

大型高速炉燃料設計仕様に関する検討

区分変更	
変更後資料番号	PNC TN9410 90-065
決裁年月日	平成 10 年 3 月 26 日

1990年3月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

この資料は、動燃事業団の開発業務を進めるため、限られた関係者だけに配布するものです。従って、その取扱いには十分注意を払って下さい。なお、この資料の供覧、複製、転載、引用等には事業団の承認が必要です。

配 布 限 定
PNC SN9410 90-065
1 9 9 0 年 3 月

大型高速炉燃料設計仕様に関する検討

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、平成元年度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。

- 燃料仕様に関する製造施設側からの検討
- 炉心材料物性値の検討
- 炉心熱設計仕様（許容最大線出力）の検討

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效地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

金城 勝哉（大洗工学センター技術開発部プラント工学室）
菰田 成一（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）
三島 毅（東海事業所核燃料技術開発部プルトニウム燃料開発室）
宍戸 利夫（東海事業所プルトニウム燃料工場製造加工部製造課）
中江 延男（東海事業所技術開発推進部炉心・燃料設計室）
谷 賢（本社核燃料サイクル技術開発部プルトニウム燃料開発室）
永井 寛（本社動力炉技術開発部技術開発室）

目 次

第1章 まえがき	1
第2章 燃料仕様に関する製造施設側からの検討	2
第3章 炉心材料物性値の検討	4
3.1 設計用物性値の検討	4
3.2 ノミナル物性値の検討	14
第4章 炉心熱設計仕様（許容最大線出力）の検討	20
4.1 米国における燃料溶融限界出力試験の検討	20
4.2 「常陽」燃料溶融限界線出力照射試験について	31
4.3 溶融限界線出力の解析評価	36
4.4 許容最大線出力の評価手法とその適用例	38

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、平成元年度に実施した検討の結果を、本資料にまとめた。

第2章では、動力炉・核燃料開発事業団東海事業所内の既存施設にて、燃料を製造することを前提として、仕様選定可能範囲を検討した。

第3章では、改良SUS316鋼（SUS316相当鋼）および改良オーステナイト鋼（PNC1520鋼）について、設計用物性値（材料強度）を検討した。尚、確率論的評価手法等の合理的評価手法の導入可能性を見込んで、通常の設計式（上限式または下限式）だけではなく、ノミナル式も検討対象として含めた。

第4章では、炉心熱設計仕様（許容最大線出力）に関する検討を行った。①米国における燃料溶融限界線出力試験と、今後実施予定の「常陽」における同種の試験に関して検討した。②米国の上記試験結果等に基づき較正されたCEDAR-IIコードを用いることによって、燃焼初期における溶融限界線出力を解析評価した。③定格運転時における許容最大線出力公称値の確定論的（決定論的）評価手法を提案し、確率論的評価を合わせて実施することで、その妥当性を検討した。

第2章 燃料仕様に関する製造施設側からの検討

2.1 検討に当っての条件

燃料製造施設における燃料仕様の制限値として燃料要素及び燃料集合体の仕様に関しての検討を行った。

ここで、燃料製造施設とは動燃事業団東海事業所のプルトニウム燃料第三開発室 FBRライ

ンの事を意味する。検討に当っての制限値としては以下の様に考える。

- 1) 現状の燃料製造施設をそのまま使用すると仮定した場合。

現有設備での制限値を意味する。

- 2) 可能な製造施設改造を行った場合の制限値。

本検討において可能な製造施設改造とは建家躯体に係わる改造を行わない範囲と考える。

検討は改造レベルを3段階にわけて評価した。

なお、本検討の範囲には大型炉燃料を製造するに当っての製造能力の増強に係わるもの及び製造計画に係わるものは含まれていない。

2.2 検討の結果

検討の結果を表2.1にまとめて示す。

表2.1 FBR大型炉燃料仕様の上限値について

燃料仕様項目	燃料仕様の上限値		改 造 レベル	主 な 設 備 改 造 内 容
	現設備で対応する場合	設備改造を行った場合		
燃料集合体 外対面距離 (d)	d < 130mm	d < 161mm	3	・集合体貯蔵容器集合体吊り具の新規製作 ・集合体貯蔵庫の受け座、振れ止めの交換
燃料集合体長 (Is)	Is < 4200 ±10mm	Is < 5200mm	1	・集合体検査設備及び集合体移送クレーンのソフト改造
燃料要素長 (Ip)	Ip < 2813 ± 3mm	Ip < 3000mm	2	・各工程設備の燃料要素位置決め部等の変更 ・各工程設備のセンサ位置及びソフト改造
ラッピング ワイヤ径 (ϕ)	• 上限試験を実施した経験はないが ϕ 1.346mm (もんじゅ相当、引張荷重 10kg) の巻き付け経験有り • 径を太くした場合、密着させるためのワイヤ張力及び張力による燃料要素の曲がり有無の確認が必要			

• 検討に当っての前提

製造能力については検討の対象外とする。

• 改造レベル

- 1 ハードの改造がほとんどない小規模の改造
- 2 ハードの一部改造等中規模の改造
- 3 ハードの交換、製作等大規模な改造

第3章 炉心材料物性値の検討

3.1 設計用物性値の検討

3.1.1 改良SUS316鋼の急速加熱バースト試験時被覆管強度

(1) 評価式

改良SUS316鋼のフープ応力と破損温度の95%信頼下限式は、以下のように表される。

$$\sigma = 2.6967 \times 10^{-4} \times T^2 - 0.63246 \times T + 370.7547$$

ここで、 σ : フープ応力 (kgf/mm^2)

T : 破損温度 ($^\circ\text{C}$)

(2) 適用範囲

フープ応力は、 $22\text{kgf}/\text{mm}^2$ 以下に適用されるものとする。

(3) データベース

- ・材 料 : 「もんじゅ」用改良SUS316鋼被覆管（55年試作材）の燃料ピン照射と材料照射試験片

- ・試験方法 : 加熱速度が $5\text{ }^\circ\text{C}/\text{sec}$ の急速加熱バースト試験

- ・データ点数 : 照射材25点、未照射材37点

- ・照射条件 : 温度 $420\sim630\text{ }^\circ\text{C}$

中性子照射量 「常陽」燃料ピン照射

$$2.7\sim8.7 \times 10^{22}\text{n}/\text{cm}^2 (\text{E}>0.1\text{MeV})$$

フェニックス材料照射

$$5.6\sim12.1 \times 10^{22}\text{n}/\text{cm}^2 (\text{E}>0.1\text{MeV})$$

(4) 設定根拠

被覆管温度が急上昇する場合の内圧破損に関しては、「常陽」、フェニックス（仏）で $12.1 \times 10^{22}\text{n}/\text{cm}^2 (\text{E}>0.1\text{MeV})$ まで照射した改良SUS316鋼燃料被覆管の急速加熱バースト試験の結果から、内圧及び被覆管温度上昇速度をパラメータとして破損温度を求めることができる。想定される「運転時の異常な過渡変化」における被覆管温度上昇速度はいずれも $5\text{ }^\circ\text{C}/\text{sec}$ 上回ると考えられるため、加熱速度が低く最も厳しい損傷条件に相当する $5\text{ }^\circ\text{C}/\text{sec}$ の急速加熱バースト試験データを統計解析することにより、破損温度の95%信頼幅下限値を得た。照射効果については、中性子照射量が $12.1 \times 10^{22}\text{n}/\text{cm}^2 (\text{E}>0.1\text{MeV})$ までのデータを統計処理上のバラツキとしてとらえ、その下限をとることにより保守側に評価できる。図3.1.1に照射材の破損温度とフープ応力の関係を未照射材と比較して示す。照射による強度低下は僅かにしか認められていない。なお、高照射領域への外挿方法

については、現在検討中である。

3.1.2 改良オーステナイト鋼の急速加熱バースト試験時被覆管強度

改良オーステナイト鋼に関しては、未照射改良オーステナイト鋼のフープ応力と破損温度の関係から改良SUS316鋼のそれと同程度であることがわかっている。また、照射による強度低下もフープ応力が $22\text{kgf}/\text{mm}^2$ 以下の範囲ではほとんど認められていない。従って、前節の改良SUS316鋼の評価式は改良オーステナイト鋼の破損温度予測にも適用されるものと考えられる。

3.1.3 改良SUS316鋼の引張強度（設計降伏点 S_y 、設計引張強さ S_u ）

(1) 評価式

$$S_y = 64.303 - 0.13293T + 8.2771 \times 10^{-4}T^2 - 3.1503 \times 10^{-6}T^3 + 6.671 \times 10^{-9}T^4 \\ - 7.2715 \times 10^{-12}T^5 + 3.0165 \times 10^{-15}T^6 \\ (40 < T \leq 850)$$

ただし、 $-30 \leq T \leq 40$ では $S_y = 60$

ここで、 S_y : 設計降伏点 (kgf/mm^2)

T : 温度 (°C)

$$S_u = 71.601 - 0.12312T + 6.1803 \times 10^{-4}T^2 - 2.0880 \times 10^{-6}T^3 + 4.4633 \times 10^{-9}T^4 \\ - 5.2033 \times 10^{-12}T^5 + 2.2884 \times 10^{-15}T^6$$

ただし、 $-30 \leq T \leq 40$ では $S_u = 70$

ここで、 S_u : 設計引張強さ (kgf/mm^2)

T : 温度 (°C)

(2) 適用範囲

室温から850°Cまでとする。

(3) データベース

材 料 : 「もんじゅ」用改良SUS316鋼被覆管 (55年試作材)

試験方法 : JISの標準引張試験方法に従う。

試験温度 : 室温, 100, 200, 300, 400, 500, 550, 600, 650, 700, 750, 800, 850, 900 °C

(4) 設定根拠

本評価式は「もんじゅ」で策定された材料強度基準に準じたものである。

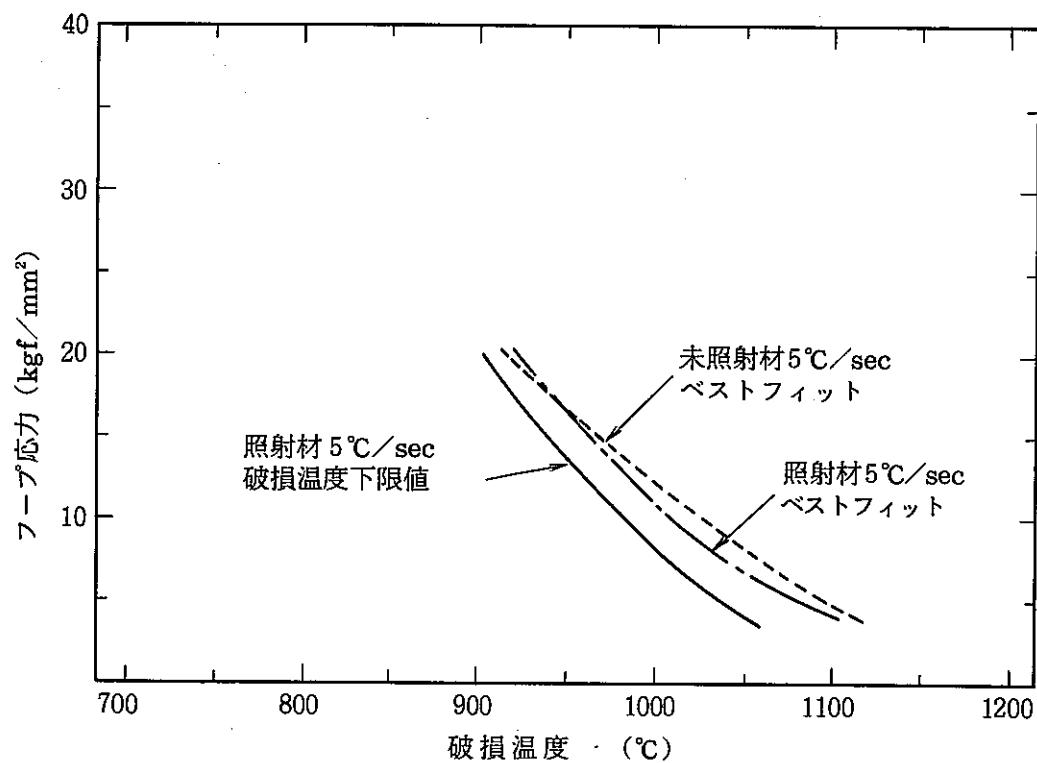


図 3.1.1 改良 SUS316 鋼燃料被覆管の急速加熱時 (5 °C/sec) の
フープ応力と破損温度の関係

3.1.4 改良オーステナイト鋼の引張強度（設計降伏点Sy、設計引張強さSu）

(1) 評価式

$$Sy = 61.744 + 3.182 \times 10^{-2}T - 5.934 \times 10^{-4}T^2 + 2.186 \times 10^{-6}T^3 - 3.290 \times 10^{-8}T^4 \\ + 1.896 \times 10^{-12}T^5 - 2.836 \times 10^{-16}T^6 \quad (\text{図3.1.2 参照})$$

$$Su = 70.415 + 5.201 \times 10^{-2}T - 9.671 \times 10^{-4}T^2 + 3.837 \times 10^{-6}T^3 - 6.371 \times 10^{-8}T^4 \\ + 4.525 \times 10^{-12}T^5 - 1.142 \times 10^{-16}T^6 \quad (\text{図3.1.3 参照})$$

ここで、 Sy : 設計降伏点 (kgf/mm²)

Su : 設計引張強さ (kgf/mm²)

T : 温度 (°C)

(2) 適用範囲

室温から850°Cまでとする。

(3) データベース

材 料 : 改良オーステナイト鋼 (PNC1520鋼)

