さは $3.3\mu\text{m}$ との情報があるので、 $5\mu\text{m}$ 以下に規定することは十分可能と考えられる。

(2) 検討方法

検討ケース1~5について第3.2節に示した手法を適用したが、ペレット表面粗さを $5\mu\text{m}$ としたケース5では、過出力時のみにおいて出力分布誤差を考慮するという保守的な配慮をしない場合、すなわち過出力時以外の出力レベルにおいても出力分布誤差を加味するという評価手法での検討も行った。

線出力条件および境界温度条件設定の一例として、スクラム設定レベルを2段階とする場合、すなわち、中間保持出力レベルを1点とする場合について、第4.1.2表および第4.1.3表に示した。中間出力状態を除き、燃料中心空孔の成長が無視できるように、コードが許す範囲内で出力変動期間を短く設定している。

第4.1.4表に基準解析の条件、第4.1.5表に感度解析の条件をそれぞれ示した。第3章までにおける検討にて、過出力時燃料最高温度は必ずしもO/M比小側(熱伝導度低側)で高いとは限らないと分かったので、O/M比大側(熱膨張率小側)も感度解析するものとした。

第4.1.1表 検討ケース

検討ケース	定格時最大線出力公称値 (W/cm)	過出力係数 (熱出力誤差2%を除く。)	ペレット表面粗さ (μm)
1	430	1.14	1
2	430	1.10	1
3	450	1.14	1
4	450	1.10	1
5 & 5'	430	1.14	5

第4.1.2表 出力、境界温度の履歴 (保守的手法、ケース1~ケース5用)

時刻	ペレット線出力 (W/cm)	境界温度
		被覆管外面温度 (°C)
0	10.0	373
2 min	$\{w \times 1.02 \times (1 + \Delta p/p \times 2/3) \times (1 + \Delta f/100 \times 2/3)\} \times p/100$	$(550-360) \times p/100 + 360$
2 min + t hr	$\{w \times 1.02 \times (1 + \Delta p/p \times 2/3) \times (1 + \Delta f/100 \times 2/3)\} \times p/100$	$(550-360) \times p/100 + 360$
2 min + t hr + 1 sec	$w \times 1.02 \times (1 + \Delta p/p \times 2/3) \times (1 + \Delta f/100 \times 2/3)$	550
2 min + t hr + 2 sec	$\{w \times 1.02 \times (1 + \Delta p/p \times 2/3) \times (1 + \Delta f/100 \times 2/3)\} \times 1.05 \times K$	$(550-360) \times K \times 1.05 + 360$

第4.1.3表 出力、境界温度の履歴 (裕度を切詰た手法、ケース5'用)

時刻	ペレット線出力 (W/cm)	境界温度
		被覆管外面温度 (°C)
0	10.0	373
2 min	$\{w \times 1.02 \times (1 + \Delta p/p \times 2/3) \times (1 + \Delta f/100 \times 2/3)\} \times 1.05 \times p/100$	$(550-360) \times 1.05 \times p/100 + 360$
2 min + t hr	$\{w \times 1.02 \times (1 + \Delta p/p \times 2/3) \times (1 + \Delta f/100 \times 2/3)\} \times 1.05 \times p/100$	$(550-360) \times 1.05 \times p/100 + 360$
2 min + t hr + 1 sec	$w \times 1.02 \times (1 + \Delta p/p \times 2/3) \times (1 + \Delta f/100 \times 2/3) \times 1.05$	$(550-360) \times 1.05 + 360$
2 min + t hr + 2 sec	$\{w \times 1.02 \times (1 + \Delta p/p \times 2/3) \times (1 + \Delta f/100 \times 2/3)\} \times 1.05 \times K$	$(550-360) \times 1.05 \times K + 360$

 w : 定格時最大線出力公称値 (W/cm)、 Δp : ペレット密度製作誤差(3σレベル) (%TD)、 p : 定格出力到達前の中間出力 (%)、 p : ペレット密度公称値 (%TD)、 t : 中間出力での保持時間 (hr)、 Δf : 等価 fissile 富化度相対誤差(3σレベル) (%)、 K : 過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)

第4.1.4表 基準解析の条件

	誤差因子	基準解析における取扱い方
(1)	<u>ペレット密度</u>	2σ レベル上限値($92+2\times 2/3\%TD$)とし、密度大に起因するペレット線出力の増加を考慮する。
(2)	ペレット外径	公称値($\phi 7.32\text{mm}$)を使用する。
(3)	Pu富化度	公称値(18%)を使用する。
(4)	<u>等価fissile富化度</u>	2σ レベル上限値($4\times 2/3\%$)とし、等価fissile富化度大に起因するペレット線出力の増加を考慮する。
(5)	ペレットO/M比	公称値(1.98)を使用する。
(6)	被覆管内径	公称値($\phi 7.5$)を使用する。
(7)	<u>被覆管肉厚</u>	公差内上限値(0.43)を使用する。被覆管外径は公差上限値を越えることになるが、保守側であり、かつ過度に保守側では無い。
(8)	リロケーションパラメータ	最確値0.124を使用する。
(9)	ポア移動速度パラメータ	最確値2.56を使用する。
(10)	<u>焼きしまり量</u>	飽和値の上限値 $\Delta p_0 = 96.5 - (92+2\times 2/3)\%TD$ を使用する。尚、コード内での焼きしまり量 Δp は、飽和値 Δp_0 と燃焼度Bu(MWD/MTM)を用いて、次式(焼きしまり速度の速い、保守的な式)にて算出される。 $\Delta p = \Delta p_0 \{1 - \exp(-Bu/800)\}$

注) 保守側の条件に固定した誤差因子を、下線を施して示した。

第4.1.5表 感度解析の条件

	誤差因子	感度解析における取扱い方(設定値)
(1)	ペレット外径	2σ レベル下限値($\phi 7.32 - 0.05 \times 2/3\text{ mm}$)とし、ギャップコンダクタンス低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。尚、外径小側のペレットは一般に密度が高めとなる傾向にあるので、外径小側に起因するペレット線出力の低下は考慮しない。
(2)	ペレットO/M比	公差内上/下限値(2.00/1.96)とし、ペレット熱膨張率/熱伝導度低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。
(3)	Pu富化度	2σ レベル上限値($18 + 0.6 \times 2/3\%$)とし、ペレット熱伝導度および熱膨張率低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。尚、Pu富化度は等価fissile富化度と相關があり、fissile富化度誤差に起因するペレット線出力の増加を考慮済みなので、Pu富化度大側に起因する線出力の増加は考慮しない。
(4)	被覆管内径	公差内上限値($\phi 7.525$)とし、ギャップコンダクタンス低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。
(5)	リロケーションパラメータ	リロケーションパラメータを下限値(0.02)とし、ギャップコンダクタンスの低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。
(6)	ポア移動速度パラメータ	ポア移動速度パラメータを上限値(1.6)として、中心空孔成長の低下に起因する燃料中心温度の上昇幅を評価する。

4.2 原子炉立上げパターンの検討結果

詳細は各ケース毎に述べるが、いずれのケースにおいても、1段階で直ちに定格まで出力上昇させることは出来ないとの結果を得た。第4.2.1表に示したように、段階的出力上昇を採用する必要があり、定格出力に到達するまでに、ある程度のプレコンディショニング時間を必要とする。

第4.2.1表 原子炉立上げパターンの検討結果

検討 ケース	定格時最大 線出力公称値 (W/cm)	過出力係数 (熱出力誤差 2%を除く。)	ペレット 表面粗さ (μm)	立上げパターン / 所要時間
1	430	1.14	1	3段階(90%→95%→定格) / 60 hr
2	430	1.10	1	2段階(95%→定格) / 12 hr
3	450	1.14	1	4段階(85%→90%→95%→定格)の立上げ パターンを前提とするならば、不成立。
4	450	1.10	1	2段階(90%→定格) / 72 hr
5	430	1.14	5	4段階(90%→95%→97.5%→定格) / 96 hr
5'	430	1.14	5	3段階(90%→95%→定格) / 60 hr

注) ケース1~5は、第4.1.2表に示したような保守的な線出力と境界温度条件を、またケース5'は、第4.1.3表に示したような裕度を切詰た条件を用いたケースに対応する。

(1) ケース1

定格時最大線出力公称値を430W/cm、過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)を1.14、またペレット表面粗さを1μmとした時の検討結果を以下に示す。

原子炉立上げ開始時のスクラムレベルを、最初から定格出力の114%に設定したならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2870°Cとなり、燃料溶融が生じる。スクラムレベルを90%出力の1.14倍、すなわち102.6%に設定するならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2700°Cとなり、燃料溶融を防止することが可能である。そこで、90%出力まで立上げ後、その出力状態で一定の期間保持し、燃料中心空孔の成長を待って定格出力まで立上げるというパターンを検討した。しかし、そのパターンでは定格出力に到達するまでに、1週間以上要するとの結果が得られた。定格出力到達までの所要日数を高々3日とするためには、第4.2.1図に示したように、90%出力で保持し、次に95%出力で保持した後、定格まで立ち上げるという3ステップの立上げパターンを採用する必要があるとの結論に達した。

第4.2.2図に示したように、90%出力にて16hr以上保持すれば、95%出力への上昇が可能となる。そこで、余裕を見て20hr保持後、95%出力へ上昇させることにした。第4.2.3図に示したように、95%出力にて32hr以上保持すれば、定格まで上昇させることができる。ここでも余裕を見て40hr保持することとした。したがって、全保持時間(プレコンディショニング期間)は60hrとなる。なお、出力変更の際の出力上昇速度に対する制限条件はない。

第4.2.4図に、設定した立上げパターンにおける感度解析の主要な結果を示した。燃料最高温度に及ぼす影響の大きい誤差因子は、ペレット径製作誤差、被覆管内径製作誤差、リロケーション率誤差の順であり、ペレット径小側、被覆管内径大側、リロケーション率小側で、ギャップコンダクタンスが悪いため、燃料温度が高い結果となっている。プレコンディショニング期間が長いことで、中心空孔半径は大きく、ほぼ飽和状態に達しているため、0.42mmから0.51mmまでの狭い範囲内ではばらついている。O/M比大側で、ギャップコンダクタンスが悪いにも拘わらず、燃料最高温度が基準条件での値と殆ど違わないのは、燃料の熱伝導率が良いためである。O/M比大側で、ギャップコンダクタンスが悪いのは、燃料の熱膨張率が小さいためである。

参考までに、第4.2.5図に基準条件での燃料熱的挙動解析の主要な結果を示した。見易くするため解析結果を直線で結んで示したが、必ずしも直線的に変化している訳ではないので、注意する必要がある。

(2) ケース2

定格時最大線出力公称値を430W/cm、過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)を1.10、またペレット表面粗さを1μmとした時の検討結果を以下に示す。

このケースにおいても、最初から定格出力の110%にスクラムレベルを設定したならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2812°Cとなり、燃料溶融を防ぐことができない。第4.2.6図に示したような2ステップの立上げパターンを採用する必要がある。スクラムレベルを95%出力の1.10倍、すなわち104.5%に設定するならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2729°Cとなり、燃料溶融を防止することが可能である。また、第4.2.7図に示したように、95%出力にて8hr以上保持すれば、定格出力への立上げが可能となる。そこで、余裕を見て12hr保持することとした。

第4.2.8図に、参考として最大線出力解析条件値を示した。前述の過出力係数1.14のケース

(ケース1)も比較して示した。同図から分かるように、解析条件値は公称値に対して保守側としている。

第4.2.9図に、設定した立上げパターンにおける感度解析の主要な結果を示した。プレコンディショニング期間が12hrと短いため、ケース1とは異なり、中心空孔は成長段階であり、0.14mmから0.40mmまでの広い範囲でばらついている。燃料最高温度に及ぼす影響の大きい誤差因子は、ケース1では、ペレット径製作誤差、被覆管内径製作誤差、およびリロケーション率誤差であったが、本ケースでは、ポア移動速度誤差である。ペレット径小側、被覆管内径大側、リロケーション率小側といったギャップコンダクタンスの悪い条件では、中心空孔径が大きくなるという負のフィードバック効果のため、燃料最高温度は基準条件での値と殆ど違わない結果となっている。

参考までに、第4.2.10図に、基準条件での燃料熱的挙動解析の主要な結果を示した。見やすくするために解析結果を直線で結んで示したが、必ずしも直線的に変化している訳ではないので、注意する必要がある。

(3) ケース3

定格時最大線出力公称値を450W/cm、過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)を1.14、またペレット表面粗さを1μmとした時の検討結果を以下に示す。

原子炉立上げ開始時のスクラムレベルを、最初から定格出力の114%に設定したならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2935°Cとなり成立性はない。出力レベルを $90 \times 430 + 450 = 86 \approx 85\%$ とし、スクラムレベルを85%出力の1.14倍、すなわち96.9%に設定するならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2674°Cとなり、燃料溶融を防止することが可能である。第4.2.11図に示したように、85%出力にて20hr以上保持すれば、90%出力への立上げが可能となり、第4.2.12図に示したように、90%出力にてさらに24hr以上保持すれば、95%出力への立上げが可能となる。余裕を見て28hr保持後95%出力へ立上げ、その後定格出力レベルへの出力上昇が可能となるまでに、さらに要する時間を求めた。しかし、第4.2.13図に示したように、120hr保持しても定格出力への出力上昇は可能にならないことが分かった。したがって、過出力係数1.14を前提とするならば、1週間かけても、定格出力450W/cmまで立ち上げることが出来ないとの結果を得た。

