

JAERI-M
88-187

高温工学試験研究炉の燃料温度評価に
影響を及ぼす要因とその評価

1988年10月

藤本 望・丸山 創・藤井 貞夫*
仁熊 義則*・数上 幸夫

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公開している研究報告書です。

入手の問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日立高速印刷株式会社

高温工学試験研究炉の燃料温度評価に影響を及ぼす要因とその評価

日本原子力研究所大洗研究所高温工学試験研究炉設計室

藤本 望・丸山 創・藤井 貞夫*

仁熊 義則*・数土 幸夫

(1988年9月8日受理)

本報は、現在日本原子力研究所で計画している熱出力30 MW、原子炉出口冷却材温度950℃、圧力40 kg/cm²Gの高温工学試験研究炉(H T T R)の炉心熱流体力設計において、燃料最高温度評価に影響を及ぼす要因を抽出し、それが及ぼす影響の程度を定量的に評価し、工学的不確定因子として定量化した結果について報告するものである。

本報で扱った要因は、

- i) ギャップ熱伝導率
- ii) 燃料コンパクトの偏心効果
- iii) スペーサの効果
- iv) 燃料コンパクトと黒鉛スリーブの接触の可能性
- v) コンパクト内の一様出力密度分布の仮定の妥当性
- vi) 不純物ガスのギャップ熱伝導率に及ぼす影響
- vii) F P ガスのギャップ熱伝導率に及ぼす影響

であり、あわせて燃料最高温度評価の信頼性についても評価を行った。

Evaluation of Parameters Effect on the
Maximum Fuel Temperature in the Core
Thermal and Hydraulic Design of HTTR

Nozomu FUJIMOTO, Soh MARUYAMA, Sadao FUJII*
Yoshinori NIGUMA* and Yukio SUDO

HTTR Designing Laboratory
Oarai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received September 8, 1988)

This report presents the results of quantitative evaluation on the effects of the dominant parameters on the maximum fuel temperature in the core thermal hydraulic design of the High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR) of 30 MW in thermal power, 950°C in reactor outlet coolant temperature and 40 kg/cm² G in coolant pressure.

The dominant parameters investigated are

- i) Gap conductance
- ii) Effect of eccentricity of fuel compacts in graphite sleeve
- iii) Effect of spacer ribs on heat transfer coefficients
- iv) Contact probability of fuel compact and graphite sleeve
- v) Validity of uniform radial power density in the fuel compacts
- vi) Effect of impurity gas on gap conductance
- vii) Effect of FP gas on gap conductance

The effects of these items on the maximum fuel temperature were quantitatively identified as hot spot factors.

A probability of the appearance of the maximum fuel temperature was also evaluated in this report.

* KAWASAKI HEAVY INDUSTRIES, LTD.

Keywords: HTTR, Core Thermal Hydraulic Design, Parameter Effect, Gap Conductance, Eccentricity Effect of Fuel Compact, Effect of Spacer Ribs, Heat Transfer Coefficient, Effect of FP gas, Effect of Impurity Gas, Hot Spot Factor,

目 次

1. まえがき	1
2. ギャップ熱伝達率の評価	7
2.1 目 的	7
2.2 ギャップ幅の評価	7
2.3 物性値誤差の影響	8
2.4 寸法公差の影響	9
3. コンパクト偏心効果	16
3.1 目 的	16
3.2 解析モデル	16
3.3 解析条件および方法	16
3.4 解析結果	17
3.5 工学的不確定因子の評価	17
4. スペーサによる燃料最高温度の変化	27
4.1 概 要	27
4.2 解析モデルおよび条件	27
4.3 解析結果および評価	28
5. コンパクトとスリーブの接触可能性	36
5.1 パラメータ評価	36
5.2 結 論	37
6. 燃料要素内を一様出力分布と仮定することの保守性	46
6.1 概 要	46
6.2 A型燃料体	46
6.3 B型燃料体	48
6.4 C型燃料体	49
7. 1次系内不純物がギャップ熱伝達率に及ぼす影響	60
7.1 概 要	60
7.2 解析条件および方法	60
7.3 ギャップ熱伝達率への影響	61
8. F Pガスがギャップ熱伝達率に及ぼす影響	64
8.1 概 要	64
8.2 解析モデル	64
8.3 F Pガスの収率および1次系内分布	64
8.4 ギャップ熱伝達率への影響	68
9. 燃料最高温度出現の確率論的評価	73

9.1	統計的熱設計手法	73
9.2	燃料最高温度の評価	74
10.	結 言	78
	謝 辞	79
	参考文献	79

Contents

1. Introduction	1
2. Gap Conductance evaluation	7
2.1 Purpose	7
2.2 Gap width evaluation	7
2.3 Effects of physical property error	8
2.4 Effects of tolerance	9
3. Effects of eccentric arrangement of compact	16
3.1 Purpose	16
3.2 Analytical model	16
3.3 Analytical condition and method	16
3.4 Results	17
3.5 Evaluation of hot spot factor	17
4. Effects of spacer ribs	27
4.1 Outline	27
4.2 Analytical model and condition	27
4.3 Results and hot spot factor	28
5. Probability of contact between compact and sleeve	36
5.1 Parameter evaluation	36
5.2 Conclusion	37
6. Assumption of power density distribution in fuel elements	46
6.1 Outline	46
6.2 A-type fuel element	46
6.3 B-type fuel element	48
6.4 C-type fuel element	49
7. Effect of impurity gas on the gap conductance	60
7.1 Outline	60
7.2 Analytical method	60
7.3 Evaluation of effect of impurity gas on the gap conductance	61
8. Effect of FP noble gas on the gap conductance	64
8.1 Outline	64
8.2 Analytical model	64
8.3 Yield and distribution of FP gas	64
8.4 Evaluation of effect of FP gas on the gap conductance	68

9. Probabilistic evaluation on appearance of the maximum fuel temperature	73
9.1 Statistical thermal design procedure	73
9.2 Evaluation of the maximum fuel temperature	74
10. Concluding remarks	78
Acknowledgements	79
References	79

1. ま え が き

本報は、高温ガス炉の技術的基盤の確立と、高温に関する先端的基礎研究のための照射炉として計画されている高温工学試験研究炉（High Temperature Engineering Test Reactor ; HTTR）の燃料最高温度評価に影響を及ぼす種々の要因についての効果を報告するものである。

HTTRは、熱出力30MW、一次冷却材圧力約40kg/cm²G、一次冷却材入口温度約395℃であり、一次冷却材出口温度は850℃および950℃の我国初の高温ガス炉である。図1.1に原子炉圧力容器内の構造の概念図を示す。炉心領域は、黒鉛ブロックである固定反射体によって取囲まれており、高温プレナムブロック、炉床部断熱層を介して炉心支持格子によって原子炉容器壁に支持されている。図1.2に炉心の横断面を示す。図に示すように、燃料体ブロックの積層カラム計30カラムと制御棒案内ブロックの積層カラム計7カラムの合計37カラムから成る燃料領域を、可動反射体カラム（照射カラム3カラムを含む）計15カラムと制御棒案内カラム計9カラムの計24カラムで取り囲んでおり、さらにその周囲を固定反射体が取囲む構造となっている。

燃料領域の燃料ブロックには図1.3に示すA型燃料体、B型燃料体およびC型燃料体の3種類がある。AおよびB型燃料体では、角柱型の黒鉛ブロックに、多数（33個および31個）の燃料棒挿入孔を設け、その中に燃料棒を挿入する型式であり、燃料棒挿入孔と燃料棒が形成する環状流路を冷却材が上から下向きに流れる。A型燃料体とB型燃料体は、図1.3に例示したように燃料棒の形状又は寸法等が異なるが、いずれも棒状燃料である。C型燃料体は六角柱状の中空黒鉛ブロックに球状の燃料を装荷したものである。六角柱状の黒鉛ブロックの平径は360mm、高さは580mmで、この外形寸法はA、B、C型燃料体いずれも同一である。

図1.4にはA型、B-1型とB-2型燃料体の燃料棒の詳細図を示す。燃料棒は被覆燃料粒子を黒鉛粉末でオーバーコートし、中空円筒状に整形した燃料コンパクトを黒鉛スリーブの中に挿入したものである。この燃料棒は、黒鉛ブロックに設けられた冷却孔に挿入される。冷却材であるヘリウムは、黒鉛ブロックの冷却孔と燃料棒で構成される環状流路を下向きに流れる。

HTTRの燃料温度計算においては、

- i) 燃料コンパクトと黒鉛スリーブは常に同心円状に配置される。
- ii) 燃料コンパクトと黒鉛スリーブは接触せず、ギャップは常に確保される。
- iii) 冷却材流路における熱伝達係数の分布には、スパーサーによる周方向の乱れはなく、均一である。

等の仮定をしている。そこで、燃料最高温度の評価にはこれらの仮定の妥当性を確認しておくことが必要である。この仮定の妥当性を確認するために本報ではこれらに直接関係する以下の要因

- i) 燃料コンパクトの偏心による効果
- ii) 燃料コンパクト、黒鉛スリーブの接触の可能性

- iii) ギャップ熱伝達率の評価
- iv) スペーサによる効果
- v) 燃料コンパクト内の一様出力密度分布の仮定の妥当性
- vi) 不純物ガスのギャップ熱伝達率に及ぼす影響
- vii) F P ガスのギャップ熱伝達率に及ぼす影響

