

大型高速炉燃料設計仕様に関する検討(Ⅲ)

1992年2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)

大型高速炉燃料設計仕様に関する検討(III)

炉心・燃料技術検討グループ*

要 旨

本報告書は、「もんじゅ」以降の大型高速炉燃料設計仕様の選定に役立
てるため、平成3年に実施した検討の結果をまとめたものである。

検討した項目を以下に示す。

- ・ 炉心燃料設計の方向性
- ・ 燃料健全性判断基準
- ・ 炉心燃料設計用物性値

これらの検討結果は、実証炉の炉心・燃料設計仕様の選定に有効に反映され
るものと期待する。

*炉心・燃料技術検討グループ

若林 利男	(大洗工学センター技術開発部プラント工学室)
鹿倉 栄	(大洗工学センター燃料材料開発部燃料材料技術開発室)
長井 修一郎	(東海事業所核燃料技術開発部プルトニウム燃料開発室)
中江 延男	(東海事業所技術開発推進部炉心・燃料設計室)
永井 寛	(本社動力炉技術開発部技術開発室)

February 1992

Study on Fuel Design Specifications for Large Scale LMFBR (III)

T.Wakabayashi*, S.Shikakura**, S.Nagai***,
and N.Nakae****, H.Nagai*****

Abstract

This report summarizes the results of the study on fuel design specifications for a large scale LMFBR in the fiscal 1992.

Discussed items in the present study are as follows;

- (1) Annular pellet
- (2) Steady state and transient fuel pin performance
- (3) Physical properties of core materials for design study.

* Plant Engineering Office, OEC, ** Fuel Analysis and Development Section, OEC,
*** Plutonium Fuel Technology Development Section, Tokai Works,
**** Nuclear Fuel Design Section, Tokai Works, ***** Engineering Section, Head Office

目 次

第1章 まえがき	1
第2章 炉心燃料設計の方向性の検討	2
2.1 大型炉設計研究における中空ペレットの検討	2
2.2 中空ペレット燃料の挙動	9
2.3 中空ペレット製造実績と課題	13
第3章 燃料健全性判断基準の検討	18
3.1 定常時における燃料健全性判断基準	18
3.2 LOF時における燃料健全性判断基準	28
3.3 TOP型事象時の熱的挙動	29
3.4 FCMIに着目した過渡過出力時の燃料挙動	39
第4章 炉心材料設計用物性値の検討	45
4.1 改良オーステナイト鋼の設計用物性式	45
参考文献	50

第1章 まえがき

「もんじゅ」以降の大型高速炉燃料設計仕様の選定に役立てるため、炉心燃料設計仕様に関して平成3年度に実施した検討結果を本資料にまとめた。

第2章では、大型炉で中空ペレットを採用する場合の炉心燃料設計上の特徴、中空ペレットの燃料挙動、製造上の課題についての検討結果を示した。

第3章では、定常時、LOF時及びTOP時の燃料健全性判断基準についての検討結果を示した。また、FCMIに着目した過渡過出力時の燃料挙動についても示した。

第4章では、改良オーステナイト鋼の設計用物性式の検討結果を示した。

第2章 炉心燃料設計の方向性の検討

2.1 大型炉設計研究における中空ペレットの検討

炉心のコンパクト化の観点から出力密度の向上が望まれる。線出力密度を上昇させるためのキーポイントは、許容最大線出力の合理化と中空ペレットの採用と考えられる。本年度は中空ペレットに関する検討を実施した。

大型炉設計研究の一貫として中空ペレット採用時の許容最大線出力について、中実ペレットと比較検討を行った。比較は60万kWe大型炉を対象とし、中空ペレットの中心径をパラメータとし、燃焼初期及び燃焼末期について燃料中心温度評価を行った。¹⁾

(1) 検討条件

1) 燃料仕様条件

燃料仕様条件を表2.1に示した。ペレット内径公差は、Super Phenixにおけるペレット内径仕様が $\phi 2.0 \pm 0.2 \text{mm}$ であることを参考として、 $\pm 0.2 \text{mm}$ とした。

ペレット内径はノミナル値 D_{in} として、1.8、2.0、2.2mmの3ケースを検討対象とした。尚、スミア密度は、それぞれ85.2、82.6%T.D.である。

表2.1 燃料仕様

項目	仕様	項目	仕様
ペレット外径 (mm)	$\phi 7.42 \pm 0.05$	PuO ₂ 富化度 (wt.%)	20.9 ± 0.8
ペレット内径 (mm)	$\phi D_{in} \pm 0.2$	fissile富化度相対誤差(%)	4
ペレット密度 (%T.D.)	95 ± 2	被覆管外径 (mm)	$\phi 8.5 \pm 0.03$
O/M比 (-)	1.98 ± 0.02	被覆管内径 (mm)	$\phi 0.45 \pm 0.03$

2) 炉内条件

炉内条件を表2.2に示した。定格最大線出力値は、パラメータとした。

表2.2 炉内条件

項 目	条 件
定格最大線出力値 (W/cm)	パラメータ
原子炉熱出力誤差 (%)	2
出力分布誤差(核計算誤差) (%)	5
過出力係数*1 (-)	1.17
定格時被覆管外面温度*2 (°C)	550
冷却材入口温度 (°C)	380

注 *1) 燃料ピンに対する過出力係数であり、熱出力誤差を含む。

*2) 出力分布誤差以外の全ての不確かさを考慮したスポット値

(2) 検討結果

1) 燃焼初期の検討結果

高密度(95±2%T.D.)中空ペレットを採用した場合について、SIFTコードを用いて照射開始後72hrまでの燃料初期での過出力時燃料中心温度を、中心中空径をパラメータとして解析した結果を図2.1、図2.2及び図2.3に示す。その結果、燃焼初期での許容最大線出力はペレット内径にほぼ比例して向上することが分かった。尚、ペレットの内径(中心径)公差を±0.2mm(直径)とし、公差内下限値を用いることで、保守側に評価しているが、ペレット内径の偏心による影響は考慮していない。

2) 燃焼末期の検討結果

燃焼初期において線出力が厳しい外側炉心燃料については、定格最大線出力は図2.2のように大幅に上昇することができる。

しかし、内側炉心燃料については、図2.4に示したように線出力はサイクル末期が厳しくなる。内側炉心燃料について中空ペレットの効果を検討した。内径が2.2mmの中空ペレットを採用した場合について、定格最大線出力条件を410W/cmとし、CEDAR-II Bコードを用いて燃料ピン挙動を解析した。スミア密度は、 $95 \times (7.42^2 - 2.2^2) / 7.6^2 = 82.6\%T.D.$ となり、中実ペレット仕様での $90 \times 7.4^2 / 7.6^2 = 85.8\%T.D.$ を下回ることになるが、炉内条件は同一として解析した。図2.5に解析結果を中実ペレットの結果と比較して示した。燃焼初期ほどではないが、燃焼が進んだ時期(7.5カ月以降)においても、中心温度低減効果が大きいことが分かった。

本検討の結果、高線出力化を図る上で、中空ペレットが有効であると考えられ、また、スミア密度を下げることにより、PCMIに起因する被覆管応力が低下し、設計裕度が大きくなるという効果も期待できいと考えられる。

(3) 中空ペレット使用実績(FBR関係)

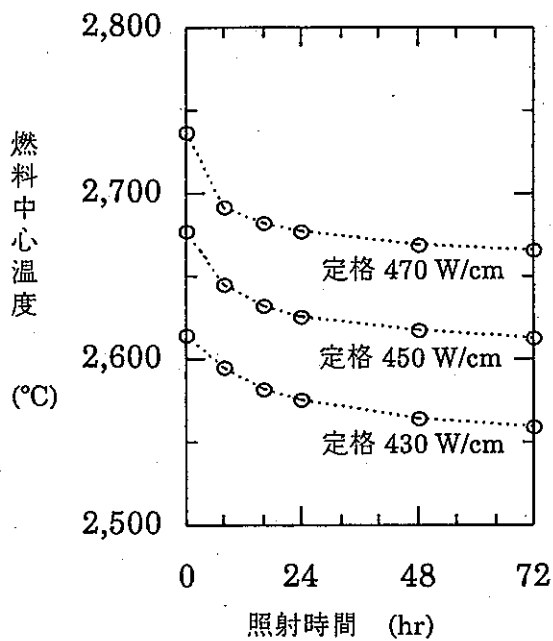
海外炉では、BN-600(ソ連、原型炉)、PFR(英国、原型炉)、Super Phenix(仏、実証炉)等において、中空ペレットの使用実績がある。

BN-600では、中空ペレットがドライバー燃料で採用されており、ペレット外径が $\phi 5.9\text{mm}$ 、内径(中心径)が $\phi 1.9\text{mm}$ 、密度が95%T.D.(スミア密度では約80%T.D.)であり、定格最大線出力は530W/cmである。

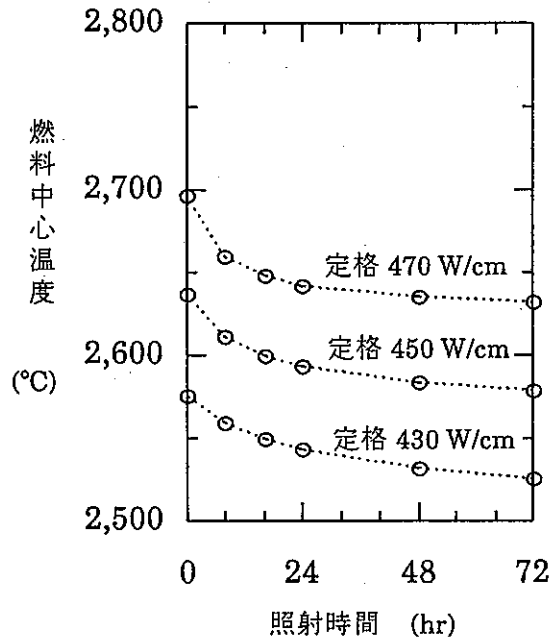
PFRのMk-I炉心では、ピン径が $\phi 5.84\text{mm}$ と細いが、中空ペレットを用いた集合体の照射試験により、ピーク燃焼度で17.6%が達成されている。

Super Phenixでは、ペレット外径が $\phi 7.14\text{mm}$ 、内径が $\phi 2.0 \pm 0.2\text{mm}$ 、密度が95.5%T.D.(スミア密度では約83%T.D.)であり、定格最大線出力は470W/cmとなっている。初期炉心の取出平均燃焼度は7万MWd/tであるが、最終的には10万MWd/tを狙っている。

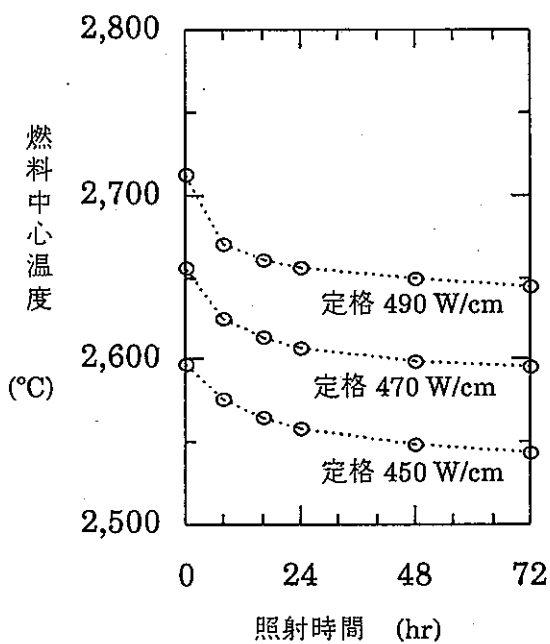
日本での中空ペレットの製造、使用実績としては、常陽の計測線付燃料集合体(INTA)用の燃料ペレットがある。



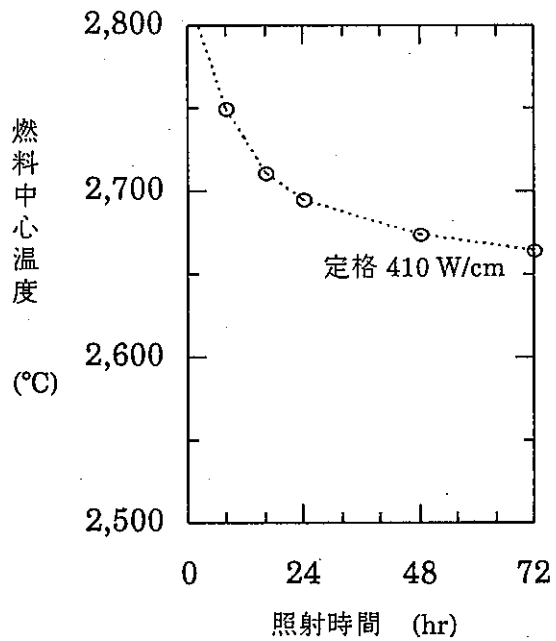
(a) ペレット内径: $\phi 1.8$ mm



(b) ペレット内径: $\phi 2.0$ mm



(c) ペレット内径: $\phi 2.2$ mm



(d) 中実ペレット

図2.1 中空ペレットの内径をパラメータとした燃料中心温度解析結果 (ホットスポット)