85%出力にて20hr、90%出力にて28hr、95%出力にて120hr保持後(立上げ開始後1週間)にお

ける感度解析結果を、第4.2.14図に示した。第4.2.9図と比較すれば分かるように、長期間の高線出力状態でのプレコンディショニングにより、中心空孔は良く成長しているが、焼きしましも同時に進行するので、ギャップコンダクタンスが低下している。

(4) ケース4

定格時最大線出力公称値を450W/cm、過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)を1.10、またペレット表面粗さを1μmとした時の検討結果を以下に示す。

このケースにおいても、最初から定格出力の110%に設定したならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2878°Cとなり、燃料溶融を引き起こすため、いきなり定格まで立ち上げることはできない。そこで、定格時最大線出力公称値430W/cmの場合と同様に第4.2.15図に示したような2ステップの立上げパターンを検討した。

出力レベルを $95 \times 430 + 450 = 90.8 \approx 90\%$ とし、スクラムレベルを90%出力の1.10倍、すなわち99%に設定するならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2708°Cとなり、燃料溶融を防止することが可能である。定格出力に立上げるためには、第4.2.16図に示したように、56hr以上、余裕を見れば72hr(3日間)以上保持する必要があるとの結果が得られた。この時、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は2735°Cとなる。

第4.2.17図に、参考として最大線出力解析条件値を示した。最大線出力430W/cmで過出力係数1.14のケース(ケース1)も比較して示した。

第4.2.18図に、設定した立上げパターンにおける感度解析の主要な結果を示した。第4.2.17図に示したように、実際の計算における線出力履歴が似ているため、第4.2.18図と第4.2.4図に示した結果は互いに酷似している。

(5) ケース5

定格時最大線出力公称値を430W/cm、過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)を1.14、またペレット表面粗さを5μmとした時の検討結果を以下に示す。

ペレット表面粗さが大きくなると、第4.2.23図に示したように、ペレット・被覆管間ギャップコンダクタンスが低下し、燃料最高温度は上昇するが、5μm以下ならば最初のスクラム設定レベルを $90 \times 1.14 = 102.6\%$ 出力に設定することができる。尚、ペレット表面粗さが1μmから5μmに増加すると、CEDAR-IIIコードに組込まれているRoss & Stoutのギャップコンダクタンスモデルでは、ペレット・被覆管間直径ギャップ巾が実質的に $2 \times 2.75 \times (5 - 1) = 22\mu\text{m}$ だけ増加

したときと等価に扱われる。

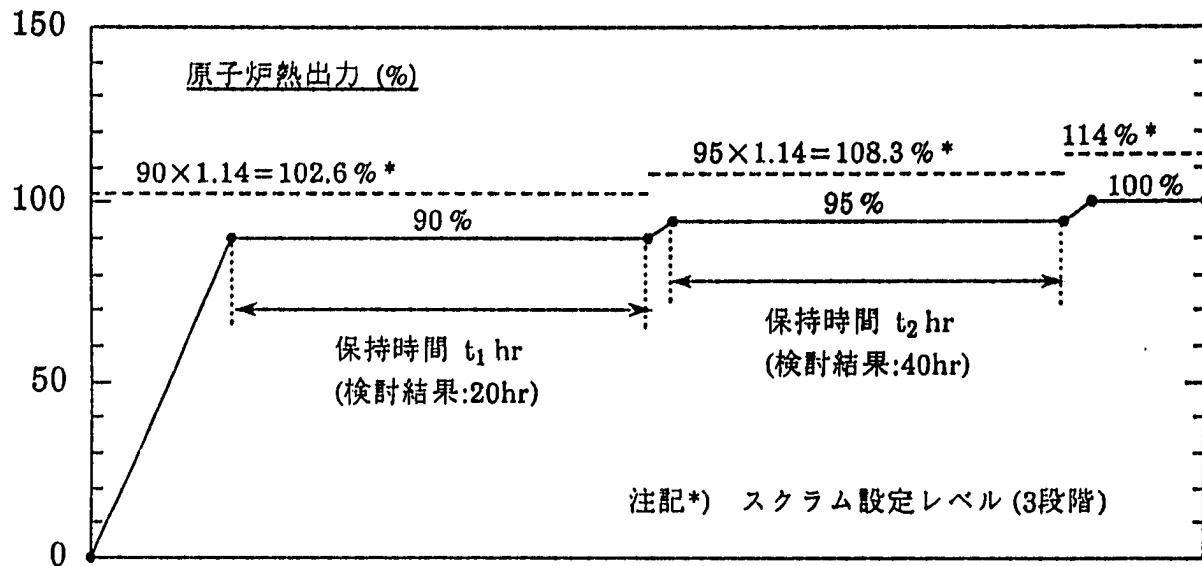
ペレット表面粗さを $1\mu\text{m}$ とした時の検討(ケース1)では3ステップの立上げパターンで定格まで上昇させることができたが、本ケースでは成立しないとの結果が得られた。そこで、第4.2.19図に示したような4ステップの立上げパターンを検討した。

出力レベルを90%とし、スクラムレベルを90%出力の1.14倍、すなわち102.6%に設定するならば、過出力時燃料最高温度(ホットスポット値)は 2738°C となり、辛うじて燃料溶融限界温度を下回る。第4.2.20図および第4.2.21図に示したように、90%出力にて28hr保持し、95%出力にて16hr保持するならば、97.5%出力まで上昇させることができる。第4.2.22図に示したように、97.5%出力で52hr保持するならば、余裕は少ないが定格出力まで上げることが可能である。

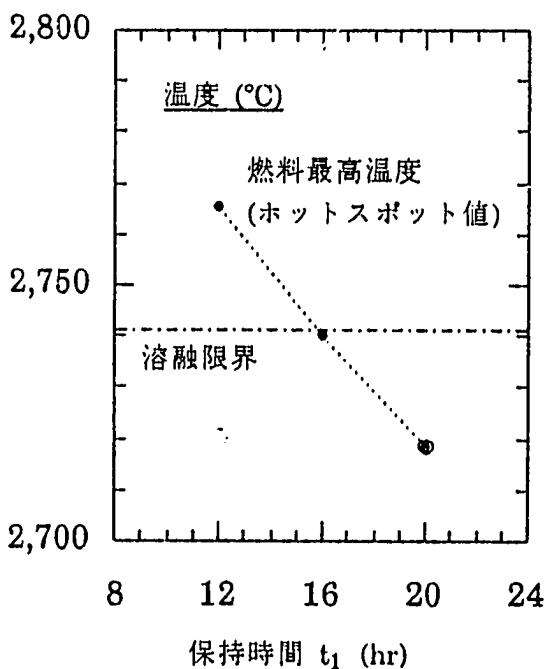
(6) ケース5'

ケース5'と同様の条件であるが、過出力時のみにおいて出力分布誤差を考慮するという保守的な配慮をしない場合、すなわち過出力時以外の出力レベルにおいても出力分布誤差を加味するという評価手法で検討した。

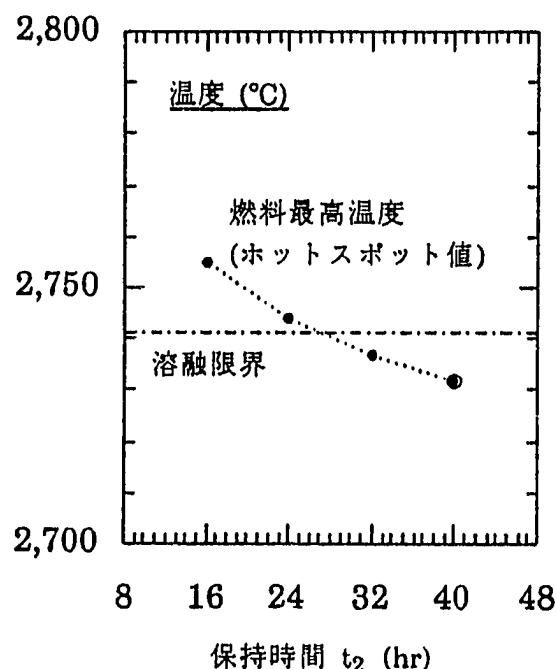
第4.2.24図に示したように、ケース5'では保持期間での最大線出力をケース5でのそれより高めとしているので、第4.2.25図～第4.2.27図に示したように、3ステップの立上げパターンで定格まで上昇させることができる。



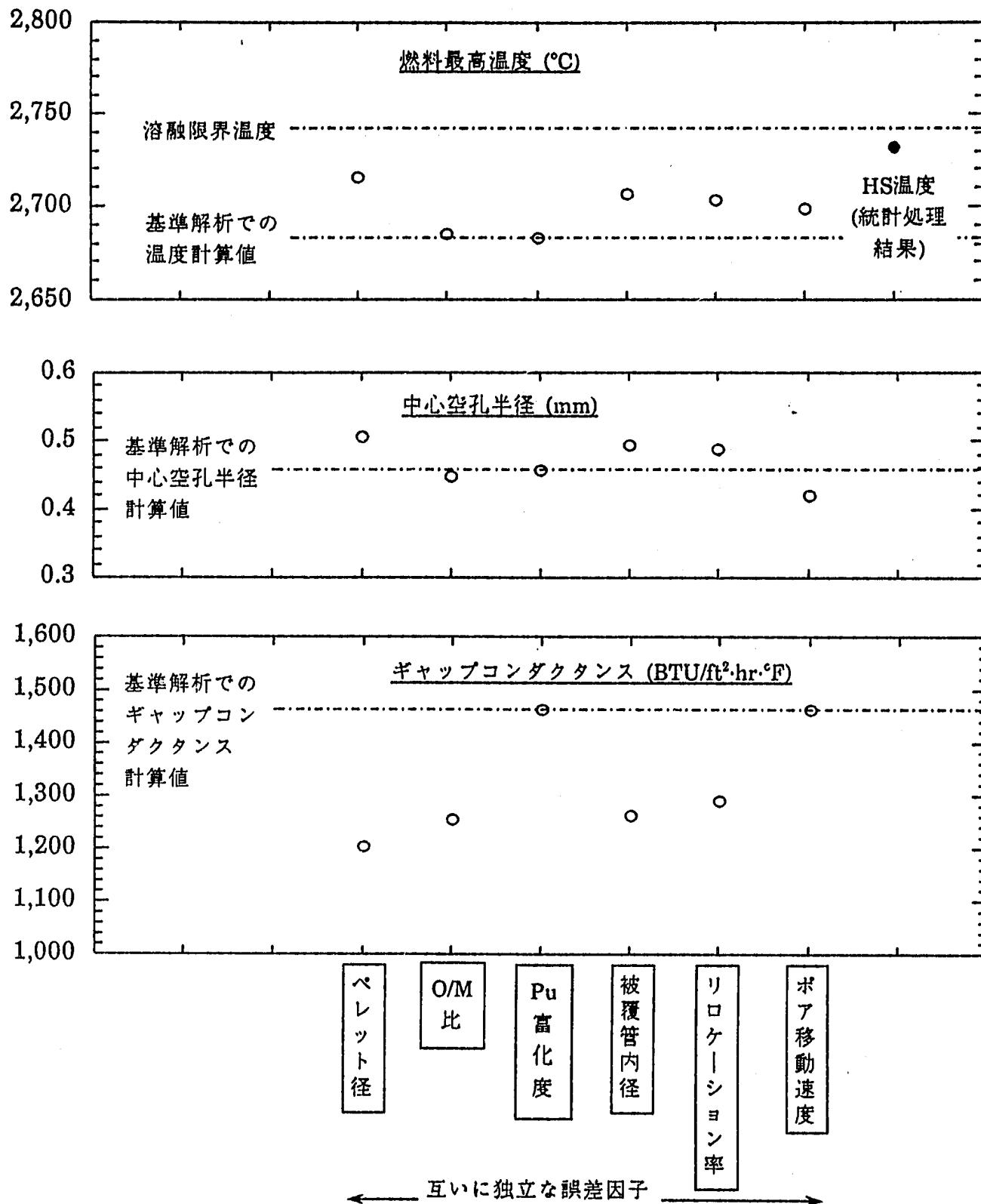
第4.2.1図 過出力係数を1.14(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力 430 W/cm²を実現するための原子炉出力立上げパターンとスクラム設定レベル(ケース1)