について検討した結果について報告する。

あわせて、H T T R の燃料最高温度点の出現の確率の評価結果についても報告する。

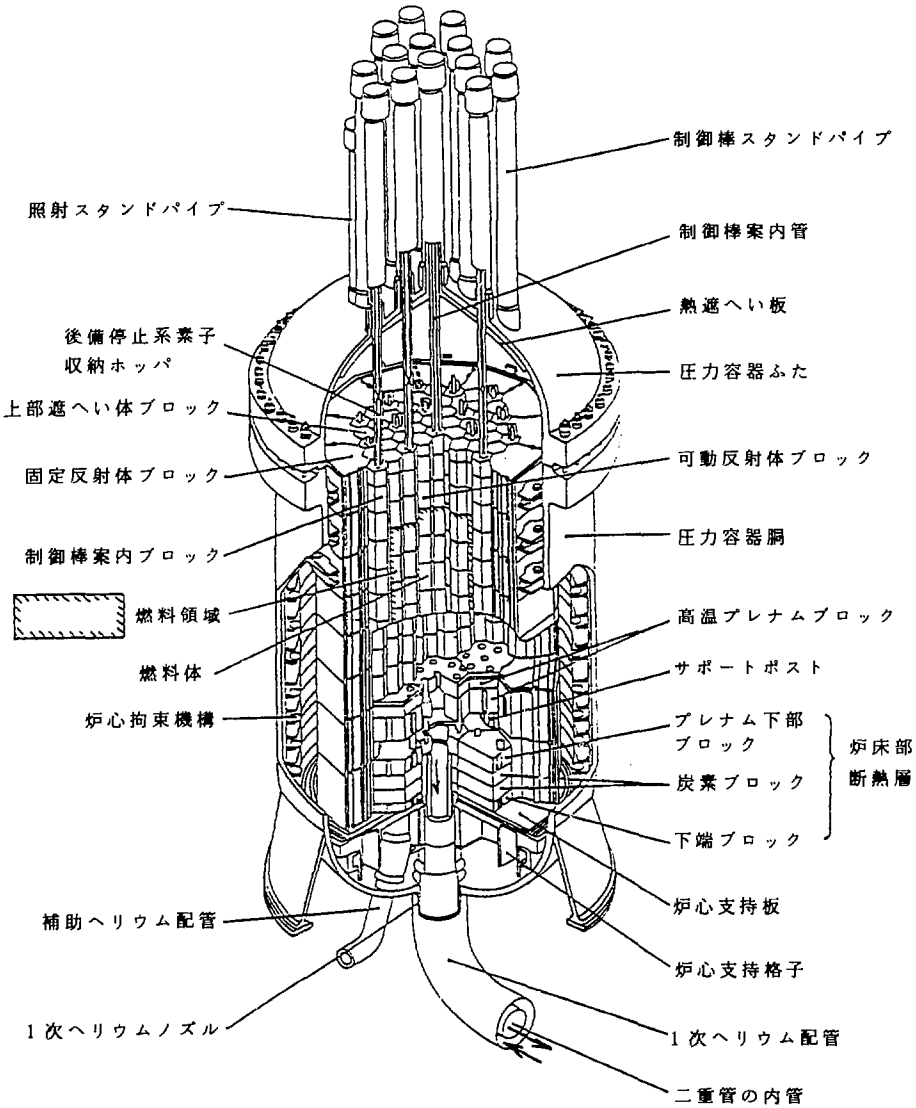


図 1.1 原子炉本体構造

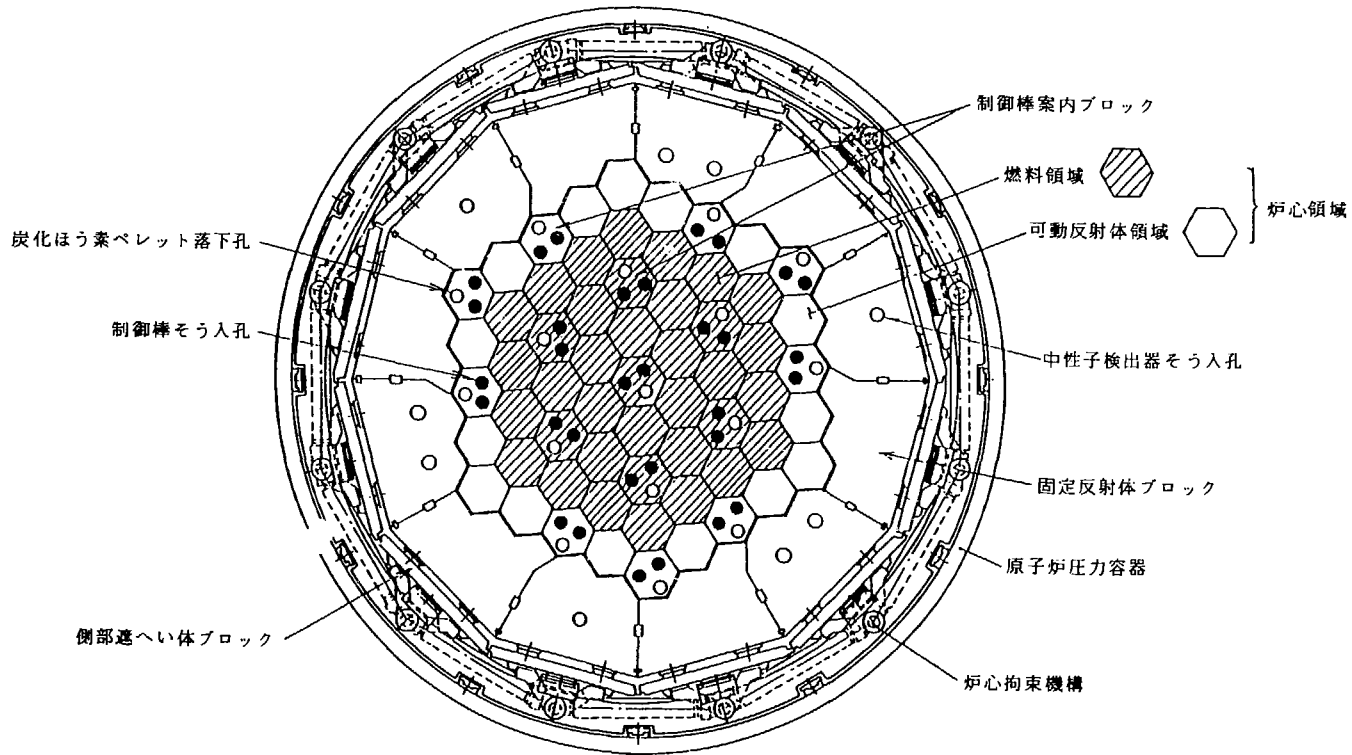
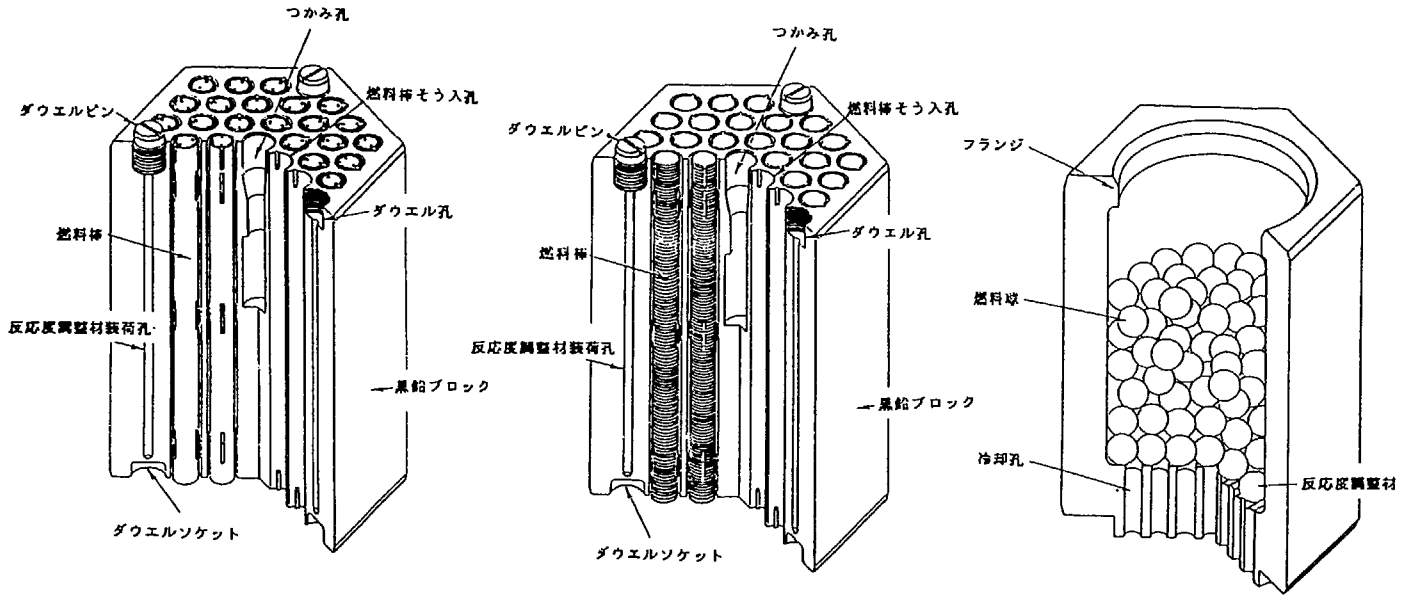


図 1.2 原子炉平断面



A型燃料体並びにB-1型及びB-2型燃料体

B-3型燃料体

C型燃料体(フランジ型の場合)

図 1.3 燃料体説明図

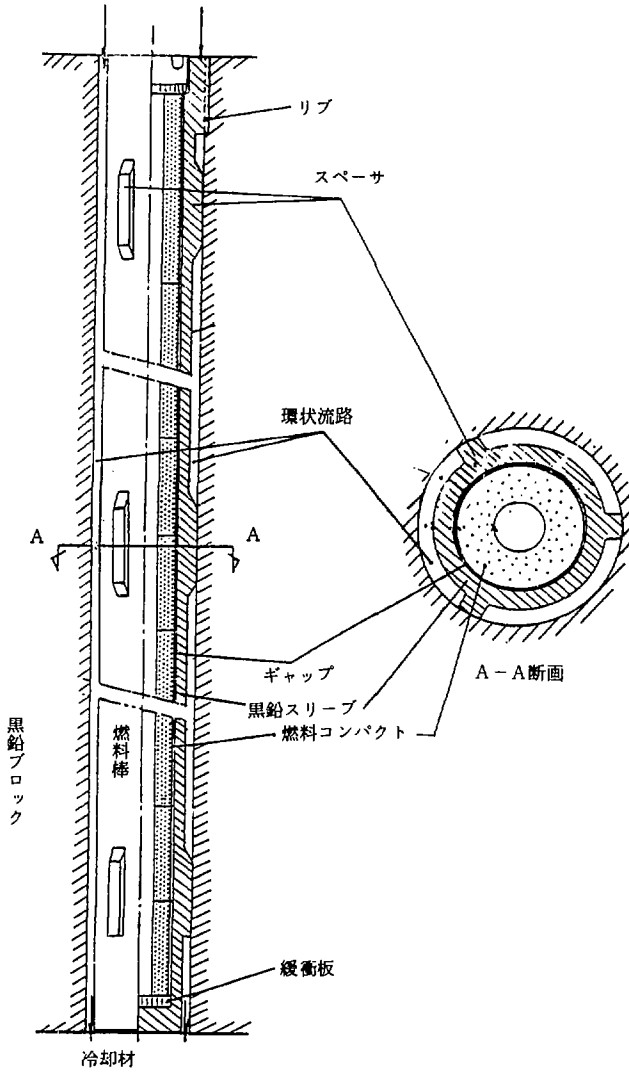


図 1.4 燃料棒説明図 (A型, B-1型及びB-2型の燃料棒)

2. ギャップ熱伝達率の評価

2.1 目的

燃料コンパクトと黒鉛スリーブとの間のギャップ熱伝達率は、次式より得られる。

$$h_{gap} = \frac{\lambda_{He}}{d_{gap}} + h_{rad} \quad \dots\dots\dots (2.1)$$

ここで、 h_{gap} : ギャップ熱伝達率
 d_{gap} : ギャップ幅
 λ_{He} : ヘリウムガスの熱伝導率
 h_{rad} : ふく射熱伝達率