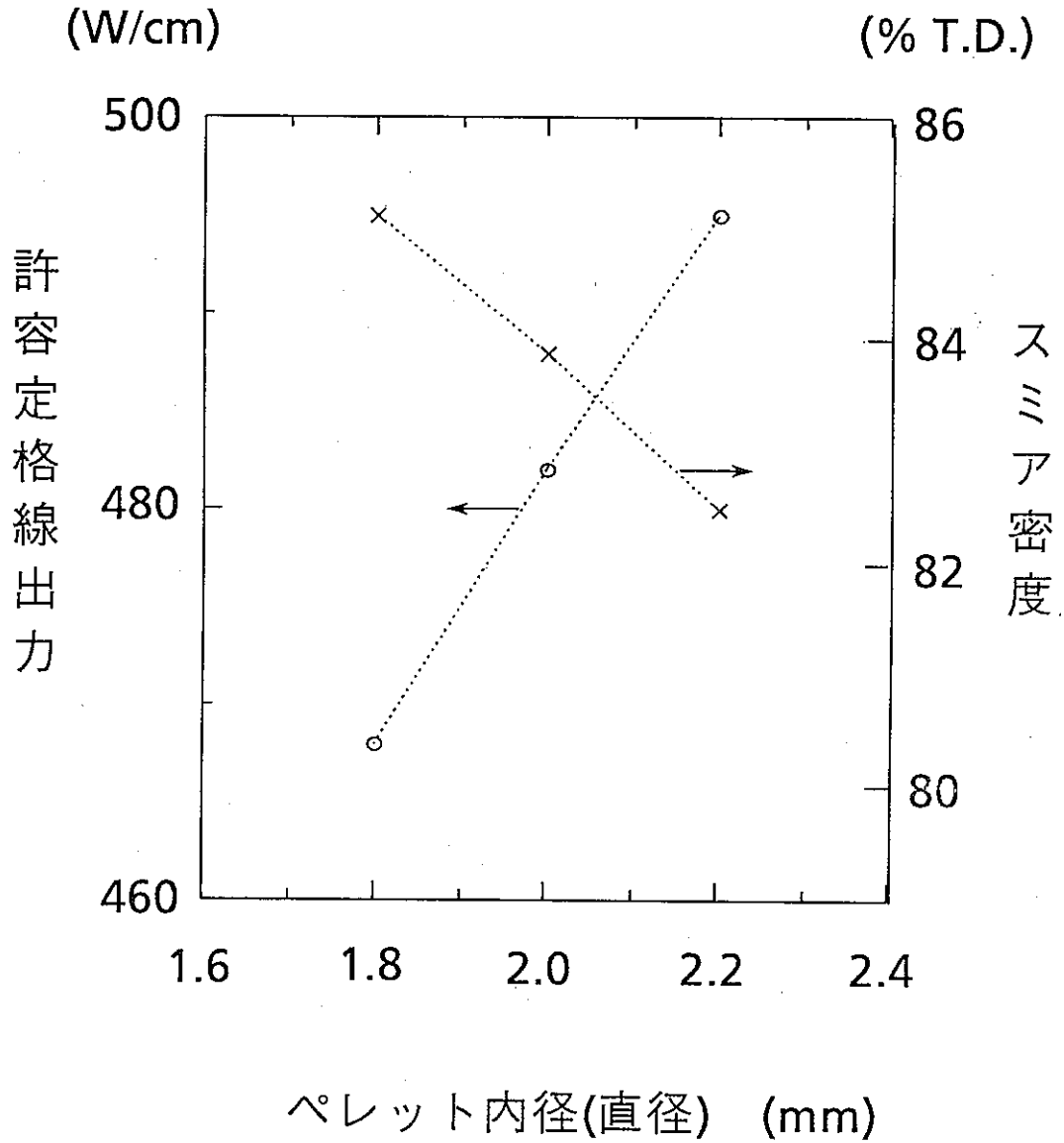
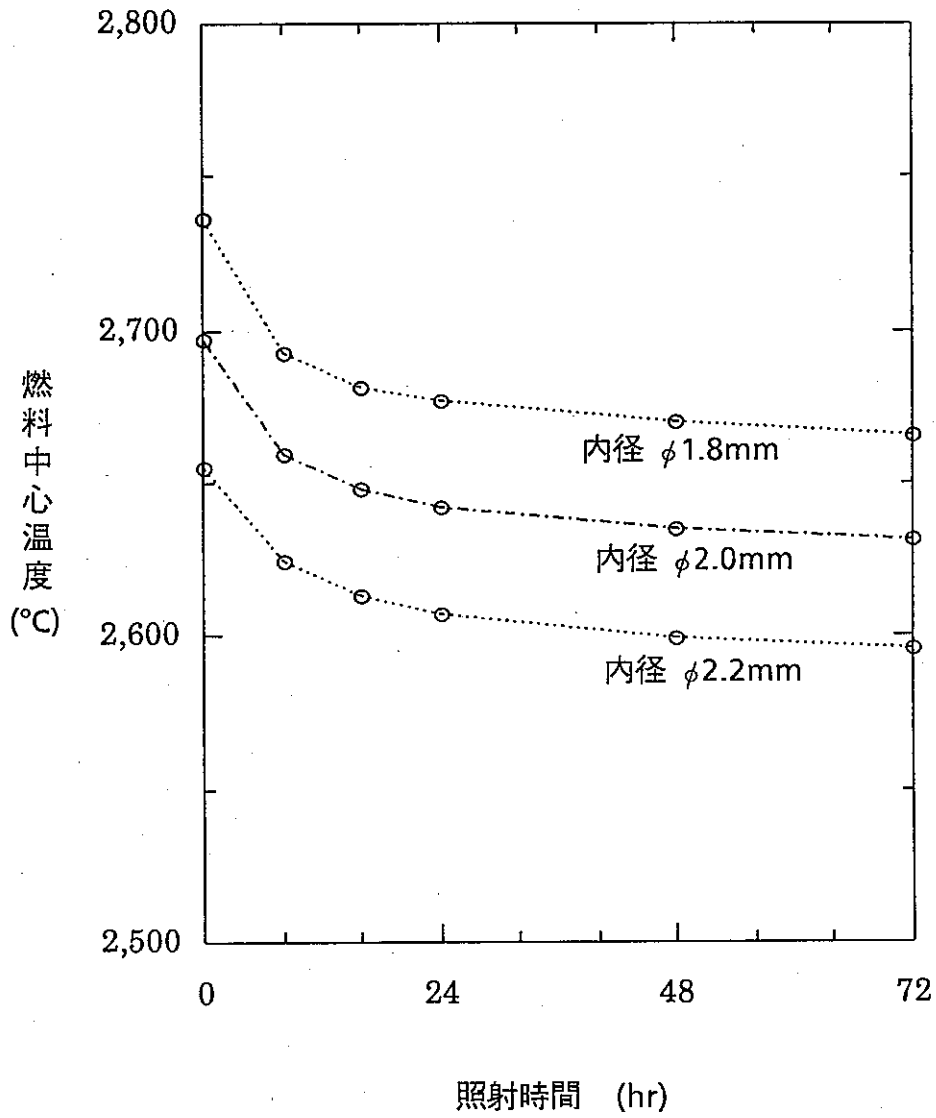


図2.2 許容定格線出力と燃料スミア密度の関係



(a) 線出力 470W/cm

図2.3 中空ペレットの内径をパラメータとした燃料中心温度解析結果 (ホットスポット)

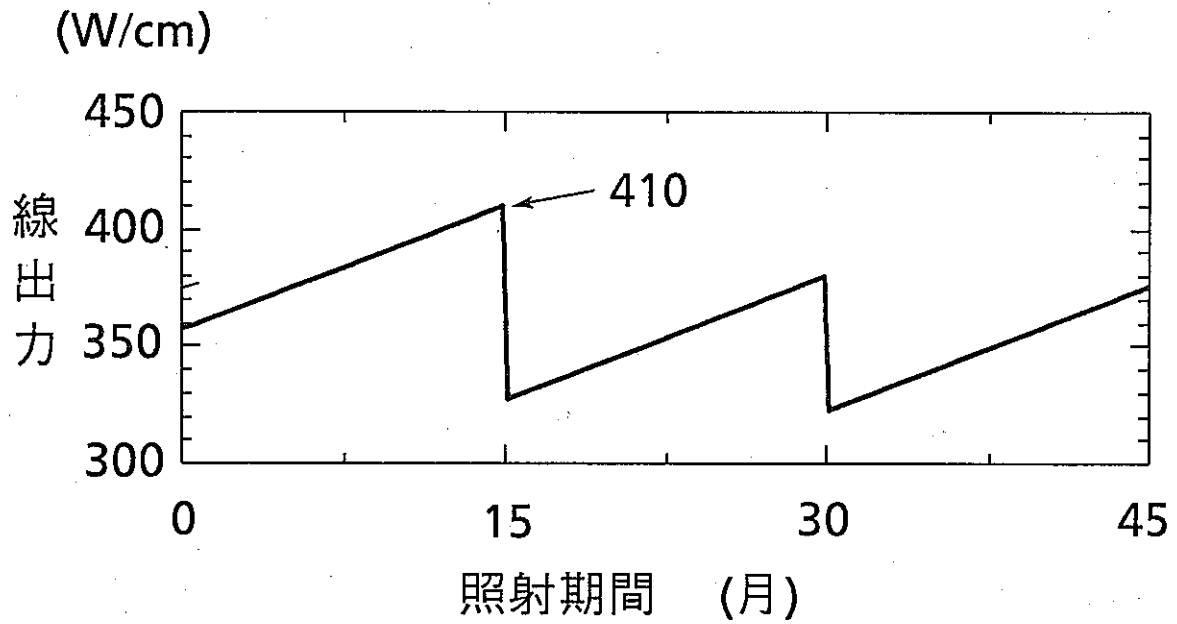


図2.4 内側炉心の定格運転時ピーク線出力変化

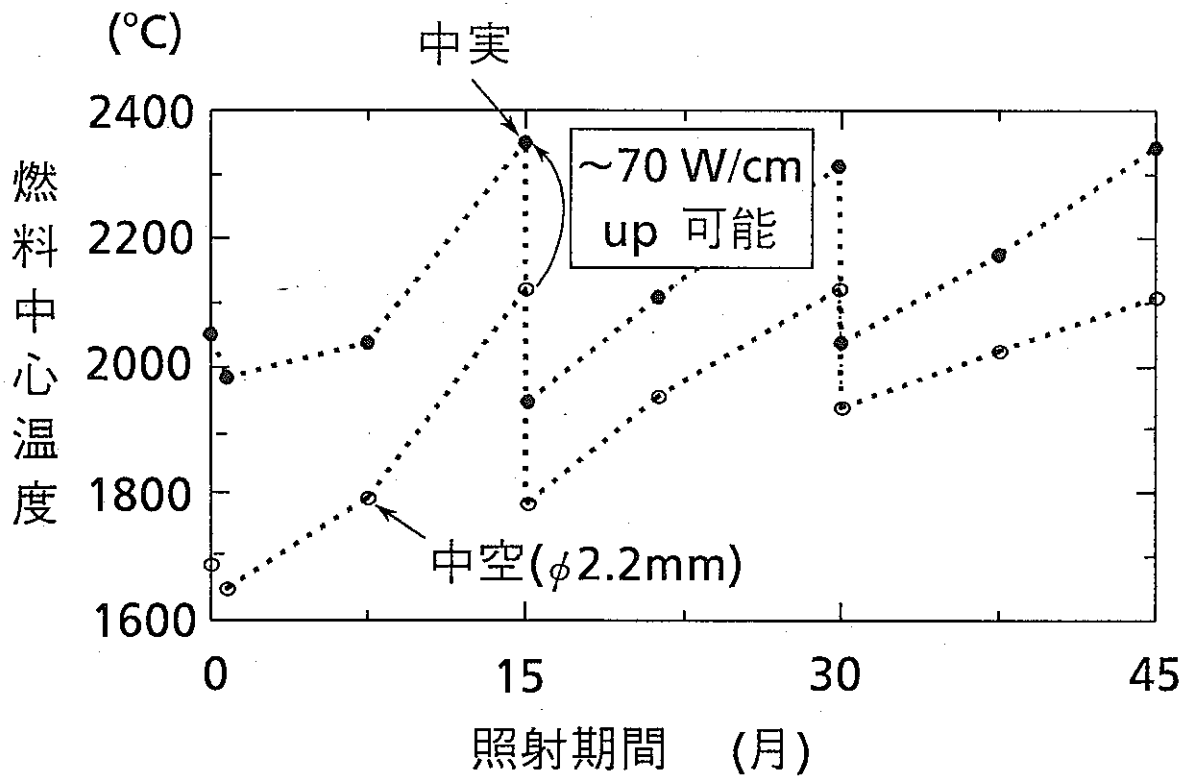


図2.5 内側炉心の定格運転時燃料中心温度履歴

2.2 中空ペレット燃料の挙動

(1) 中空燃料の照射挙動

中空燃料の照射挙動については、中実燃料と同じ混合酸化物燃料を用いていることを考慮すると微視的な特性は温度・燃焼度等が同一であれば変わらないと考えられ、また、中空燃料の照射試験結果が報告されている公開文献でも中空燃料であることによる独自の問題点は指摘されていないので、大きな問題はないものと推定している。しかし、中空燃料では、線出力・スミア密度・製造時ギャップ幅が同じであっても、中実燃料に比較して照射初期の燃料中心温度が低い、燃料周辺部の密度が高い等の差があるので照射挙動にも何らかの差が生ずることが考えられる。そのため、照射試験等により照射挙動全般について中実燃料との差を評価するとともに、設計評価の観点からは特に以下の点について確認・評価する必要があると考える。