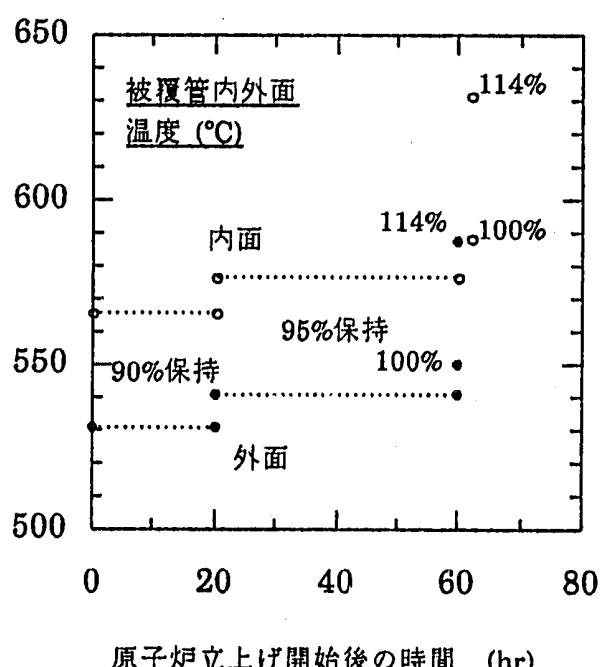
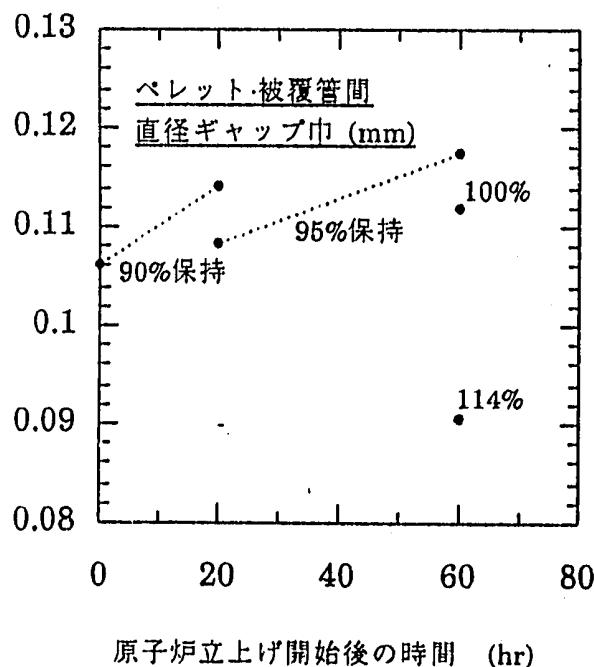
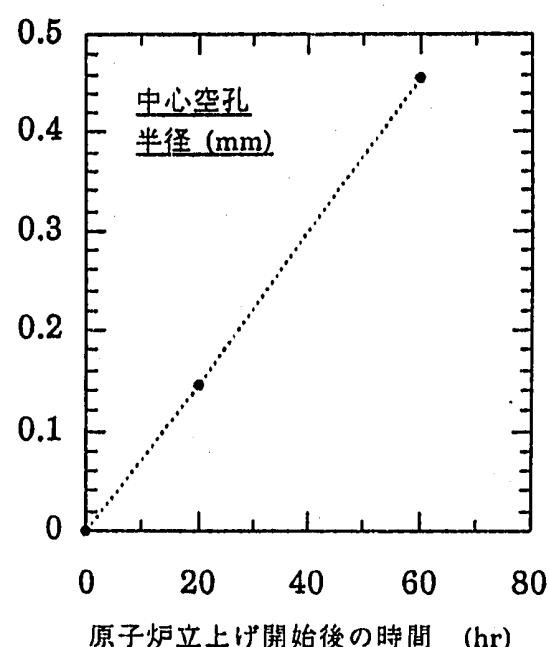
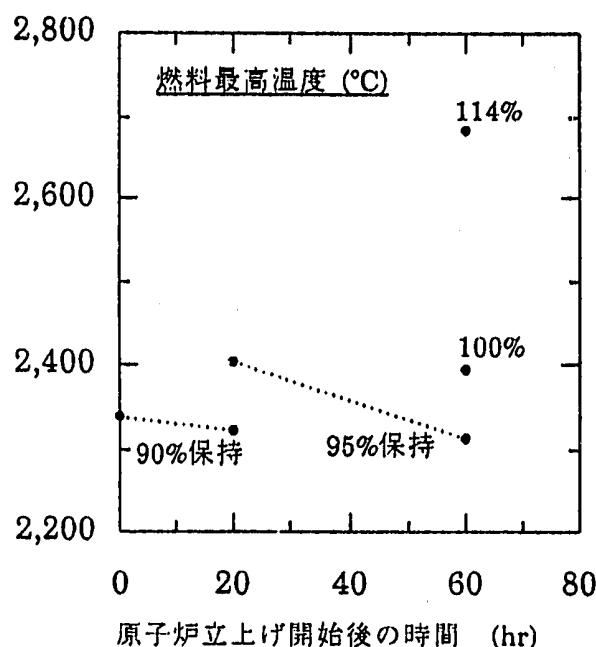
第4.2.2図 90%出力にてt₁ hr 保持後、スクラム設定レベルを103.3%に変更し、次に95%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース1)



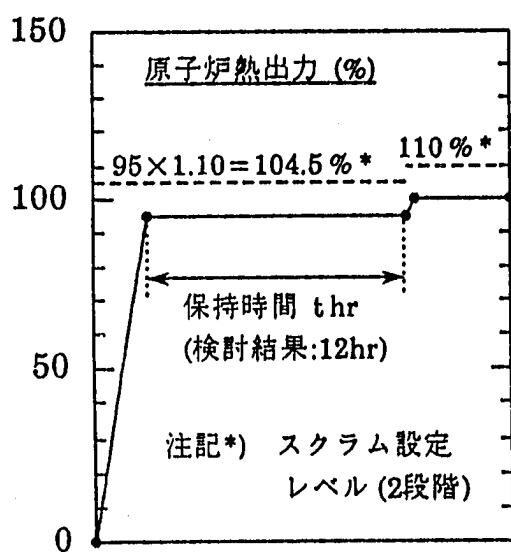
第4.2.3図 90%出力にて20 hr 保持し、95%出力にてt₂ hr 保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、定格出力まで立上げようとした際、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース1)



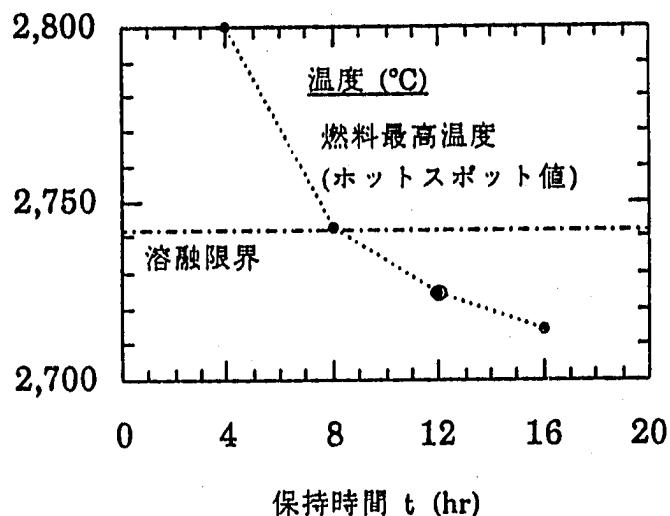
第4.2.4図 90%出力にて20 hr保持、95%出力にて40 hr保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(感度解析結果と、統計処理結果)、および中心空孔径とペレット・被覆管間ギャップコンダクタンス(感度解析結果) (ケース1)



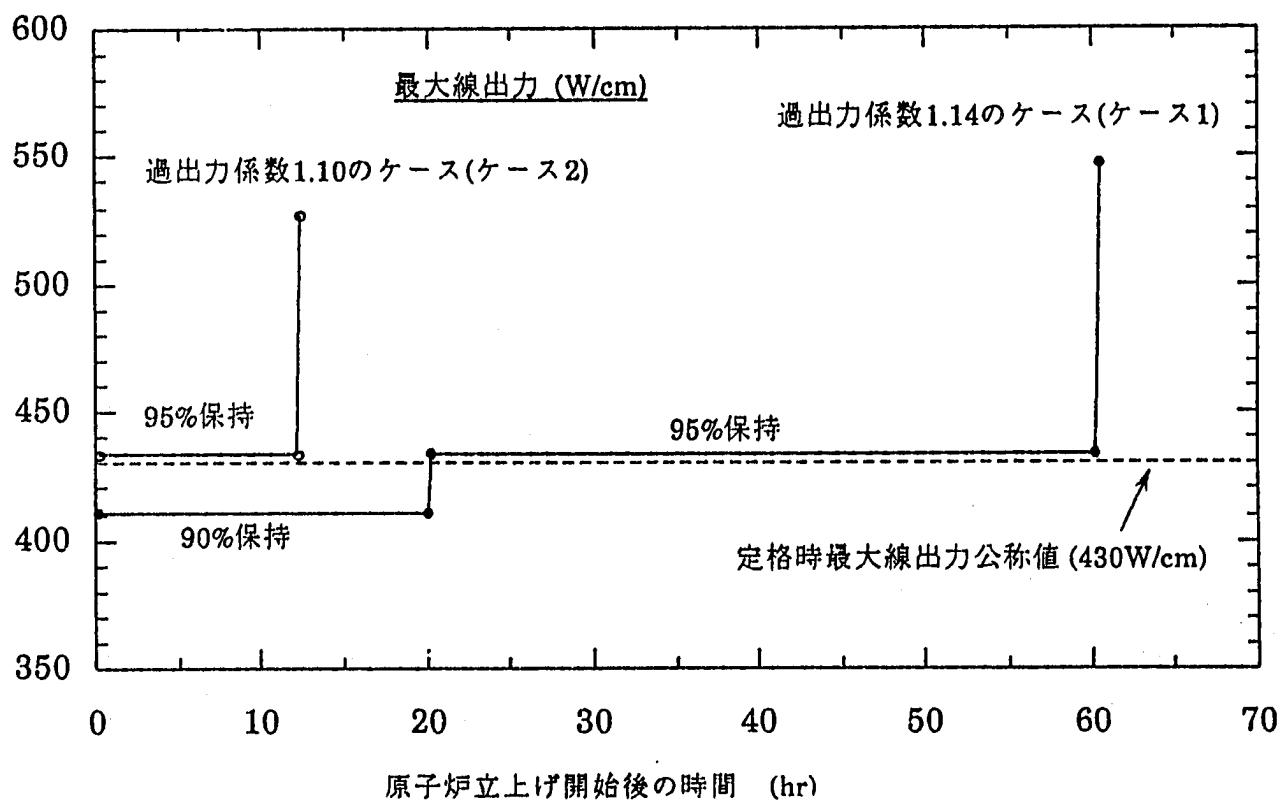
第4.2.5図 90%出力にて20 hr 保持、95%出力にて40 hr 保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達するとした時の燃料熱的挙動解析結果（基準解析）（ケース1）



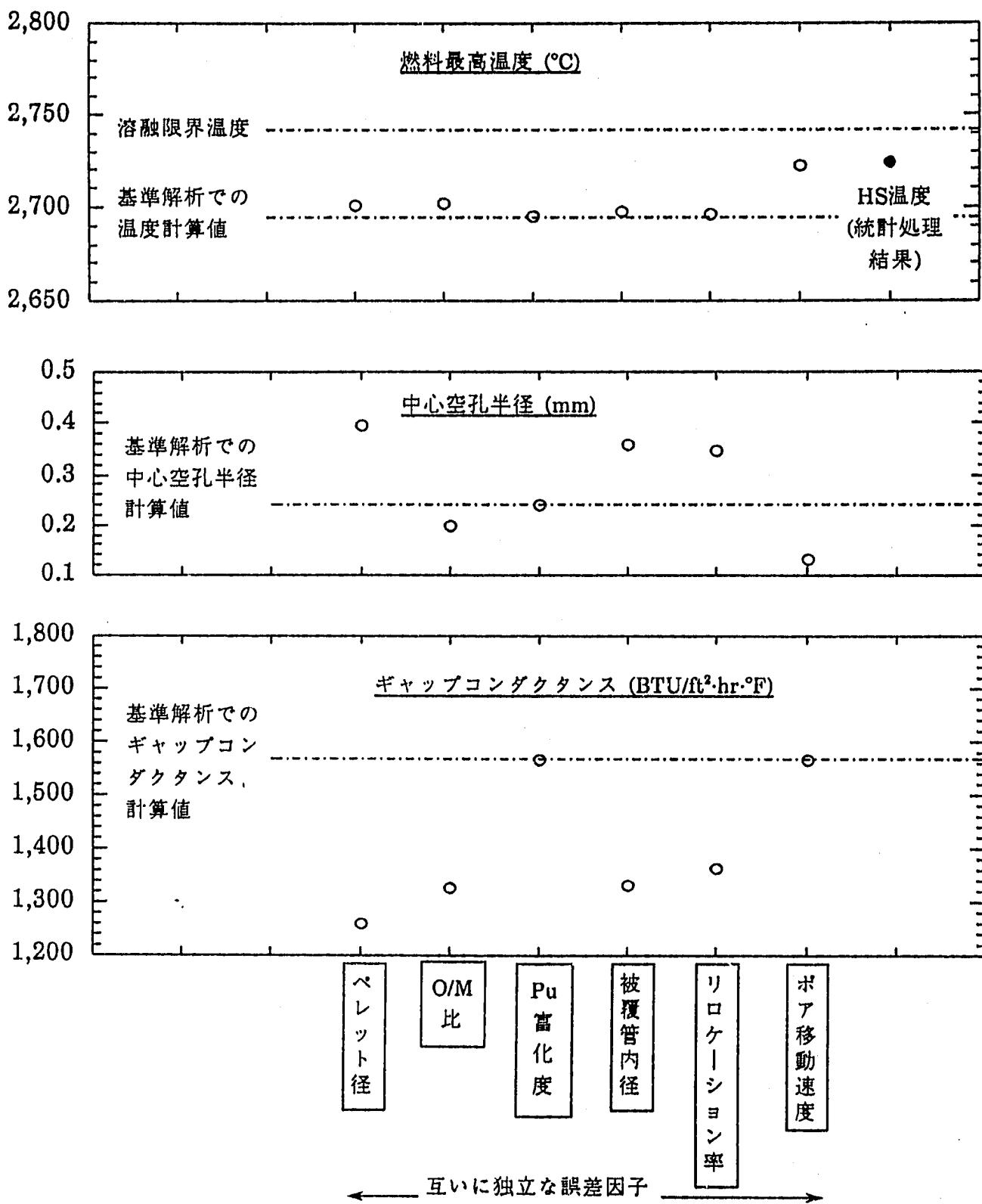
第4.2.6図 過出力係数を1.10(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力430 W/cmを実現するための原子炉出力立ち上げパターンと、スクラム設定レベル(ケース2)