試験方法 : JISの標準引張試験方法に従う。

試験温度 : 室温から900°C

(4) 設定根拠

設計降伏点Syは、引張試験によって得られた0.2%耐力の平均曲線を求め、その95%信頼下限値として求められる。

同様に設計引張強さSuは、引張試験によって得られた引張強さの平均曲線を求め、その95%信頼下限値として求められる。

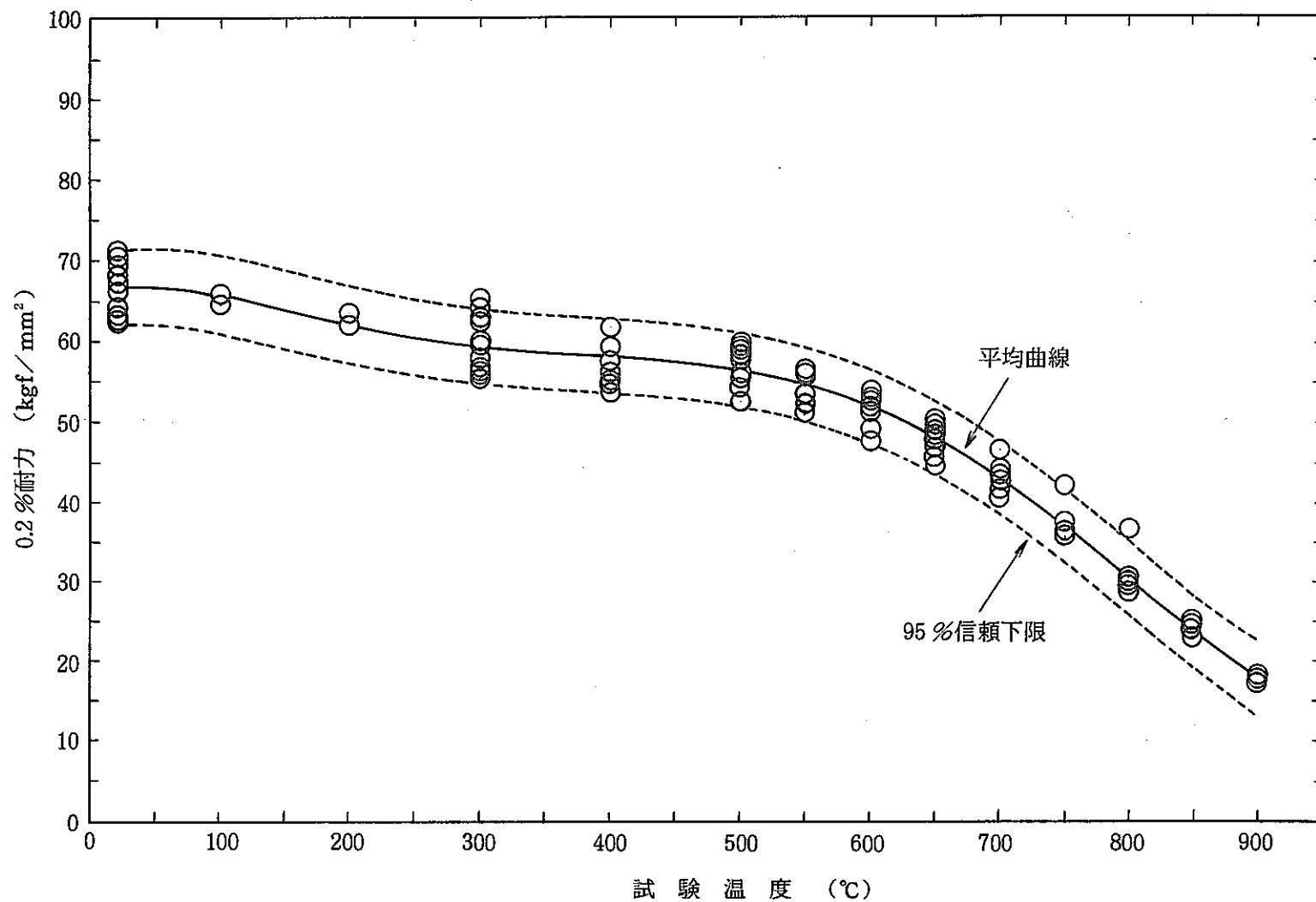


図 3.1.2 改良オーステナイト鋼 0.2% 耐力

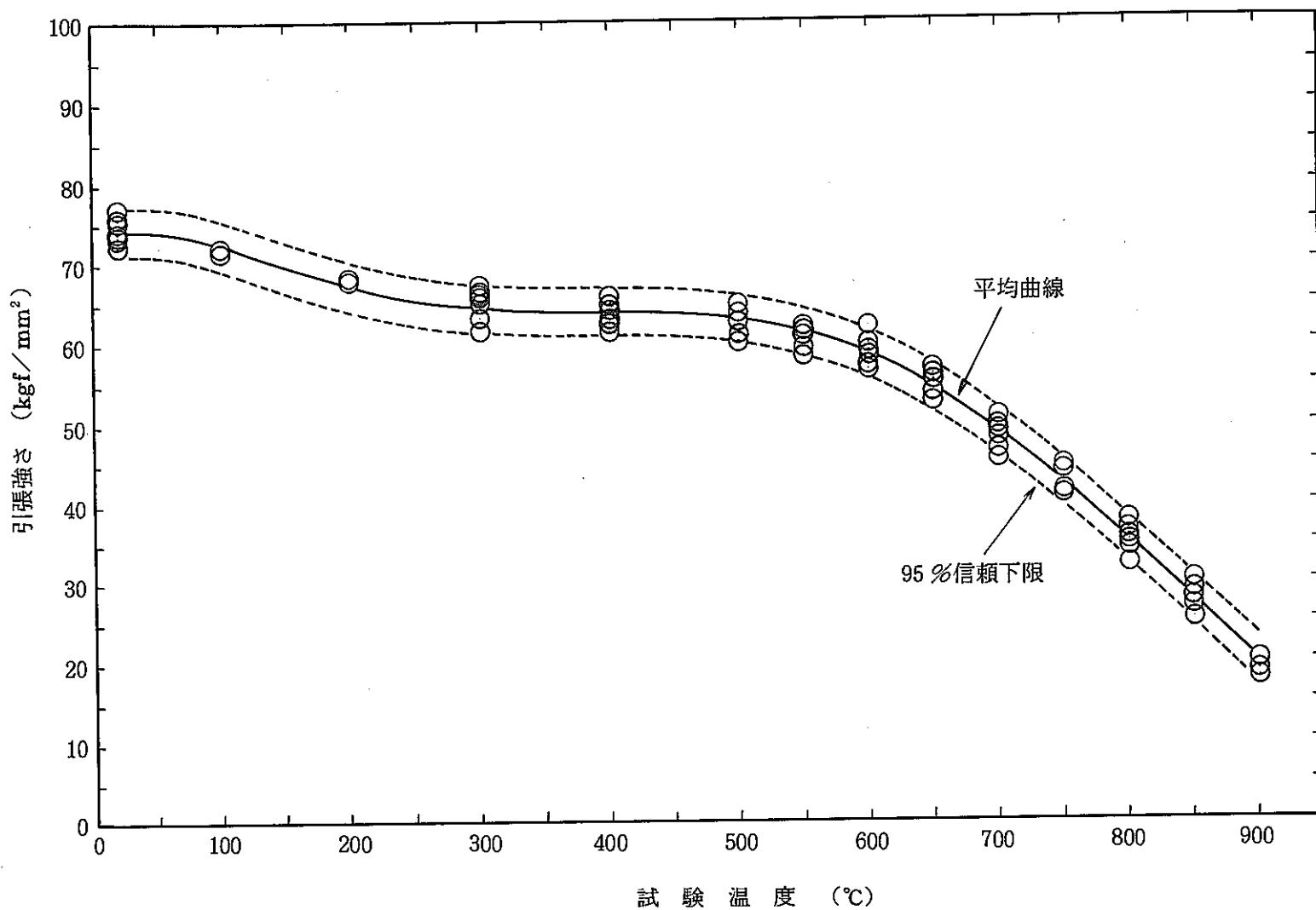


図 3.1.3 改良オーステナイト鋼引張強さ

3.1.5 改良SUS316鋼の短時間強度補正係数

(1) 評価式

短時間強度に及ぼす環境効果として、材料強度基準 S_y 、 S_u に、下表に定める強度補正係数を乗じた値を用いるものとする。

温度 (°C)	γS_y	γS_u
-30 ~ 450	1.00	1.00
475	0.93	1.00
500	0.85	0.96
525	0.80	0.91
550	0.76	0.87
575	0.73	0.82
600	0.71	0.78
625	0.70	0.74
650	0.69	0.70
675	0.63	0.66
700	0.67	0.63

(2) 適用範囲

温 度 : 室温~700°C

時 間 : ~18,000hr

(3) データベース

材 料 : 「もんじゅ」用改良SUS316鋼被覆管(55年試作材)

試験方法 : 高速中性子による材料照射後の引張試験

照射条件 : 温 度 460~760°C

中性子照射量 $\sim 18.5 \times 10^{22} n/cm^2$, $E > 0.1 MeV$

引張試験温度 = 照射温度

(4) 設定根拠

「もんじゅ」材料強度基準で策定されている短時間補正係数(N, Tロット, 50年度試作材のPIE結果に基づく)を「もんじゅ」改良SUS316鋼にあてはめて評価した結果、 $18.9 \times 10^{22} n/cm^2$ の高照射量でも引張強さ、降伏点とも補正係数を考慮した値を上回っていることが確認され、保守側の評価になっていることが明らかとなった。従って「もんじゅ」

材料強度基準が十分に妥当であると判断されるため、「もんじゅ」材料強度基準で策定されている短時間補正係数をそのまま引用する。また、18,000hrにおよぶナトリウム浸漬後の引張試験の結果からも、補正係数の妥当性を確認している。

3.1.6 改良オーステナイト鋼の短時間強度補正係数

短時間強度に及ぼす環境効果としては、照射効果とナトリウム効果が考えられる。このうち 500°C以上での照射による短時間強度の低下は、冷間加工組織の回復、軟化によるものであり、冷間加工度の低い改良オーステナイト鋼は、改良SUS316鋼に比べて、その低下量は低い傾向を示すものと考えられる。また、ナトリウムによる強度低下も僅かであることから、改良SUS316鋼で定めた短時間強度補正係数を改良オーステナイト鋼に対しても適用することは可能と考えられる。

3.1.7 改良SUS316鋼の高温クリープ強度（設計クリープ破断応力強さ S_R ）

(1) 評価式

$S_R \geq 10$ (kgf/mm²) の場合

$$\begin{aligned} LMP &= (T + 273.15) \{14.04 + \log_{10}(3 \cdot t_R)\} \times 10^{-3} \\ &= 31.440 - 31.571 \log_{10} S_R + 24.966 (\log_{10} S_R)^2 - 7.303 (\log_{10} S_R)^3 \end{aligned}$$

$2 \leq S_R < 10$ (kgf/mm²) の場合

$$\begin{aligned} LMP &= (T + 273.15) \{14.04 + \log_{10}(3 \cdot t_R)\} \times 10^{-3} \\ &= 21.080 - 3.548 \log_{10} S_R \end{aligned}$$

ここで、 S_R : 設計クリープ破断応力強さ (kgf/mm²)

T : 温度 (°C)

t_R : クリープ破断時間 (h)

(2) 適用範囲

425°Cから850°Cまでとする。

(3) データベース

材 料 : 「もんじゅ」用SUS316鋼被覆管 (53, 54, 55年試作材)

試験方法 : 内圧クリープ破断試験

試験温度 : 600°C, 650°C, 700°C, 750°C, 800°C, 850°C

試験応力 : 2 ~ 48 (kgf/mm²)

(4) 設定根拠

本評価式は「もんじゅ」で策定された材料強度基準に準じたものである。

3.1.8 改良オーステナイト鋼の高温クリープ強度（設計クリープ破断応力強さ S_R ）

(1) 評価式

$S_R \geq 15$ (kgf/mm²) の場合

$$\begin{aligned} LMP &= (T + 273.15) \{ 19.260 + \log_{10}(3 \cdot t_R) \} \times 10^{-3} \\ &= 12.851 + 19.905 \log_{10} S_R - 9.652 (\log_{10} S_R)^2 \end{aligned}$$

$2 \leq S_R < 15$ (kgf/mm²) の場合

$$\begin{aligned} LMP &= (T + 273.15) \{ 19.260 + \log_{10}(3 \cdot t_R) \} \times 10^{-3} \\ &= 26.200 - 2.797 \log_{10} S_R \end{aligned}$$

ここで、 S_R : 設計クリープ破断応力強さ (kgf/mm²)

T : 温度 (°C)

t_R : クリープ破断時間 (h)

(2) 適用範囲

500°Cから800°Cまでとする。これは関係式の作成に使用したデータの温度範囲を越えるものであるが、外挿の妥当性が示される範囲とした。時間については、30,000hまでとする。

(3) データベース

材 料 : 改良オーステナイト鋼 (PNC1520鋼)

試験方法 : 内圧クリープ破断試験

試験温度 : 600, 650, 700, 750°C

試験応力 : 12.8~50.0 kgf/mm²

(4) 設定根拠

データを Larson-Miller法で整理して得た式（平均クリープ破断式）の破断時間に係数を乗することにより求めた。また、応力レベルが15kgf/mm²以下の領域では、LMP- $\log_{10} S_R$ のグラフ上で応力が15kgf/mm²において接線を引き直線外挿して求めた。

3.1.9 クリープ強度補正係数

(1) 評価式

クリープ強度に及ぼす環境効果として、材料強度基準 S_R 、 St 値に、下表に定める強度補正係数を乗じた値を用いるものとする。

温度 (°C)	時間 (h)	1	3	10	30	100	300	1000	3000	10000	18000	30000
425		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
450		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
475		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
500		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
525		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
550		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
575		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
600		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.974	0.937
625		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.934	0.896	0.867
650		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.943	0.866	0.837	0.817
675		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.948	0.874	0.817	0.800	0.793
700		1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.967	0.880	0.824	0.793	—	—

(2) 適用範囲

温 度 : 425~700°C

時 間 : 0~30,000h

材 料 : 改良SUS316鋼

(3) データベース

材 料 : 改良SUS316鋼被覆管(55年試作材)

試験方法 : 大気中、ナトリウム中及び炉内内圧クリープ破断試験

データ範囲: 温度 605~750°C

応力 7.1~33.4 (kgf/mm²)

時間 ~15,169h

照射量 ~16.0×10²²n/cm² (E>0.1MeV)