1) 熱的挙動

燃料スミア密度、製造時ギャップ幅が同じ場合、照射初期における燃料温度は、中空ペレットの製造時内径が中実燃料の照射初期に形成される中心空孔の直径より大きければ中空燃料のほうが低いと考えられる。

ここで、中実燃料を照射して形成される中心空孔の直径については、以下のような例がある。すなわち、85%T.D.の中実ペレットを最大線出力約450W/cmで約50,000MWD/MTMまで照射した場合には、照射後試験で観察された中心孔径は1.5mm程度であった。現状で、実証炉燃料の候補仕様として挙げられている燃料密度はこれより高いので、同一照射条件下で形成される中心空孔径はこれより小さい。また、被覆管のスエリング等による燃料ペレット径方向拘束の緩和がなければ、これ以上の中心空孔の拡大は期待できないと考えられる。一方、これと同一のスミア密度でペレット密度を95.5%T.D.とした中空ペレットを想定した場合ペレット内径は1.8mmとなり、照射条件およびギャップコンダクタンスが同一であれば、この中空ペレットを用いると中心空孔が形成された中実ペレットより中心温度は低くなる。

しかしながら、照射がある程度継続した後は燃料中心温度はペレット/被覆管ギャップ幅が縮小する程度にも存在するのでギャップ幅変動の挙動にも着目する必要がある。中空燃料において照射にともなうギャップ幅の縮が中実燃料より著しく小さい場合には、FPガスがギャップ中に放出されることによるギャップコンダクタンス低下の効果により燃焼燃料の中心温度が許容範囲を越えて高くなる可能性があるので、これについて照射試験により確認する必要がある。

2) 機械的挙動

機械的挙動としては、FCMIが重要である。TREAT炉における未照射燃料の過渡過出力試験²⁾や軽水炉燃料の照射試験³⁾では、中空燃料は中実燃料に比較して燃料ピン外径変化が小さく、FCMIは厳しくないことを示唆する報告がある。ただし、これらは「中心空孔が形成されていない中実燃料を比較対象としている」、「燃料スミア密度が必ずしも同一でないものの比較となっている」等の特徴があるので、上記の示唆を一般性のある議論に直接的に拡張することが困難である。このように、中空燃料のFCMI挙動については、少なくとも中実燃料に比較して厳しくないことを示すには照射試験データが著しく不足している。そこで、同スミア密度で中実/中空燃料ピンのFCMI挙動を比較する照射試験を行い、両者の差を定量評価する必要がある。

(2) 中空燃料の照射試験

動燃事業団で現在実施中あるいは近い将来に実施が計画されている中空ペレット燃料ピンの照射試験は、以下の5試験である。

- ・ INTA-2 (常陽)
- ・ LDP-3 (常陽)
- ・ ORT (EBR-II)
- ・ PNC6-2 (Phenix)
- ・ PNC6-3 (Phenix)

試験の主な仕様等を表2.3示す。これらは、昨年度「太径ピンの照射試験」¹⁵⁾として示したものであるが、その後の検討等により若干の変更が生じている。

これらの試験では、燃料ピンの外径は7.5mmあるいは8.5mmとなっており、また、ペレット内径は2mm程度である。INTA-2試験は燃料中心温度測定を行っており、測定部のみ中空ペレットを使用しているもので、中空燃料挙動に着目し計画したものではなく、また、照射期間は1週間と短い、まもなくPIEを実施するので最も早く照射後試験結果が得られる。LDP-3およびPhenix炉照射試験は定常照射試験であり、EBR-II/ORTは定常照射の後過渡出力照射を行なう試験である。EBR-II/ORT試験は、既に一部の定常照射を開始しており、1994年に試験結果が得られる予定となっている。その他の試験は今後照射が開始される予定である。

さらに将来的には、「常陽」MK-IIおよび「もんじゅ」を利用した照射試験を計画しているので、その試験条件設定には適宜R&D成果の反映および実証炉燃料設計成果を反映させていく予定である。

表2.3 中空燃料照射試験の主要パラメータ

照射炉	常陽		EBR-II	Phenix	
	INTA-2	LDP-3		PNC6-2	PNC6-3
試験名			ORT		
ピン外径 (mm)	7.5	8.5	7.5	8.5	8.5
被覆管肉厚 (mm)	0.4	0.5	0.4	0.5	0.5
ペレット外径 (mm)	パラメータ	7.32	6.55	7.32	7.32
ペレット内径 (mm)	1.9	1.8	2.2	1.8	1.8
ペレット密度 (%TD)	パラメータ	95.5	94	95.5	95.5
スミア密度 (%TD)	パラメータ	86	80	86	86
試験体系	19本*1 バンドル照射	ピン照射	ピン照射 (定常+過渡)	127本*2 バンドル照射	127本*2 バンドル照射
目標ピーク燃焼度 ($\times 10,000$ MWD/MTM)	-	16	13	16	13
ピーク出力 (W/cm)	420	450	460	430	430
被覆管最高温度 (°C)	-	680	650	650	650
照射開始終了予定時期	1991年	1994/98年	1989/94年	1993/99年	1993/98年

*1: 中心温度計測試験であり、計装線導入部のみ中空ペレット使用。

*2: 半数が中空ペレット燃料ピン。

2.3 中空ペレット製造実績及び課題

(1) 動燃におけるMOX中空ペレット製造実績

動燃におけるMOX中空ペレット燃料の試作製造は、昭和40年代前半より行っている。昭和40年代においては、現製造法と異なり、粉末を成型した後予備焼結を行ったペレットに、精密施盤を用いて両端側からドリルで穴空けを行う方法(ドリル法)をとっていた。この方法では、時間と手間がかかり、量産規模の製造法としては、現実的ではない。

昭和50年代に入り、工程の簡略化及び製造の容易性の観点から、成型工程で中空の圧粉体を作る方法(成型法 図2.6参照)の開発を行ってきた。成型法により中空ペレットを製造するに際しては、金型(特に中空コアロッド)の形状、材質を検討して座屈強度等の改良を実施してきた。この方法での製造は現在も続いており、各種の照射燃料の製造に用いられる。

現在までのMOX中空ペレット製造は、照射燃料が主で、特にFBR仕様の燃料では、計装線を入れるために中空ペレット(中空径約1.9mm)を製造したものである。表2.4に過去に製造したMOXペレットの概略仕様について示す。

(2) 開発課題

これまでのFBR用中空ペレットの製造は、照射試験を目的とした小規模なもの(数十~数百個程度/ロット)であり、製造歩留りや量産(数万個/日)を考慮した製造は、実施していない。しかし、これまでの製造経験からFBR用中空ペレット製造上の課題が明らかになっている。

1) 成型(装置)に関する課題

- ・ 中空コアロッドの破損防止及び耐久性

FBR用中空ペレットの製造に用いられる中空コアロッドの径は~2mmと細いため、成型時の高応力により、中空コアロッドの破損が多く生じた。従ってグローブボックス内での金型交換頻度をできる限り少なくし、コアロッドの変形等による不良品の発生を防止し、ペレットの量産を図るために、耐久性があり強度の強い中空コアロッドの開発が今後の課題となっている。

2) 充填粉末の流動性に関する課題

- ・ 中空ペレットの量産化を図る上では、ダイス孔に粉末を均一に充填するために、適切なバインダを選定し、造粒粉の性状の最適化を図り、かつ、その造粒粉を量産製造できる装置の開発が必要となる。

3) ペレット検査の観点から

- ・ 中空ペレットの密度を自動的に測定する装置の開発が必要となる。このためには、現在実証されている中実ペレットの密度測定装置に、ペレット内径を測る機構を組み込む必要がある。

(3) 燃料設計側への提案

FBR燃料として使用するMOX原料粉は、動燃再処理向上工場で抽出されたPu溶液からの混合転換粉、海外返還PuO₂粉、不良ペレットのリサイクル粉、燃料メーカーから納入される劣化UO₂粉等多岐に渡っている。これらの粉末の特徴は各々異なることから、それらより製造するペレットの焼結密度(マトリックス密度)の一定化を図るためには、製造条件をその都度決定しなければならない。

従ってFBR実証炉の燃料設計にあたっては、これらのことを考慮に入れた設計を提案する。すなわち燃料設計上考慮すべき事は、“燃料を溶かさないうこと”と考えられることから、製造側としては、表2.5に示すような燃料仕様の簡素化が製造コスト低減に有効と考えられる。

(4) ペレット・被覆管ギャップについて

1) 現状

現在プルトニウム燃料第三開発室において、「もんじゅ」初装荷燃料を製造しているところである。「もんじゅ」の燃料仕様としては、ペレット・被覆管の平均ギャップは160 μ mと他のドライバ燃料(常陽、ふげん、Phenix)と比べて小さい。従ってペレットを充填中に自動で挿入できにくい場合も発生している。

その結果、被覆管端部の汚染レベルが規格値を超えたり、メンテナン

スに余分な時間を費やし作業員の被ばくの増加につながったりしている。

2) 「もんじゅ」仕様の場合の最小ギャップ及びペレット充填性に影響する要因

「もんじゅ」の仕様における燃料ペレットを被覆管に充填する時の最小ギャップは、被覆管内径(5.56±0.025mm)、ペレット直径(5.40±0.05mm)及び管口マスクの肉厚0.035mmより、次の様に計算される。

$$\text{最小ギャップ} = (5.535 - 5.45) - 0.035 \times 2 = 0.015\text{mm} = 15\mu\text{m}$$

と極めて小さく、充填の容易さを考えるとギャップ幅は限界に近い。又、これらにペレットの真直度(直角度)及びペレットを並べているペレットと被覆管の軸合わせの精度も充填の容易さを考える場合考慮に入れる必要がある。

3) 結論

- ① 充填装置の位置合わせの精度
- ② 管口マスクの強度上必要な肉厚
- ③ 燃料ペレット及び被覆管の製造公差は、量産性を考えると「もんじゅ」と同程度は必要

従って多少太径となる実証炉燃料を製造する場合においても、ペレット・被覆管ギャップは「もんじゅ」と同程度の160μmは必要である。

4) 他のドライバ燃料の公差(参考)

キャンペーン	ノミナルギャップ(μm)
常陽 MK-II	200
MK-II	170
「もんじゅ」	160
Phenix	230
S-Phenix (中空)	230
「ふげん」	300

表2.4 MOX中空ペレット製造実績

キャンペーン	直径(mm)	中空径(mm)	高さ(mm)	密度(%TD)
FBR 常陽照射				
INTA-1	5.40	1.9	8.0	85
INTA-2	5.40	1.9	9.0	95
	5.40	1.9	9.0	92
ATR HALDEN照射				
IFA-514	10.54	1.85	10.0	95
	10.54	3.5	10.0	95
IFA-529	10.66	1.85	10.0	95
IFA-554/555	12.4	2.0	13.0	95
	12.4	3.5	13.0	95
Puサーマル照射				
PWR	8.19	1.8	13.5	95
BWR	10.31	3.6	10.3	95

表2.5 製造の観点からの燃料仕様

項目	仕様への要望
高さ	仕様規定無 (製造上の目安程度を示すのみ)
外径	仕様規定有 (公差有) (外径については、7mm以上を要望)
密度	仕様規定有 (公差有) (ペレットスミヤ密度(単位長さ当たりのMOX重量)で規定) (マトリクス密度については規定無)
中心空孔径	仕様規定有 (公差無) (偏心量も含めた最小径のみを規定)