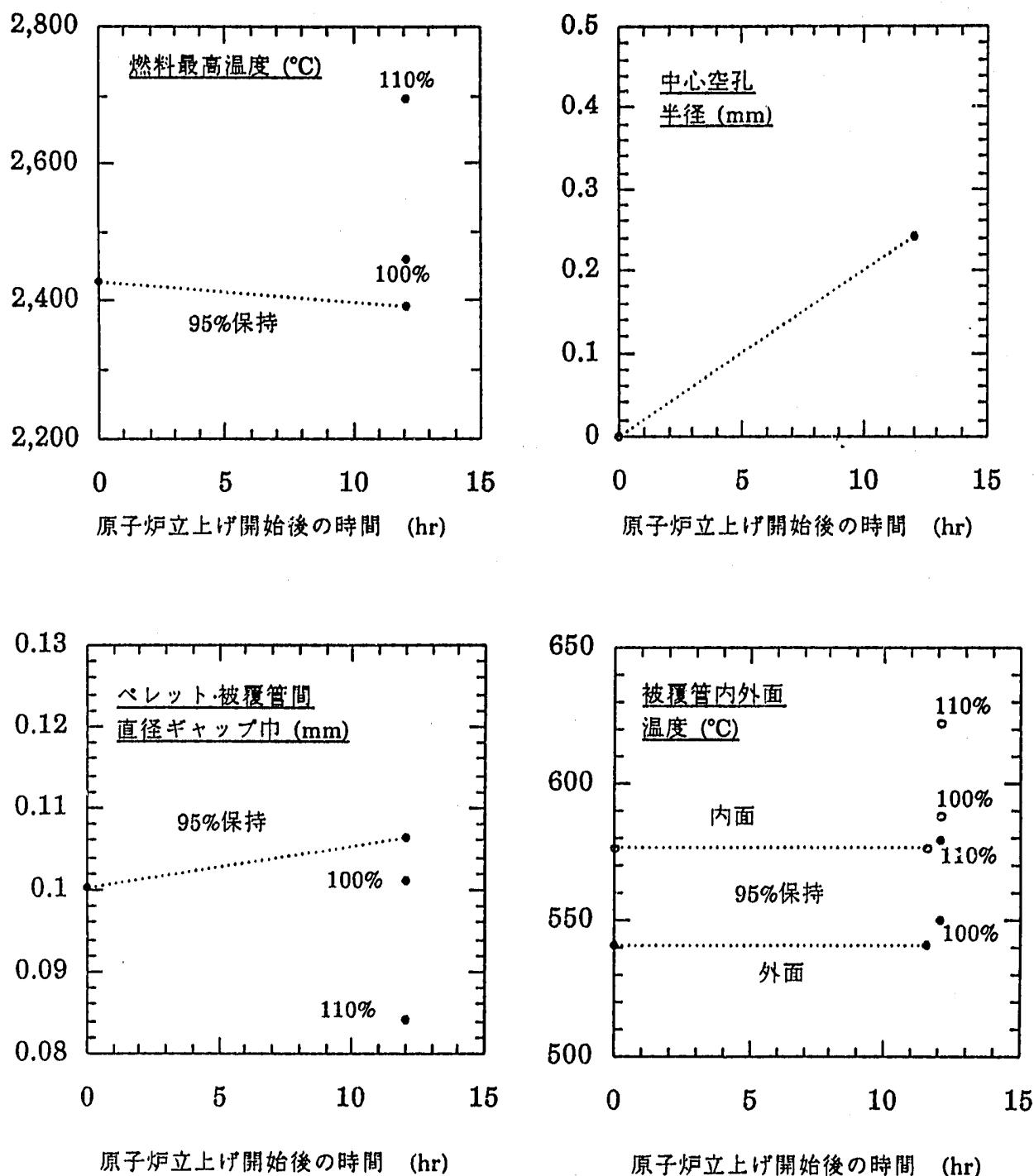
第4.2.7図 95%出力にてt hr保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(ケース2)



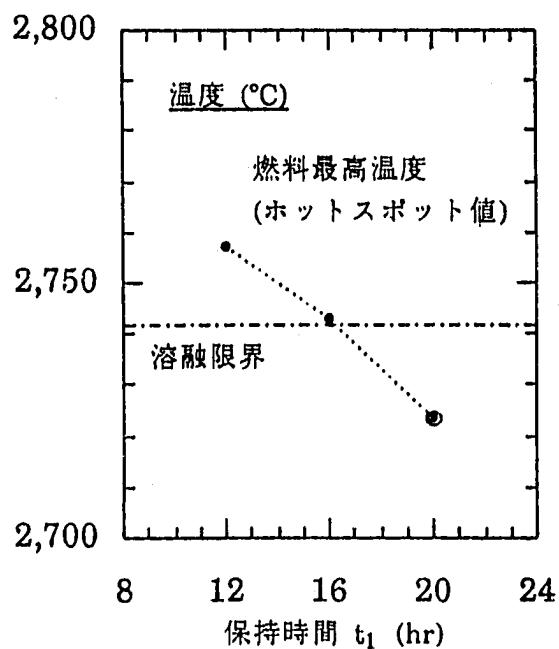
第4.2.8図 過出力係数を1.14および1.10としたケースにおける最大線出力解析条件値の比較



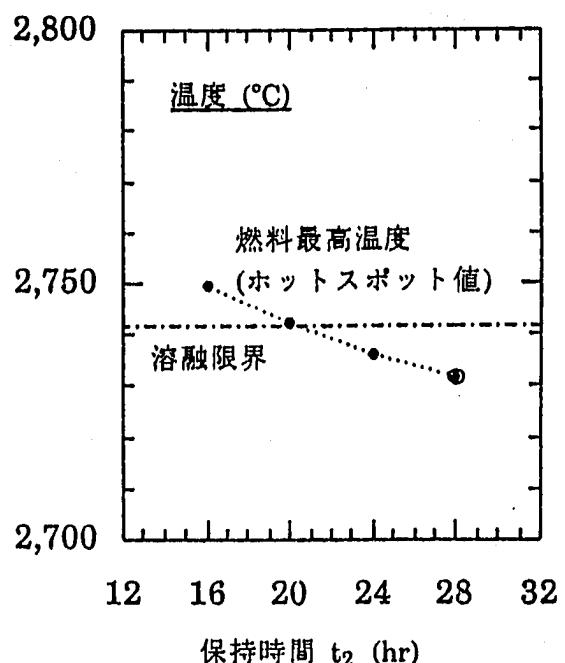
第4.2.9図 95%出力にて12 hr保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における中心空孔径とペレット・被覆管間ギャップコンダクタンス（感度解析結果）（ケース2）



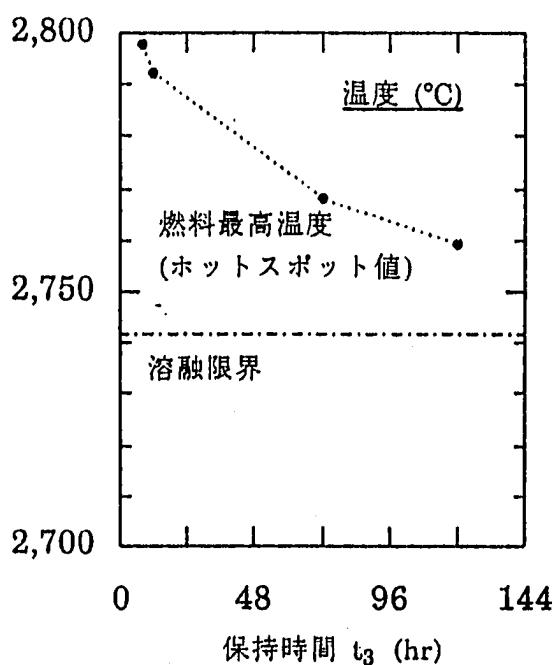
第4.2.10図 95%出力にて12 hr保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達するとした時の燃料熱的挙動解析結果（基準解析）（ケース2）



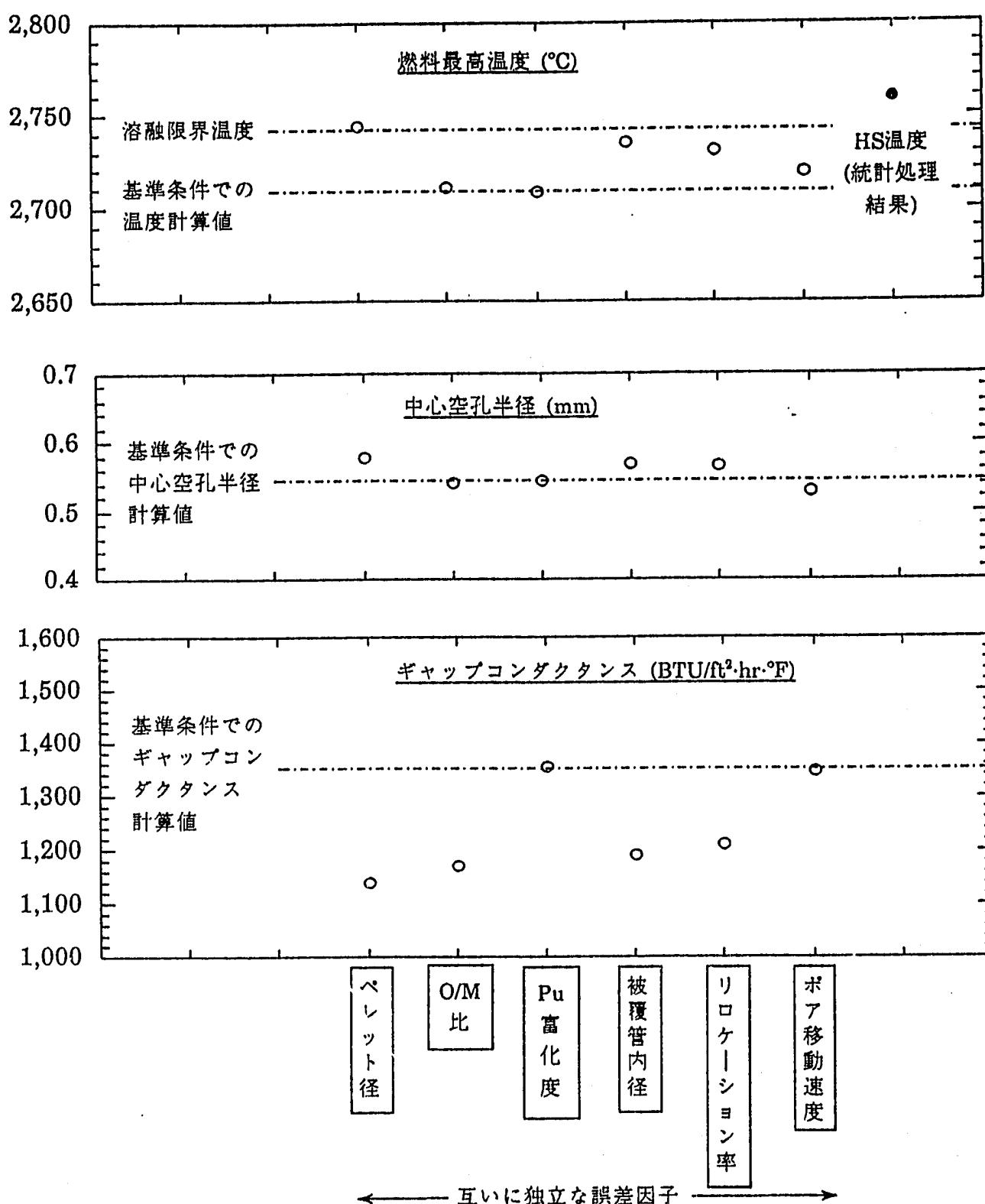
第4.2.11図 85%出力にて t_1 hr 保持後、スクラム設定レベルを102.6%に変更し、次に90%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度（ケース3）



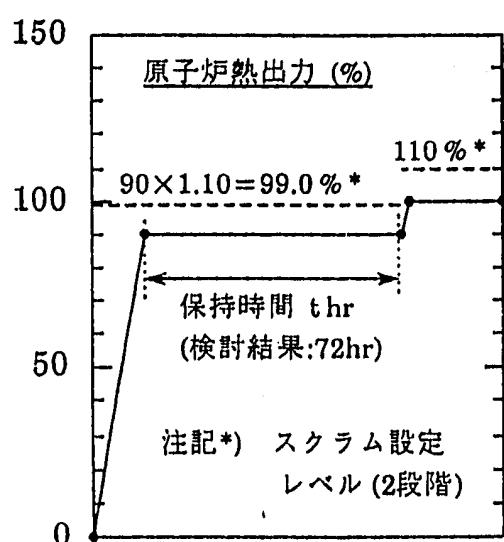
第4.2.12図 85%出力にて20 hr 保持し、90%出力にて t_2 hr 保持後、スクラム設定レベルを108.3%に変更し、次に95%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度（ケース3）