燃料温度計算においては、(2.1)式より得られるギャップ熱伝達率を用いて公称温度(ノミナル温度)を評価する。

ここでは、ギャップ熱伝達率に影響を及ぼすギャップ幅、ギャップ幅評価に用いる物性値誤差および寸法公差(コンパクト外径およびスリーブ内径)についての感度解析を行った。

2.2 ギャップ幅の評価

燃料コンパクト、黒鉛スリーブ間のギャップ幅は、熱膨張や照射変形により燃焼期間中に変化するが、照射挙動解析コード DEFORM 2⁽¹⁾によりこれを評価する。

解析に用いるモデルは、燃料コンパクト、ギャップ及び黒鉛スリーブから成る同心円筒モデルであり、各部の寸法は公称寸法を用いる。各部の公称寸法と公差を以下に示す。

燃料コンパクト内径：10.0±0.1mm

＃ 外径：26.0±0.1mm

黒鉛スリーブ内径：26.25±0.1mm

＃ 外径：34.0±0.1mm

また解析条件は以下の通りである。

- ① 各部の温度は、TEM DIM⁽¹⁾により公称寸法を用いて評価する。
- ② 照射挙動は、一次元無限円筒モデルを用いて評価する。
- ③ 計算に使用する出力分布は燃焼初期の最大出力チャンネルの分布とする。
- ④ 照射による寸法変化は、温度計算へフィードバックしない。

図 2.1 にギャップ幅の変化を示す。物性値はすべてノミナル値を用いて評価した。

HTTR 炉心では、最大照射量 $\sim 13 \times 10^{20}$ n/cm²、ギャップ温度(燃料コンパクト、黒鉛スリーブ壁面の平均温度)は1450℃以下であり、この範囲では、ギャップ幅がノミナルギャップ幅(0.125mm)よりも小さくなることはない。

照射量が低い場合には、ギャップ温度にはあまり依存せずに変化するが、照射量が高い場合には、ギャップ温度が約800℃で最大ギャップ幅が生じる。

図2.1に示すように、ギャップ幅は照射量とギャップ温度に依存するが、各照射量における最大ギャップ幅と照射量の関係を求めると図2.2のようになる。この関係式を多項式で近似すると以下のようになる。

$$d_{gap} = 1.569 \times 10^{-2} + 2.047 \times 10^{-3} \cdot D - 1.430 \times 10^{-4} \cdot D^2 + 4.088 \times 10^{-6} \cdot D^3 \quad \dots\dots\dots (2.2)$$

ここで d_{gap} : ギャップ幅 (cm)
 D : 中性子照射量 ($\times 10^{20}$ n/cm²)

熱流設計では(2.2)式から得られるギャップ幅を用いてギャップ熱伝達率を評価する。

2.3 物性値誤差の影響

ギャップ幅の評価に使用した各物性値の誤差に対する感度解析を行い、ランダム因子の値を決定する。各物性値とその誤差は以下の通りである。

物 性 値	誤 差
燃料コンパクト熱膨張率	$\pm 0.15 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$
黒鉛スリーブ熱膨張率	$\pm 2.0\%$
黒鉛スリーブ照射変形	$\pm 10.0\%$
黒鉛スリーブヤング率	$\pm 2.0\%$

図2.3～2.6に、各物性値の誤差に対する感度解析の結果を示す。ここで誤差はギャップ幅を大きめに評価するように取った。これらの中でギャップ幅に対し最も影響があるものはスリーブの照射変形誤差である。

各物性値の誤差によるギャップ幅の、ノミナルギャップ幅からの最大偏差は以下の通りである。

- ① 黒鉛スリーブヤング率
照射量0の時点で生じ、最大偏差は0.7%である。
- ② 黒鉛スリーブ照射変形
照射量 12×10^{20} n/cm² の時点で生じ、最大偏差は20%である。
- ③ 黒鉛スリーブ熱膨張率
照射量0の時点で生じ、最大偏差は11%である。
- ④ 燃料コンパクト熱膨張率
照射量0の時点で生じ、最大偏差は2%である。

以上のギャップ幅の偏差から、物性値の誤差によるギャップ幅の変化量は、

$$\sqrt{(0.7)^2 + (20)^2 + (11)^2 + (2)^2} = 23\%$$

となる。

ギャップ幅が2.3%変化すると、感度解析の結果からギャップ温度差は2.1%変化する。従って物性値誤差によるランダム因子の値は2.1% (0.21)とする。

2.4 寸法公差の影響

2.1に示したコンパクト、スリーブの寸法公差がギャップ温度差に及ぼす影響を評価し、ランダム因子の値を決定する。ギャップ幅に影響する寸法公差とそれによるランダム因子は以下の通りである。

(1) 燃料コンパクト外径 ($26.0 \pm 0.1\text{mm}$)

ノミナルギャップ幅 0.125mm に対して、燃料コンパクト外径の寸法公差によるギャップ幅の変化量 0.05mm は、4.0%に相当する。ギャップ幅が4.0%変化すると、感度解析の結果から、ギャップ温度差は3.7%変化する。従って燃料コンパクト外径公差によるランダム因子の値は、3.7% (0.37)とする。

(2) 黒鉛スリーブ内径 ($26.25 \pm 0.1\text{mm}$)