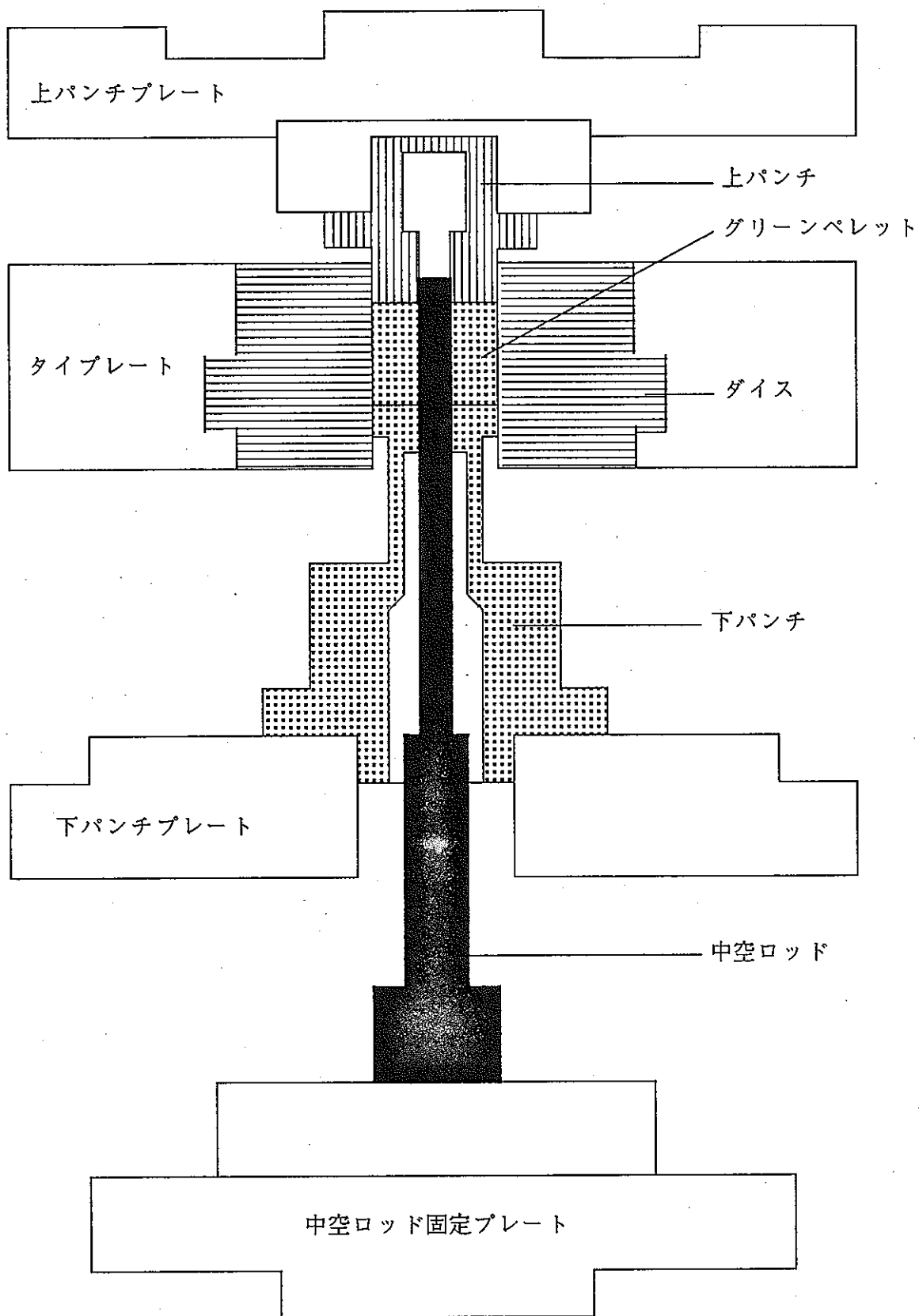


図 2.6 プレス金型配置図

第3章 燃料健全性判断基準の検討

3.1 定常時における燃料健全性判断基準

冷却材炉心出口温度の高温化に関連し、被覆管温度制限値を700°Cから710°C程度に上昇させることを検討する必要がある。データの700°C以上への外挿性について検討した。


(1) 短時間設計応力強さ (S_u, S_y) に対する環境効果及び700°C以上への外挿性

1) 評価式

短時間応力強さ (S_u, S_y) に及ぼす環境効果として、表3.1に定める強度補正係数を用いるものとする。

表3.1 強度補正係数

温 度 (°C)	時 間 (h)							
	1000		10000		18000		30000	
	γ_{Sy}	γ_{Su}	γ_{Sy}	γ_{Su}	γ_{Sy}	γ_{Su}	γ_{Sy}	γ_{Su}
RT	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
∧	∧	∧	∧	∧	∧	∧	∧	∧
450	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
475	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	0.98	1.00
500	1.00	1.00	0.97	0.99	0.95	1.00	0.95	1.00
525	1.00	1.00	0.92	0.97	0.89	0.96	0.87	0.95
550	0.95	0.97	0.86	0.92	0.84	0.91	0.82	0.90
575	0.90	0.92	0.81	0.88	0.79	0.86	0.77	0.85
600	0.85	0.88	0.76	0.83	0.74	0.82	0.72	0.81
635	0.80	0.84	0.71	0.79	0.69	0.78	0.67	0.78
650	0.76	0.80	0.66	0.76	0.64	0.75	0.62	0.74
675	0.71	0.76	0.62	0.72	0.59	0.72	0.57	0.71
700	0.66	0.73	0.57	0.69	0.54	0.68	0.52	0.67
750	0.57	0.67	0.46	0.63	0.43	0.62	0.40	0.61

 : 外挿範囲

2) 適用範囲

温度 ; 室温～750°C
時間 ; ～30,000hr

3) データベース

① 改良SUS316鋼の照射後引張り試験

材料 ; 改良SUS316鋼 (55年度試作材)
中性子照射量 ; $1.9\sim 2.4 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ ($E > 0.1 \text{ MeV}$)
照射時間 ; 4267～11441hr
照射温度 ; 425～650°C
引張り試験温度 ; 425～650°C

② 改良SUS316鋼のNa浸漬後の引張り試験

材料 ; 改良SUS316鋼 (55年度試作材)
浸漬時間 ; 2000～18000hr
浸漬温度 ; 500～700°C
引張り試験温度 ; 500～700°C

③ 改良オーステナイト鋼の照射後引張り試験

材料 ; 改良オーステナイト鋼 (60年度試作材)
中性子照射量 ; $0.6\sim 1.0 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ ($E > 0.1 \text{ MeV}$)
照射時間 ; 9880hr
照射温度 ; 472～476°C
引張り試験温度 ; 500～740°C

④ 改良オーステナイト鋼のNa浸漬後の引張り試験

材料 ; 改良SUS316鋼 (60年度試作材)
浸漬時間 ; 2000～10000hr
浸漬温度 ; 500～700°C
引張り試験温度 ; 500～700°C

4) 策定方法

短時間強度に対する環境効果としては、中性子照射効果、Na浸漬効果、熱時効効果が考えられる。しかしながら、改良オーステナイト鋼について

は、中性子照射データ及びNa浸漬データはあるもののデータ数が少なく、精度良い強度補正係数を策定するのは難しい。そこで、改良オーステナイト鋼と同じオーステナイト系ステンレス鋼である改良SUS316鋼について、すべてのデータを包含する99.9%信頼下限値を求め、これを改良オーステナイト鋼の強度補正係数に適用した。改良オーステナイト鋼の照射及びNa浸漬による強度低下は上記強度補正係数に対して十分保守的側になっていることを確認している。

5) 700°C以上への外挿性

ここで定めた強度補正係数は、改良SUS316鋼についての700°C、18000時間までのデータに基づき策定したものであり、これらをラーソンミラーパラメータ(LMP)法で整理することにより750°Cまで外挿して強度補正係数を策定した。なお、改良オーステナイト鋼については、その照射材は740°Cで9880時間まで、Na浸漬材では700°Cで10000時下でのデータが得られており、これらのデータはここで策定した強度補正係数に比べ十分保守側になっていることを確認している。

(2) 設計クリープ破断応力強さ(S_R)に対する環境効果及び700°C以上への外挿性

1) 評価式

平成元年度に示した改良オーステナイト鋼の設計クリープ破断応力強さ(S_R)について、その後取得したデータを用いて見直した結果を下式に示す。

$$LMP = 42.208 - 45.286 \log S_R + 37.655 (\log S_R)^2 - 11.353 (\log S_R)^3 \quad (\sigma \geq 10.5 \text{Kgf/mm}^2)$$

$$LMP = 27.121 - 3.898 \log S_R \quad (\sigma \geq 10.5 \text{Kgf/mm}^2)$$

S_R ; 設計クリープ破断応力強さ(Kgf/mm²)

LMP ; $LMP = (T + 273)(18.91 + \log 3xtr) \times 10^{-3}$

tr ; 破断時間(hr)

設計クリープ破断応力強さ(S_R)に及ぼす環境効果として、表3.2に定める強度補正係数を用いるものとする。

2) 適用範囲

① 設計クリープ破断応力強さについては

温度 ; 425°C~850°C

応力 ; 4.0Kgf/mm²以上

② 強度補正係数について

温度、時間 ; ~700°Cで~10000hr

~725°Cで~3000hr

3) データベース

① 大気中内圧クリープ破断試験

材料 ; 改良オーステナイト鋼(60年度、62年度試作材)

試験条件 ; 600°C 37.0~50.0Kgf/mm²

650°C 29.0~43.5Kgf/mm²

700°C 19.5~34.5Kgf/mm²

725°C 10.5~25.7Kgf/mm²

② Na内圧クリープ破断試験

材料 ; 改良オーステナイト鋼(60年度試作材)

試験条件 ; 600°C 35.0~42.0Kgf/mm²

650°C 31.5~40.0Kgf/mm²

700°C 16.5~26.0Kgf/mm²

③ 照射下内圧クリープ破断試験

材料 ; 改良オーステナイト鋼(60年度試作材)

試験条件 ; 605°C 35.7~40.8Kgf/mm²

670°C 21.4~27.5Kgf/mm²

725°C 11.2~17.3Kgf/mm²

4) 策定方法

大気中で実施した内圧クリープ破断試験結果をラーソンミラーパラメータ(LMP)法で整理し、破断時間をノミナル値の1/3にとることにより、設計クリープ破断応力強さを求めた。

クリープ破断強度に及ぼす環境効果としては、中性子照射効果とNa浸漬

効果が考えられる。FFTF-MOTAで実施した内圧クリープ破断試験は照射効果とNaによる効果が重畳しているため、これらの試験片のクリープ破断強度をLMP法で整理し設計クリープ破断応力強さからの低下を求めることにより、強度補正係数を算出した。

5) 700°C以上への外挿性

設計クリープ破断応力強さは、大気中で実施した750°C、6500時間までのデータに基づき策定したものである。参考データとして試験機の温度仕様範囲を越えて800°Cで1000時間(6.9Kgf/mm²)、850°Cで2200時間(4.0Kgf/mm²)まで実施したクリープ破断試験結果は、上記設計クリープ破断応力強さに対して裕度があることを確認している。

一方環境効果に関しては、725°Cで実施した照射下内圧クリープ判断試験結果に基づき、これをLMP法で整理することにより725°Cで3000時間、700°Cでは約10000時間までの適用が可能である。

(3) 被覆管内面腐食関係式の700°C以上への外挿性

平成2年度に示した被覆管内面腐食関係式が700°C以上の温度領域まで適用可能かどうかは現状では判断できない。改良SUS316鋼被覆管ではあるものの、内面温度が700°Cに近い条件で照射された燃料ピンの照射後試験結果が1992年末頃入手できる予定であり、この結果に基づき再評価を行なう予定である。

(4) Na腐食関係式の700°C以上への外挿性

平成2年度に示したNa腐食関係式は、初期腐食量と定常腐食速度から構成されるものである。両者の対数は、試験を行なった550°Cから650°Cの範囲において、それぞれ絶対温度の逆数と比例関係にあることがわかっている。一般に、このアレニウス型の関係式は750°C程度の温度まで適用できることが知られているため、平成2年度に示したNa腐食関係式は700°C以上まで十分挿入可能と判断される。

(5) σ 相析出、照射脆化に関する見通し

1) σ 相の析出

高温照射に伴い一般に σ 相、 χ 相などの金属間化合物が析出しやすくなり、材料の脆化をもたらすことが知られている。これらの脆化相の析出の有無は、照射温度とその温度での保持時間によって定まる。このうち特に重要な σ 相析出について動燃事業団が照射済SUS316鋼被覆管の電顕観察を実施した結果によると、通常の照射条件、照射時間では約650°C以上で析出が開始し、照射済被覆管ですでにこれらの析出相が認められている。照射温度の上昇に伴い、これらの析出物は徐々に早い時期から析出するようになるが、700°C前後で特に急激な析出を生じるようなことは無い。最も早い時期から析出が開始するのは800°C程度の温度であると推定されている。 σ 相はFe-Crをベースにした金属間化合物であり、オーステナイト鋼のCrの成分はSUS316鋼に比べ低いことから、オーステナイト鋼の σ 相析出はSUS316鋼と同等とみておけば保守側であると考えられる。これらのことから、改良オーステナイト鋼において700°C前後の照射で σ 相の析出による急激な脆化が生じるようなことは無いと考えられる。

このこと
から、
改良オーステナイト鋼
において700°C前後の照射で σ 相の析出による急激な脆化が生じるようなことは無いと考えられる。

2) 照射脆化

改良オーステナイト鋼では、550°C以上の高温になると通常の照射欠陥は消滅しやすく、回復による延性改善が図られるのに対して、He生成に起因する照射脆化が生じると考えられる。He脆化は、高温になる程Heの粒内から粒界への拡散による粒界気泡の成長促進に原因して、600°C以上で著しくなる。しかし、Heの生成速度と中性子損傷速度の比(appm/dpa)は、改良オーステナイト鋼の場合、高速炉では約1程度と、核融合炉条件の~20に比べて約1/20であり、高速炉条件でのHe脆化は一般にはそれほど顕著では無い。事実、照射済被覆管の引張り試験結果によると、照射欠陥の蓄積による照射硬化が大きい400°C程度で、一様伸びが最も低下する結果が得られている。また改良オーステナイト鋼について、FFTF-MOTAで実施した605°C~725°Cの範囲の炉内クリープ破断試験結果によると、700°C以上で特に破断伸びが低下する現象は認められていない。

(6) 改良オーステナイト鋼の高温データ取得の現状と計画

環境効果を含めた短時間応力強さ(S_u, S_y)とクリープ破断応力強さ(S_R)並び

に被覆管内面腐食(FCCI)とNa腐食について、700°Cを越えるデータの取得現況と今後の計画をまとめた結果を表3.3に示す。

1) 短時間応力強さ(Su,Sy)