雰囲気 大気中、ナトリウム中

(4) 設定根拠

クリープ破断強度に及ぼす環境効果としては、照射効果とナトリウム効果が考えられ、「もんじゅ」材料強度基準ではこれらの効果を分離せず、強度補正係数として与えている。FFT/MOTA での炉内クリープ破断試験の結果を基にして、強度補正係数を評価した。炉内クリープ破断試験片は外面がナトリウムに曝されており、照射効果とナトリウム効果が重畠した条件下で試験されている。炉外クリープ破断データより求められた S_R と炉内クリープ破断データを比較すると高温長時間側で若干下回るケースもあるが、環境効果を考慮した S_R^* 値を下回ることはない。よって、環境効果を考慮した「もんじゅ」材料強度基準の S_R^* 値で十分保守側の評価が出来るものと考える。

(5) 参考

改良オーステナイト鋼の高温クリープ強度に及ぼす環境効果については、現在検討を進めている所である。

3.2 ノミナル物性値の検討

3.2.1 改良SUS316鋼の急速加熱バースト試験時被覆管強度

照射済改良SUS316鋼の加熱速度 5 °C/sec におけるフープ応力と破損温度のノミナル式は以下のように表される。

$$\sigma = 2.6967 \times 10^{-4} \times T^2 - 0.63246 \times T + 373.5$$

ここで、 σ : フープ応力 (kg/mm²)

T : 破損温度 (°C)

3.2.2 改良SUS316鋼の引張強度

$$\begin{aligned} \sigma_y &= 75.759 - 0.12904 \times T + 8.2778 \times 10^{-4} \times T^2 - 3.3136 \times 10^{-6} \times T^3 \\ &\quad + 7.2493 \times 10^{-9} \times T^4 - 8.0280 \times 10^{-12} \times T^5 + 3.3576 \times 10^{-15} \times T^6 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_u &= 85.414 - 0.14562 \times T + 7.5546 \times 10^{-4} \times T^2 - 2.5862 \times 10^{-6} \times T^3 \\ &\quad + 5.4969 \times 10^{-9} \times T^4 - 6.3033 \times 10^{-12} \times T^5 + 2.7369 \times 10^{-15} \times T^6 \end{aligned}$$

ここで、 σ_y : ノミナル降伏点 (kg/mm²)

σ_u : ノミナル引張強さ (kg/mm²)

T : 温度 (°C)

3.2.3 改良オーステナイト鋼の引張強度

$$\sigma_y = 65.950 + 4.718 \times 10^{-2} \times T - 7.114 \times 10^{-4} \times T^2 + 2.570 \times 10^{-6} \times T^3 - 3.912 \times 10^{-8} \times T^4 + 2.369 \times 10^{-12} \times T^5 - 4.368 \times 10^{-16} \times T^6$$

$$\sigma_u = 73.083 + 6.268 \times 10^{-2} \times T - 1.053 \times 10^{-3} \times T^2 + 4.137 \times 10^{-6} \times T^3 - 6.901 \times 10^{-8} \times T^4 + 4.987 \times 10^{-12} \times T^5 - 1.299 \times 10^{-15} \times T^6$$

ここで、 σ_y : ノミナル降伏点 (kg/mm^2)

σ_u : ノミナル引張強さ (kg/mm^2)

T : 温度 (°C)

3.2.4 改良SUS316鋼の照射中高温クリープ強度

$S_n \geq 10$ (kgf/mm^2) の場合

$$\begin{aligned} LMP &= (T+273.15)(14.04 + \log_{10} S_R) \times 10^{-3} \\ &= 31.440 - 31.571 \log_{10} S_R + 24.966 (\log_{10} S_R)^2 - 7.303 (\log_{10} S_R)^3 \end{aligned}$$

$2 \leq S_R < 10$ (kgf/mm^2) の場合

$$\begin{aligned} LMP &= (T+273.15)(14.04 + \log_{10} t_R) \times 10^{-3} \\ &= 21.080 - 3.548 \log_{10} S_R \end{aligned}$$

ここで、 S_R : 設計クリープ破断応力強さ (kgf/mm^2)

T : 温度 (°C)

t_R : クリープ破断時間 (h)

3.2.5 改良オーステナイト鋼の照射中高温クリープ強度

$S_R \geq 15$ (kgf/mm^2) の場合

$$\begin{aligned} LMP &= (T+273.15)(19.260 + \log_{10} t_R) \times 10^{-3} \\ &= 12.851 + 19.905 \log_{10} S_R - 9.652 (\log_{10} S_R)^2 \end{aligned}$$

$2 \leq S_R < 15$ (kgf/mm^2) の場合

$$\begin{aligned} LMP &= (T+273.15)(19.260 + \log_{10} t_R) \times 10^{-3} \\ &= 26.200 - 2.797 \log_{10} S_R \end{aligned}$$

ここで、 S_R : 設計クリープ破断応力強さ (kgf/mm^2)

T : 温度 (°C)

t_R : クリープ破断時間 (h)

参考資料（照射後高温クリープ強度）

(1) 評価式

照射済燃料被覆管の LMP (Larson-Miller Parameter) と σ_m (Modified Stress) の 95% 信頼幅下限式を用いて、破断までに要する時間が 1 時間以内における温度と応力及び破断時間の関係を求めた。これを次式に示す。また、参考図 1 に照射材と未照射材のベストフィット式を含めて、これらの関係を示した。

$$\begin{aligned} \text{LMP} &= (T + 273.15)(22.2 + \log_{10} t_r) \times 10^{-3} \\ &= 29.595 - 16.339 \log_{10} \sigma_m + 17.576(\log_{10} \sigma_m)^2 - 7.6614(\log_{10} \sigma_m)^3 \\ \sigma_m &= \sigma_T \frac{E_{750}}{E_T} \\ E_T &= 2.126 \times 10^4 - 10.125T \quad (450^\circ\text{C} < T \leq 650^\circ\text{C}) \\ E_T &= 1.9731 \times 10^4 - 3.2761T - 9.3538 \times 10^{-3}T^2 \\ &\quad + 3.7656 \times 10^{-6}T^3 \quad (650^\circ\text{C} < T) \end{aligned}$$

ここで、 T : 温度 ($^\circ\text{C}$)

t_r : 破断時間 (h)

σ_T : 温度 T の時の応力 (kgf/mm^2)

E_{750} : 温度 750 ($^\circ\text{C}$) の時のヤング率

E_T : 温度 T ($^\circ\text{C}$) の時のヤング率

(2) 適用範囲

温 度 500~1100 ($^\circ\text{C}$)

破断時間 4 (sec) ~ 1 (h)

フープ応力 5 ~ 70 (kgf/mm^2) ただし、各温度の引張応力を越えない範囲

(3) データベース

- ・材 料 「もんじゅ」改良SUS316鋼被覆管 (55年試作材) の燃料ピン照射及び材料照射材
- ・試験方法 急速加熱バースト試験
(加熱速度 4 ~ 100 $^\circ\text{C/sec}$, フープ応力 5 ~ 22 kgf/mm^2)
高温引張試験 (試験温度 500 ~ 650 $^\circ\text{C}$, 破断応力 37 ~ 71 kgf/mm^2)
- ・データ点数 照射材 59 点 未照射材 153 点

- 照射条件 照射炉 「常陽」, フェニックス(仏)
- 照射温度 425~650 (°C)
- 照射量 $2.1 \sim 16.6 \times 10^{22} n/cm^2$ ($E > 0.1 MeV$)

(4) 設定根拠

HEDLで実施している急速加熱バースト試験結果に対するLarson-Miller Life Fraction法*を適用すると、急速加熱バースト試験結果、クリープ破断試験結果及び高温引張試験結果をLMP- σ_m を用いて統一的に評価できることが知られている。本評価では、照射後急速加熱バースト試験結果及び高温引張試験結果をLMP- σ_m で整理し、その95%信頼幅下限式を得ることにより、照射後クリープ破断強度を予測するものである。

* CORRELATION OF TRANSIENT-TEST DATA WITH CONVENTIONAL MECHANICAL PROPERTIES DATA
J. L. Straalsund, R. L. Fish and G. D. Johnson Nucl. Technol. 25(1975)531

(5) ノミナル式

照射済改良SUS316鋼の LMPと σ_m のノミナル式は以下のように表される。

$$\begin{aligned} LMP &= (T + 273.15)(22.2 + \log_{10} t_r) \times 10^{-3} \\ &= 31.737 - 16.339 \log_{10} \sigma_m + 17.576(\log_{10} \sigma_m)^2 - 7.6614(\log_{10} \sigma_m)^3 \\ \sigma_m &= \sigma_T \frac{E_{750}}{E_T} \\ E_T &= 2.126 \times 10^4 - 10.125T \quad (450^\circ C < T \leq 650^\circ C) \\ E_T &= 1.9731 \times 10^4 - 3.2761T - 9.3538 \times 10^{-3}T^2 \\ &\quad + 3.7656 \times 10^{-6}T^3 \quad (650^\circ C < T) \end{aligned}$$

ここで、 T : 温度 (°C)

t_r : 破断時間 (h)

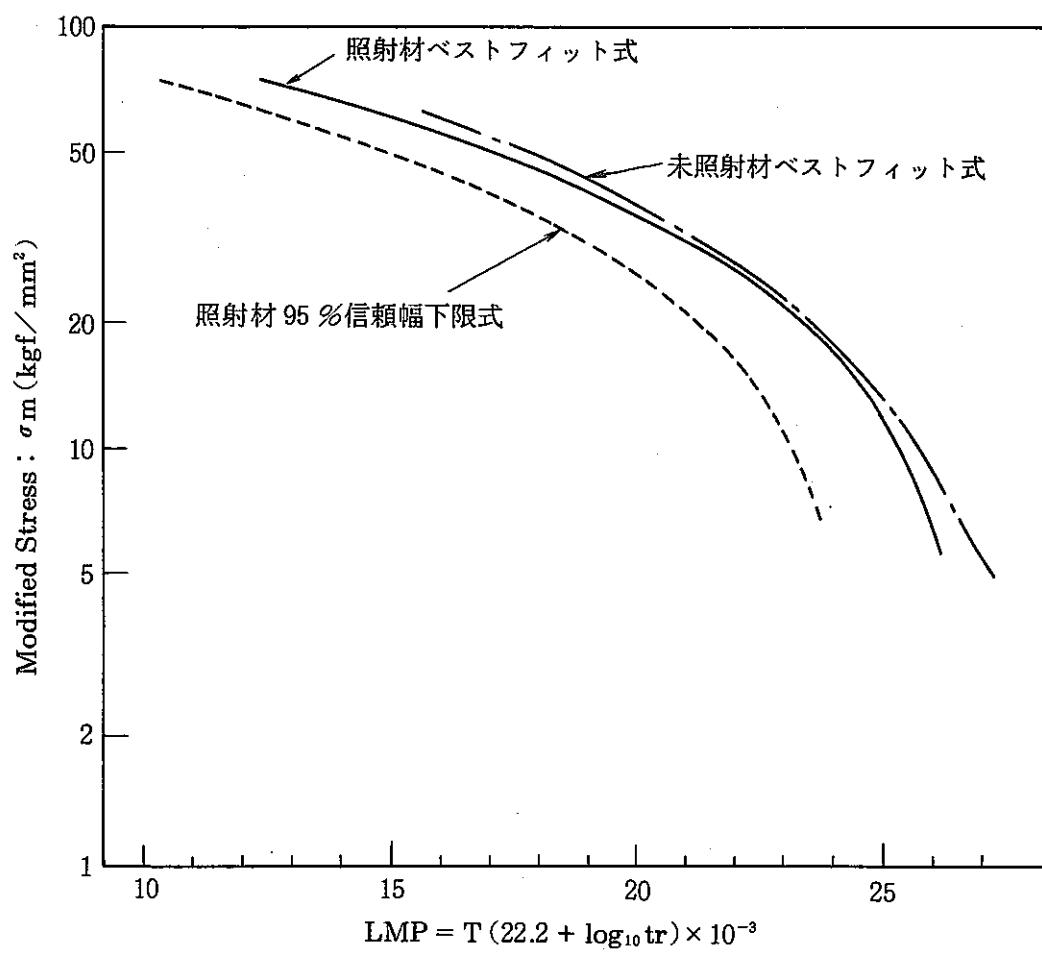
σ_T : 温度Tの時の応力 (kgf/mm²)

E_{750} : 温度750 (°C) の時のヤング率

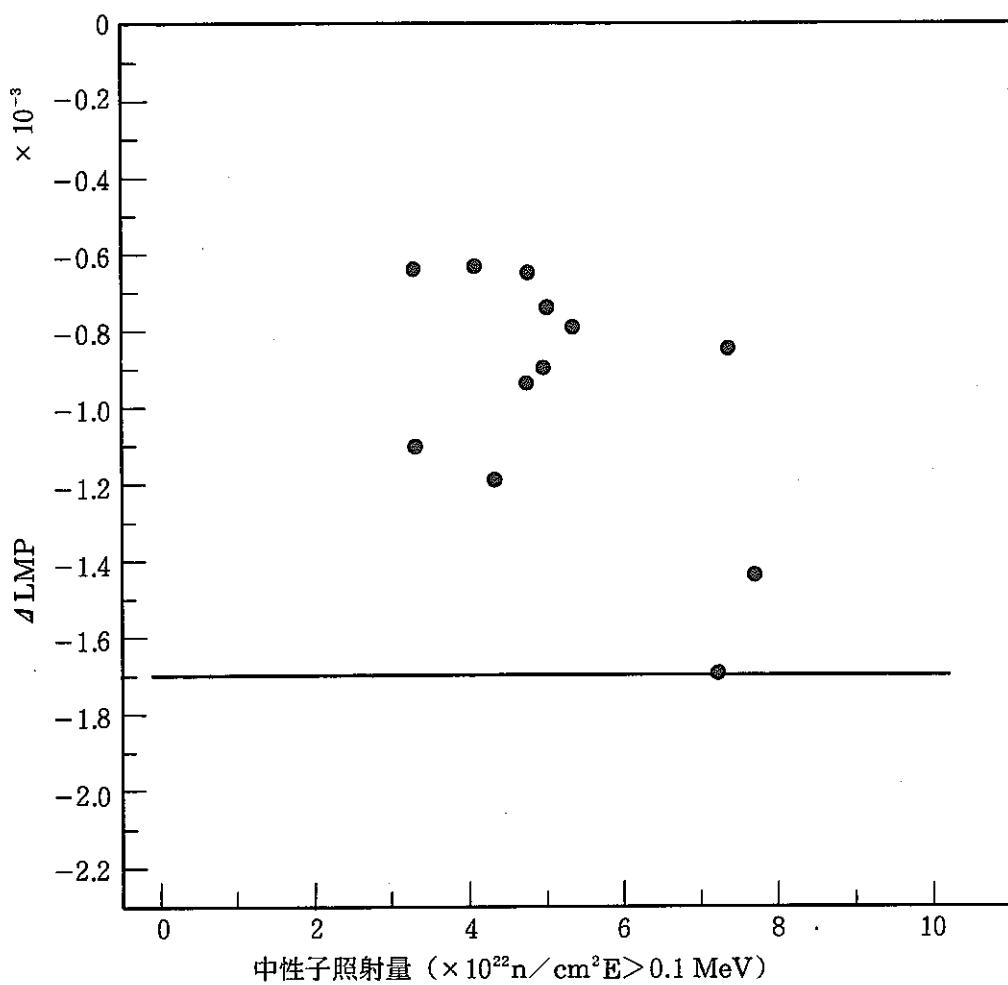
E_T : 温度T (°C) の時のヤング率

(6) 参考データ

照射済燃料被覆管の長時間側でのクリープ破断強度を評価するため、動燃事業団で実施した照射後被覆管のクリープ破断試験結果に基づき、照射による強度の低下量を評価した。その結果を参考図2に示す。本被覆管は44年度SUS316材であり 500°C以下の温度で最大 $7.8 \times 10^{22} n/cm^2$ ($E > 0.1 MeV$) まで照射されたものである。LNPIは照射により最大 1.7×10^{-3} まで低下する結果となっている。