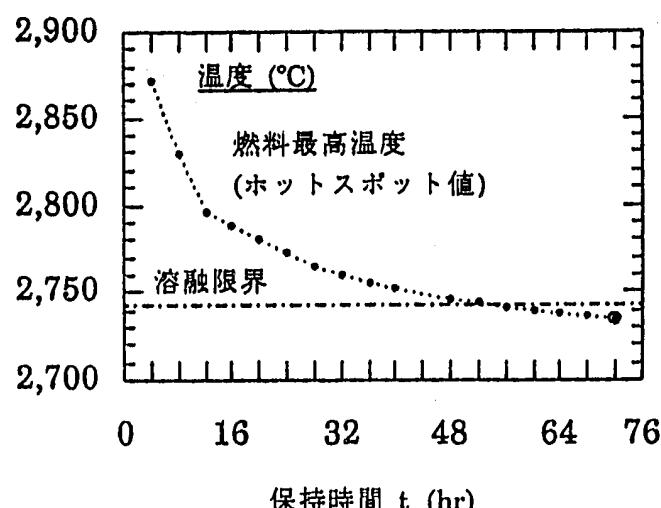
第4.2.13図 85%出力にて20 hr、90%出力にて28 hr 保持し、さらに95%出力にて t_3 hr 保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度（ケース3）



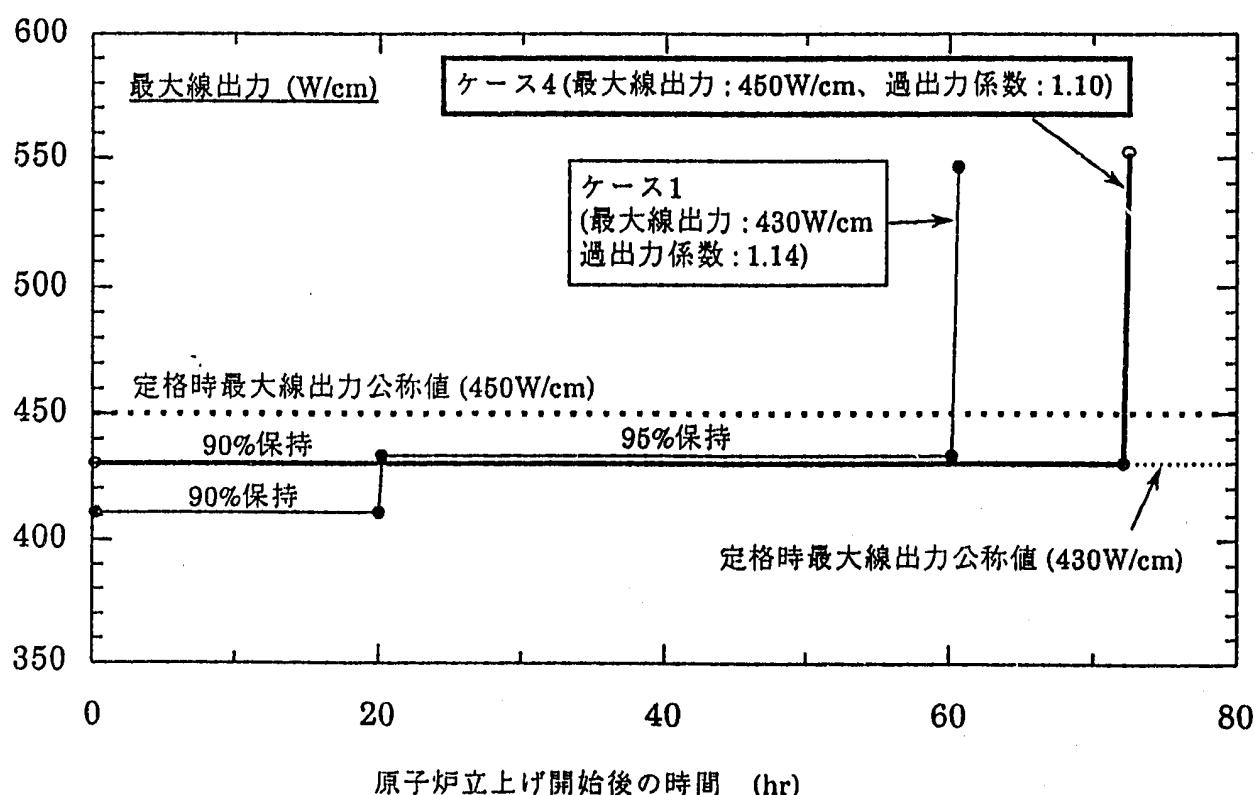
第4.2.14図 85%出力にて20 hr保持、90%出力にて28 hr保持、95%出力にて120 hr保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(感度解析結果と、統計処理結果)、および中心空孔径とペレット・被覆管間ギャップコンダクタンス(感度解析結果)(ケース3)



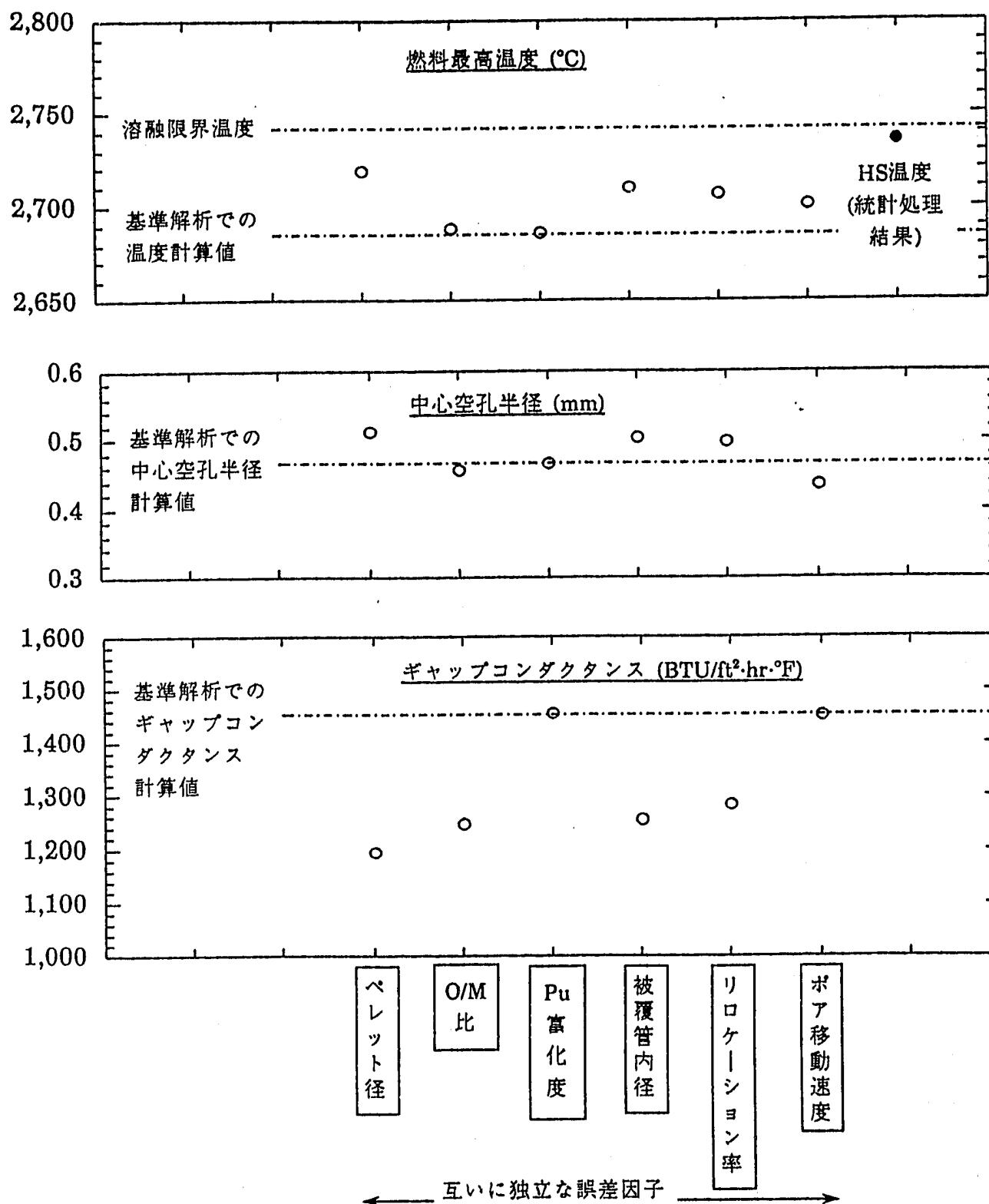
第4.2.15図 過出力係数を1.10(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力450 W/cmを実現するための原子炉出力立上げパターン (ケース4)



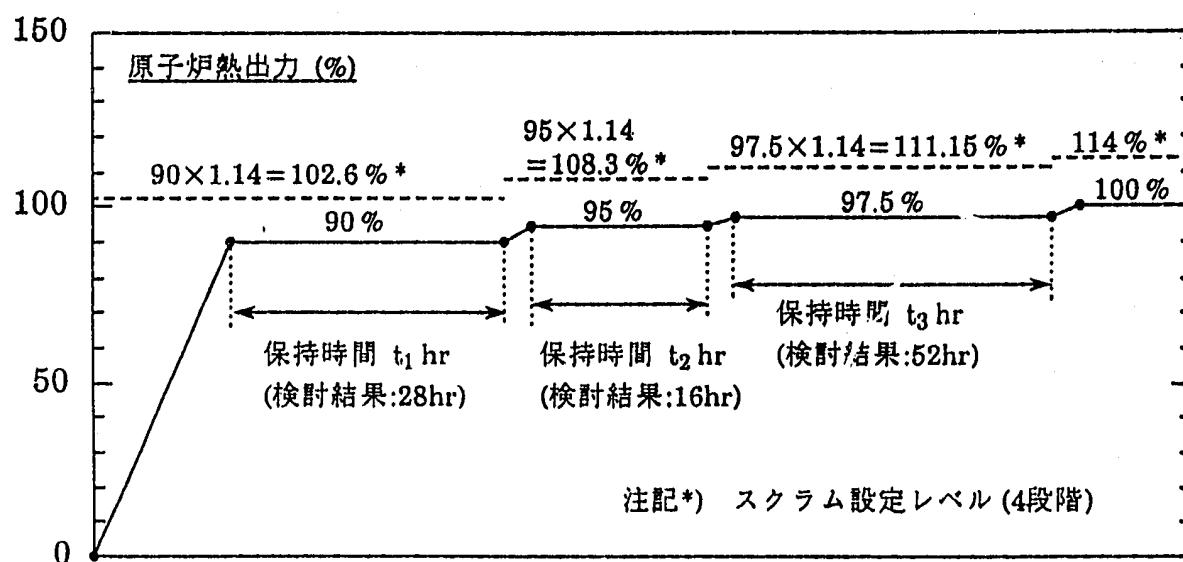
第4.2.16図 90%出力にてt hr 保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース4)



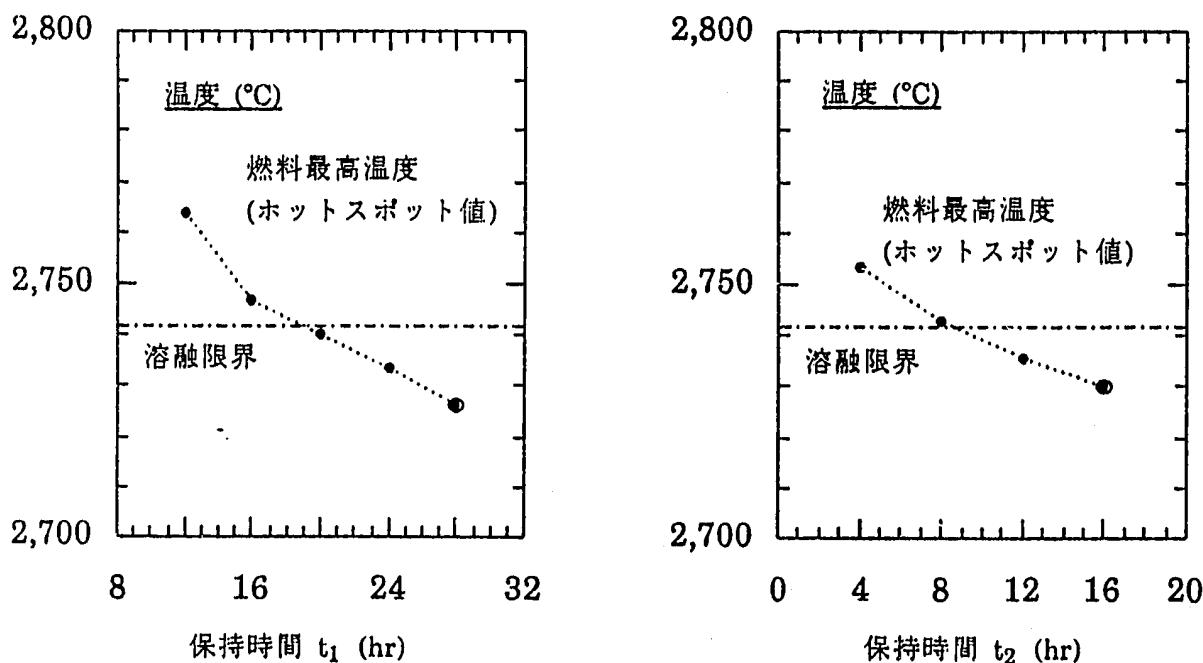
第4.2.17図 過出力係数を1.14および1.10としたケースにおける最大線出力解析条件値の比較