(1)と同様にして、3.7% (0.37)とする。

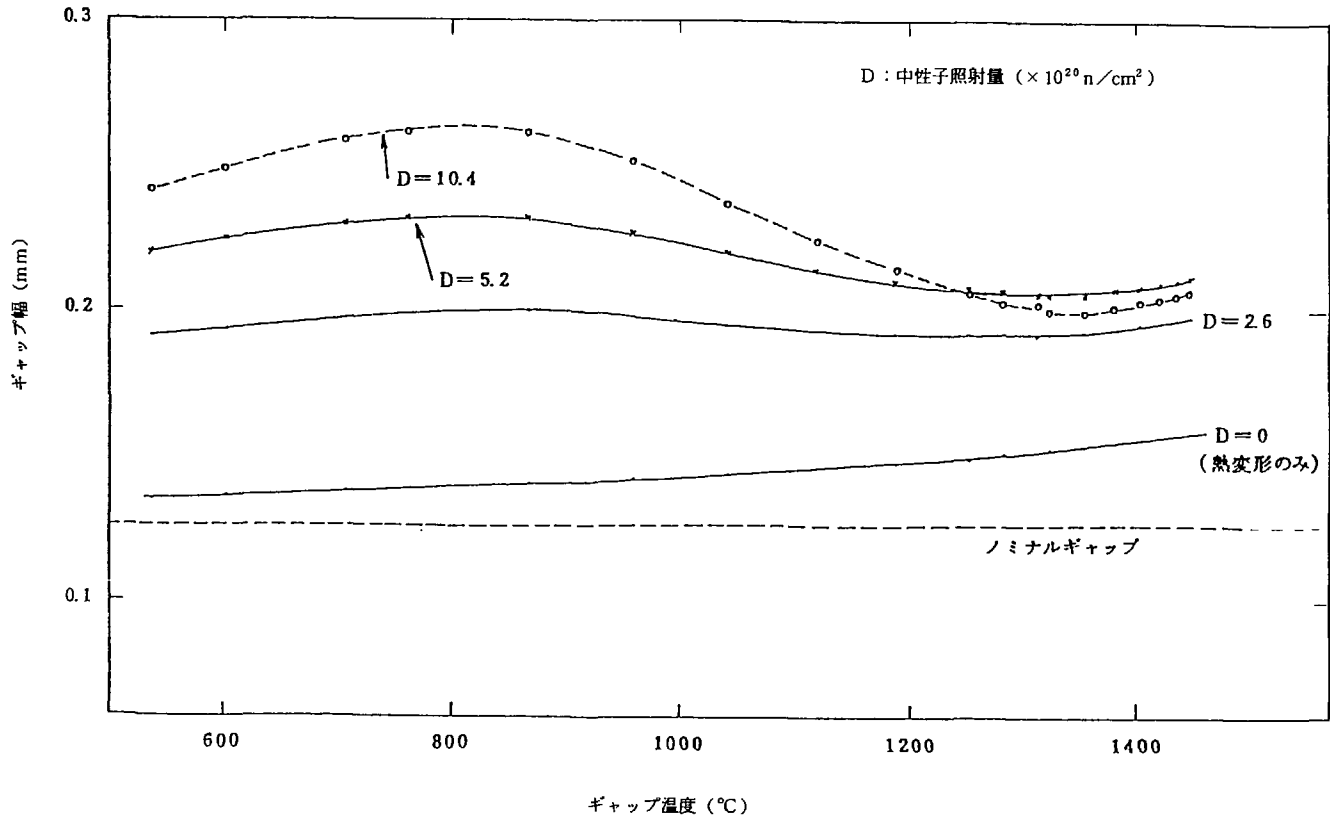


図 2.1 ギャップ幅の経時変化

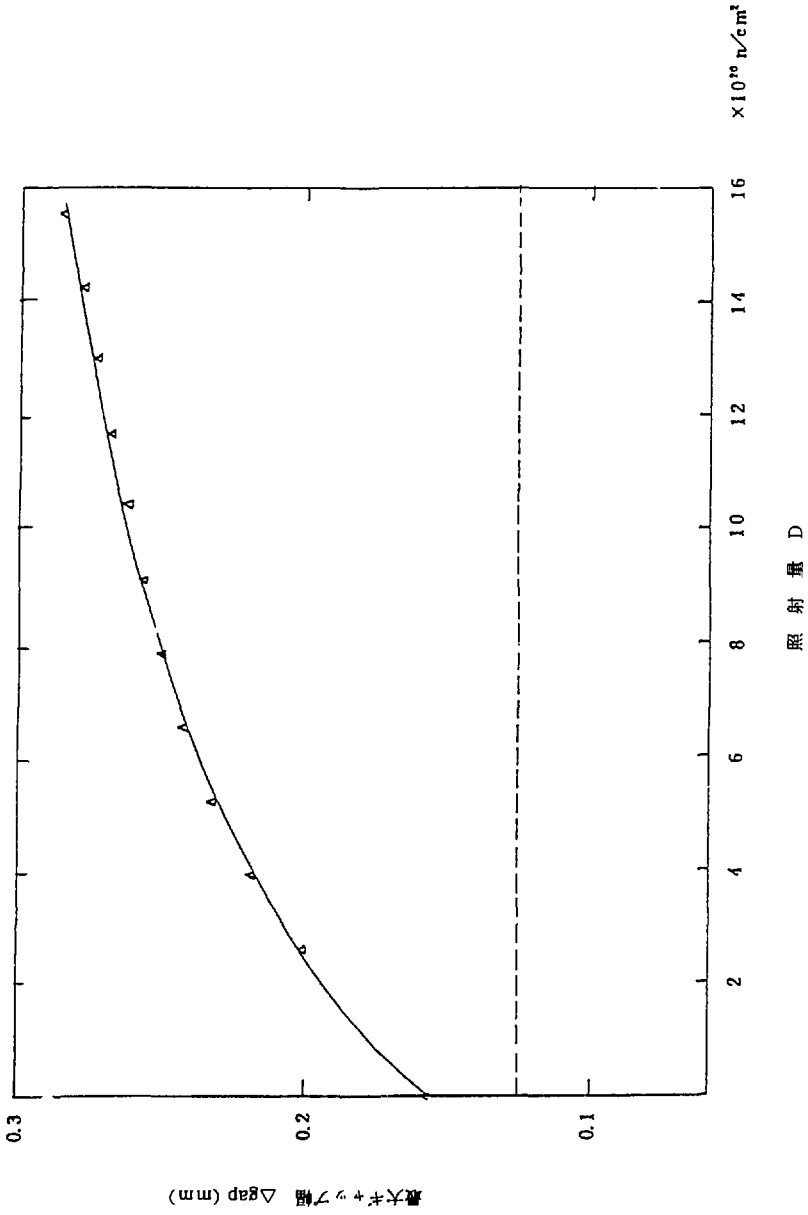


図 2.2 最大ギャップ幅と照射量の関係

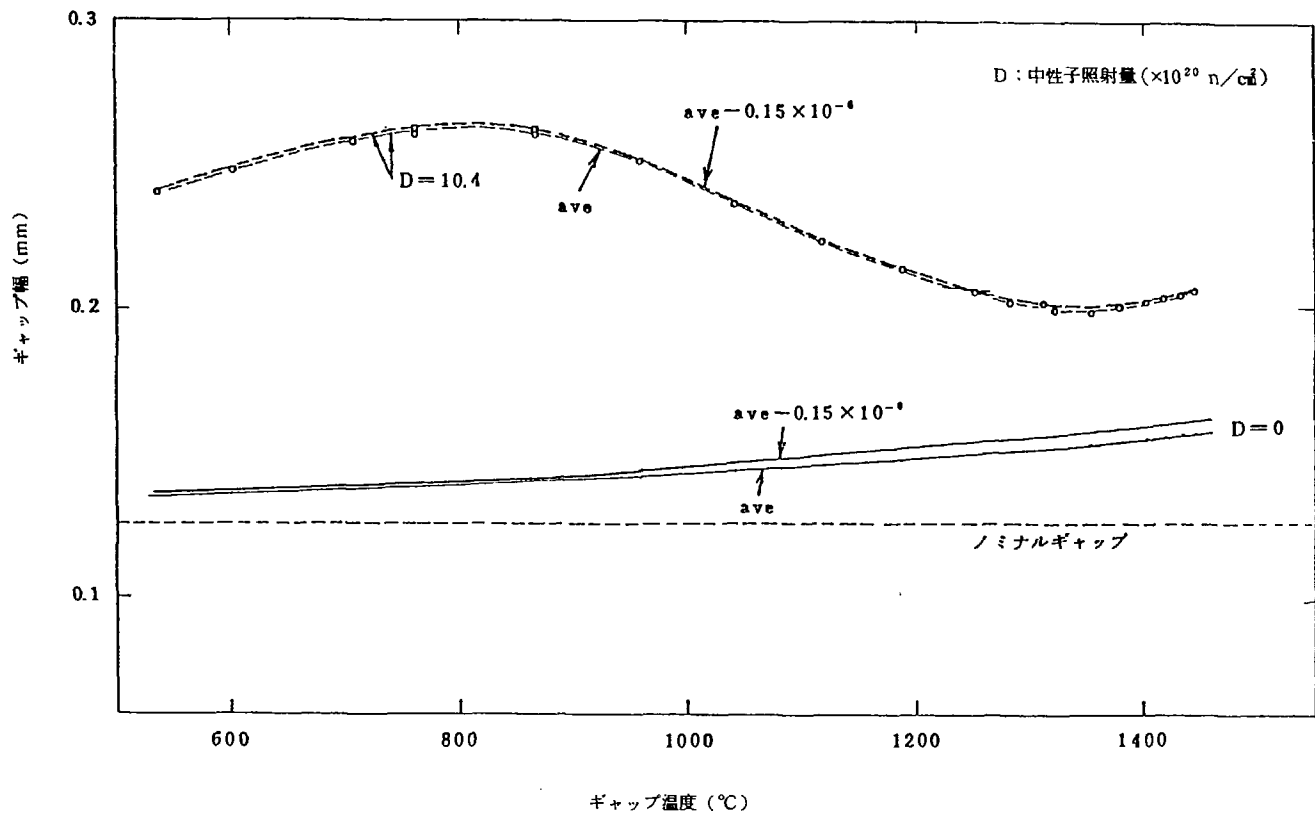


図 2.3 ギャップ幅の感度解析 (コンパクト熱膨張率誤差: -0.15×10^{-6})

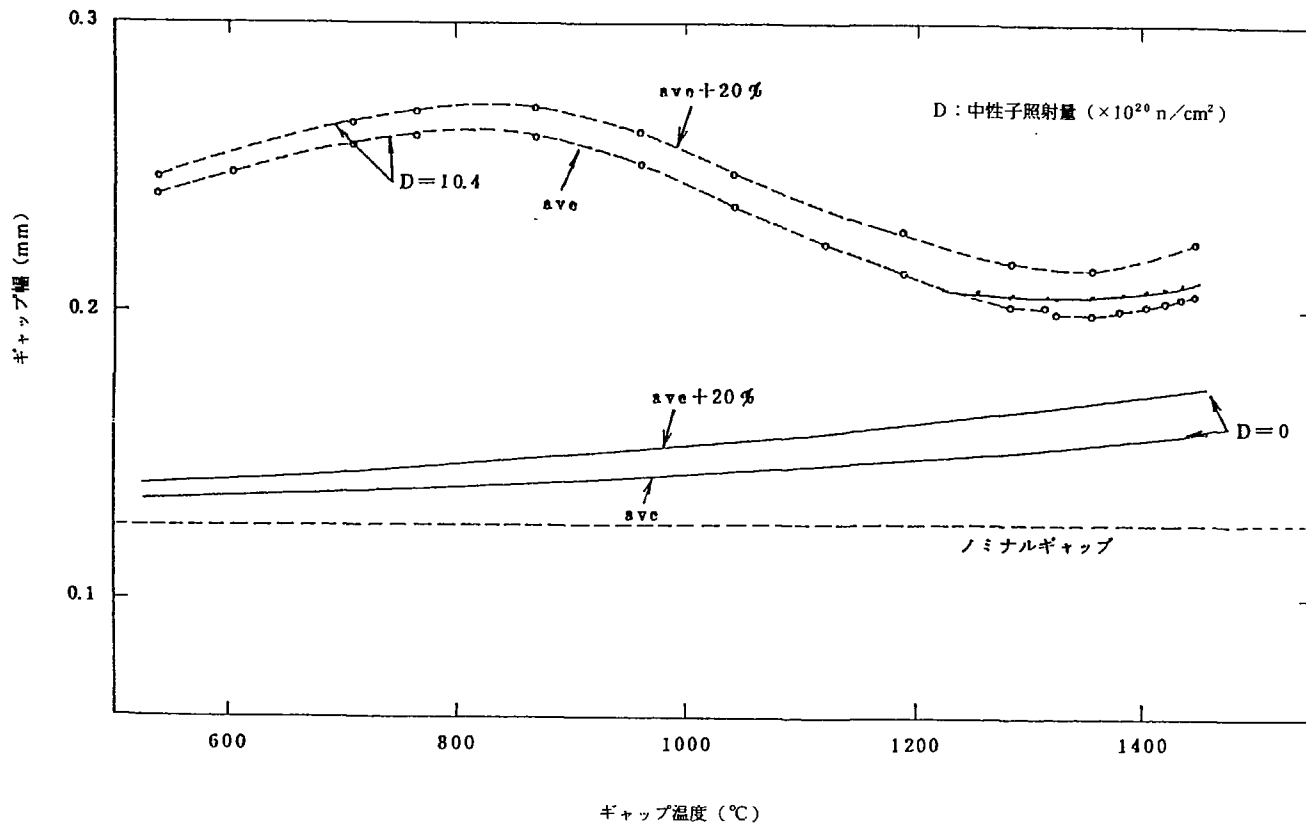


図 2.4 ギャップ幅の感度解析 (スリーブ熱膨張率誤差: +20%)

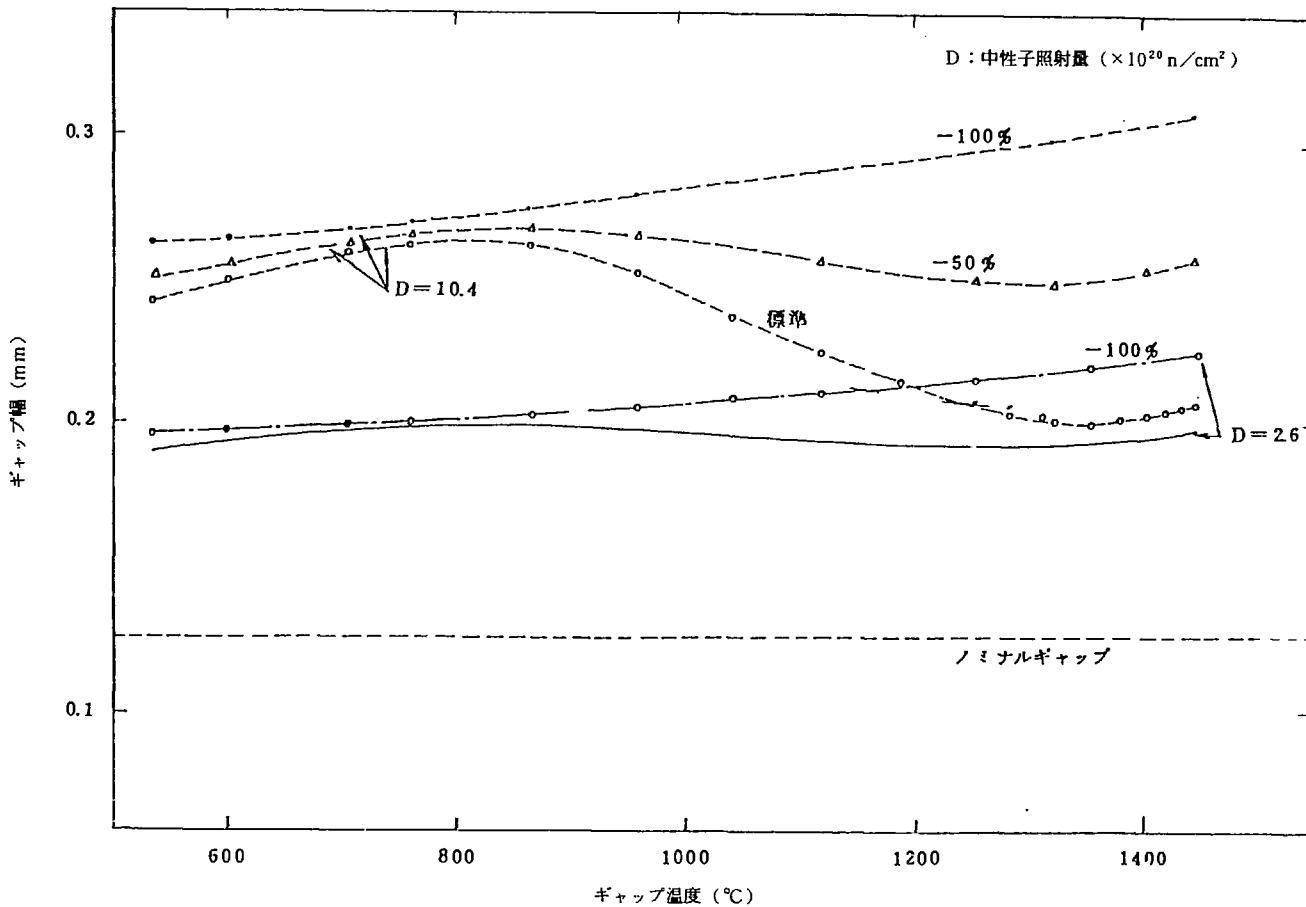


図 2.5 ギャップ幅の感度解析 (スリーブ照射変形誤差: -100%, -50%)