参考図1 改良SUS316鋼被覆管の照射後クリープ破断強度



参考図2 44年度SUS316材の照射前後のクリープ破断強度試験結果に基づくLMPの低下量と中性子照射量の関係

第4章 炉心熱設計仕様（許容最大線出力）の検討

4.1 米国における燃料溶融限界線出力試験の検討

米国EBR-II炉で実施された燃料溶融限界線出力試験P-19/P-20より得られた溶融開始時のその部位での局所線出力（溶融限界出力）と、燃料製造仕様のうちペレット一被覆管ギャップ寸法、及び製造時密度との相関を検討した。

又、燃焼が進んだ燃料の溶融限界線出力試験を含むF-20の試験結果に就いて検討行った。以下、検討結果を示す。

4.1.1 P-19/P-20試験の燃料溶融限界線出力相関式

燃料溶融限界線出力とペレット一被覆管ギャップとの相関式を以下に示す。

$$Q_M = 677.8 - 3.032G + 1.056 \times 10^{-2}G^2 \quad \dots \quad (A)$$

Q_M : 溶融限界線出力 (W/cm)

G : 製造時半径ギャップ (μm)

上式に対する95%信頼限界の下限式は次式によって表される。

$$Q_{LOW} = Q_M - A \cdot (C_0 + C_1 \cdot G + C_2 \cdot G^2 + C_3 \cdot G^3 + C_4 \cdot G^4)^{1/2} \quad \dots \quad (A')$$

ここで, $A = 44.1$

$$C_0 = 4.74$$

$$C_1 = -0.169$$

$$C_2 = 2.89 \times 10^{-3}$$

$$C_3 = -2.19 \times 10^{-5}$$

$$C_4 = 6.21 \times 10^{-8}$$

である。

また、燃料溶融限界線出力とペレットの製造時密度との相関式を以下に示す。

$$Q_M = 30.96D - 2342 \quad \dots \quad (B)$$

Q_M : 溶融限界線出力 (W/cm)

D : ペレット理論密度比 (%TD)

上式に対する95%信頼限界の下限は次式によって表される。

$$Q_{LOW} = Q_M - A \cdot (C_0 + C_1 \cdot D + C_2 \cdot D^2)^{1/2} \quad \dots \quad (B')$$

ここで, $A = 53.1$

$$C_0 = 400.1$$

$$C_1 = -8.716$$

$$C_2 = 4.759 \times 10^{-2}$$

である。

適用範囲：

上記相関式は、100 %Heを封入ガスとした新燃料に対し、以下に示す範囲内で適用されるものとする。

ペレット一被覆管半径ギャップ

$$40 < G(\mu\text{m}) < 130$$

燃料ペレット理論密度比

$$90.5 < D(\%TD) < 92.5$$

相関式の根拠：

上記相関式は、P-19試験より26点、P-20試験より10点の燃料溶融軸方向境界位置の局所線出力値から作成した。

燃料溶融限界線出力とペレット一被覆管製造時半径ギャップとの相関を図4.1.1に示す。また、相関式(A)とその95%信頼限界も同図に示した。同様に、燃料溶融限界線出力と燃料ペレット製造時密度との相関を図4.1.2に示す。また、相関式(B)とその95%信頼限界も同様に示す。

燃料溶融限界線出力の誤差：

DOEより入手しているレポートによると、P-19/P-20試験で得られた燃料溶融限界線出力の各点の実験誤差は、標準偏差 σ で表すと、

$$\sigma \approx 4.1\%$$

である。その内訳は、炉出力の系統的誤差、炉出力の時間的ゆらぎ、炉内の中性子分布の誤差、燃料製造のバラツキ及び照射後試験の測定のバラツキによる誤差である。表4.1.1にその内訳を示す。上述の誤差は標準偏差であるから、95%信頼幅では次のようになる。

$$1.96 \cdot \sigma \approx 8.1\%$$

4.1.2 F-20試験の検討

F-20試験は、新燃料のみではなく、低燃焼度(約0.3at%)及び中燃焼度(4~9at%)のピンについても燃料溶融限界線出力試験を行ったものである。しかし、溶融しなかったピンや燃料スタック全長にわたり溶融したピンが多いこと、及び得られる知見は局所線出力と燃料溶融の有無だけであること、すなわち、前出P-19/P-20試験のように燃料溶融の軸方向境界位置が明らかではないことから、F-20試験で精度の高い燃料溶融限界線出力を求めるることは難しいと考えられる。

F-20試験の結果からは、以下のような知見が得られている。

(1) ペレット一被覆管ギャップと燃料溶融線出力の相関について

図4.1.3に新燃料における製造時半径ギャップと燃料溶融線出力の相関を示す。新燃料については、製造時ギャップが大きい方が燃料溶融線出力が低い傾向を示しており、これはP-19/P-20の結果とも一致する。

図4.1.4に低燃焼度、図4.1.5に中燃焼度の製造時半径ギャップと燃料溶融線出力の相関を示す。低燃焼度(約0.3at%)及び中燃焼度(4~9at%)では、製造時ギャップの依存性ははっきりしない。いずれも500W/cm付近に燃料溶融線出力があることを示唆している。また、燃焼度依存性については、低燃焼度において新燃料より燃料溶融線出力が高くなった後、中燃焼度で低くなる傾向が見られる。

(2) ペレット密度と燃料溶融線出力の相関について

図4.1.6に新燃料におけるペレットの製造時密度と燃料溶融線出力の相関を示す。新燃料のペレット密度と燃料溶融線出力の相関については、F-20でははっきりした依存性は見られない。

また、図4.1.7に低燃焼度におけるペレット密度と燃料溶融線出力の相関を示す。

表4.1.1 P-19/P-20の実験誤差の内訳

(1) EBR-II炉の炉出力評価の系統的誤差

$$\sigma_{\text{sys}} \quad 3.0 \%$$

(2) 炉出力の時間的ゆらぎによる誤差

$$\sigma_{\text{time}} \quad 2.2 \%$$

(3) 炉内の中性子分布の誤差

$$\sigma_{\text{core}} \quad 1.7 \%$$

(4) 燃料製造パラメータのバラツキに起因する誤差

$$\sigma_{\text{fab}} \quad 0.28 \%$$

(5) 照射後試験の測定に起因する誤差

$$\sigma_{\text{pie}} \quad 0.28 \%$$

(6) 個々の集合体について中性子分布の誤差

$$\sigma_{\text{Local}} \quad 0.16 \%$$

$$\text{平均的な実験誤差} \quad \sigma_{\text{mean}} \quad 4.1 \%$$

$$(\sigma_{\text{mean}}^2 = \sigma_{\text{sys}}^2 + \sigma_{\text{time}}^2 + \sigma_{\text{core}}^2 + \sigma_{\text{fab}}^2 + \sigma_{\text{pie}}^2 + \sigma_{\text{Local}}^2)$$