大気中では1000°Cまでのデータが得られている。Na浸漬後については700°Cまでのデータしか得られていない。照射後については700°Cを越えるデータは750°C 1点のみが得られている。このうち、照射後については、中性子照射量 $\sim 1 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ までに限られるため、現在「常陽」において継続照射中である。

2) クリープ破断応力強さ(SR)

大気中では700°C及び750°Cのデータが得られている。Naについては700°Cのデータが得られている。700°Cを越えるデータは得られていない。照射中については725°Cのデータが得られている。このうちNa中については浸漬時間が4000hrまでであるため、現在10000hrまでのNa浸漬を継続して実施している。また照射中については、長時間側のデータを取得するため、FFTF-MOTA及び「常陽」MARICOを用いた照射試験を計画している段階であり、確定はしていない。

3) 被覆管内面腐食(FFCI)

被覆管温度が700°Cを越える燃料ピン照射試験は現在実施していない。このうちEBR-IIでPNC316被覆管を170000MWd/tまで照射したTOP試験の例が最も被覆管温度が高く、照射初期で690°C、末期で約650°Cである。この照射後試験結果は1992年末までに得られる予定である。PNC1520被覆管については、現在の燃料ピン照射試験はすべて650°C以下であるが、上記PNC316鋼のデータを含めて評価することにより、700°C程度にまでは外挿できる可能性がある。

4) Na腐食速度

Na腐食速度は、650°Cで10000hrまでのデータが得られている。一般にオーステナイト鋼では、Na腐食速度は絶対温度の逆数に対して550°Cから

750°C程度の範囲で直線性を有することが知られているため、650°Cまでのデータから700°C以上でのNa腐食速度を外挿することは可能と考える。

表3.2 改良オーステナイト鋼クリープ破断応力強さ(S_R)の補正係数

Time to Rupture(h) Temp.(°C)	Time to Rupture(h)												
	1	3	10	30	100	300	1000	3000	10000	18000	30000	36000	
425	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
450	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
475	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
500	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
525	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
550	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	0.960	0.914	0.900	
575	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	0.909	0.866	0.834	0.824	
600	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	0.919	0.839	0.807	0.782	0.773	
625	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	0.927	0.855	0.794	0.767	0.744	0.736	
650	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	0.950	0.871	0.816	0.763	0.737	0.713	0.704	
675	1.000	1.000	1.000	1.000	0.970	0.897	0.838	0.792	0.739	0.700	0.638	—	
700	1.000	1.000	1.000	1.000	0.921	0.869	0.821	0.777	0.667	—	—	—	
725	1.000	1.000	1.000	0.956	0.899	0.859	0.816	0.717	—	—	—	—	

表3.3 700C以上のデータ取得の現状と今後の取得計画

	大 気 中	Na浸漬	照 射
Su	RT~1000°C データ取得済	550°C, 600°C, 650°C, 700°C 各2点データ取得済 Na浸漬時間;10000hrまで	470°C, 530°C, 580°C, 630°C, 750°C 各1点データ取得済 中性子照射量;~1×10 ²³ n/cm ² 700°C以上 ~3×10 ²³ n/cm ² ;1998年頃入手予定
Sy	RT~1000°C データ取得済	550°C, 600°C, 650°C, 700°C 各2点データ取得済 Na浸漬時間;10000hrまで	470°C, 530°C, 580°C, 630°C, 750°C 各1点データ取得済 中性子照射量;~1×10 ²³ n/cm ² 700°C以上 ~3×10 ²³ n/cm ² ;1998年頃取得予定
SR	600°C, 650°C, 700°C, 750°C データ取得済	600°C, 650°C, 700°C 各4点データ取得済 ただし700°Cは4000hrまで、10000hrまでのデータは1992年末取得予定	605°C, 670°C, 725°C 各3点データ取得済 照射時間;最長 4000hr 長時間側のデータ取得計画中
FCCI	—————	—————	PNC316; 最高温度 690°C (BOC) 650°C (EOC) ピーク燃焼度 17000MWd/t 1992年末PIEデータ取得予定 PNC1520; 現在照射中、ただし650°C以下
Na腐 食速度	—————	550°C, 600°C, 650°C 10000hr までのデータ取得済	—————

3.2 LOF時における燃料健全性判断基準

LOF時の燃料健全性を判断するには、改良オーステナイト鋼の高温での強度を整備する必要がある、その検討を行った。

(1) 急速加熱バースト強度式の高照射領域への外挿性

「常陽」MK-II 照射燃料被覆管(SUS316鋼)について、中性子照射量が $1 \times 10^{23} \text{n/cm}^2 (E > 0.1 \text{MeV})$ までの範囲において実施した急速加熱バースト試験結果によると、照射による破損温度の低下は認められず、中性子照射量に対してほぼ一定値をとっている。従って現状、LOF型事象時における被覆管破損温度は高照射領域においても低下しないと判断される。

(2) 照射後高温クリープ破断試験

燃料被覆管の照射後高温クリープ破断強度データ収集のため、試験機の改造、高度化を現在実施している。照射済被覆管について高温クリープ破断試験を実施するためには、ホットセルの整備が必要であるため、実際の試験は平成5年度の下期頃になる予定である。

3.3 TOP型事象時の熱的挙動

TOPの燃料溶融限界を評価するため、燃料融点等の熱物性値を整備する必要がある。

また、急激な燃料温度上昇に伴い、燃料と被覆管の熱膨張差による燃料破損防止について検討する必要がある。

本年はこれらについて検討した。

(1) 燃料熱伝導度

照射燃料の熱伝導度に関連して、動燃事業団では照射後燃料の熱拡散率を最大35,000MWd/t程度の燃焼度まで測定してきている。熱拡散率は熱伝導度と以下のように関連づけられるので、熱拡散率測定値から燃料密度を仮定して熱伝導度を推定することが可能である。図3.1に、その例を示す¹³⁾。

$$\alpha = k / (\rho \cdot C_p)$$

ここで、 α : 熱拡散率

k : 熱伝導度

ρ : 密度

C_p : 定圧比熱

照射後燃料の熱拡散率測定値から上式を用いて推定した照射後熱伝導度と原型炉設計に用いた熱伝導度式⁴⁾(表3.4参照)によるノミナル評価値との相違を検討した。熱拡散率を測定した範囲では熱伝導度推定値は上記関係式ノミナル評価値のまわりにバラツキしており、燃焼の影響によって熱伝導度が低下する等の明確な傾向は示しておらず、燃焼による熱伝導度の低下を見込む必要性を示唆するものとはなっていない。従って、現在までの測定の範囲では、原型炉設計に用いた熱伝導度式を用いる場合には燃焼の影響を新たに取り入れる必要性に乏しいと判断している。

現在は、より高燃焼度の燃料を含めたより広範囲にわたる領域でのデータ拡充による評価を検討している。

(2) ギャップコンダクタンス

ギャップコンダクタンスの燃焼度による変化については、原型炉設計にも採用した照射後燃料の組織変化に基づき評価した結果がある。図3.2にこれを示す⁴⁾。このギャップコンダクタンスは等軸晶領域の生成温度を1400°Cとし、照射後に観察される等軸晶領域の境界位置が照射終了直前に決定されたと仮定して燃料外表面温度を推定し、評価したものである。図より、ギャップコンダクタンスは10,000MWd/t程度の低燃焼度において高い値となり、以後減少する傾向にあることがわかる。

ギャップコンダクタンスの評価手法としては、上記のほか照射後の残留ギャップ幅、プレナムガス組成等をもとにRoss&Stouteモデル⁵⁾により算出する手法がある。図3.3には、この手法により常陽MK-I燃料のギャップコンダクタンスを評価した例を示す⁶⁾。図より分かるように、この評価手法によってもギャップコンダクタンスは一旦高い値となった後、燃焼度の増加とともに減少する傾向にある。Ross&Stouteモデルを用いた解析では、これは照射初期においては燃焼に伴うギャップ幅の縮小によるギャップコンダクタンス改善効果が顕著であり、それ以後のギャップコンダクタンスの低下はFPガス放出によるギャップ部ガス熱伝導度の減少によるものと理解される。従って、定性的には図3.2のギャップコンダクタンス燃焼度依存性は妥当なものと考えられる。原型炉設計では、図3.2の評価から、同図の実線および破線に示した燃焼度依存性を設定した。

(3) 燃料融点

燃料融点は、固相線温度に着目し、未照射燃料の融点と燃焼による影響に分けて述べる。

未照射燃料については、Journal of Nuclear Materialsに発表した論文⁷⁾に掲載した関係式は、研究の途中経過として UO_2/PuO_2 および $UO_2/PuO_2/PuO_{1.61}$ の理想固溶体を仮定して算出した試的評価結果を述べたものであり、実測値による妥当性が確認されたものではない。現状ではO/M比をパラメータとした一連の測定値は、原型炉の燃料融点評価に用いられたAitken & Evans^{8),9)}によるものが利用できるのみであり、これを用

いることが適切と考える。これを図3.4に示す。本図より測定点を内挿して必要なO/M比、Pu濃度についての燃料融点を求めることができる。なお、今後O/M比、Pu濃度をパラメータとした融点測定を実施する予定であり、より信頼度に優れた融点の検討が期待できる。

照射燃料については、動燃事業団が測定した実測値¹⁰⁾が参照できる。原型炉の設計では燃料融点の燃焼による影響として、燃焼度50,000MWd/tまでは融点の降下はないものとし、50,000MWd/t以上では10,000MWd/tあたり7°Cの融点降下を見込んでいるが⁴⁾、現状で照射後燃料の測定が実施されている範囲ではこれを否定する実測値は得られないので、当面はこれを踏襲することが適切と考える。図3.5には燃焼度50,000MWd/t程度から70,000MWd/t程度までの照射後燃料の融点測定値を示した。図より、実測値は上記の融点降下率と著しい差はなく、従来の設定がほぼ妥当であると判断される。本図に示した燃焼度以外の領域については燃焼度依存性を評価できる十分な精度で測定されているデータが不足しているため、今後はこれを含めさらにデータの拡充を行う予定である。

(4) O/M再分布

O/M再分布については、照射後試験による測定結果から照射中のペレット内O/M比分布を推定し解析モデルと比較評価している。その結果、ほぼ平衡状態でのO/M再分布については、Aitkenモデル¹¹⁾を用いて照射後試験に基づくO/M比分布を比較的よく表現できることが判明している¹²⁾。

Aitkenモデルでは、酸素の輸送を気相あるいは固相拡散によるものとした非平衡熱力学の手法から求まる次式とペレット内径方向酸素量保存の条件を適用し径方向O/M比再分布を評価している。

$$\ln X - \ln X_s = 1/R(Q^*/T - Q^*/T_s)$$

ここで、 X : O/M比の2.0からのずれ

R : ガス定数

T : 絶対温度

Q^* : 輸送熱

s : 燃料表面を表す記号

上式の Q^* はAitkenらの炉外試験評価結果として、以下の値が得られている。

$$Q^* = -30 \text{ kcal/mol} \quad O/M > 1.98 \text{ のとき}$$

$$Q^* = -22.5/\bar{X}^2 \text{ kcal/mol} \quad O/M \leq 1.98 \text{ のとき}$$

ここで、 \bar{X} : $O/M \leq 1.98$ の領域での O/M 比の2.0からのずれの
 平均値

前述のように、この手法による評価値と照射後試験評価値とを比較すると両者の一致は比較的良いことが確認されている。従って、現状では O/M 再分布がほぼ平衡状態に達している場合は、上記モデルの組み合わせにより評価することが適切と考える。

(5) Pu再分布

Pu再分布については、現在までに得られている照射試験データの整理により O/M 比および線出力が高いほど燃料中心部のPu濃度が高くなることが分かっている。また、製造時Pu富化度が20%程度であった燃料では、製造時 O/M 比が約2.00、最大線出力450~500W/cm程度の高 O/M 比、高線出力でも燃料中心部のPu濃度は製造時より5%程度上昇するのに留まっていることが実験的に確認されている。

従って、実証炉で想定しているPu富化度20%程度以下の燃料ではペレット中心部のPu濃度増加量として10%Pu/(U+Pu)を見込んでおけば保守側の設定となると考えられる。

表3.4 原型炉設計に用いたMOX熱伝導度式

$$K(T) = 0.01169 + \frac{1}{\left[0.06717 + \frac{0.02226 \cdot (1 - \rho)}{O/M - 1.90} \right] \cdot T} + 0.7214 \times 10^{-12} \cdot T^3$$

ここに K : 熱伝導度 (W/cm°C)

T : 温度 (°C)

ρ : ペレット密度 (理論密度比)

O/M : 化学量論比 (-)