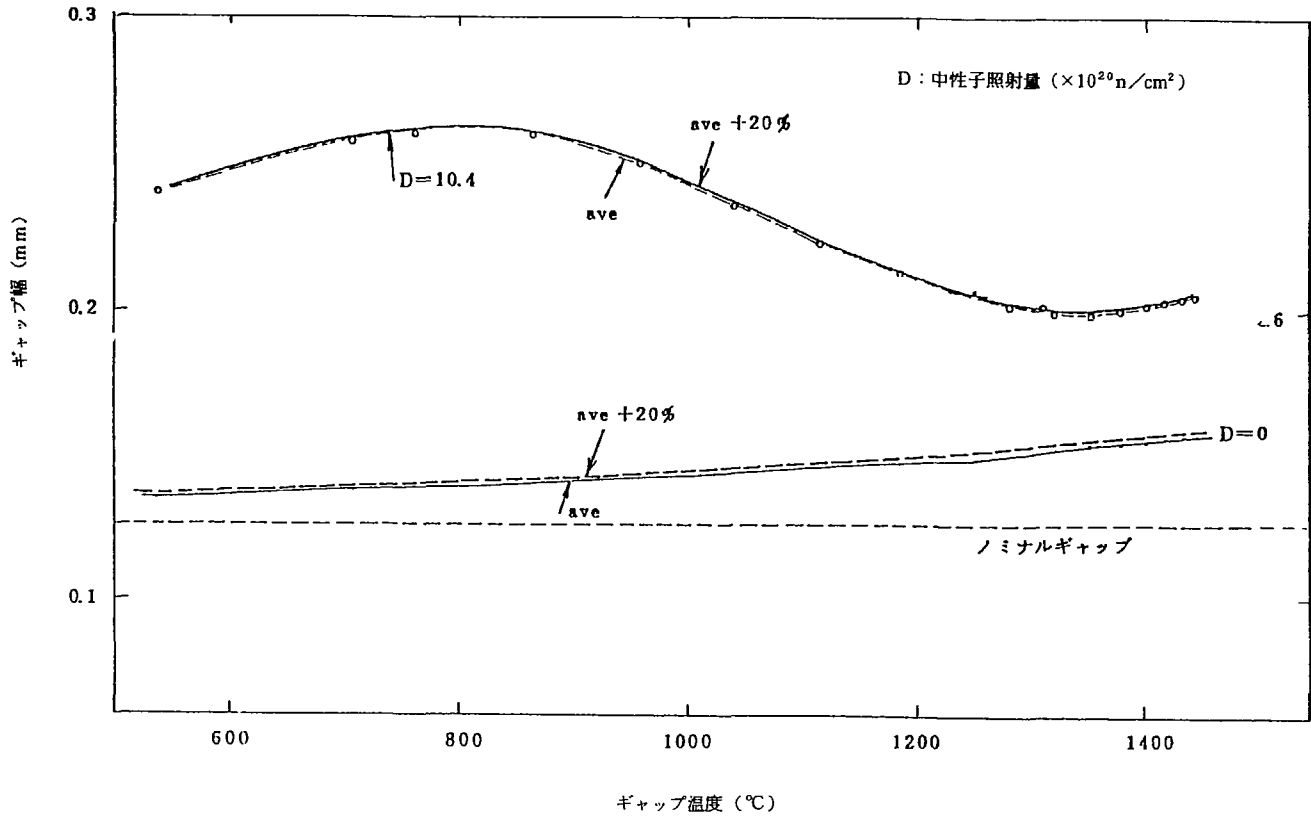


図 2.6 ギャップの感度解析 (スリーブのヤング率誤差: +20%)

3. コンパクト偏心効果

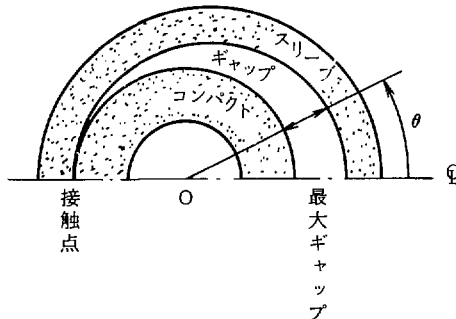
3.1 目的

A型燃料体の燃料棒は、黒鉛スリーブの中に中空円筒状の燃料コンパクトを挿入した構造となっている。燃料温度計算では、燃料コンパクトと黒鉛スリーブは接触せず、燃料コンパクトと黒鉛スリーブは同心円状に配置され、常にギャップ幅が確保されているとしている。

そこで、燃料コンパクトが黒鉛スリーブ中で偏心した状態で存在し、燃料コンパクトと黒鉛スリーブが接触した場合についての影響評価について検討した。

このとき、1本の燃料棒の周方向でギャップの幅が変わり、ギャップ熱伝達率が周方向で変化する。ギャップ熱伝達率が周方向分布を持つことによる燃料最高温度の変化を評価し、その程度を明らかにした。

3.2 解析モデル



コンパクトの偏心のモデルとしては、上図に示すように、1点のみ接触している場合を考える。この場合、接触点と最大ギャップ位置を結ぶ線に関して対称となるので、上図のように 180° の範囲を解析対称とする。

図3.1に評価モデルの図を示す。

解析コードは有限差分法による多次元非線形熱伝導計算コードHEATING-5⁽²⁾を用いた。図3.2に計算に用いたメッシュ分割図を示す。

3.3 解析条件および方法

解析の対象とする位置は燃料最高温度が生じる燃焼日数330日の燃料最高温度(T_{fmax})

の生じる位置（3段目下端）と，最大熱流束（ q_{fmax} ）の生じる位置（2段目下端）とした。それぞれの点での出力密度は次のようになる。

$$\begin{array}{ll} T_{fmax} \text{ 位置} & Q=2.587 \times 10^7 \text{ kcal/m}^2\text{h} \\ q_{fmax} \text{ 位置} & Q=3.253 \times 10^7 \text{ kcal/m}^2\text{h} \end{array}$$

ギャップ幅は，燃焼0日のノミナルギャップ幅である0.125mmと，燃焼330日相当の0.25mmの2ケースについて評価する。

ギャップ部の熱伝達は，ふく射とヘリウムの熱伝導を考え，ギャップ熱伝達率として，(2.1)式で評価する。

また，境界条件となるスリーブ外側のヘリウム温度は次のように設定する。

$$\begin{array}{ll} T_{fmax} \text{ 位置} & 942.2^\circ\text{C} \quad (\text{周方向一定}) \\ q_{fmax} \text{ 位置} & 768.1^\circ\text{C} \quad (\text{周方向一定}) \end{array}$$

計算においては常にコンパクトスリーブは同心円上に配置し，偏心状態の計算は，偏心した場合のギャップ幅より，(3.1)式から求められるギャップ熱伝達率を用いて行った。

3.4 解析結果

図3.3および3.4に T_{fmax} 位置におけるギャップ幅が0.125mmの同心状態および偏心状態の温度分布図を，図3.5に両者の結果の比較を示す。同様にギャップ幅が0.25mmのときの温度分布と結果の比較を図3.6～3.8に示す，また q_{fmax} 位置における解析結果を図3.9～3.12に示す。表3.1および3.2に各部での最高温度を示す。

3.5 工学的不確定因子の評価

表3.3および3.4に各部での温度上昇成分と，同心状態と偏心状態との比を示す。これによると，偏心した場合，ギャップ部での温度上昇分 ΔT_{gap} のみ増加しており，他の温度成分は減少している。また，各成分で見るとギャップ幅の違いで変化の割合が異なっている。しかし，冷却材からコンパクト内側までの温度上昇で見ると，

ギャップ幅 0.125mmのとき，

$$\frac{1223.2 - 942.2}{1212.1 - 942.2} = 1.041$$

ギャップ幅 0.25mmのとき，

$$\left\{ \begin{array}{l} T_{fmax} \text{ 最大位置} \\ q_{fmax} \text{ 位置} \end{array} \right. \begin{array}{l} \frac{1255.5 - 942.2}{1243.2 - 942.2} = 1.041 \\ \frac{1194.6 - 768.1}{1177.7 - 768.1} = 1.041 \end{array}$$

となりギャップ幅によらずほぼ一致し、約4.1%となる。

よって、以上よりコンパクト偏心効果として表3.5に示す値をランダム因子として燃料温度評価に考慮することとした。

表 3.1 燃料最高温度点での各部温度

ノミナルギャップ 0.125mm

状 態		冷却材温度	スリーブ外壁温度	スリーブ内壁温度	コンパクト外壁温度	コンパクト内壁温度
T_{fmax}	同 心	942.2℃	1098.1℃	1113.1℃	1154.7℃	1212.1℃
最大位置	偏 心	"	1089.6	1103.5	1172.2	1223.2

表 3.2 燃料最高温度点での各部温度

ノミナルギャップ 0.25mm

状 態		冷却材温度	スリーブ外壁温度	スリーブ内壁温度	コンパクト外壁温度	コンパクト内壁温度
T_{fmax}	同 心	942.2℃	1096.7℃	1111.6℃	1185.6℃	1243.2℃
最大位置	偏 心	"	1084.6	1098.0	1207.1	1255.5
q_{fmax}	同 心	768.1	985.4	1003.2	1104.4	1177.7
最大位置	偏 心	"	968.0	983.9	1134.2	1194.6

表 3.3 燃料最高温度点での偏心効果

ノミナルギャップ 0.125mm

状 態	ΔT_{film}	ΔT_{sleeve}	ΔT_{gap}	$\Delta T_{compact}$	備 考
同 心	155.9 °C	15.1 °C	41.6 °C	57.7 °C	T_{fmax} 最大位置 (3段目下端)
偏 心	147.3	13.9	68.7	51.0	
$\frac{\text{偏心}}{\text{同心}}$ の割合	0.9453	0.9262	1.6517	0.8840	