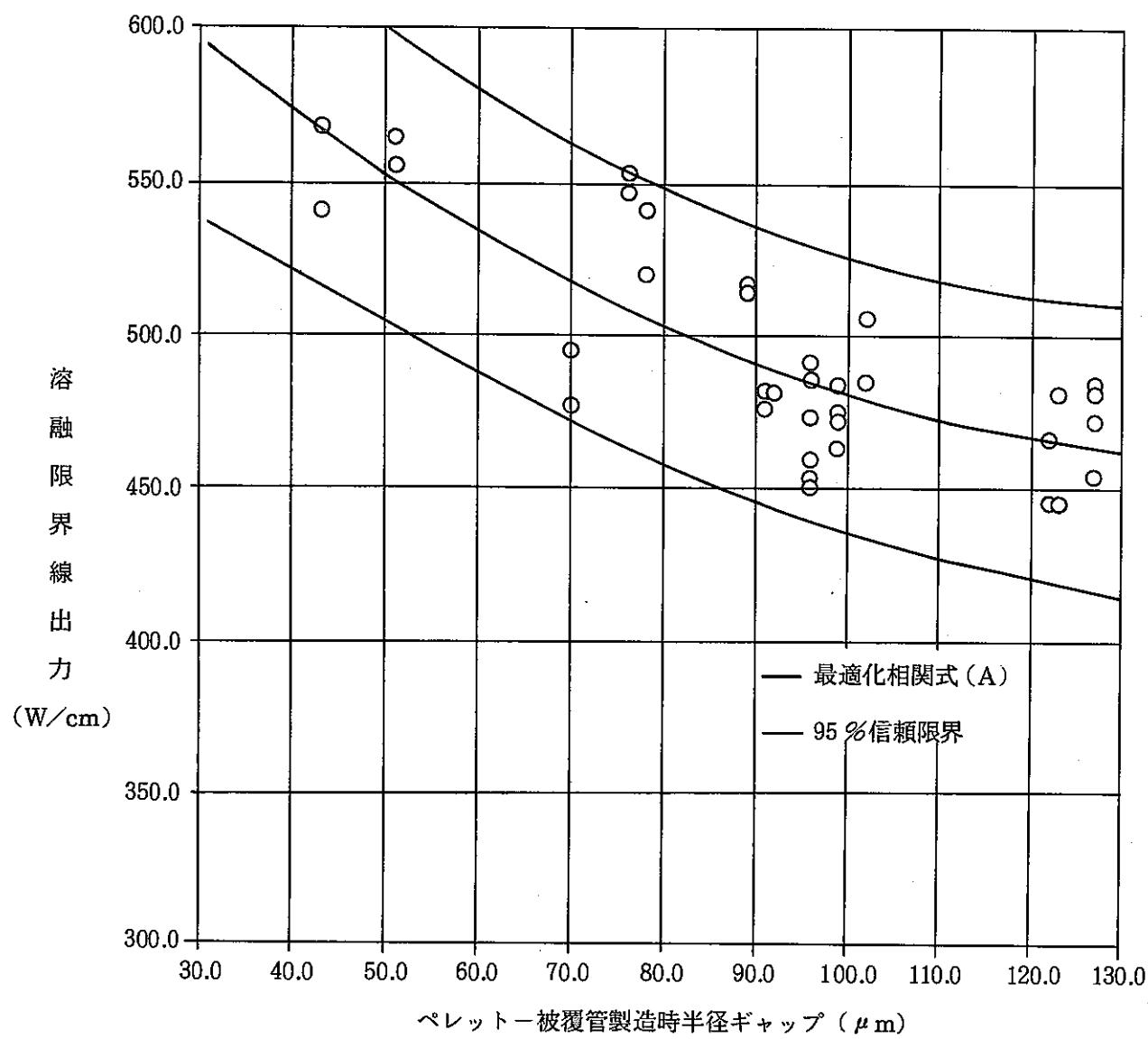


図 4.1.1 燃料溶融限界線出力とペレットー被覆管製造時
ギャップの相関

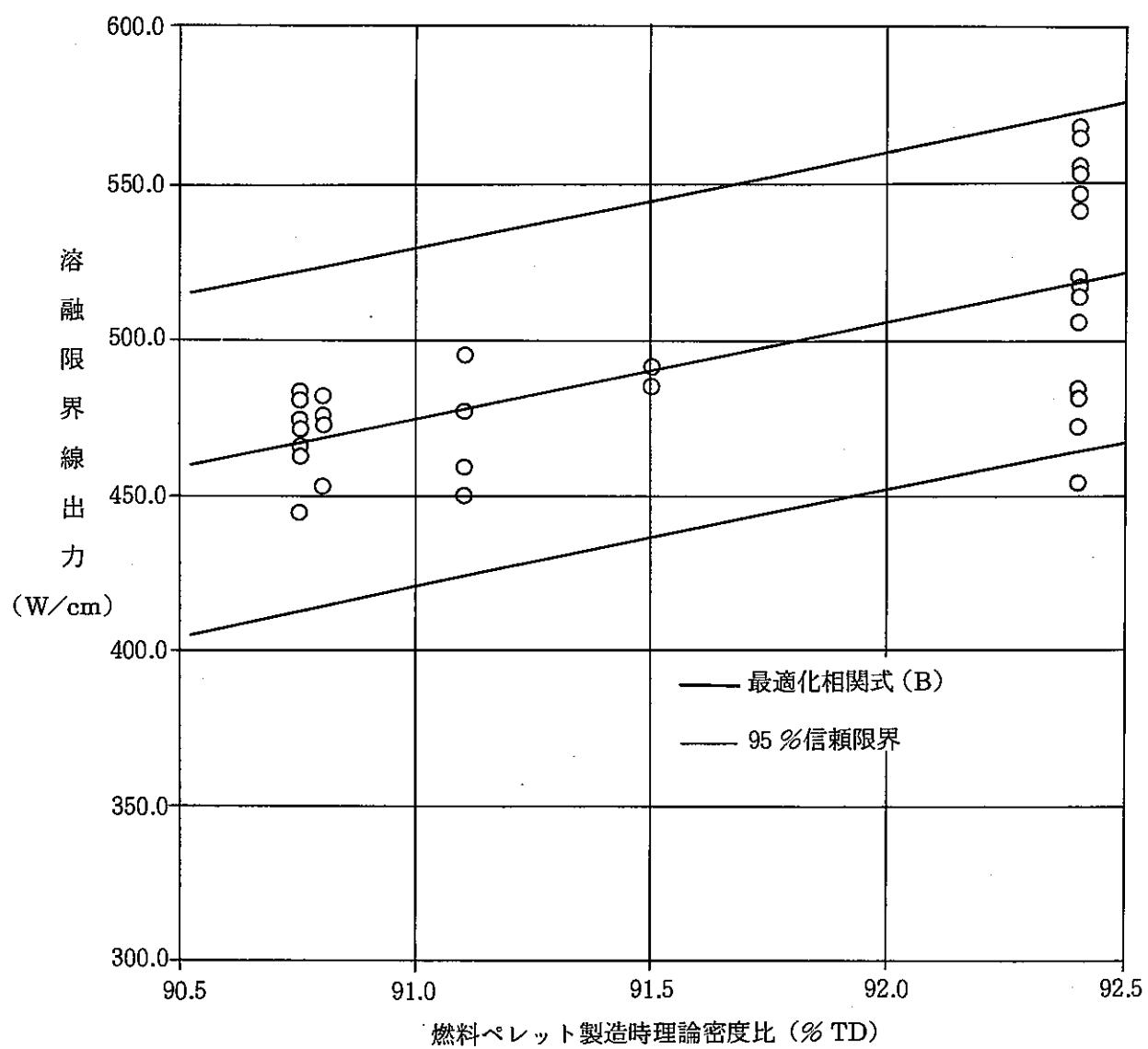


図 4.1.2 燃料溶融限界線出力と燃料ペレット製造時密度の相関

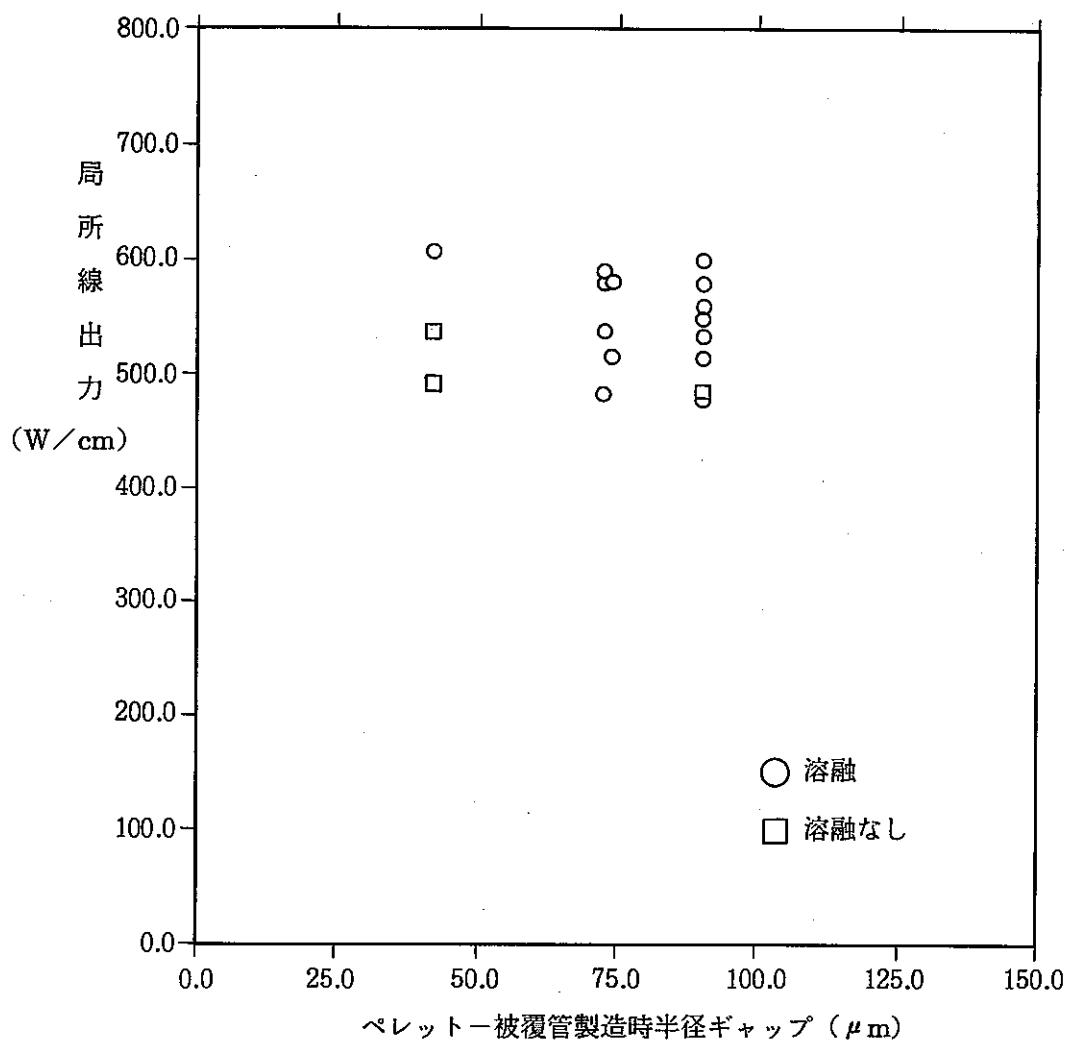


図 4.1.3 新燃料におけるペレット被覆管ギャップと
溶融線出力の相関

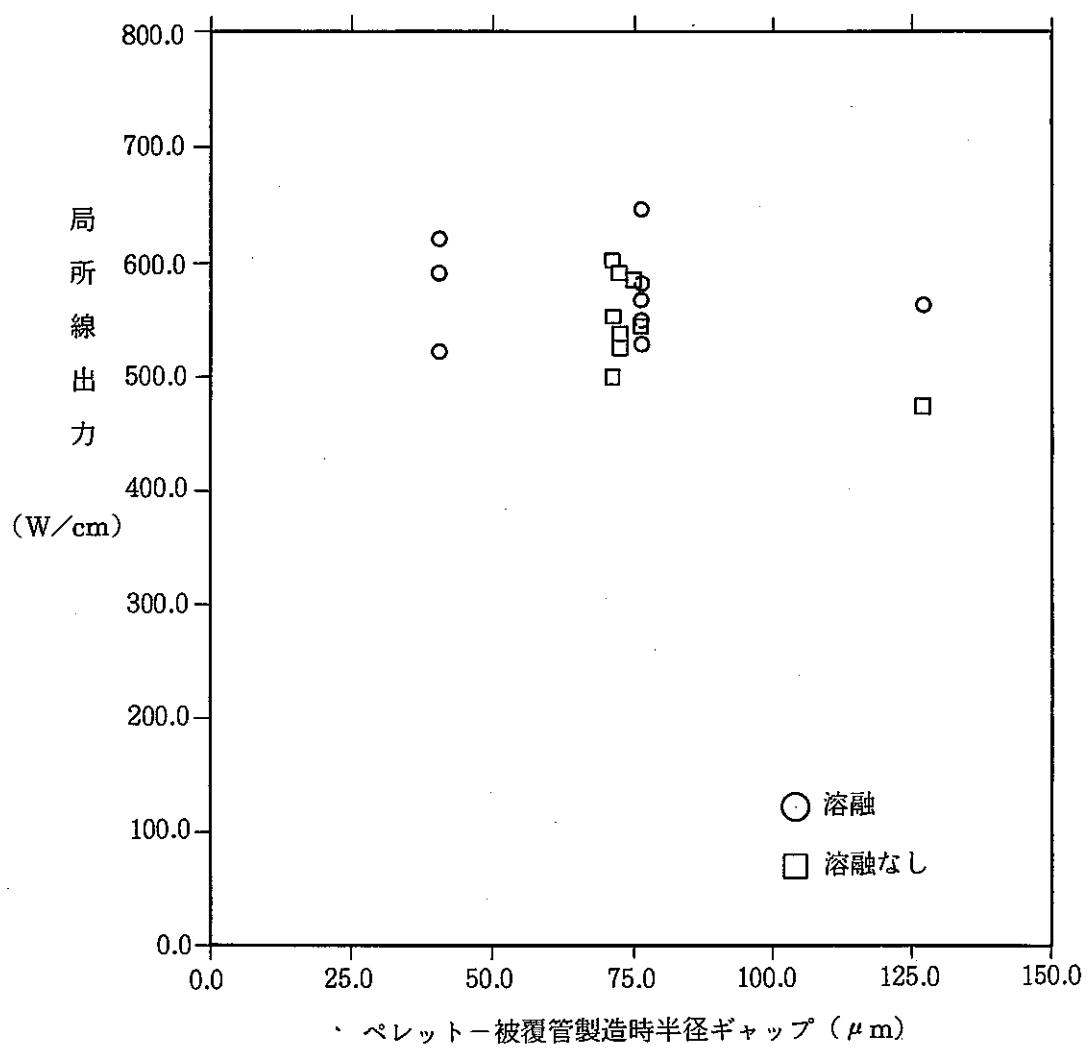


図 4.1.4 低燃焼度(約 0.3 at %)におけるペレット被覆管
ギャップと溶融線出力の相関

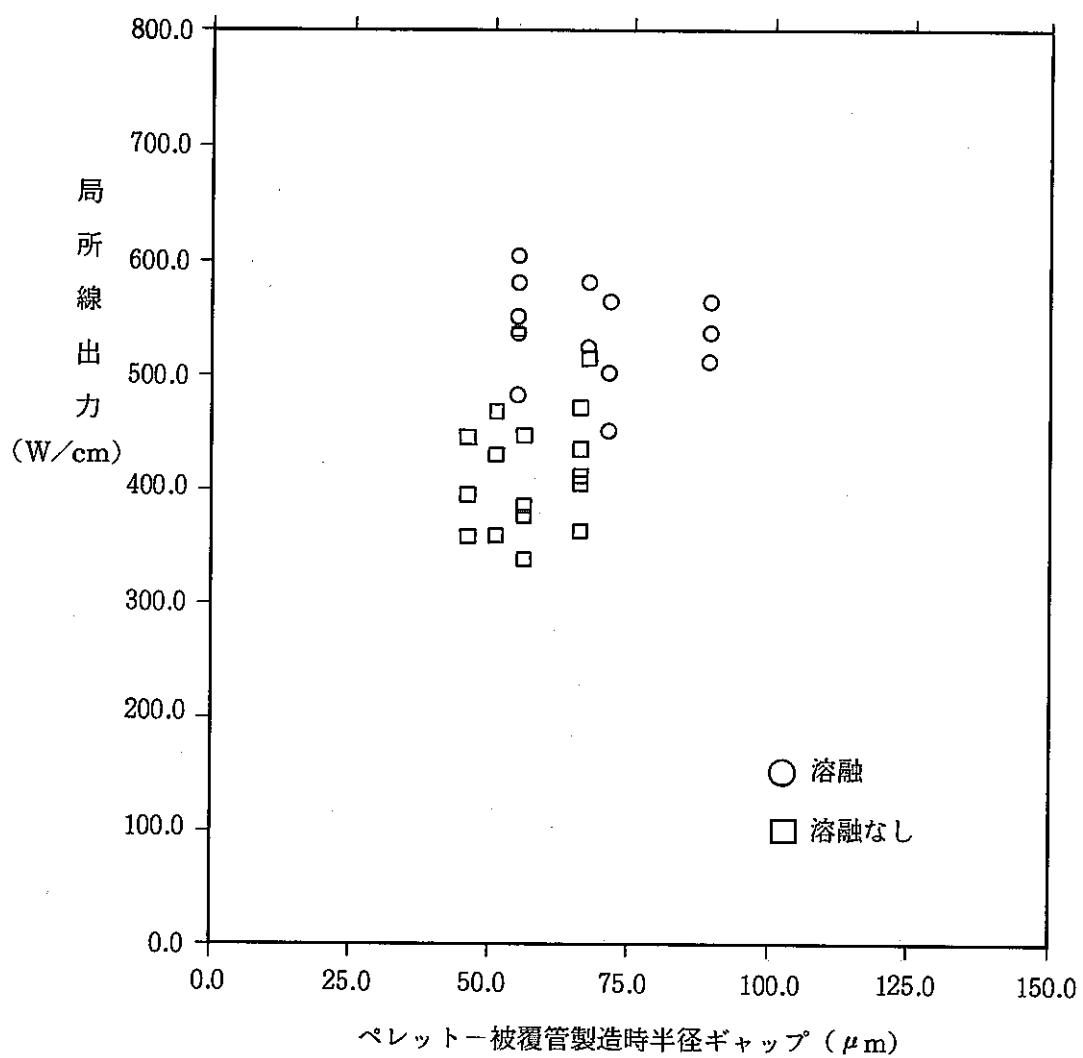


図 4.1.5 中燃焼度 (4 ~ 9 at %) におけるペレットー被覆管
ギャップと溶融線出力の相関

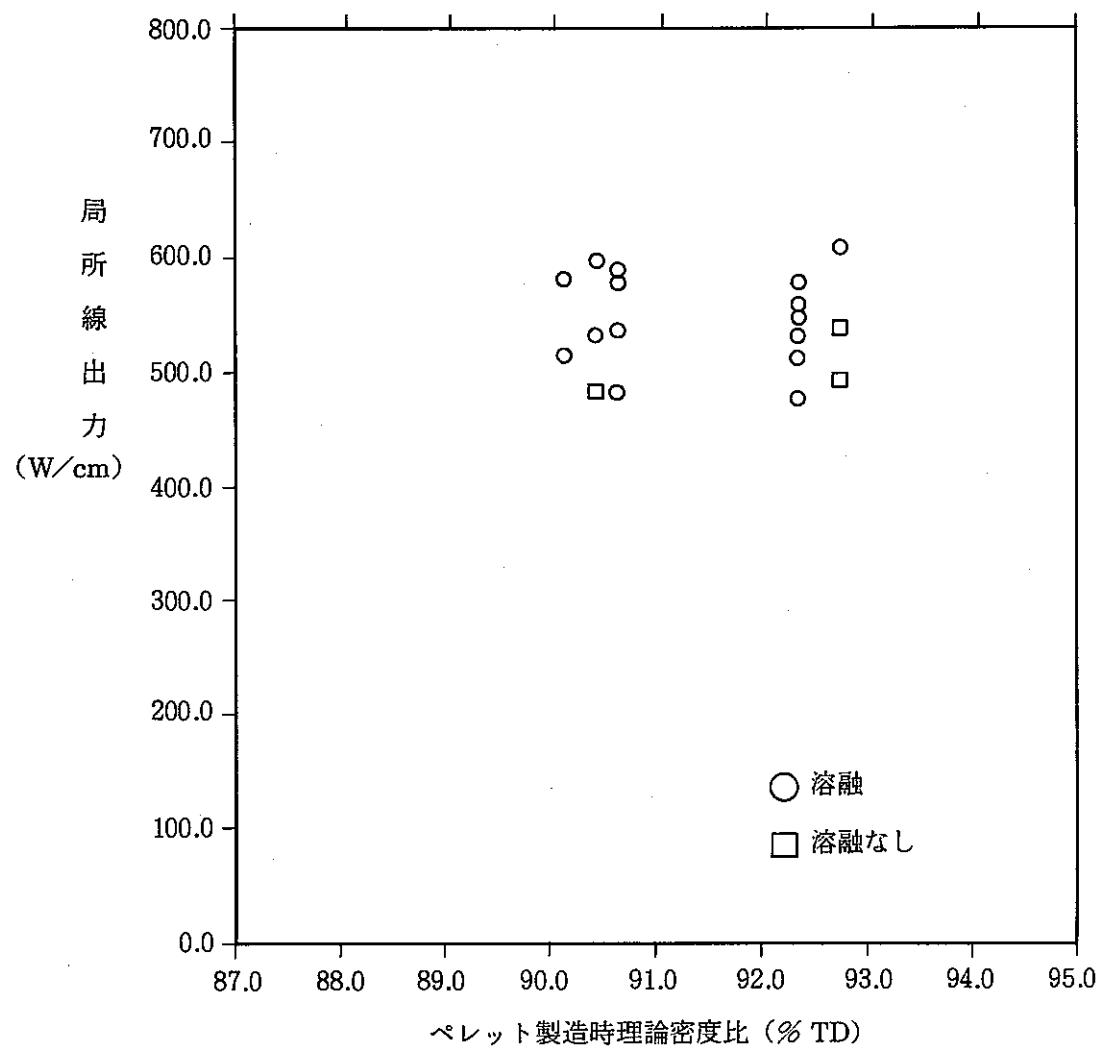


図 4.1.6 新燃料におけるペレットの製造時密度と
溶融線出力の相関

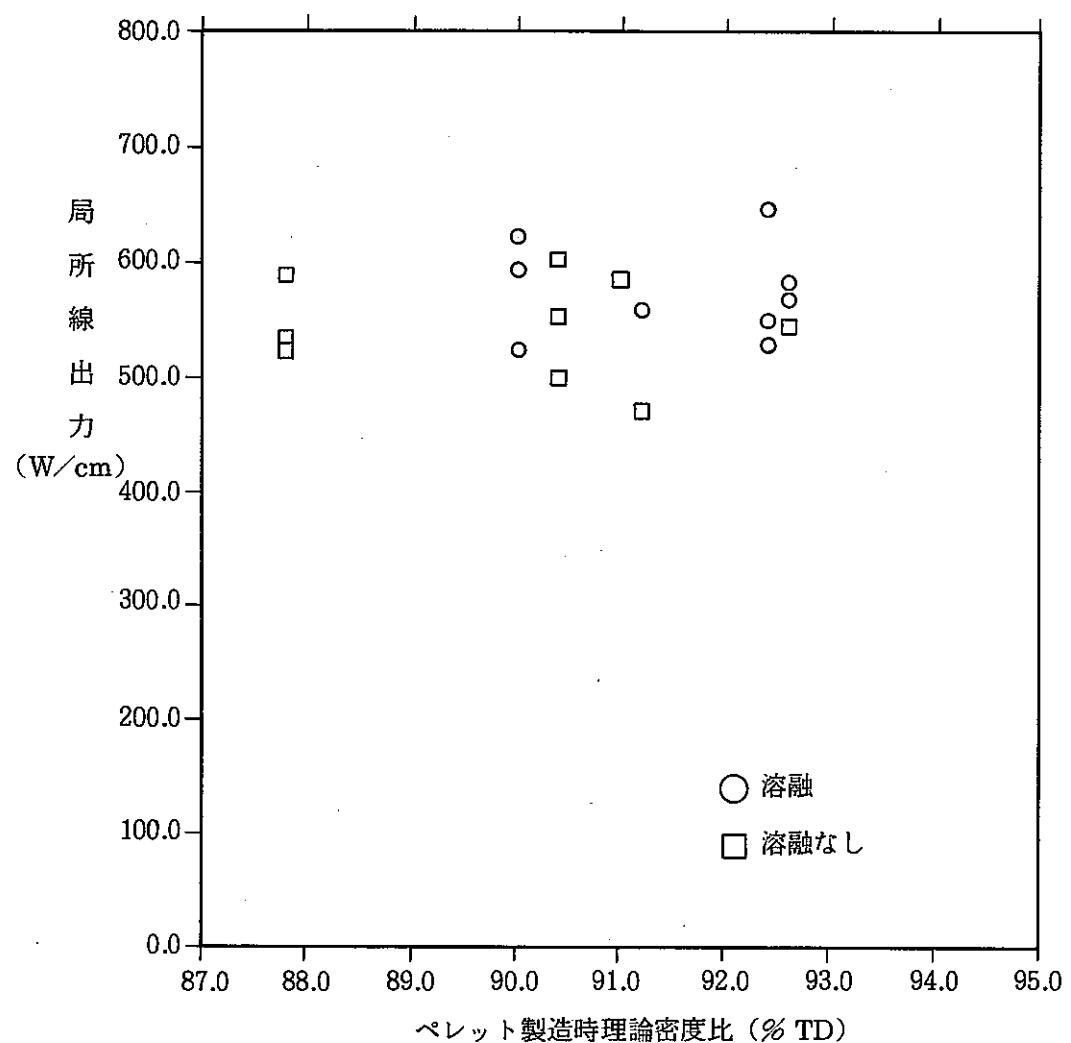


図 4.1.7 低燃焼度(約 0.3 at %)におけるペレットの
製造時密度と溶融線出力の相関

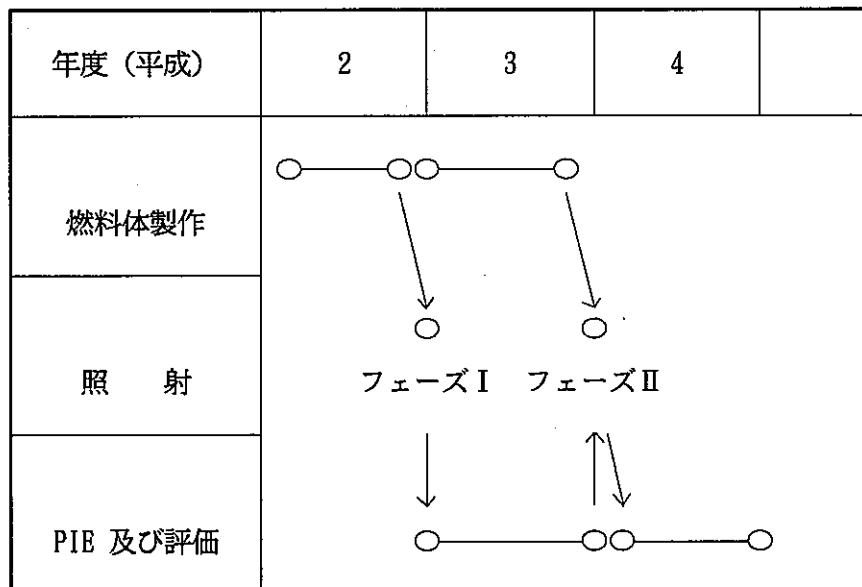
4.2 「常陽」燃料溶融限界線出力照射試験について

4.2.1 試験計画

「常陽」において、実証炉燃料相当の太径燃料ピンを用いて、ペレット密度、O/M比、ペレット一被覆管ギャップ幅をパラメータとした新燃料の燃料溶融限界線出力を求める試験を計画している。

主要な燃料仕様を表4.2.1に示す。また試験の出力履歴を図4.2.1に示す。試験は2回に分けて実施する。すなわち、フェーズI試験では、最高線出力を低目に設定し、燃料の溶融割合を小さく抑えた上で、燃料溶融割合の予測結果をPIE結果に基づいて再評価し、試験線出力の最適化を図る。その上で、燃料仕様をパラメータとして設定したフェーズII試験を実施し、より精度の高い燃料溶融限界線出力と燃料仕様パラメータの影響を明らかにする。

なお、試験のスケジュールは、次の通りである。



4.2.2 「常陽」燃料溶融限界線出力試験の実験誤差

「常陽」の燃料溶融限界線出力試験で得られる燃料溶融限界線出力の実験誤差は、試験燃料体が炉心中心に装荷されること、及び実験に供する全ての燃料ピンについて詳細な製造時データが取得される特殊燃料を用いることから、ほとんど無視できる程度と評価している。

(参考)

「常陽」のドライバー燃料に対して燃料溶融限界線出力試験を行うと仮定し、MK-II炉心の性能試験結果及び照射後試験の実績に基づいて実験誤差を保守的に評価すると、ノミナルの燃料溶融限界線出力値に対し、標準偏差（すなわち 1σ ）で、次のようになる。

$$\sigma \approx 3.3\%$$