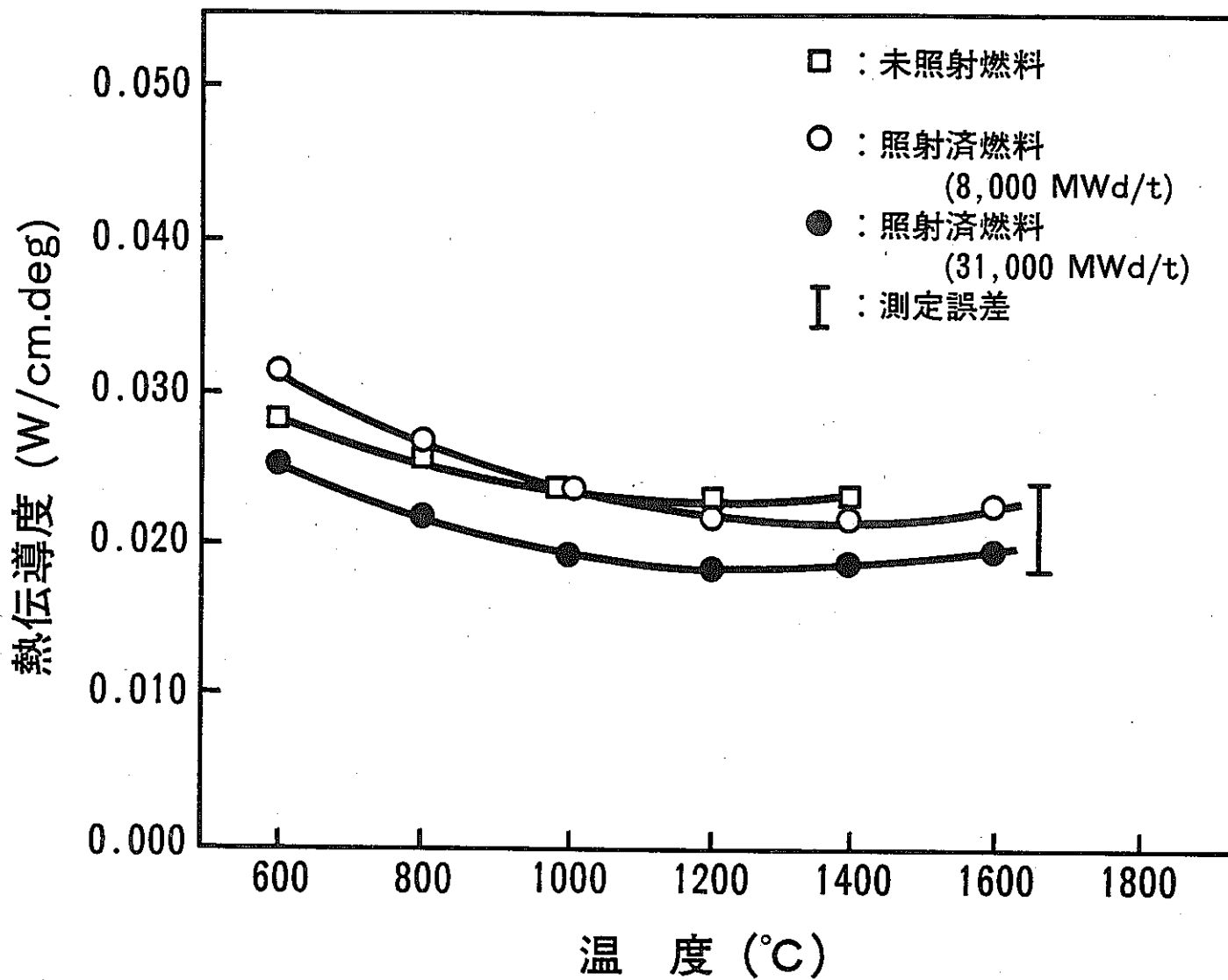


図3.1 照射済燃料の熱拡散率測定結果に基づく熱伝導度評価結果

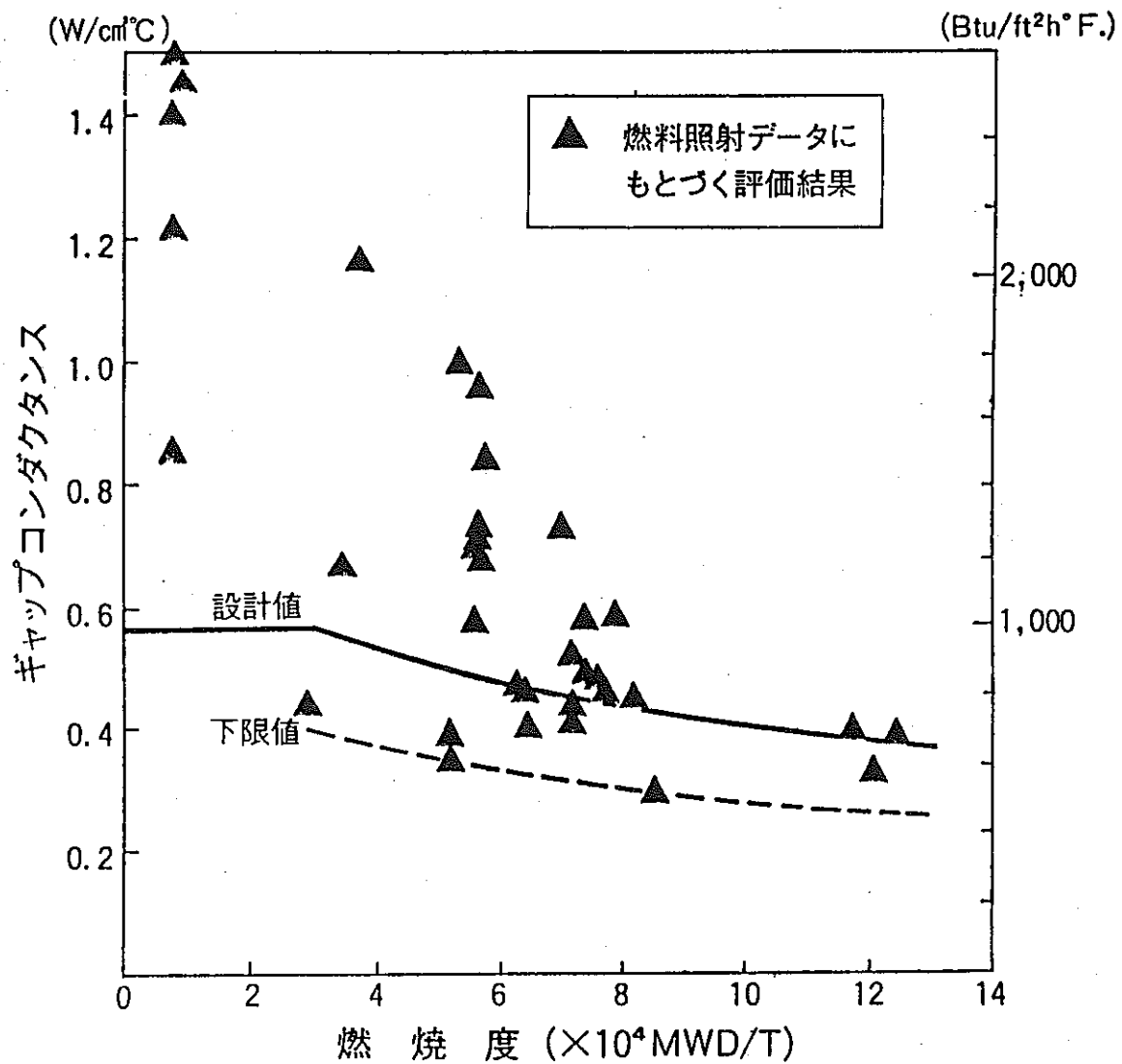


図3.2 燃料データにもとづく
ギャップコンダクタンス評価結果

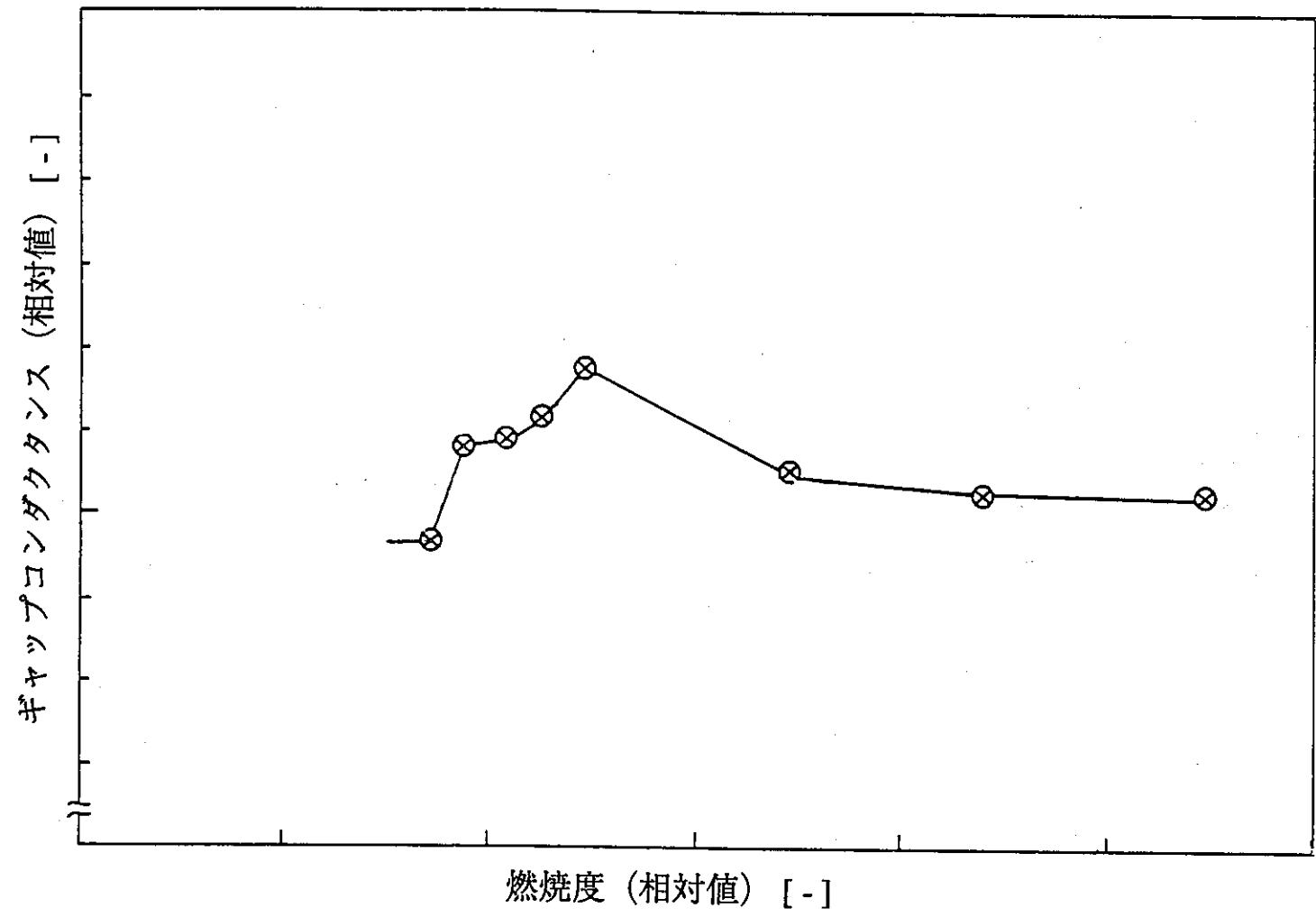


図3.3 Ross & Stoute モデルによる常陽Mk-I燃料のギャップコンダクタンス評価結果

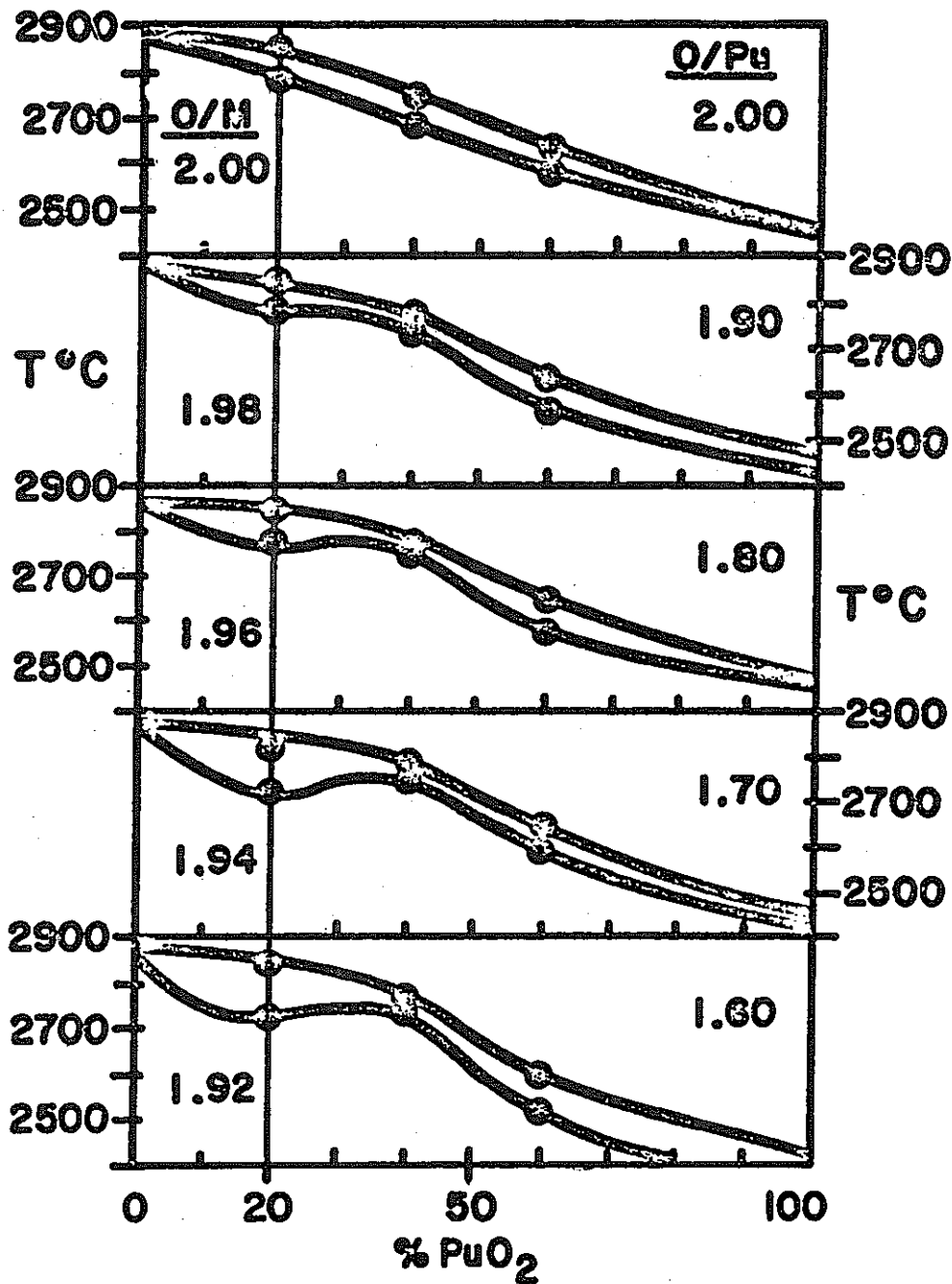


図3.4 原型炉設計に用いた燃料融点評価データ

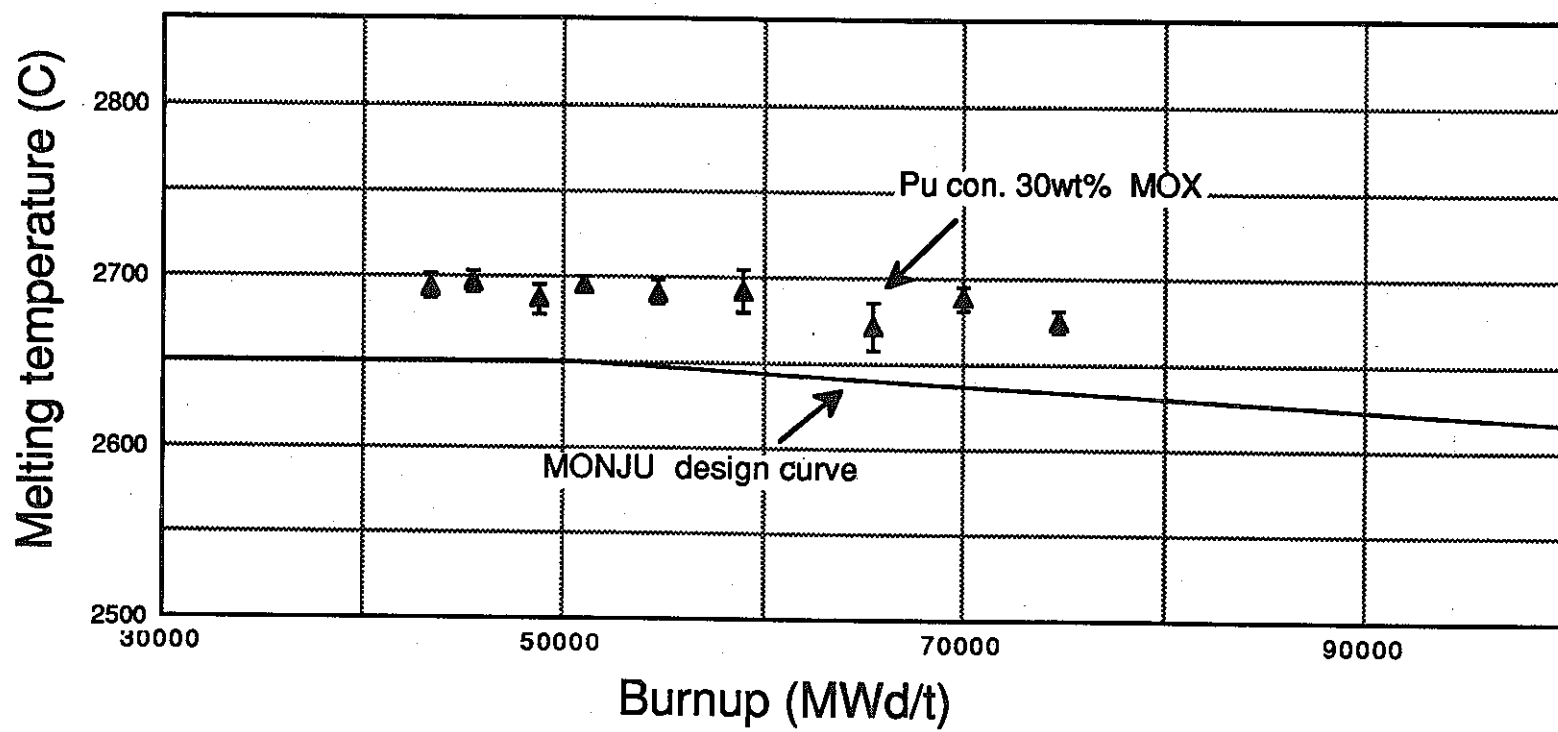


図3.5 照射燃料融点の燃焼度依存性

3.4 FCMIに着目した過渡過出力時の燃料挙動

EBR-II炉運転時過渡試験では、これまでに4回の過渡過出力試験を実施しているが、この中で、主として燃料・被覆管熱膨張差を原因とする過渡時FCMIで生じたと判断される燃料破損を2本経験している。ここでは、破損を生じた燃料ピンの燃料仕様上の特徴、過渡時FCMI挙動に及ぼす燃料パラメータや過渡条件の効果等を中心にEBR-II過渡過出力試験で得られた知見を示す。

(1) 試験の概要

燃料破損に及ぼす燃料設計パラメータと過出力速度との関連を評価することを目的に実施された過渡過出力試験としては、TOPI-1B試験とTOPI-1C試験がある¹⁴⁾。試験に供した燃料ピンの燃料仕様、予備照射条件は表3.4に示すとおりであり、燃料スミア密度、被覆管肉厚、燃焼度が主要なパラメータとなっている。これらの燃料ピンを、1B試験では過出力速度10%/secで、1C試験では0.1%/secで、いずれも定格時線出力の約2倍の線出力まで出力を上昇させている。

TOPI-1B試験では1本の燃料破損も生じなかったが、TOPI-1C試験では2本の燃料破損が生じた。破損は炉内燃料破損検出系(CG、DNモニター)で即座に検知されており、そのモニター結果から、最初に破損が生じた過出力レベルは71~78%の間と見積もられている。

破損した燃料ピンは、高スミア密度仕様(90~91%TD)のP43-Dタイプピン(燃焼度5.6at%)及びP43-Cタイプピン(燃焼度11.1at%)の2本であり、P43-Dタイプピンは、0.25mmの薄肉被覆管を使用した燃料ピンである。試験後の破損部燃料組織観察では、P43-Cタイプピンには燃料溶融は認められず、また、P43-Dタイプピンでは燃料溶融面積は約3%と極めて僅かであったことから、燃料溶融に伴う被覆管への荷重負荷は無視できる程度であり、破損原因は燃料・被覆管熱膨張差等^{注)}を要因とするFCMIによるものと判断された。上記の結果は、燃料仕様や定常・過渡時の照射条件によっては、燃料溶融が生じない場合であっても燃料・被覆管熱膨張差等のFCMIに

よって燃料破損が生じる可能性があることを示唆するものである。

注) 厳密には、燃料・被覆管熱膨張差に加え、燃料粒界等に保持されているFPガスの膨張・加圧による過渡時FPガススエリングによる圧力が重量しているものと考えられる(照射後、マイクロクラッキングとして観察)。しかし、現状のデータではこれによる寄与分を定量的に分離できないため、ここでは、FCMI圧力要因として過渡時FPガススエリングの寄与の可能性を含める意味で、“熱膨張差等”としている。

(2) 被覆管変形挙動と試験パラメータの関連

過渡過出力により導入される被覆管歪は図3.6に示すように燃料カラム部のみに顕著に現れており、また、局所的な歪のピークはペレット-ペレット間の境界面に対応している。このことは、被覆管歪が燃料と被覆管との機械的相互作用により生じたことを示すものである。

図3.7は被覆管歪増分の最大値を、製造時の燃料スミア密度、被覆管肉厚、燃焼度過渡過出力速度で整理したものである。