第4.2.18図 90%出力にて72 hr保持後、スクラム設定レベルを110%に変更し、次に定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における中心空孔径とペレット・被覆管間ギャップコンダクタンス(感度解析結果) (ケース4)

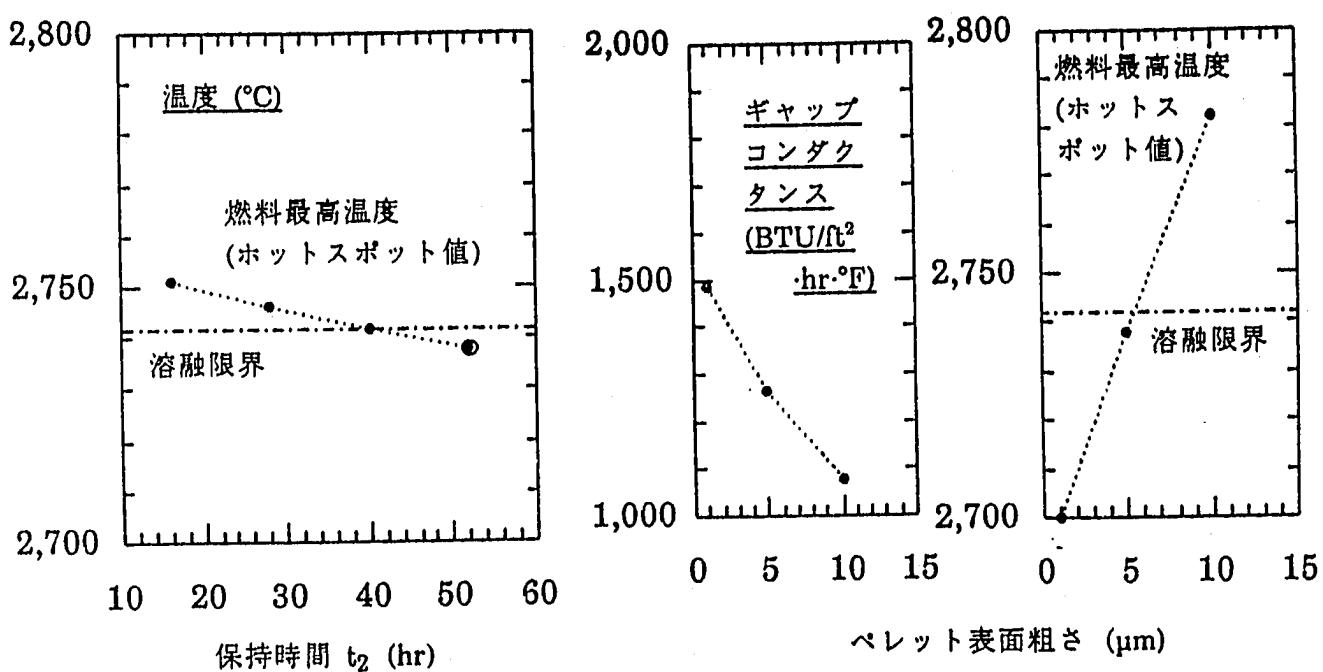


第4.2.19図 過出力係数を1.14(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力 430 W/cm²を実現するための原子炉出力立上げパターンとスクラム設定レベル(ケース5)



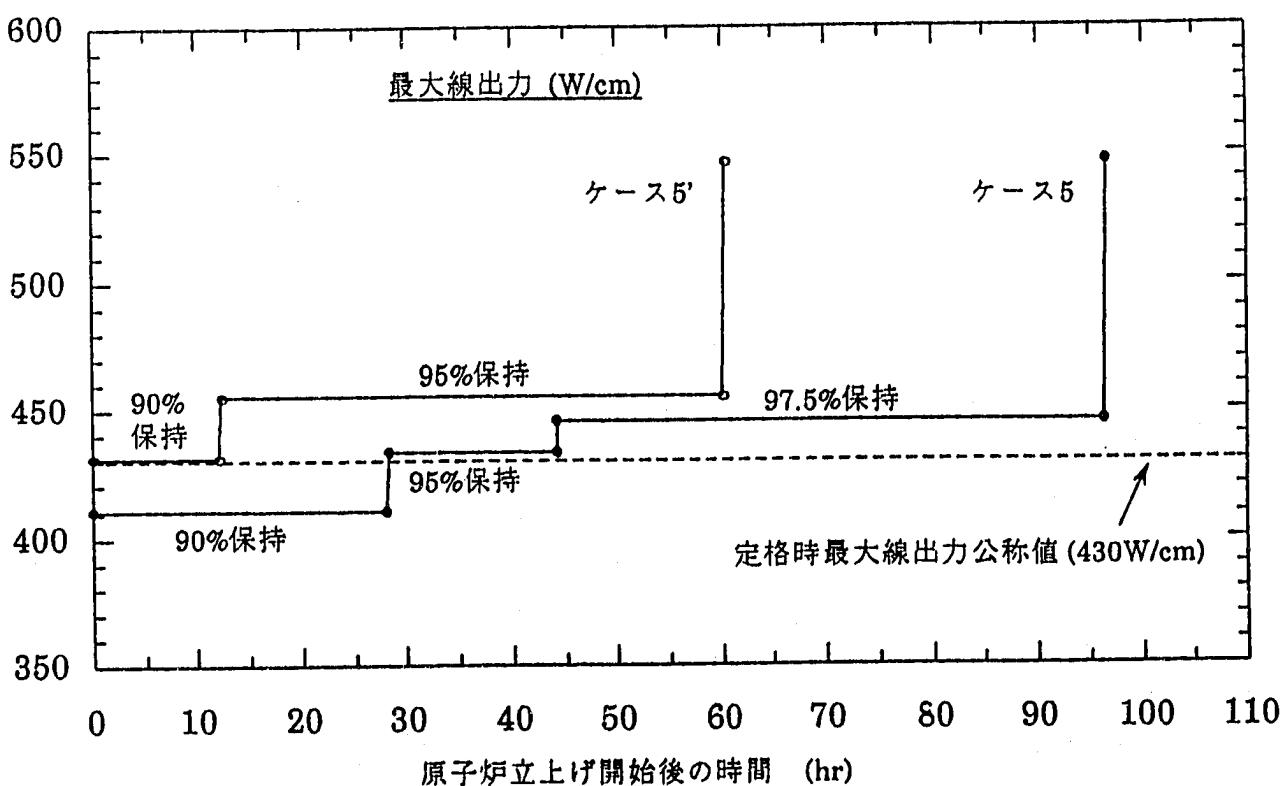
第4.2.20図 90%出力にてt₁ hr 保持後、スクラム設定レベルを108.3%に変更し、次に95%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース5)

第4.2.21図 90%出力にて28 hr 保持し、95%出力にてt₂ hr 保持後、スクラム設定レベルを111.15%に変更し、97.5%出力まで立上げようとした際、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度(ケース5)

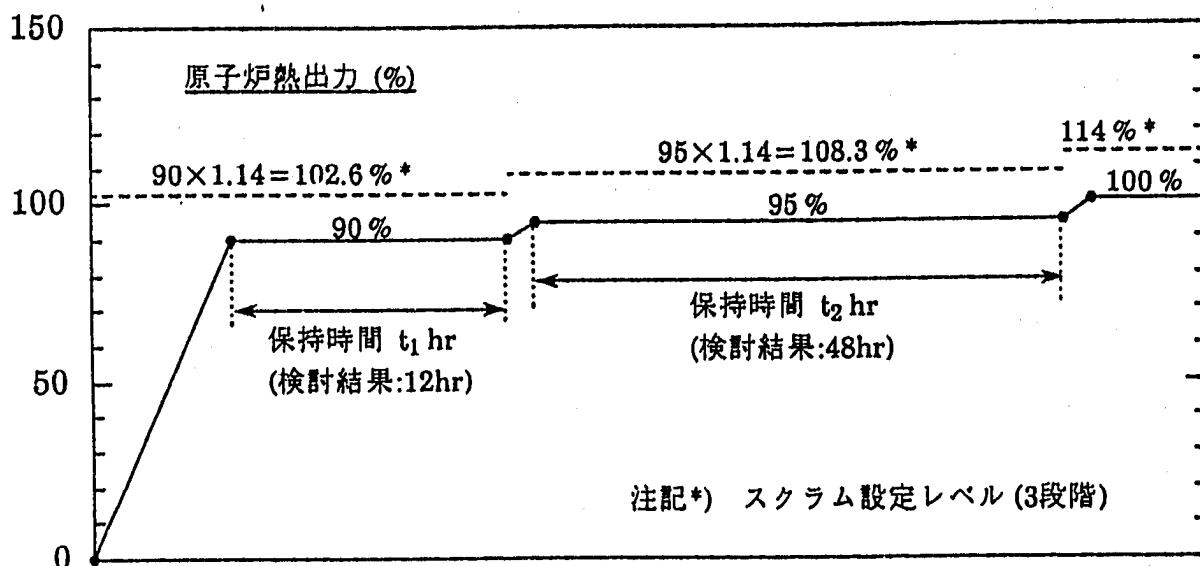


第4.2.22図 90%出力にて28 hr 保持し、95%出力にて16 hr 保持し、97.5%出力にて t_2 hr 保持後、スクラム設定レベルを114%に変更し、定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース5)

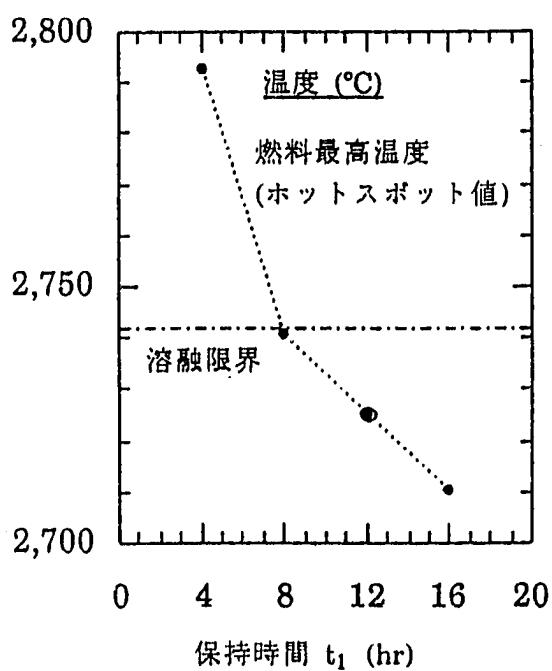
第4.2.23図 90%出力まで立上げようとした際に、スクラム設定レベル($90 \times 1.14 = 102.6\%$ 出力)まで達した時点におけるペレット・被覆管間ギャップコン(基準解析結果)、および燃料最高温度 (ケース5)



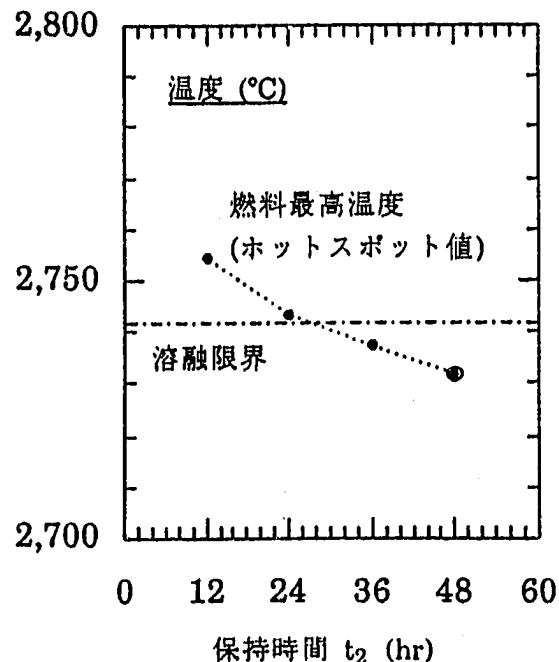
第4.2.24図 ケース5およびケース5'における最大線出力解析条件値の比較



第4.2.25図 過出力係数を1.14(熱出力誤差2%を除く。)とした時、定格最大線出力 430 W/cm²を実現するための原子炉出力立上げパターンとスクラム設定レベル(ケース5')



第4.2.26図 90%出力にて t_1 hr 保持後、スクラム設定レベルを108.3%に変更し、次に95%出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース5')



第4.2.27図 90%出力にて12 hr 保持し、スクラム設定レベルを114%に変更し、定格出力まで立上げようとした際に、過出力となりスクラムレベルまで達した時点における燃料最高温度 (ケース5')

4.3 モンテカルロ計算による確認

(1) 計算ケースと時期

定格最大線出力公称値が430W/cm、過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)が1.14、ペレット表面粗さが5μmの、第4.2節におけるケース5およびケース5'の立上げパターンのもとで、次に述べる時期についてモンテカルロ計算を実施する。

a) 立上げ初期 (102.6%出力でスクラム)