表 3.4 燃料最高温度点での偏心効果

ノミナルギャップ 0.25 mm

状 態	ΔT_{film}	ΔT_{sleeve}	ΔT_{gap}	$\Delta T_{compact}$	備 考
同 心	154.5 °C	14.9 °C	74.0 °C	57.7 °C	T_{fmax} 最大位置 (3段目下端)
偏 心	142.4	13.4	109.2	48.3	
$\frac{\text{偏心}}{\text{同心}}$ の割合	0.9218	0.8978	1.4750	0.8382	
同 心	217.3	17.9	101.2	73.3	q_{fmax} 位 置 (2段目下端)
偏 心	199.9	15.9	150.4	60.4	
$\frac{\text{偏心}}{\text{同心}}$ の割合	0.9199	0.8883	1.4862	0.8240	

表 3.5 偏心効果によるランダム因子

	冷却材温度上昇	境膜温度上昇	スリーブ温度上昇	ギャップ温度上昇	コンパクト 温度 上 昇
コンパクト偏心効果	0.0	0.041	0.041	0.041	0.041

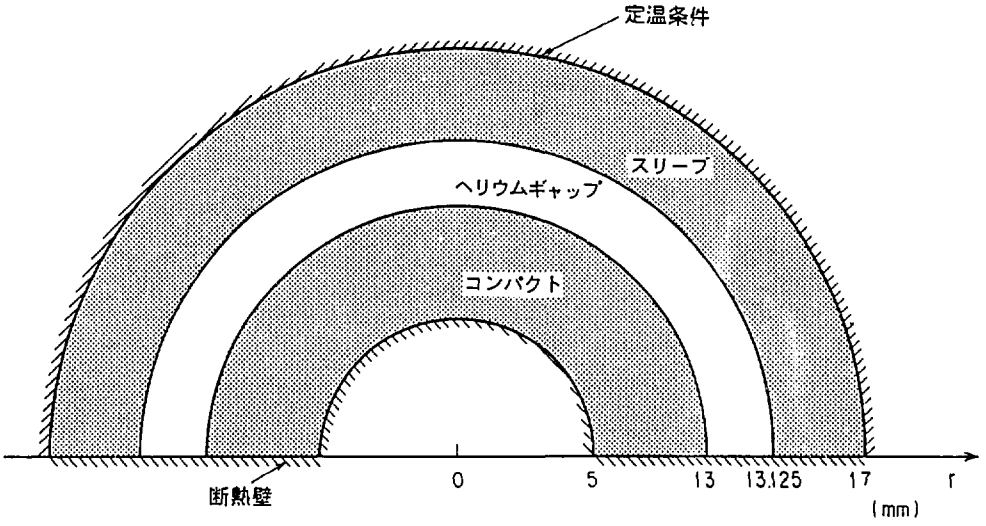


図 3.1 コンパクト偏心時評価モデル

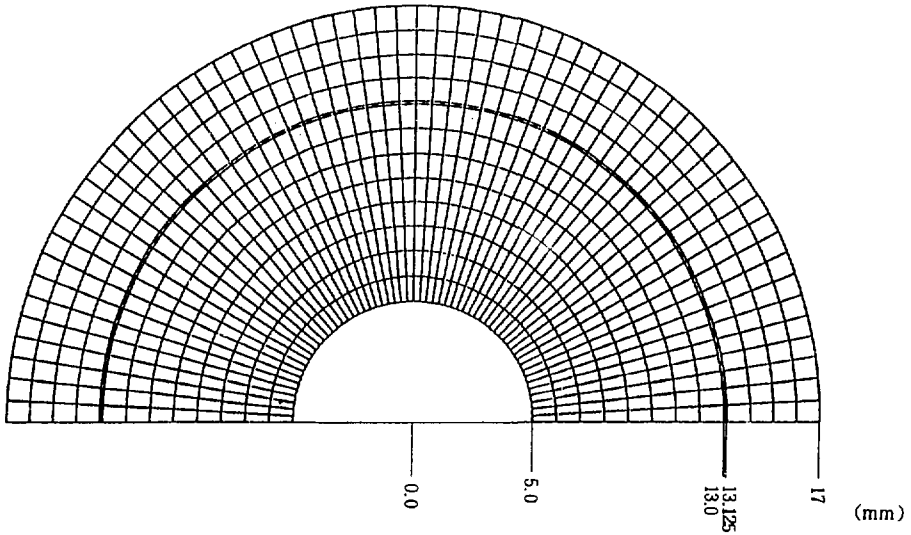


図 3.2 計算メッシュ図

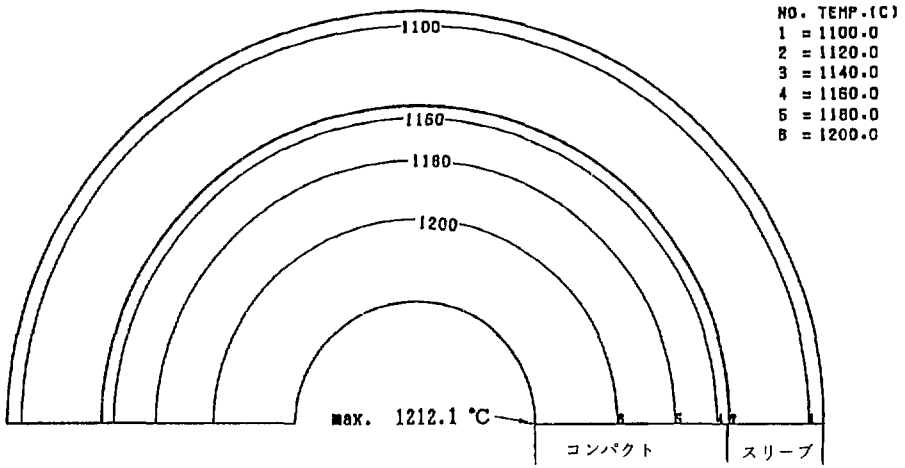


図 3.3 コンパクト，スリーブ部の温度分布

ギャップ幅 0.125mm
 同心配置
 T_{fmax} 最大位置

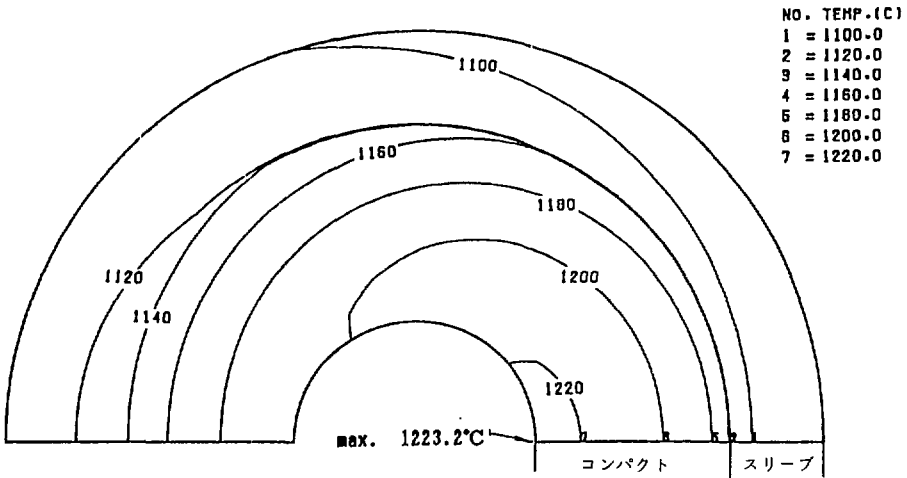


図 3.4 コンパクト，スリーブ部の温度分布

ギャップ幅 0.125mm
 偏心配置
 T_{fmax} 最大位置

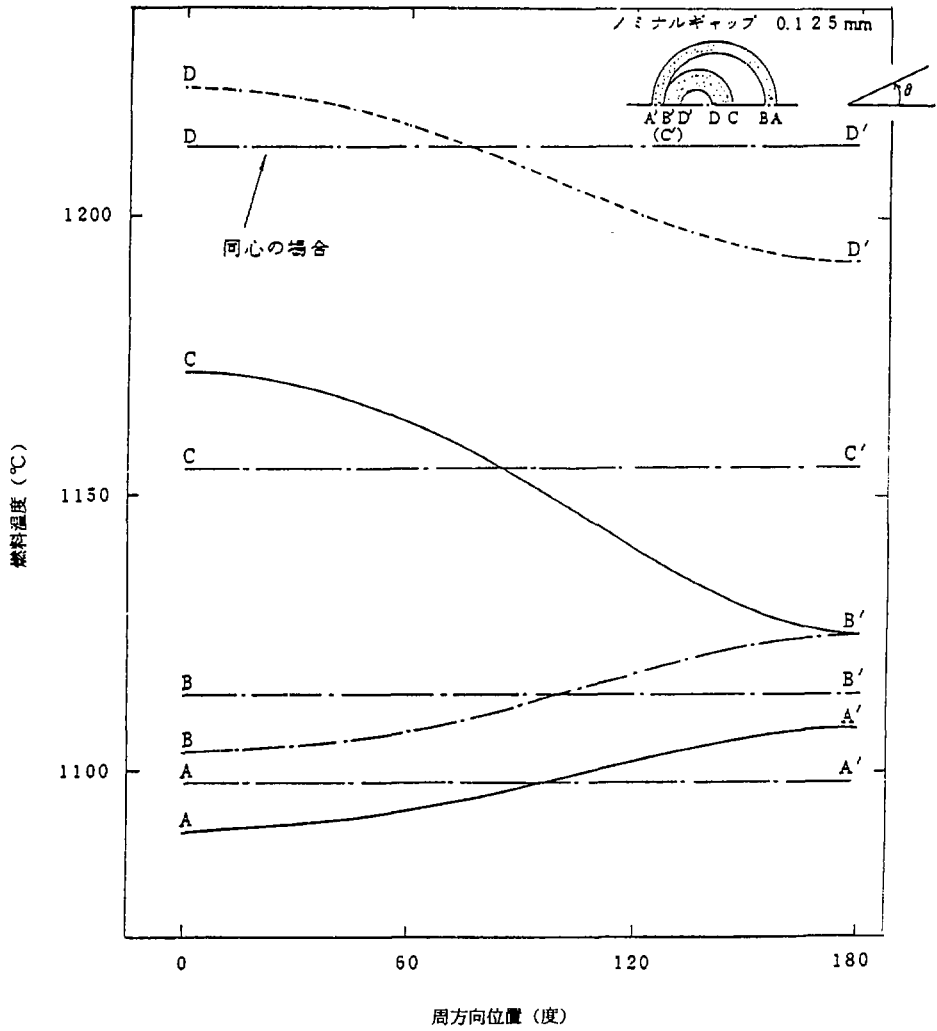


図 3.5 コンパクトの偏心効果 (ノミナルギャップ 0.125mm)
 $T_{(max)}$ 最大位置

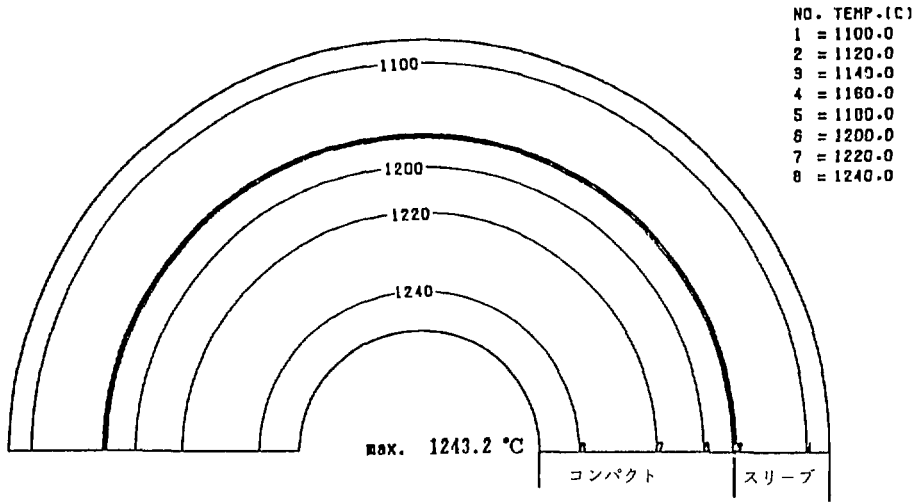


図 3.6 コンパクト，スリーブ部の温度分布

ギャップ幅 0.25 mm
 同心配置
 T_{fmax} 最大位置

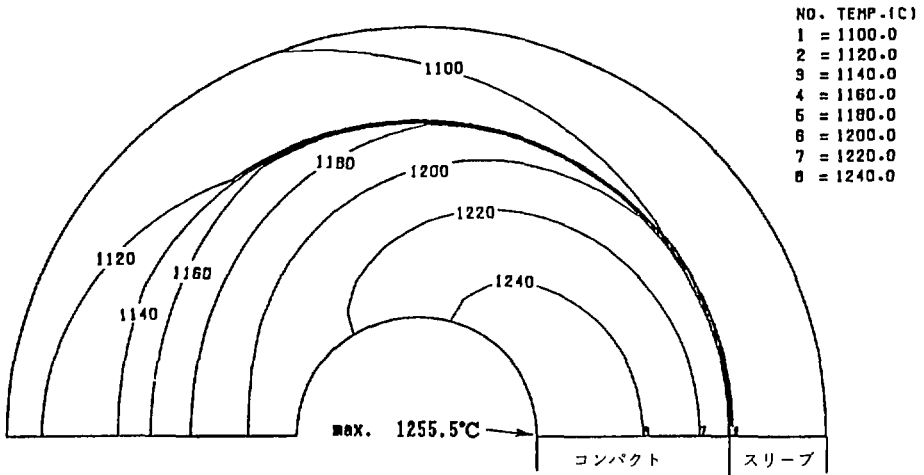


図 3.7 コンパクト，スリーブ部の温度分布

ギャップ幅 0.25 mm
 偏心配置
 T_{fmax} 最大位置

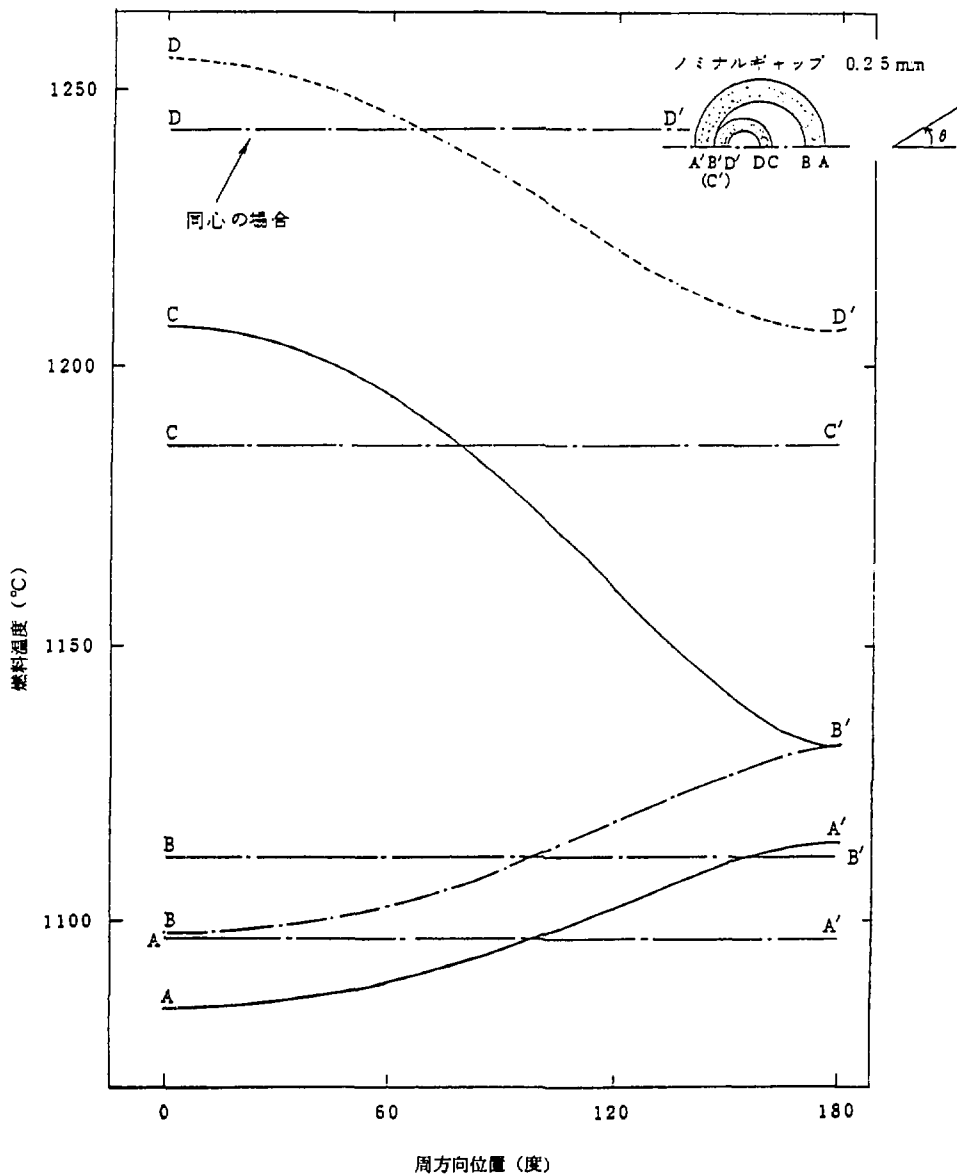


図 3.8 コンパクトの偏心効果 (ノミナルギャップ 0.25mm)
 T_{fmax} 最大位置

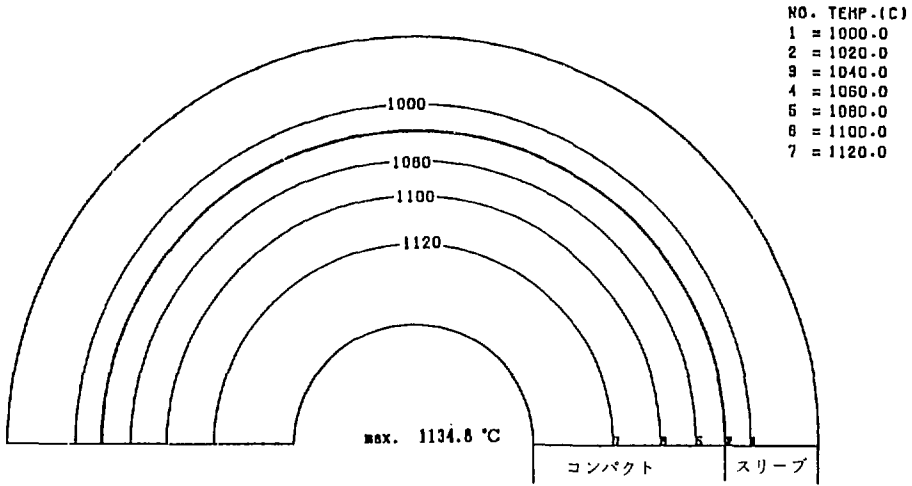


図 3.9 コンパクト，スリーブ部の温度分布

ギャップ幅 0.125mm
同心配置
 q_{fmax} 最大位置

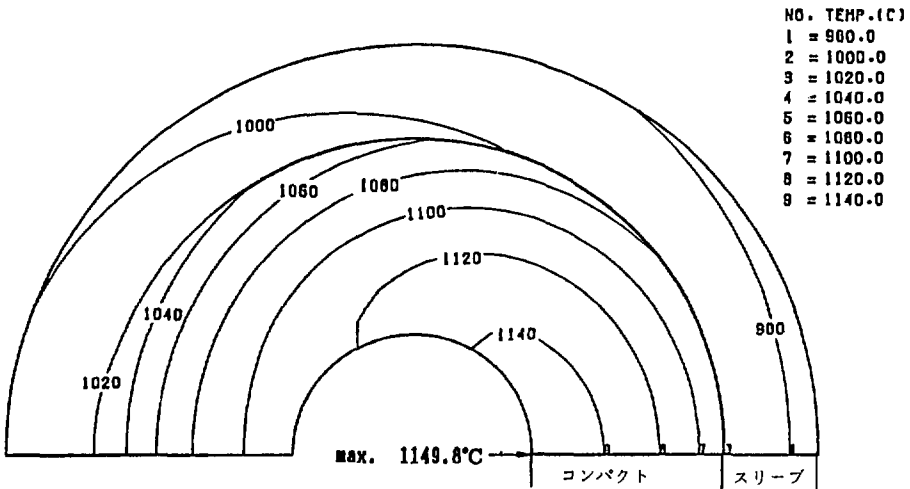


図 3.10 コンパクト，スリーブ部の温度分布

ギャップ幅 0.125mm
偏心配置
 q_{fmax} 最大位置

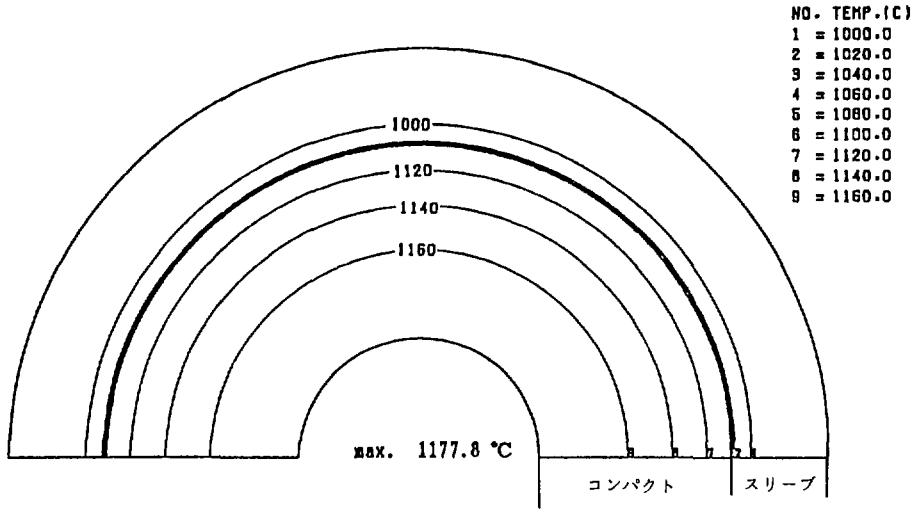


図 3.11 コンパクト，スリーブ部の温度分布

ギャップ幅 0.25mm
同心配置
 q_{fmax} 最大位置