燃料仕様に関しては、燃料スミア密度が高いほど、被覆管肉厚が薄いほど(より一般的には、被覆管肉厚/外径比が小さいほど)、過渡歪は増加し、被覆管にかかる過渡時FCMI圧力が厳しくなる方向にあることがわかる。

燃焼度の効果については、被覆管の照射に伴う寸法安定性に依存しており、スエリングしやすい被覆管(FFTF 1st Core lot)を使用した薄肉被覆管燃料ピンでは、燃焼度の増加につれて被覆管がスエリングし、燃料ピン内空隙が増加して過渡時被覆管歪は減少する傾向がある。一方、スエリングしにくい被覆管(N-lot)を使用した厚肉被覆管燃料では、燃焼に伴う燃料スエリングによって、燃料ピン内空隙は減少し過渡時被覆管歪は増加する傾向を示している。

1C試験で破損した2本の燃料ピンは、燃料仕様、燃焼度の少なくとも一方で、被覆管歪、即ちFCMI圧力が厳しくなる条件を満たしている。

過出力速度の効果については、ゆっくりした過出力速度の方が破損確率が大きくなる可能性がLIFEコードの解析等で示唆されたことが本試験の

きっかけの一つとなった経緯があるが、被覆管歪量の観点からは、差がない結果となっている。しかし、1C試験で破損した燃料ピンとほぼ同じ条件の1B試験燃料ピンでは破損は生じておらず、被覆管歪が同程度であっても、歪速度の違いや過出力の持続時間の違い等により、被覆管損傷の程度に差が生じているものと考えられる。過出力速度の効果については現状のデータの範囲では明確になっておらず、今後の燃料破損データの拡充が必要と考えている。

(3) 実証炉燃料設計への知見の適用性について

EBR-II 過渡過出力試験における燃料ピン仕様と実証炉で想定される燃料ピン仕様とで寸法、被覆管材質等に違いはあるものの、基本的な過渡時燃料挙動は同じであるといえる。従って、EBR-II 過渡過出力試験で得られた過渡時被覆管損傷に対する燃料パラメータや照射条件パラメータや照射条件パラメータの効果に関する知見は、定性的評価のレベルであれば実証炉燃料設計にも適用可能と考えられる。

EBR-II 過渡過出力試験における知見を実証炉燃料設計にあてはめて考えてみると、高スミア密度燃料で低スエリング・太径薄肉被覆管を採用する現行の燃料設計は、燃焼度の増加に伴い、FCMIによる被覆管応力の増加が燃料健全性確保上厳しくなる可能性があり、照射試験による確認が必要と考えられる。

表3.5 Key design and steady-state irradiation parameters of test pins.¹⁴⁾

Pin Type**	No. of Pins in Tests		Design				S.S. Irradiation*	
	1B	1C	Pellet Density (%TD)	Diam. Gap (mm)	Smear Density (%TD)	Cladding Thick.(mm)	EOL Peak Pin Power (Kw/m)	Peak Burnup (at.%)
P14A	2	2	91.0	0.14	86.2	0.38	16	2
P40-C	0	3	94.4	0.13	89.7	0.38	—	0
P40-D	2	1	92.7	0.13	88.2	0.25	31	3
P43-B	3	2	95.4	0.13	90.7	0.38	27	4~6
P43-C	4	5	96.2	0.17	89.8	0.38	24~27	0~11
P43-D	2	4	95.7	0.13	91.0	0.25	27~29	3~6
P34-E	5	2	90.8	0.16	85.6	0.25	25~27	4~7
P34-F	1	0	96.2	0.17	89.8	0.38	24	11

* Peak cladding ID temperature for the plans during irradiation was $\approx 600\sim 650^{\circ}\text{C}$.