ケース5およびケース5'のいずれのパターンにおいても、第1ステップでは90%出力まで立上げる。この際に、スクラムレベル(102.6%出力)まで達したときの燃料最高温度を評価する。2minで90%出力まで、その後1secでスクラムレベルまで達するとする。核計算誤差は、90%出力および102.6%出力に対してそれぞれサンプリングするが、中心空孔の成長がないので、実際に意味のあるのは、102.6%出力に対するサンプリングだけである。

b) 立上げ末期 (114%出力でスクラム)

ケース5では第4ステップで、またケース5'では第3ステップで、それぞれ定格出力まで立上げようとした際に、スクラムレベルまで達したときの燃料最高温度を評価する。

ケース5の立上げパターンでは、2minで90%出力まで、90%出力で28hr保持、1secで95%出力まで、95%出力で16hr保持、1secで97.5%出力まで、97.5%出力で52hr保持、1secで定格出力まで、その後1secでスクラムレベル(114.0%)まで達するとする。また、ケース5'の立上げパターンでは、2minで90%出力まで、90%出力で12hr保持、1secで95%出力まで、95%出力で48hr保持、1secで定格出力まで、その後1secでスクラムレベル(114.0%)まで達するとする。核計算誤差サンプリングは、過出力時、および通常運転時(他の出力時)についての2通りとする。

(2) 確率密度分布

設定した確率密度分布を第4.3.1表～第4.3.5表に示す。

第4.3.1表 核計算誤差と原子炉熱出力誤差の分布

	核計算誤差の分布	原子炉熱出力誤差の分布
上限値	+5 %	+2 %
中央値	0 %	0 %
下限値	-5 %	-2 %
分布型	一様分布	一様分布

第4.3.2表 ベレット製造仕様(外径、密度、等価fissile富化度相対誤差)の分布

	ペレット外直径 (mm)	ペレット密度 (%TD)*1)	等価fissile富化度相対誤差 (%)
上限値	7.37	94	+4
中央値	7.32	$92 \times (7.32/D)^2$	0
下限値	7.27	90	-4
分布型	正規分布	正規分布	正規分布
標準偏差	0.017*2)	0.67*2)	1.3*2)

注記 *1) ベレット径との相関性(線密度 $\pi r^2 \rho$ がほぼ一定になる傾向)を考慮するため、ペレット外直径Dをサンプリングした結果に応じて、密度中央値を設定するものとした。

*2) 上下端をcutoffしない分布の標準偏差を示す(上限値以上および下限値以下をcutoffした分布における標準偏差は、この値とならない。)。

第4.3.3表 ベレット製造仕様(O/M比、Pu富化度)の設定値

O/M比設定値*1) (-)	Pu富化度設定値*2) (wt. %)
1.98 (中央値)	18.6 (上限値)

注記 *1) ホットスポット温度評価の結果、O/M比依存性が無視できることが分かったので、また、 1.98 ± 0.02 の規格内では融点への影響が無いので、公称値を常に用いるものとした。

*2) ホットスポット温度評価の結果、Pu富化度依存性の無視できることが分かったが、融点は高富化度側で若干低下(公称値での融点2744°Cに対し、上限値では2741°C)するので、上限値を常に用いるものとした。

第4.3.4表 被覆管の製造仕様の分布、または設定値

	内直径*1) (mm)	肉厚設定値*2) (mm)
上限値	7.525	0.43
中央値	7.515	—
下限値	7.475	—
分布型	正規分布	—
標準偏差	0.005*3)	—

注記 *1) 第3.1節での検討結果より、内径最確値(公称値)に一致するケースと、公称値より大きいケースで、大差の無いことが分かっているので、被覆管内径が大きい側のロットの分布に対しての検討に絞った。

*2) 肉厚の燃料温度への影響は小さいので、保守側の上限値を用いるものとした。

*3) 上下端をcutoffしない分布の標準偏差を示す。

第4.3.5表 評価コードにおけるパラメータの分布、または算出式

	リロケーション パラメータ	ポア移動速度 パラメータ	焼きしまり量算出式* (%TD)
上限値	0.228	3.52	96.5 - p
中央値	0.124	2.56	—
下限値	0.020	1.60	—
分布型	一様分布	一様分布	—
標準偏差	0.06004	0.55426	—

注記 *)該当する仕様のペレットの焼きしまりデータがないので、焼きしまり上限は高々 96.5%TDと考えて、上限式を設定した。

(3) 被覆管外表面温度条件の算出式

被覆管外表面温度条件の算出式と、その式により予測できる上限値、中央値、および下限値を第4.3.6表に示した。

第4.3.6表 被覆管外表面温度条件の算出式、および同式に基づく予測値

	被覆管外表面温度算出式 (°C)	上限値	中央値	下限値
90%出力	$0.90 \times (550 - 360) \times (1 + a / 100) \times (1 + b / 100) / 1.02 + 360$	539.6	527.6	516.1
過出力時 (90% × 1.14)	$0.90 \times (550 - 360) \times (1 + a / 100) \times (1 + c / 100) \times 1.14 / 1.02 + 360$	564.7	551.1	537.9
95%出力	$0.95 \times (550 - 360) \times (1 + a / 100) \times (1 + b / 100) / 1.02 + 360$	549.5	537.0	524.8
97.5%出力	$0.975 \times (550 - 360) \times (1 + a / 100) \times (1 + b / 100) / 1.02 + 360$	554.5	541.6	529.1
定格出力	$(550 - 360) \times (1 + a / 100) \times (1 + b / 100) / 1.02 + 360$	559.5	546.3	533.4
過出力時 (100% × 1.14)	$(550 - 360) \times (1 + a / 100) \times (1 + c / 100) \times 1.14 / 1.02 + 360$	587.4	572.4	557.7

注記) a; 定格時、過出力時の熱出力誤差サンプリング値(%)

b; 通常運転時(90%出力、95%出力、97.5%出力および定格時)の出力分布誤差サンプリング値(%)

c; 過出力時の出力分布誤差サンプリング値(%)

(4) 最大線出力条件の算出式

90%出力、95%出力、97.5%出力、定格出力時の最大線出力Q₀、および90%×1.14、100%×1.14過出力時の最大線出力Q_{OP}は、式により算出する。

$$Q = Q_0 \times (1 + a / 100) \times (1 + b / 100) \times (p/p_0) \times (r/r_0)^2 \times (1 + f / 100)$$

$$Q^{OP} = Q_0^{OP} \times (1 + a / 100) \times (1 + c / 100) \times (p/p_0) \times (r/r_0)^2 \times (1 + f / 100)$$

ここで、Q₀は90%出力、95%出力、97.5%出力、定格出力時の最大線出力公称値(即ち、387W/cm、408.5W/cm、419.25W/cm、430W/cm)であり、Q_{OP}は90%×1.14、100%×1.14過出力時の最大線出力公称値(即ち、441.18W/cm、490.2W/cm)であり、a、b、cは第4.3.1表にて定義した誤差サンプリング値である。pおよびrは、ペレット密度サンプリング値およびペレット径サンプリング値であり、p₀およびr₀はそれらの公称値である。また、fは等価fissile富化度相対誤差サンプリング値(%)である。

(5) モンテカルロ計算結果

各確率変数サンプリング値各3000個を用いて算出した被覆管外面温度、最大線出力、および過出力時燃料最高温度の最大値、平均値、最小値、および標準偏差を、第4.3.7表～第4.3.9表に示した。第4.3.10表には、過出力時燃料最高温度が最大値になった時のサンプリング値、および被覆管温度と最大線出力を示した。また、第4.3.1図～第4.3.3図に過出力時燃料最高温度ヒストグラムを、第4.3.11表に燃料溶融限界指標温度を越える回数と確率を示した。

立上げ初期におけるスクラム時溶融確率は0.03%である。一方、立上げ末期におけるそれはケース5とケース5'で異なる。ケース5のプレコンディショニングパターンは、第3章で確立の合理化した手法に基づいて求めたものであり、ケース5'のパターンはさらに切詰た手法に基づき求めたものである。そのため、ケース5のパターンにおける立上げ末期でのスクラム時溶融確率は0.03%未満と小さいのに対し、ケース5'のパターンでは0.1%とより大きいとの結果が得られている。

また、第4.2節で求めた立上げ初期スクラム時ホットスポット温度2737.9°Cは3.0σ上限値に相当し、ケース5とケース5'における立上げ末期スクラム時ホットスポット温度2737.8°Cおよび2732.1°Cは、それぞれ3.0σ上限値および2.5σ上限値に相当するとの結果が得られている。

第4.3.7表 被覆管外面温度計算結果の分布

	立上げ初期 (102.6%出力 でスクラム)	立上げ末期 (114%出力でスクラム)			
		ケース5の立上げパターン		ケース5'の立上げパターン	
		定格時	過出力時	定格時	過出力時
最大値	564.0	559.2	586.6	559.2	586.6
平均値	551.0	546.4	572.2	546.4	572.2
最小値	538.3	533.6	558.1	533.6	558.1
標準偏差	6.0	5.8	6.7	5.8	6.7

第4.3.8表 最大線出力計算結果の分布

	立上げ初期 (102.6%出力 でスクラム)	立上げ末期 (114%出力でスクラム)			
		ケース5の立上げパターン		ケース5'の立上げパターン	
		定格時	過出力時	定格時	過出力時
最大値	485.7	474.2	539.7	474.2	539.7
平均値	440.8	430.4	489.8	430.4	489.8
最小値	399.2	384.2	443.6	384.2	443.6
標準偏差	15.3	14.9	17.1	14.9	17.1

第4.3.9表 過出力時燃料最高温度計算結果の分布

	立上げ初期 (102.6%出力でスクラム)	立上げ末期 (114%出力でスクラム)	
		ケース5のパターン	ケース5'パターン
最大値	2745.1	2737.6	2758.4
平均値	2551.4	2569.9	2591.4
最小値	2363.3	2415.0	2434.3
標準偏差	61.8	55.4	56.1

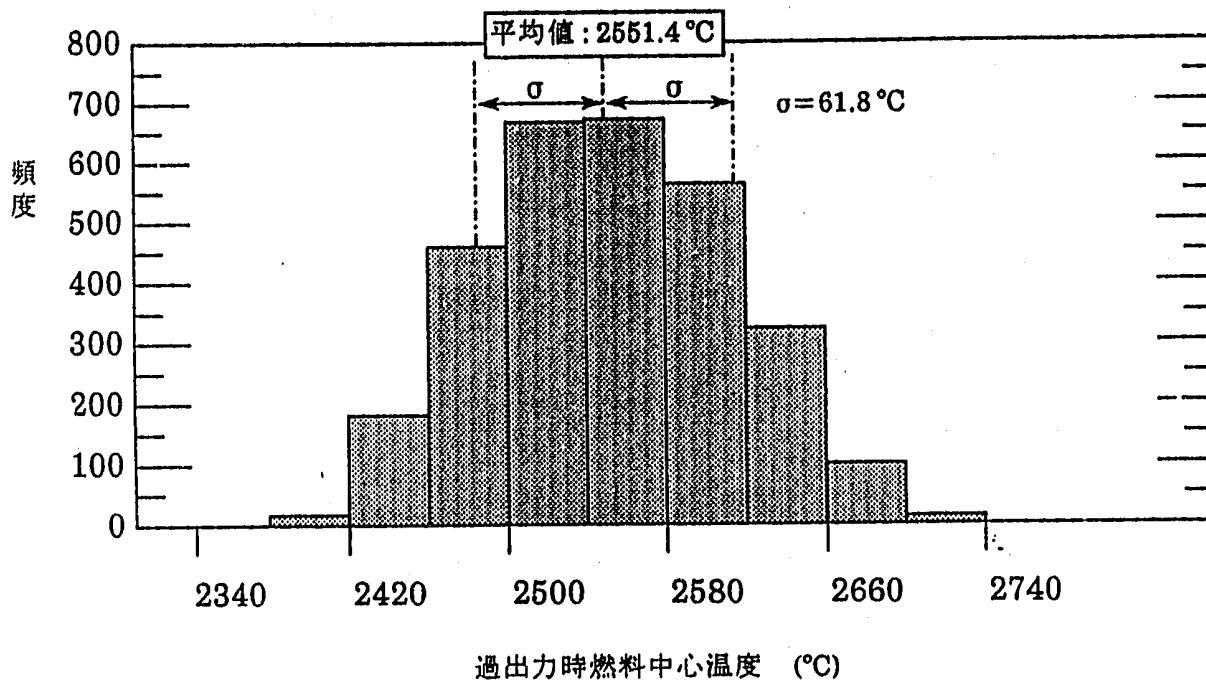
第4.3.10表 過出力時燃料最高温度が最大値になった時のサンプリング値

	立上げ初期 (102.6%出力 でスクラム)	立上げ末期 (114%出力でスクラム)	
		ケース5の 立上げパターン	ケース5'の 立上げパターン
定格時出力分布誤差 (%)	—	-4.972 (0)	-4.972 (0)
過出力時出力分布誤差 (%)	3.441 (0)	4.359 (0)	4.359 (0)
熱出力誤差 (%)	1.898 (0)	-0.142 (0)	-0.142 (0)
ペレット外直径 (mm)	7.289 (7.320)	7.280 (7.320)	7.280 (7.320)
ペレット密度 (%TD)	92.79 (92)	93.75 (92)	93.75 (92)
等価fissile富化度相対誤差 (%)	3.441 (0)	1.455 (0)	1.455 (0)
被覆管内直径 (mm)	7.515 (7.515)	7.514 (7.515)	7.514 (7.515)
リロケーションパラメータ (—)	0.041 (0.124)	0.034 (0.124)	0.034 (0.124)
ボア移動速度パラメータ (—)	2.56 (2.56)	1.956 (2.56)	1.956 (2.56)
焼きしまり量飽和値 (%TD)	3.71 (4.5)	2.75 (4.5)	2.75 (4.5)
定格時被覆管外面温度 (°C)	—	536.8 (546.3)	536.8 (546.3)
過出力時被覆管外面温度 (°C)	561.5 (551.1)	581.3 (572.4)	581.3 (572.4)
定格時最大線出力 (W/cm)	—	417.3 (430)	417.3 (430)
過出力時最大線出力 (W/cm)	480.0 (441.2)	522.4 (490.2)	522.4 (490.2)
定格出力時燃料最高温度 (°C)	—	2384.4	2403.7
過出力時燃料最高温度 (°C)	2745.1	2737.6	2758.4