上記実験誤差の要因として、表4.2.2に示すように、炉出力評価の系統的誤差、時間的ゆらぎによる誤差、出力分布誤差、燃料製造パラメータのバラツキによる誤差を考えた。炉出力評価の系統誤差は、原子炉熱出力誤差と中性子束検出器誤差から評価し、 $\sigma_{sys} = 1.87\%$ を得た。また炉出力の時間的ゆらぎによる誤差は、通常運転時の出力の統計的変動分を評価し、保守的に $\sigma_{time} = 1\%$ とした。炉内の出力分布の誤差については、各集合体に関する誤差も含め、「常陽」 MK-II炉心性能試験で実施された出力分布の結果から、 $\sigma_{space} = 1.43\%$ を得た。燃料製造パラメータのバラツキによる誤差は、「常陽」ドライバー燃料の各製造パラメータの寄与を評価し、 $\sigma_{tab} = 2.05\%$ とした。照射後試験の測定に起因する誤差は、軸方向燃料溶融境界位置の測定誤差について評価し、 $\sigma_{pie} = 0.2\%$ とした。

なお、上記の実験誤差は標準偏差であるから、95%信頼幅では、次のようになる。

$$1.96 \cdot \sigma \approx 6.5\%$$

表4.2.1 「常陽」 PTM試験燃料の主要仕様（予定）

燃料ペレット

種類	(Pu, U) O ₂
外径	6.44～6.54mm
密度	92, 95%TD
O/M	1.94, 1.97
Pu富化度	約20wt%

被覆管

材料	改良SUS316オーステナイト鋼
外径	7.5 mm
肉厚	0.4 mm

燃料ピン

全長	1765mm
炉心高さ	550mm
試験ピン本数	24本／1体

表4.2.2 「常陽」燃料溶融限界線出力試験の実験誤差の内訳

(1) 炉出力評価の系統的誤差

σ_{sys}	1.87 %
----------------	--------

(2) 炉出力の時間的ゆらぎによる誤差

σ_{time}	1.0 %
-----------------	-------

(3) 炉内の出力分布の誤差（各集合体内出力分布を含む）

σ_{space}	1.43 %
------------------	--------

(4) 燃料製造パラメータのバラツキに起因する誤差

σ_{fab}	2.05 %
----------------	--------

(5) 照射後試験の測定に起因する誤差

σ_{pix}	0.2 %
----------------	-------

平均的な実験誤差	σ_{mean}	3.3 %
----------	-----------------	-------

$$(\sigma_{mean}^2 = \sigma_{sys}^2 + \sigma_{time}^2 + \sigma_{space}^2 + \sigma_{fab}^2 + \sigma_{pix}^2)$$

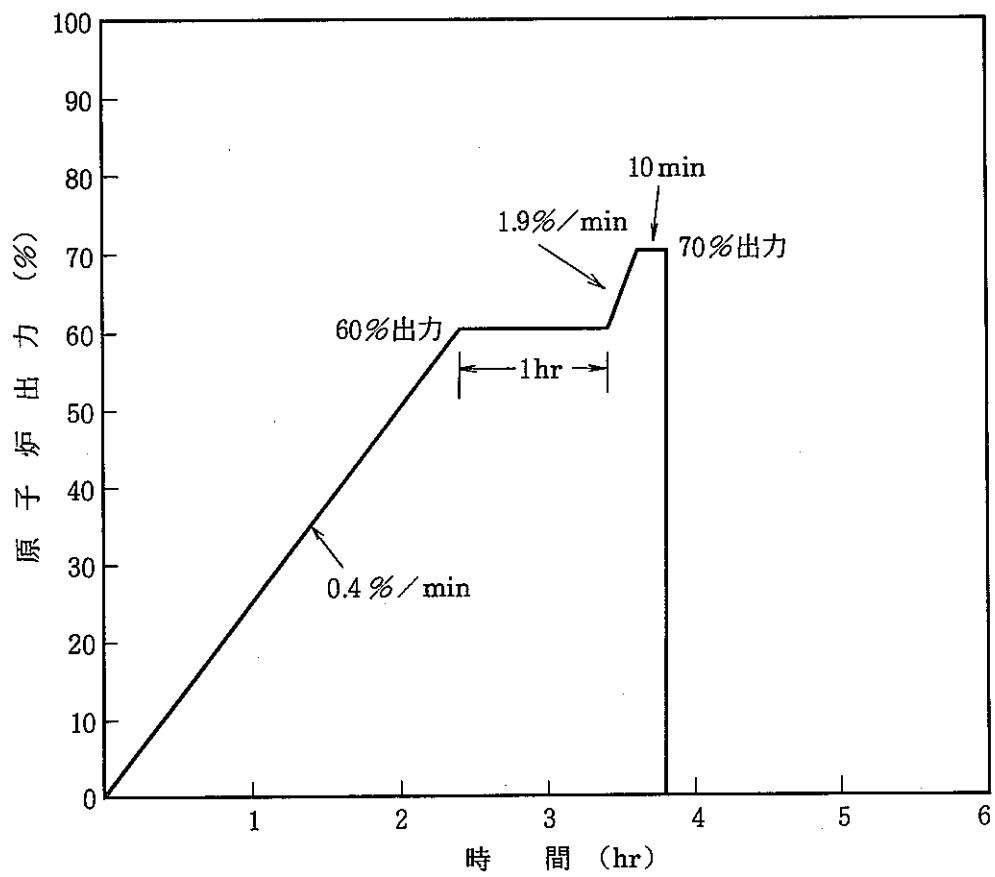


図4.2.1 出力履歴

4.3 溶融限界線出力の解析評価

(1) 検討条件

新燃料溶融限界線出力の検討対象とした燃料要素の仕様、および炉内使用条件を表4.3.1に示す。同表に示した最大線出力(430W/cm)および被覆管外面温度(550°C)は、定格(100%)出力時における検討対象高さ位置での値であり、p%出力時の最大線出力Q(W/cm)および被覆管外面温度T(°C)は、次式にて求まる値とした。

$$Q = 430 \times p / 100$$

$$T = (550 - 360) \times p / 100 + 360$$

原子炉計画起動パターンとしては、図4.3.1に示したパターンを想定した。計画運転に従っての出力変更時、および計画運転から外れる過出力時における出力上昇速度は、出力変化中の燃料組織変化が無視できるほど、速い条件とした。