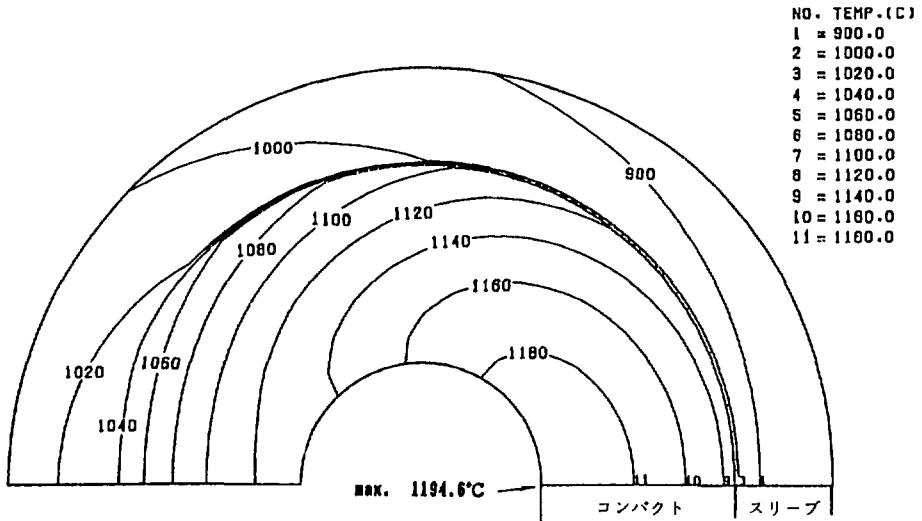


図 3.12 コンパクト，スリーブ部温度分布

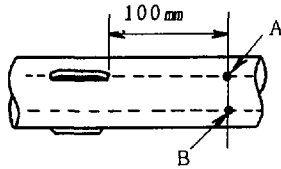
ギャップ幅 0.25mm
偏心配置
 q_{fmax} 最大位置

4. スペーサによる燃料最高温度の変化

4.1 概 要

A型およびB型燃料の燃料棒には、冷却材流路の幅を確保するために、黒鉛スリーブの表面にスペーサがつけられている。このスペーサにより冷却材の流れが影響をうけ、熱伝達率が低下する領域が表れる。そこで、ここでは熱伝達率の低下する領域が、燃料最高温度に及ぼす影響を評価し、この炉心で考えられるような熱伝達率の劣化では、燃料最高温度にほとんど影響を与えないことがわかった。

4.2 解析モデルおよび条件



A, B測定点

解析では、上図に示すようなスペーサを囲む領域について、周方向および軸方向に局所熱伝達率を実験データに基づいて与え、燃料コンパクト内の温度分布を評価した。図4.1に上図中のAおよびB点の周方向のNu数分布を示す⁽³⁾。

解析は、基準炉心の燃焼日数330日における最高出力チャンネルで、燃料最高温度が生じる位置（第3段目）および熱流束が最大となる位置（第2段目）の冷却材温度、流速、出力密度を境界条件として行った。またコンパクト・スリーブ間のギャップ幅は、ノミナルギャップ幅の0.125mmおよび燃焼330日に相当する0.25mmとした。

解析体系を図4.2に示す。解析では $r-\theta$ 2次元モデルを用い、 $0\sim 180^\circ$ の範囲を解析対象とした。計算コードはHEATIG-5を用いた。用いた計算メッシュは図3.2に示したものと同一である。

黒鉛スリーブ外表面の熱伝達率は、以下の相関式により与えられる。

$$Nu = 0.020 Re^{0.8} Pr^{0.4} (T_w/T_b)^{-0.5} \quad \dots\dots\dots (4.1)$$

$$Nu = 0.018 Re^{0.8} Pr^{0.4} (T_w/T_b)^{-0.5} \quad \dots\dots\dots (4.2)$$

$$Nu = 0.022 Re^{0.8} Pr^{0.4} (T_w/T_b)^{-0.5} \quad \dots\dots\dots (4.3)$$

(4.1)式はH T T Rの炉心流力の設計に用いている式であり、(4.2)式は平滑流路の式である。(4.3)式は(4.1)式に基づいて図4.1の実験結果を参考に定めたものである。(4.1)式により得られる熱伝達率を平均値とし、(4.2)式により得られる値を最小値、(4.3)式により得られる値を最大値として、図4.2に示すように、120°周期で、周期的な分布になるような周方向の熱伝達率分布を与えた。

4.3 解析結果および評価

図4.3および4.4に解析結果を示す。また、参考ケースとして、図4.5および4.6に0～90°の範囲に(4.2)式から得られる最小熱伝達率を、90～180°の範囲に(4.3)式から得られる最大熱伝達率を与えたケースの結果を示す。

また、表4.1に燃料最高温度が生ずる点における各部の最高温度と、熱伝達率分布を極端に変えた参考ケースでの各部の最高温度を示す。表4.2および図4.7に、熱流束最大となる位置での各部の最高温度を示す。表4.1～4.3中の括弧内の値は周方向についての平均値を示す。