** 燃料ピンは全て、 外径5.84mm
燃料長343mm
($\text{U}_{0.75}\text{Pu}_{0.25}$) O_2 燃料

被覆管はP43-FタイプがD9のほかは、すべて316SSで、P43-BとP43-CはN-lot、他はFFTF 1ST Core lotである。

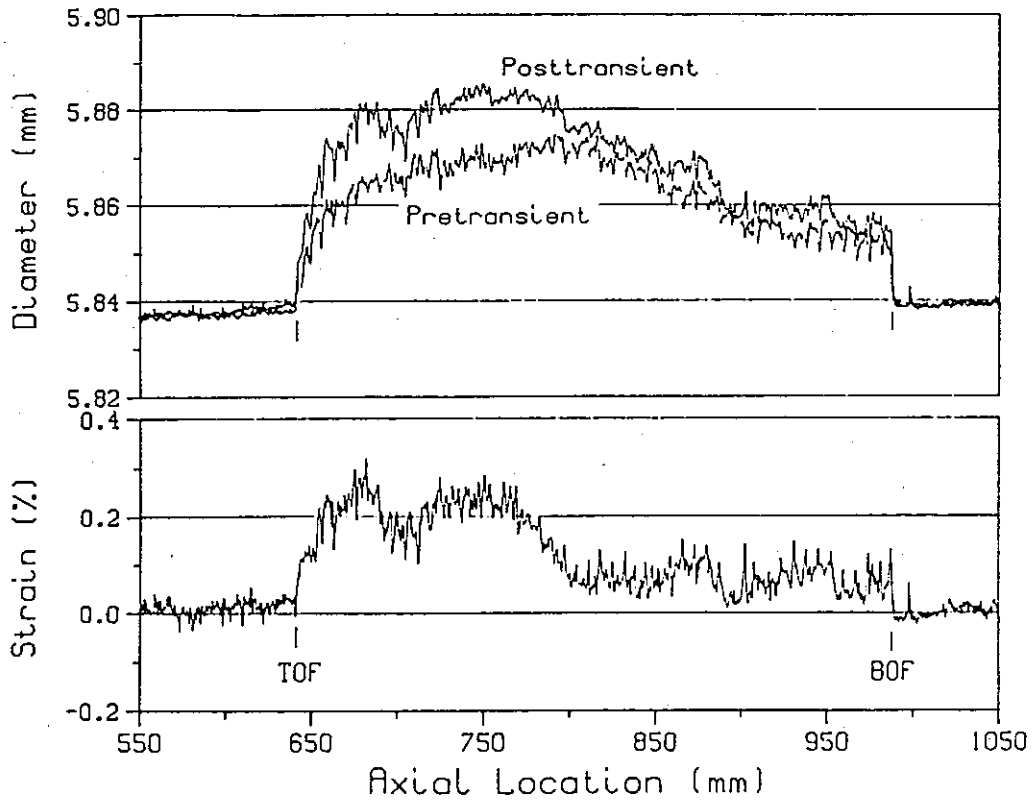


Fig. 3.6 Cladding diameter (top) and incremental strain (bottom) profiles of 1C pin P43-D69. Fuel burnup was 5.8 at. %.

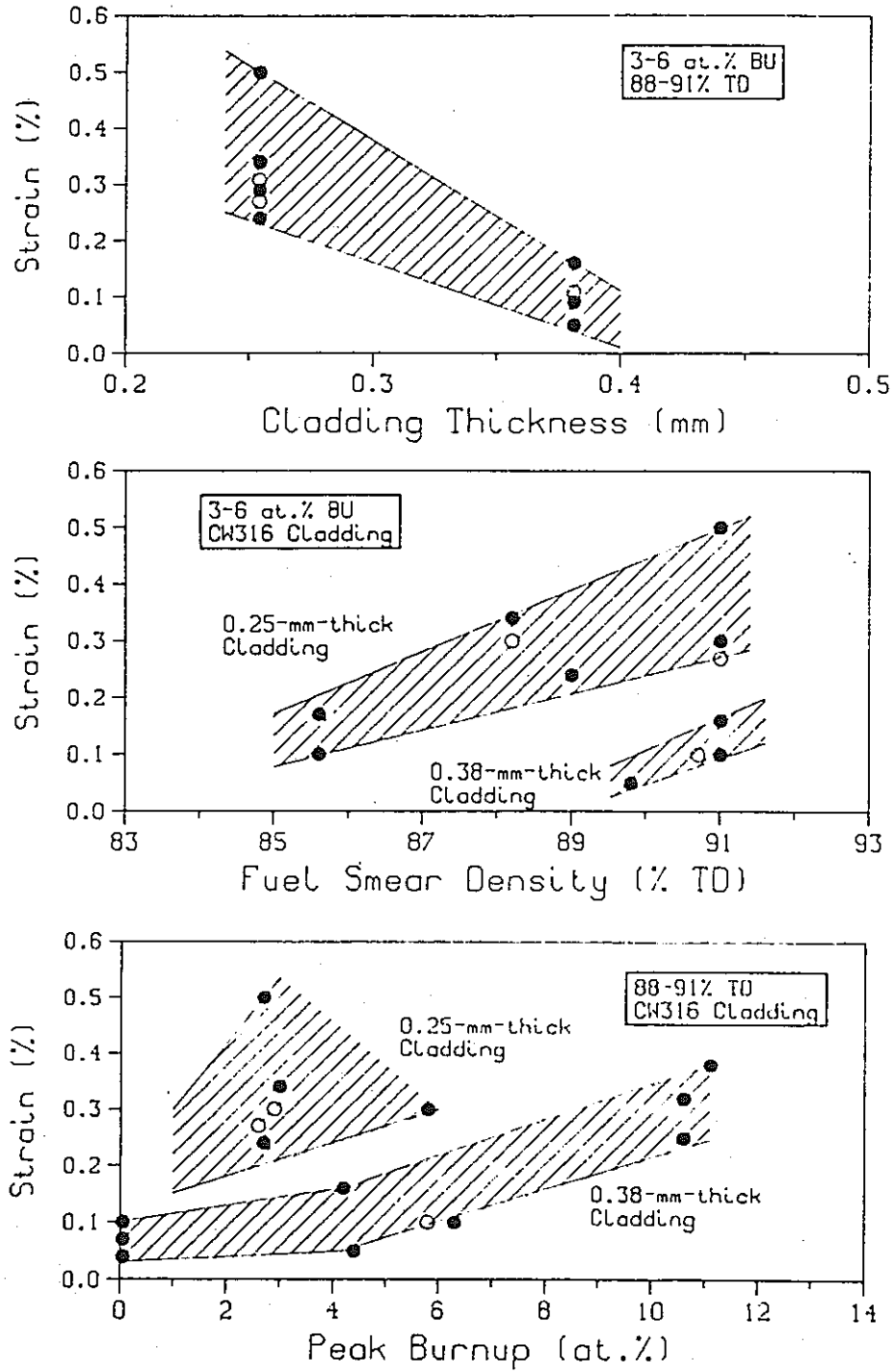


Fig. 3.7 Correlations between cladding incremental strain and pin parameters.

- = 1B test
- = 1C test

第4章 炉心材料設計用物性値の検討

4.1 改良オーステナイト鋼の設計用物性式

実証炉被覆管材料として開発した改良オーステナイト鋼PNC1520については物性値、強度評価等設計に必要なデータ整備を行っているといころであるが、以前の報告書^{15),16)}でレビューしていないものについて現状を整理した。

(1) 短時間塑性歪性

1) 評価式

照射材に対する短時間塑性歪制限値は以下のとおりである。

$$\textcircled{1} \quad 3 \times 10^{-2} \leq \dot{\epsilon} \leq 10^{-1}$$

$$\epsilon^P = 1.0$$

$$\textcircled{2} \quad 7 \times 10^{-5} < \dot{\epsilon} \leq 3 \times 10^{-2}$$

$$\epsilon^P = 0.266 \log \dot{\epsilon} + 1.405$$

$$\textcircled{3} \quad 10^{-5} \leq \dot{\epsilon} \leq 7 \times 10^{-5}$$

$$\epsilon^P = 0.3$$

ここで

ϵ^P : 短時間塑性歪制限値(%)

$\dot{\epsilon}$: 歪速度(mm/mm/sec)

2) 適用範囲

温度 : 400~800°C

照射量 : 0~ 2.3x10²³n/cm² (E>0.1MeV)

歪速度 : 10⁻⁵~10⁻¹(mm/mm/sec)

3) データベース

改良オーステナイト鋼の非照射材引張試験データ

改良オーステナイト鋼の照射材引張試験データ

改良SUS316鋼(55年度試作材)の非照射材、照射材引張試験データ

SUS316鋼(20%CW)HEDL引張試験データ

4) 策定方法

改良オーステナイト鋼の照射後試験データは少ないため、短時間塑性歪制限値を単独で策定するのは難しい。そこで、SUS316鋼に対する短時間塑性歪制限値を策定し、改良オーステナイト鋼のデータを用いて、本評価式を改良オーステナイト鋼に適用することの妥当性を検証した。

(2) 弾塑性応力-歪関係式

1) 評価式

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p$$

$$\textcircled{1} \quad \sigma < \sigma_p$$

$$\varepsilon_e = \sigma/E$$

$$\varepsilon_p = 0$$

$$\textcircled{2} \quad \sigma > \sigma_p$$

$$\varepsilon_e = \sigma_p/E$$

$$\varepsilon_p = \{(\sigma - \sigma_p)/k\}^{1/m}$$

$$\sigma_p = 0.57073\sigma_y$$

ここで

σ	: 応力	(Kgf/mm ²)
σ_p	: 比例限	(Kgf/mm ²)
σ_y	: 0.2耐力	(Kgf/mm ²)
E	: 縦弾性係数	(Kgf/mm ²)
ε	: 全歪	(mm/mm)
ε_e	: 弾性歪	(mm/mm)
ε_p	: 塑性歪	(mm/mm)
T	: 温度	(°C)
k	: 5.0235 σ_y	
m	: 0.39581	

2) 適用範囲

$$\varepsilon_p < 0.01$$

$RT < T < 850^{\circ}\text{C}$

歪速度0.3%/min

3) データベース

改良オーステナイト鋼(62年度試作材)

4) 策定方法

改良オーステナイト鋼について、 300°C から 850°C の温度範囲で実施した引張り試験データを、塑性歪と応力の関係式であるLudwikの式にあてはめ、回帰解析により各パラメータの最適値を求めたものである。

(3) 設計用物性式

1) 縦弾性係数とポアソン比

改良オーステナイト鋼について策定した縦弾性式とポアソン比を表4.1及び4.2に示す。

2) その他の物性式

許容繰返し数、比熱、熱膨張率については、改良オーステナイト鋼すでにデータを取得済みである。このうち許容繰返し数については、改良SUS316鋼の許容繰返し数を適用しても危険側の評価にはならないことが分かっている。一方比熱、熱膨張率については、改良SUS316鋼の値と若干異なるため、新たに評価式を策定する予定である。

表4.1 縦弾性係数

温度(°C)	縦弾性係数 (kgf/mm ²)	温度(°C)	縦弾性係数 (kgf/mm ²)
20	19800	450	16500
50	19500	475	16400
75	19400	500	16200
100	19200	525	16000
125	19000	550	15800
150	18800	575	15600
175	18600	600	15400
200	18400	625	15100
225	18200	650	14800
250	18000	675	14500
275	17900	700	14200
300	17700	725	13900
325	17500	750	13600
350	17300	775	13300
375	17100	800	13000
400	16900	825	12700
425	16700	850	12400

表 4.2 ポアソン比

温度(°C)	ポアソン比 ν
20~425	0.300
450	0.300
475	0.301
500	0.302
525	0.304
550	0.306
575	0.308
600	0.310
625	0.312
650	0.314
675	0.316
700	0.318
725	0.320
750	0.322
775	0.324
800	0.326
825	0.328
850	0.330

参 考 文 献

- 1) PNC PN9410 91-006 「平成2年度大型高速炉設計研究(60万kWe級プラント) — 成果報告会資料集 —」
- 2) O.D.Slagle et al., "Fuel Transient Deformation", HEDL S/A 2757, SMIRT-7, 1983, Chicago.
- 3) M.Ichikawa et al., "Preliminary Results from Power Ramping Experiments by LWR Rigs (IFA-523, 524, 520 and 525)", Enlarged HALDEN Program Group Meeting on Fuel Performance Experiments and Analysis and Computerized Man-Machine Communication, May, 1983.
- 4) 動燃事業団、「高速増殖炉もんじゅ発電所 原子炉設置許可申請書 (平成2年7月変更)」.
- 5) A.M.Ross and R.L.Stoute, "Heat Transfer Coefficient Between UO_2 and Zircaloy-2", AECL-1552, 1962.
- 6) 鵜飼 他、「高速実験炉「常陽」Mk-I炉心燃料集合体の照射挙動解析、(Ⅲ)照射後試験結果に基づく運転時の燃料温度評価」、日本原子力学会昭和59年分科会、E10.
- 7) J.Komatsu et al., "The Melting Temperature of Irradiated Oxidized Fuel", J.Nucl. Mater vol.154, pp38-44, 1988.
- 8) E.A.Aitken and S.K.Evans, "A Thermodynamic Data Program Involving Plutonium and Uranium at High Temperatures, Quarterly Report No.4", GEAP-5672, 1968.
- 9) E.A.Aitken et al., "A Thermodynamic Data Program Involving Plutonium and Uranium at High Temperatures, Quarterly Report No.16", GEAP-12229, 1971.
- 10) S.Shikakura et al., "Development of Oxide Fuel for LMFBR", Proc. Int. Conf. on Fast Reactor and its Fuel Cycles, Session 6.
- 11) S.K.Evans and E.A.Aitken, GEAP-14036, 1975.
- 12) 鵜飼、「高燃焼度下における高速炉燃料の安定性に関する研究」、博士論文.
- 13) 谷他、「高速炉燃料開発における照射後試験技術の進歩」、原子力学会誌、vol.31 No.6, pp654-661, 1989.
- 14) H.Tsai, T.Asaga; "Performance of Fast Reactor Mixed-Oxide Fuel Pins During Extended Overpower Transients", Proc. of 11th Int'l. Conf. on

Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT), Tokyo, Aug. 18-23,1991.

- 15) 若林他「大型高速炉燃料設計仕様に関する検討(Ⅱ)」、PNC ZN9410 91-031.
- 16) 金城他「大型高速炉燃料設計仕様に関する検討」、PNC SN9410 90-065.