検討に使用したコードは、CEDARコード¹⁾である。

(2) 検討結果

図4.3.2に溶融限界線出力の検討結果を示した。白丸が計算点であり、見易くするため計算点間を直線で結んでいる。尚、原子炉起動開始後7日目における中心空孔径、柱状晶領域外径、および等軸晶領域外径の計算値を、被覆管内径に対する比として示すと、

中心空孔径；0.135、柱状晶領域外径；0.528、等軸晶領域外径；0.634

であり、この時、定格出力運転時において、ペレット・被覆管ギャップ巾は既に閉じている。

参考文献

- 1) Mizuno, T., et al.: "Fuel Pin Performance and Reliability Analysis Code in PNC", Proc. International Conference on Reliable Fuels for Liquid Metal Reactors, Tucson, Arizona(1986).

表4.3.1 燃料要素仕様、および炉内使用条件

ペレット外径 (mm)	$\Phi 7.32$	定格出力時最大線出力 (W/cm)	430
ペレット密度 (%T.D.)	92	定格出力時被覆管外面温度 (°C)	550
O/M 比 (-)	1.98	冷却材入口温度 (°C)	360
PuO ₂ 富化度 (wt. %)	18	—以下余白—	
被覆管外径 (mm)	$\Phi 8.3$		
被覆管内径 (mm)	$\Phi 7.5$		
被覆管肉厚 (mm)	0.4		

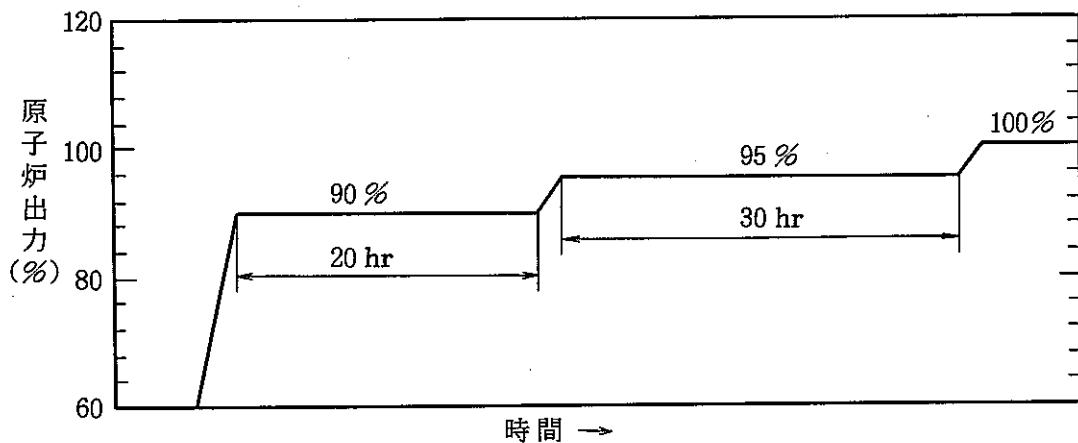


図4.3.1 原子炉計画起動パターン

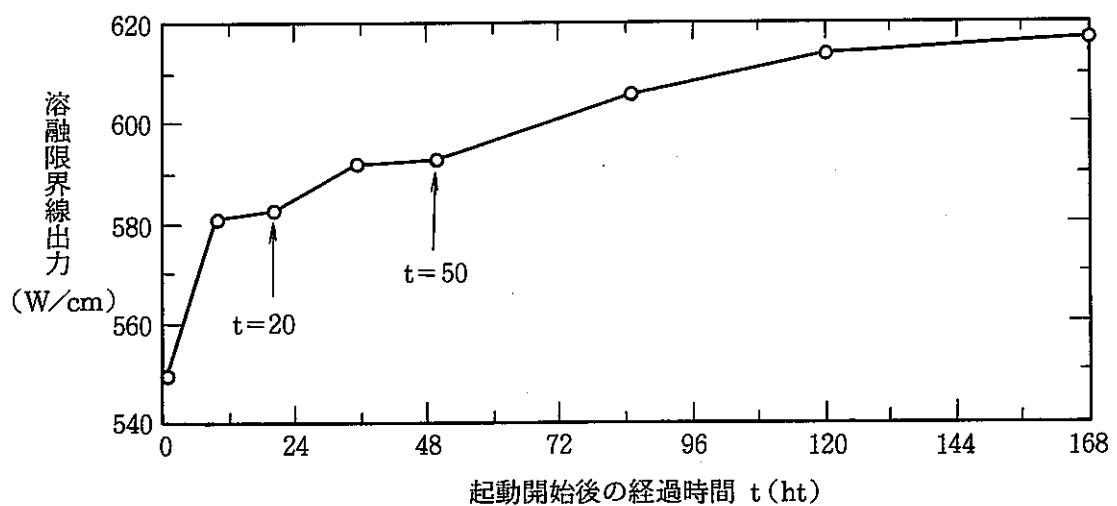


図4.3.2 溶融限界線出力の検討結果

4. 4 許容最大線出力の評価手法とその適用例

(1) はじめに

本節は、燃焼初期における許容最大線出力の確定論的評価手法とその適用例を示したものである。本手法は、被覆管外面温度を境界温度として与えること、および燃料挙動解析コードSIFT¹⁾を用いて被覆管外面から燃料中心までの温度上昇巾を評価することを前提としている。

適用例では、挙動解析コードとして簡易解析コードSIFTを用いた評価解析の詳細、および検討結果（定格最大線出力430W/cmを実現するための原子炉起動パターン）を示した。また、確定論的評価手法の妥当性、すなわち本手法にて求まる燃料中心上限温度の信頼度が妥当なレベルであることを確認するため実施した、モンテカルロ手法に基づく燃料中心温度確率分布評価の結果も示した。

本コードは、クラック発生に起因するペレット・被覆管間ギャップ巾の減少を考慮するためのリロケーションモデルと、中心空孔の形成と径方向密度変化を考慮するためのポア移動モデルを組込んだコードであり、新燃料の溶融限界線出力試験（P 19/P 20等）データ等にて検証・較正されている。すなわち、それぞれのモデルにて使用のリロケーションパラメータおよびポア移動速度パラメータの最確値や不確かさ巾が評価されている。

尚、本評価手法、適用例、確率分布評価のいずれにおいても、溶融限界線出力試験データの実験誤差や燃料融点の照射降下は考慮していないので、留意する必要がある。

(2) 確定論的評価手法

本手法では、中心温度上限値は、基準解析で求まる中心温度計算値に、感度解析で求まる中心温度不確かさ（感度解析結果と基準解析結果の差）の自乗和平方根を加えることで求め、燃料融点（挙動解析コード検証・較正に使用された融点）と比較することで中心溶融発生の有無を判断する。尚、中心温度ノミナル値の評価は、特に実施していない。

a) 主要誤差因子と、その取扱い方

燃料中心温度の不確かさの原因として考慮する主要誤差因子を表4.4.1に、その取扱い方を表4.4.2に示した。統計処理項に対して実施の感度解析は、ノミナル条件ではなく、統計処理項として取り扱わない誤差因子を保守側に重ね合わせた条件を基準としている。

尚、統計処理項とした誤差因子は、以下の考え方に基づき選定した。

- 燃料製造仕様および挙動解析コード関連の誤差因子（計9個）は、その誤差巾が製造前検査時またはコード較正時に、確認可能または確認済なので、統計処理項の候補とする。しかし、照射条件関連の誤差因子は、その誤差巾が事前に確認できないので、統計処理項の候補としない。

- 誤差伝播則が適用可能なように、互いに独立な関係が成立する範囲内で、統計処理項の候補のうち最大数の誤差因子を統計処理項として選定する。
- 統計処理項の候補のうち、ペレット外径と密度、PuO₂富化度と等価 fissile富化度、被覆管内径と肉厚は、それぞれ相関性がある（互いに独立でない）ので、これら3組の誤差因子のうち、片方のみ統計処理項として選定するが、いずれを選定するかは任意である。

b) 被覆管外面温度と、線出力条件の設定（基準解析、感度解析に共通）

通常運転（定格の p %出力運転）時の被覆管外面温度Tnorとした時、過出力時の外面温度Tupsは次式で与える。

$$Tups = K \times (1 + \Delta P_t / 100) \times (p/100) \times (Tnor - Tinl) + Tinl, \quad (4.4.1)$$

ここで、Tinl、 ΔP_t およびKは、それぞれ冷却材入口温度、出力分布誤差、および過出力係数である。式 (4.4.1) から推定されるように、通常運転時の被覆管外面温度として、出力分布誤差だけを考慮しないホットスポット温度を使用することを前提としている。

定格運転時および過出力時の線出力QnorおよびQupsは、次式で与える。

$$Qnor = (1 + \Delta Pt / 100) \times (1 + 2/3 \times \Delta \rho / \rho) \times (1 + 2/3 \times \Delta f/f) \times Q \times (P/100), \quad (4.4.2)$$

$$Qups = (1 + \Delta P_t / 100) \times Qnor \times K, \quad (4.4.3)$$

ここで、Q、 ΔPt 、 $\Delta \rho$ 、および Δf は、それぞれ定格運転時最大線出力公称値、原子炉熱出力誤差、燃料ペレット密度誤差、および等価 fissile富化度誤差である。式 (4.4.2) における係数2/3は、3σレベルではなく 2σレベルの誤差幅を考慮することを意味している。

尚、式 (4.4.1) ~ (4.4.3) は、通常運転時と過出力時に径方向出力分布形状が有意に異なり得ること、すなわち過出力時最大線出力ピンが必ずしも定格運転時最大線出力ピンに一致するとは限らないことを配慮して設定したものである。すなわち、通常運転時における中心空孔成長が保守側となる条件にしている。

(3) 適用例

対象とした燃料の仕様および炉内条件を表4.4.3に示したように仮定した。基準解析および感度解析の解析条件を第4.4.4表に示した。被覆管外面温度および線出力条件は、式 (4.4.1) ~ (4.4.3) に従い設定した。これらの条件の下で、直ちに定格出力に到達させた時の過出力時燃料中心上限温度を評価したところ、燃料融点を越えることが分かった。また、直ちに到達可能な出力レベルは90%が限界との結果を得た。次に、90%出力に一定期間保持後定格出力に到達させた時の過出力時燃料中心上限温度を評価したが、一週間保持しても定格到達直後過出力時燃料中心上限温度は融点を上回るとの結果を得た。そ

こで、90%出力で一定期間保持後、95%出力まで上昇させ、95%出力でさらに一定期間保持後、定格に到達させるものとした。

このようにして求めた定格出力時最大線出力430W/cmを実現するための原子炉起動パターンを図4.4.1に示した。また、定格出力到達直後過出力時の燃料中心温度解析結果を図4.4.2に示した。尚、燃料融点T_mは、コード検証・較正時に使用のLyonとBaily²⁾による融点測定値のベストフィット式³⁾にて算出した値としている。

$$T_m = 2840 - 5.414 \times P + 0.007468 \times P^2, \quad (4.4.4)$$

ここで、Pは製作時のPuO₂富化度(%)である。

(4) 燃料中心温度確率分布評価（確定論的手法の妥当性検討）

図4.4.1の細い実線で表した起動パターンで定格まで到達させた直後における過出力時燃料中心温度確率分布を、最大線出力ピンについて、SIFTコードのモンテカルロバージョンで計算した。サンプリングに使用した確率密度関数を表4.4.5に示す。ペレット密度は、ペレット外径との相関性を考慮している。被覆管内径は、大きめのロットを想定したものであり、「常陽」での製造実績データを参考にして設定している。尚、肉厚の影響は小さいので、保守側に0.43mmに固定した。また、確定論的評価にて、PuO₂富化度とO/M比の影響も小さいことが分かっているので、これらについても固定した。被覆管外面温度および線出力は、サンプリング値を用いて求めた値としたが、これらの計算式は割愛する。

評価結果を表4.4.6および図4.4.3に示した。燃料溶融確率は約0.1%であり、表4.4.6の注記にも記述したように、確定論的評価手法にて求まる上限温度は、99.9%信頼上限温度に相当するとの結論が得られた。燃料中心溶融が必ずしも燃料ピン破損に繋がる訳ではないことから、溶融確率0.1%ならば、破損確率は十分小さいと考えられる。

得られた確率分布を基にして、最大線出力と溶融確率の関係を推定した結果を、参考として図4.4.4に示した。定格時最大線出力が430W/cmの場合、燃料溶融確率は約0.1%であるが、440W/cmおよび450W/cmとするならば、それぞれ約2%，および約15%となる。