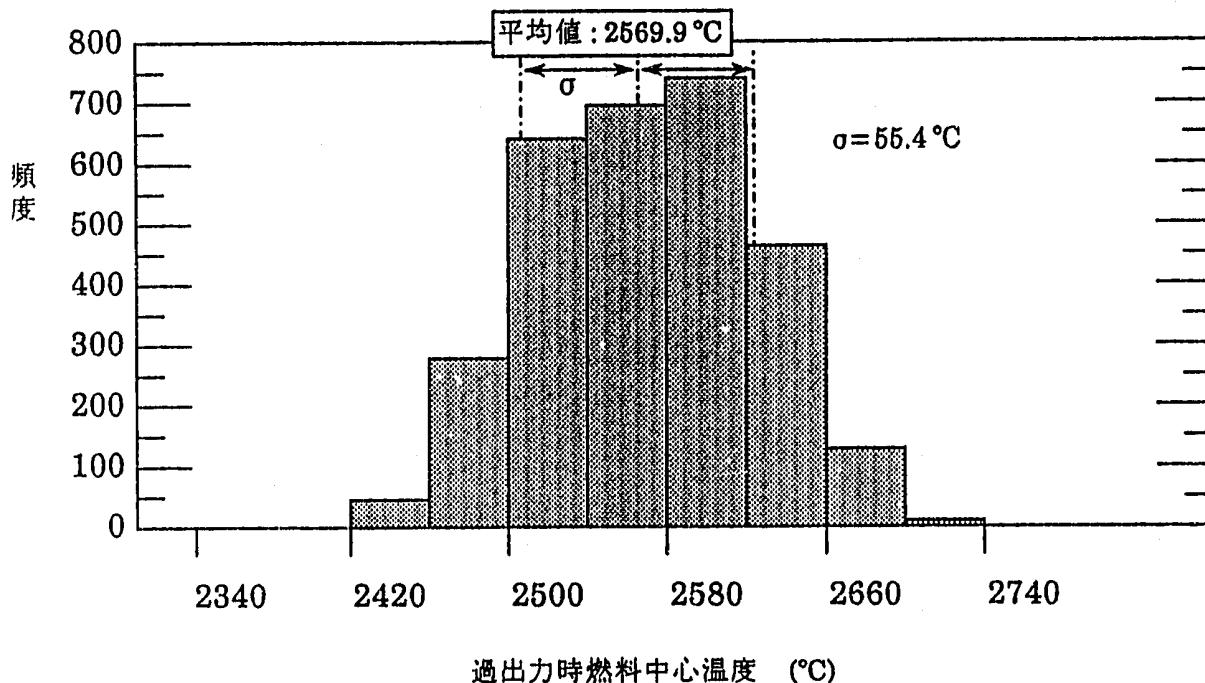
注記) 参考として、括弧内にノミナル値を示した。

第4.3.11表 燃料溶融限界指標温度(2741°C)を越える回数と確率

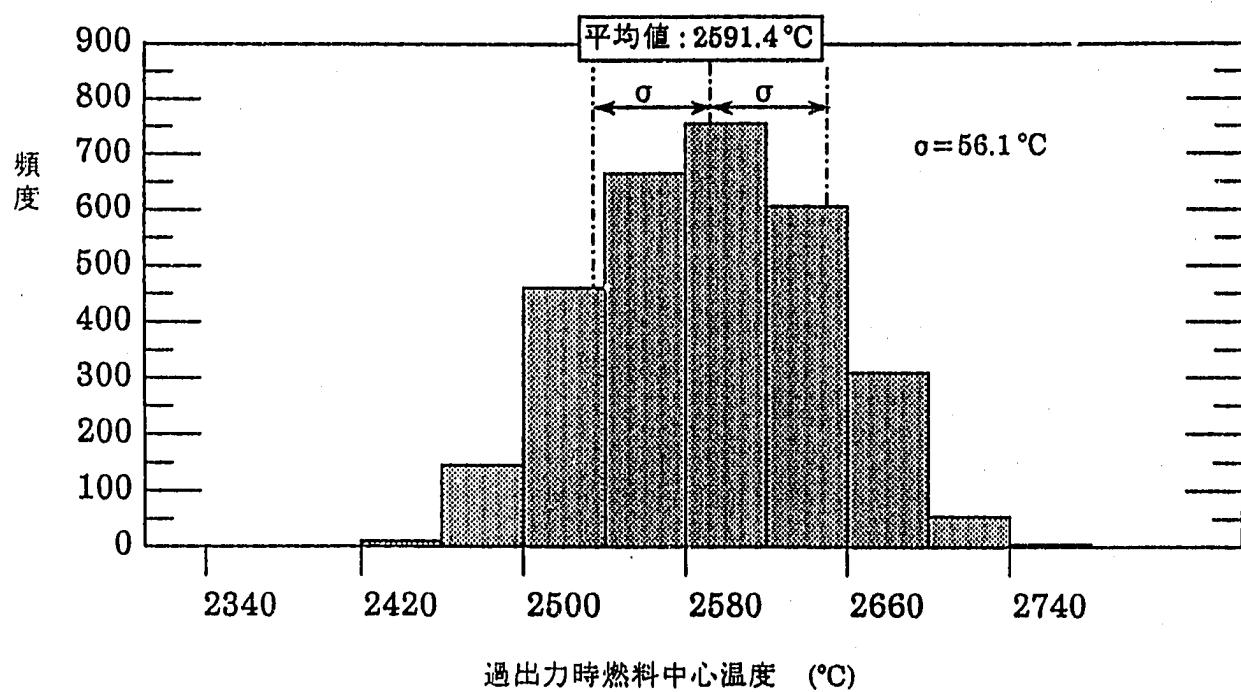
	立上げ初期 (102.6%出力 でスクラム)	立上げ末期(114%出力でスクラム)	
		ケース5の 立上げパターン	ケース5'の 立上げパターン
溶融限界指標温度を越えた回数 (回)	1	0	3
溶融限界指標温度を越えた確率 (%)	0.03	< 0.03	0.1



第4.3.1図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム
(立上げ初期における102.6%出力スクラムレベル到達時)



第4.3.2図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム
(ケース5の立上げパターンにおける立上げ末期114%出力スクラムレベル到達時)



第4.3.3図 過出力時燃料最高温度計算値ヒストグラム
(ケース5'の立上げパターンにおける立上げ末期114%出力スクラムレベル到達時)

5.まとめ

- (1) 第2.1.1表に、過出力時燃料ホットスポット温度評価手法を検討した際に前提とした基本方針を示した。
- (2) その基本方針に基づき検討した結果、第2.1.2表に示したような、ホットスポット温度評価手法の基本的考え方を提示した。
- (3) 燃料中心空孔が十分成長した時期における過出力時燃料ホットスポット温度を評価し、またモンテカルロ計算を並行して実施することにより、ホットスポット温度の信頼レベルを評価した。その結果に基づき、過度に保守的なホットスポット温度を与えないような評価手法を確立した(cf. 第3章)。
- (4) 第3章で確立した合理的な評価手法にて、種々の前提条件の下で、61年度設計大型炉レファレンス炉心についてステップ状の原子炉起動パターンを検討した。
最大線出力公称値が 430W/cm 、過出力係数(熱出力誤差2%を除く。)が1.14、ペレット表面粗さが $5\mu\text{m}$ 以下という前提条件では、少なくとも4ステップ(零 \rightarrow 90% \rightarrow 95% \rightarrow 97.5% \rightarrow 定格出力)とする必要があり、またこの時定格到達までに要する期間(プレコンディショニング期間)は4日との結果を得た。
この立上げパターンを採用した際の燃料溶融確率を評価した。最初の出力上昇(零 \rightarrow 90%)でスクラムした場合0.03%、また最後の出力上昇(97.5% \rightarrow 定格出力)でスクラムした場合0.03%未満との結果を得た。
- (5) プレコンディショニング期間中の燃料中心空孔成長を保守側に評価しない切詰た手法でも、上記前提条件での原子炉起動パターンを検討した結果、3ステップ(零 \rightarrow 90% \rightarrow 95% \rightarrow 定格出力)、プレコンディショニング期間2.5日の起動パターンを得た。このパターンを採用した際の、最後の出力上昇(95% \rightarrow 定格出力)でスクラムした場合の燃料溶融確率を評価したところ、0.1%との結果を得た。

謝　　辞

CEDAR-IIIコードを使用するに当たり、ADS細川副主研よりコードの検証状況詳細について教示頂き、第1.4節を作成した。また、本社炉技術Gr.永井副主研およびADS鵜飼副主研より、燃焼初期でのO/M比分布挙動について教示頂き、第1.4節作成に反映した。

本研究を開始するに当たり、プラント工学室池上主研および水野研究員より有益な意見を頂いた。その結果、第2.1節に示したように中心空孔が十分成長した時期について検討することで、燃料ホットスポット温度評価手法を確立するという方針を立てることが出来た。

本評価手法について、東海設計開発課中江副主研、安部研究員他より有益な意見を頂いた。その結果、第2.2節に示したように原型炉手法との比較をした。尚、モンテカルロ計算にて確率密度分布を設定するために参考とした燃料ペレットと被覆管の製造実績データは、設計開発課より提供頂いた。

燃料ペレット表面粗さを $1\mu\text{m}$ 以下に規定することが困難であることを、ADS柴原室代より連絡頂いた。ADS小川研究員、および山本研究員よりその詳細を教示頂き、また東海設計開発課伊藤研究員より「常陽」および「もんじゅ」での実績を教示頂き、第3章に反映した。

参考文献

- (1) A. E. Waltar and A. B. Reynolds, "Fast Breeder Reactors" (Pergamon Press), (1981).
- (2) G. Mühling et al., "Experience with Mixed Oxide Fuel Irradiated in the First Core of KNK-II", Proceedings of ANS International Conf. on Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors, Tucson, Arizona,(1986), Session 2, p.65.
- (3) JL. Ratier et al., "Behaviour of Phenix Standard Fuel", ibid.; Session 2, p.51.
- (4) J. Leclerc et al., "Survey of FBR Fuel Performances Reached in Europe", ibid., Session 2, p.26.
- (5) G. Marbach et al., "The First SUPERPHENIX Fuel Load Reliability Analysis and Validation", Proceedings of ANS International Conf. on Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors, Tucson, Arizona,(1986), Session 1, p.83.
- (6) F. E. Bard et al., "Oxide Fuel Pin Transient Performance Analysis and Design with the TEMECH Code", ibid., Session 5, p.121.
- (7) F. Vettraino and P. C. Cacciabue, "Melting Risk Assessment in PEC Reactor Fuel during Normal and Off-normal Operation", ibid., Session 4, p.106.
- (8) D. G. Martin et al., "Some Experimental and Theoretical Studies of the Power to Initiate Melting in Various Fast Reactor Fuel Pin Designs", ibid., Session 4, p.91.
- (9) 小形 他, "EBR-IIにおける高速炉燃料の運転信頼性試験(III), (1)過渡過出力時燃料挙動", 原子力学会 昭63秋の大会 H-12.
- (10) PNC ZJ 278 83-17(2), "高速増殖実証炉・第2次概念設計(I) 設計書(分冊2/5)", p. III-1.1-32.
- (11) (財)原子力安全研究協会 編集発行『軽水炉発電所のあらまし』(昭和59年10月31日)
- (12) J. P. Marcon and H. Sztark, "The Superphenix-2 Project", Nucl. Sci. and Eng. vol.100, p.490 (1988).
- (13) 伊藤, PNC N 9440 87-006, "高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究 昭和61年度成果報告会資料集", p. 113.
- (14) 細川 他, PNC SN 9410 88-125, "燃焼初期における燃料温度評価手法の検討"

- (15) 谷山、中西, PNC N 9410 88-035, "高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究(II) 昭和62年度成果概要", p. 2.
- (16) 中江、鹿倉, 動燃技報 No. 66 1988. 6, "燃料要素健全性の確率論的評価コード BORNFREEの開発", (資料番号 : 66-3).
- (17) 本間、春日屋, "次元解析・最小2乗法と実験式", (コロナ社).