参考文献

- 1) Komoda, S., et al.: "Evaluation of the mixed-oxide fuel melting limit at low burnups", KERNTECHNIK 55, 112(1990).
- 2) Lyon, W. F. and Baily, W. E.: "The Solid-Liquid Phase Diagram for the UO₂-PuO₂ System", J. Nucl. Mat. 22, 332(1967).
- 3) Hargrman, D. L., et al.: "A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Behavior, MATPRO-Version 09"(1976)

表4.4.1 主要誤差因子

誤差因子の分類	照射条件関連 誤差因子	燃料製造仕様関連 誤差因子	挙動解析コード関連 誤差因子
該当 誤差 因子	<ul style="list-style-type: none"> • 被覆管 外面温度 評価誤差 • 原子炉熱出力 評価誤差 • 出力分布 評価誤差 	<ul style="list-style-type: none"> • 燃料ペレット密度製造誤差 • 燃料ペレット外径製造誤差 • 燃料 O/M 比製造誤差 • 等価fissile 富化度製造誤差 • Pu富化度製造誤差 • 被覆管肉厚製造誤差 • 被覆管内径製造誤差 	<ul style="list-style-type: none"> • リロケーション パラメータの誤差 • ポア移動速度 パラメータの誤差 <p>(SIFTコードを適用の場合)</p>

表4.4.2 誤差因子の取扱い方 (SIFTコードを適用の場合)

保守側に 固定する 誤差因子	<ul style="list-style-type: none"> • 被覆管外面温度評価誤差 • 原子炉熱出力評価誤差 • 出力分布評価誤差 • 燃料ペレット密度製造誤差* • 等価fissile 富化度製造誤差* • 被覆管肉厚製造誤差 	<p>燃料中心温度上限値を評価するための第一ステップとして、これらの誤差因子については保守側の設定とし、その他の誤差因子は考慮しない（ノミナル条件とする）解析を実施する。</p> <p>尚、本解析は、下記感度解析の基準とするので、基準解析と呼ぶ。</p>
統計処理 項とする 誤差因子	<ul style="list-style-type: none"> • 燃料ペレット外径製造誤差* • 燃料 O/M 比製造誤差 • Pu富化度製造誤差* • 被覆管内径製造誤差 • リロケーションパラメータの誤差 • ポア移動速度パラメータの誤差 	<p>これらの誤差巾は、製造前検査時またはコード較正時に、それぞれ確認可能または確認済であり、かつ互いに独立なので、統計処理項とする。第二ステップとして、これらの誤差因子に関して、いわゆる感度解析を実施する。</p>

補足*) 燃料ペレット密度、等価fissile 富化度、燃料ペレット外径、およびPu富化度のデータは、正規分布で、製造仕様上下限がほぼ 3 σ に相当すると仮定し、考慮すべき誤差巾として 2 σ を採用している。

表4.4.3 燃料仕様および炉内条件

ペレット外径	(mm)	$\Phi 7.32 \pm 0.05$
ペレット密度	(%T.D.)	92 ± 2
O/M比	(-)	1.98 ± 0.02
PuO ₂ 富化度	(wt. %)	18 ± 0.6
等価fissile 富化度相対誤差	(%)	± 4
被覆管外径	(mm)	$\Phi 8.3 \pm 0.3$
被覆管内径	(mm)	$\Phi 7.5 \pm 0.025$
被覆管肉厚	(mm)	0.4 ± 0.03
原子炉熱出力誤差	(%)	± 2
出力分布誤差(核計算誤差)	(%)	± 5
定格運転時最大線出力(公称値)	(W/cm)	430
過出力係数(熱出力誤差を除く)	(-)	1.14
定格運転時被覆管外面温度	(°C)	550
冷却材入口温度	(°C)	360

注記) 誤差巾は、「もんじゅ」での値を踏襲している。

表4.4.4 基準解析(No.1)および感度解析(No.2~7)の解析条件

解析 ケース No.	燃料ペレット仕様				被覆管仕様		コードパラメータ	
	密度 (%TD)	外直径 (mm)	O/M 比 (-)	PuO ₂ 富化度 (wt. %)	肉厚 (mm)	内直径 (mm)	リロケー ション (-)	ポア移動 速度 (-)
1	93.4	7.32	1.98	18.0	0.43	7.5	0.124	2.56
2	↓	7.286	1.98	18.0	↓	7.5	0.124	2.56
3	↓	7.32	1.96	18.0	↓	7.5	0.124	2.56
4	↓	7.32	1.98	18.4	↓	7.5	0.124	2.56
5	↓	7.32	1.98	18.0	↓	7.525	0.124	2.56
6	↓	7.32	1.98	18.0	↓	7.5	0.02	2.56
7	93.4	7.32	1.98	18.0	0.43	7.5	0.124	1.6

表4.4.5 確率密度関数

	原子炉 熱出力 誤差 (%)	出力 分布 誤差 (%)	ペレット仕様			被覆管 内直径 (mm)	コードパラメータ	
			外直径 (mm)	密度 (%TD)	fissile 富化度 (%)		リロケー ション (-)	ポア 移動速度
上限値	+ 2	+ 5	7.37	94	+ 4	7.525	0.228	3.52
平均値	0	0	7.32	ρ_m^*	0	7.515	0.124	2.56
下限値	- 2	- 5	7.27	90	- 4	7.475	0.020	1.60
標準偏差	-	-	0.017	0.67	1.3	0.005	-	-
分布型	一様 分布	一様 分布	正規 分布	正規 分布	正規 分布	正規 分布	一様 分布	一様 分布

注記*) ペレット密度平均値 ρ_m は $92 \times (7.32/D)^2$ とした。

ここで、Dはペレット外直径のサンプリング値を意味する。

表4.4.6 定格出力到達直後過出力時燃料中心温度モンテカルロ計算の結果

最大値 (°C)	2758	融点 (°C)	2745±3
平均値 (°C)	2591	融点下限値を越えた回数 (-)	3
最小値 (°C)	2434	全計算回数 (-)	3000
標準偏差 (°C)	56	溶融確率* (%)	0.1

注記*) 確定論的手法で求めた上限温度が2742°Cなので、上限温度の信頼度は約99.9%と結論される。

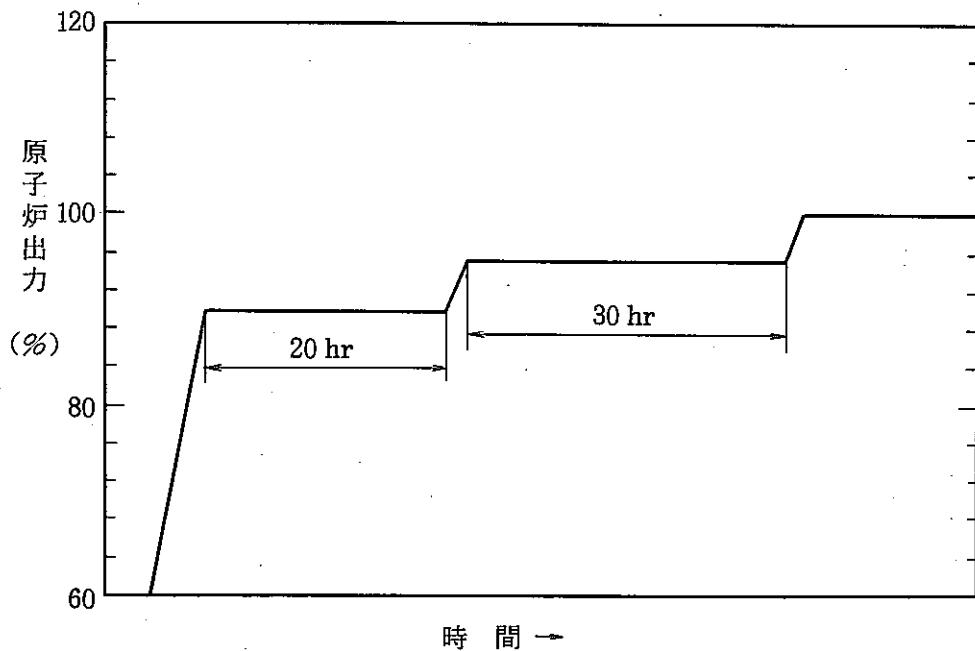


図 4.4.1 最大線出力 430 W/cm を実現するための原子炉起動パターン
(プレコンディショニング運転パターン)

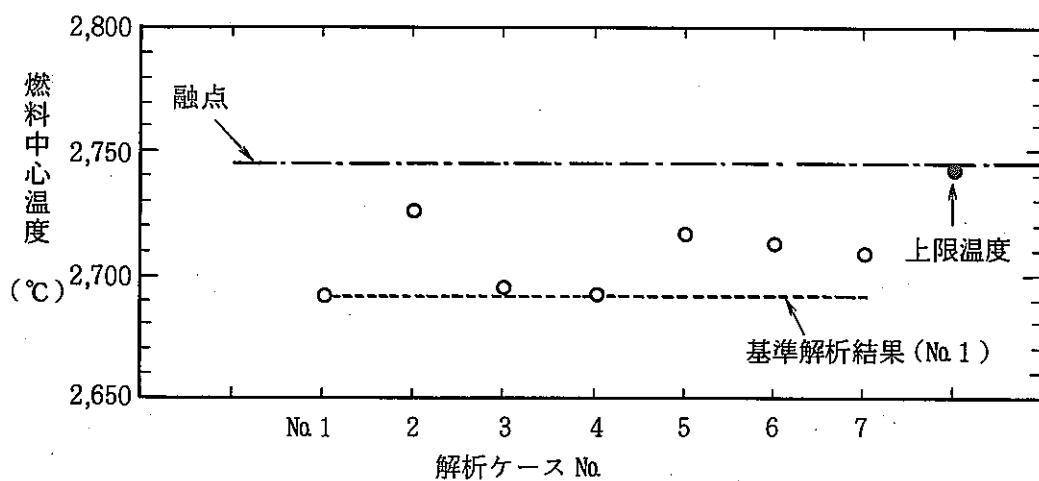


図 4.4.2 $90\% \text{ 出力} \times 20 \text{ hr}, 95\% \text{ 出力} \times 30 \text{ hr}$ のプレコンディショニング後, 定格出力まで出力上昇した際の過出力時燃焼中心温度解析結果

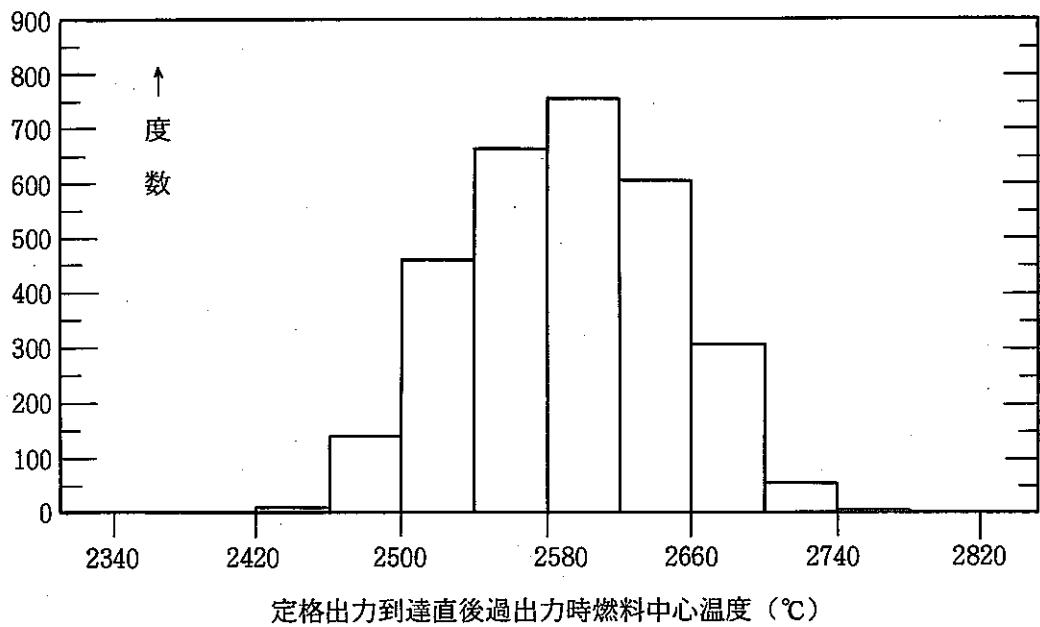


図 4.4.3 燃料中心温度の確率分布

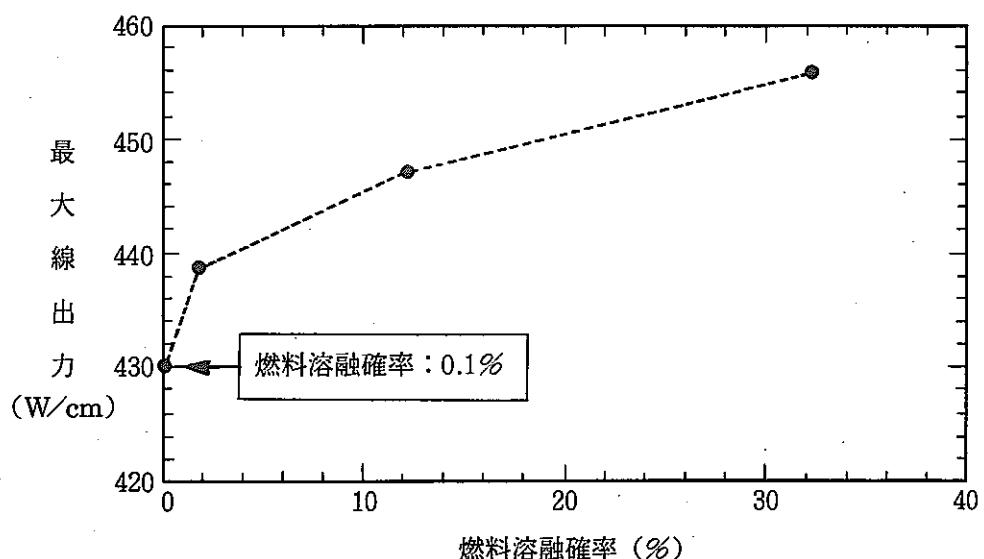


図 4.4.4 燃料溶融確率と最大線出力の関係

(モンテカルロ計算結果に基づく rough estimation)