表4.3に、各ケースでのそれぞれの部分での温度上昇分と周方向平均値より求められる温度上昇に対する割合を示す。

これによると、いずれの場合も膜温度上昇成分(ΔT_{film})のみ上昇し、他の温度上昇成分は減少する傾向を示している。また、燃料最高温度については、参考ケース(熱伝達率の分布を90°おきに最大、最小を与えたケース)では約2℃の上昇となっているが、他の2ケースではいずれも1℃未満の上昇に過ぎない。また冷却材温度から燃料最高温度までの温度上昇分も1%未満の上昇に過ぎない。

よって、スぺーサによる熱伝達率の周方向の変化が燃料最高温度へ及ぼす影響は、流量配分誤差の膜温度上昇分に含まれる誤差^{*})で吸収されると考えられるので、スぺーサによる温度上昇の因子としては考慮しない。

・ 流量配分誤差の膜温度上昇は、ふく射を考慮すると低下するが、この低下分は余裕として考え、工学的不確定因子としては考慮していない。

表 4.1 燃料最高温度点でのスペーサの影響

ノミナルギャップ 0.125mm

	冷却材温度	スリーブ 外壁温度	スリーブ 内壁温度	コンパクト 外壁温度	コンパクト 内壁温度
図 4.3 結果	942.2 °C (")	1099.5 °C (1097.3)	1113.2 °C (1112.3)	1152.7 °C (1152.0)	1210.1 °C (1209.7)
図 4.4 結果 (参考ケース)	942.2 (")	1107.9 (1104.4)	1122.7 (1119.4)	1163.6 (1160.8)	1220.4 (1218.5)

注) 括弧内は周方向平均

表 4.2 熱流束最高点でのスペーサの影響

	冷却材温度	スリーブ 外壁温度	スリーブ 内壁温度	コンパクト 外壁温度	コンパクト 内壁温度
熱流束最大位置	768.1 °C (")	988.2 °C (985.4)	1005.2 °C (1003.2)	1105.3 °C (1104.4)	1177.9 °C (1177.7)

注) 括弧内は周方向平均

表 4.3 各ケースでの各温度上昇分

	ΔT_{film}	ΔT_{slieve}	ΔT_{gap}	$\Delta T_{\text{compact}}$	$\Delta T_{\text{film} \sim \text{compact}}$
図 4.3 結果	157.3 °C (155.1)	13.7 °C (15.0)	39.5 °C (39.7)	57.4 °C (57.6)	267.9 °C (267.4)
温度上昇割合	1.0142	0.9133	0.9950	0.9965	1.002
図 4.4 結果 (参考ケース)	165.7 (162.1)	14.8 (15.1)	40.9 (41.4)	56.8 (57.7)	278.2 (276.3)
温度上昇割合	1.0218	0.9847	0.9872	0.9844	1.007
熱流束最大位置	220.1 (227.3)	17.0 (17.9)	100.1 (101.2)	72.6 (73.3)	409.8 (409.6)
温度上昇割合	1.0130	0.9540	0.9889	0.9914	1.0006

注) 括弧内は周方向平均

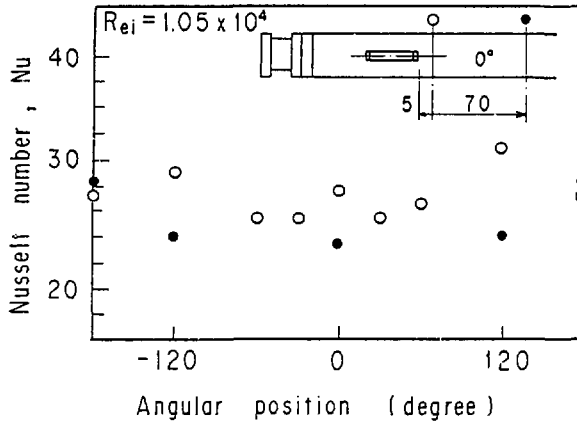


図 4.1 スペーサまわりの Nu 数分布

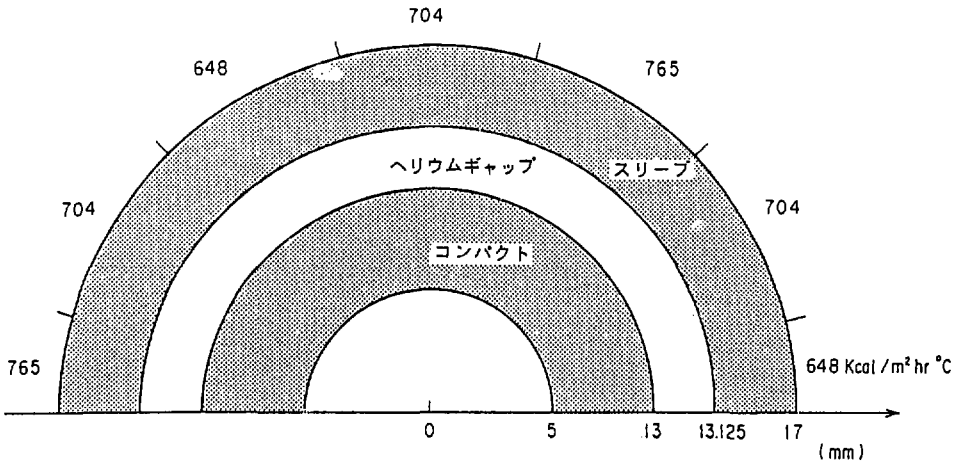


図 4.2 スペーサ周辺の温度分布評価モデルと熱伝達係数分布

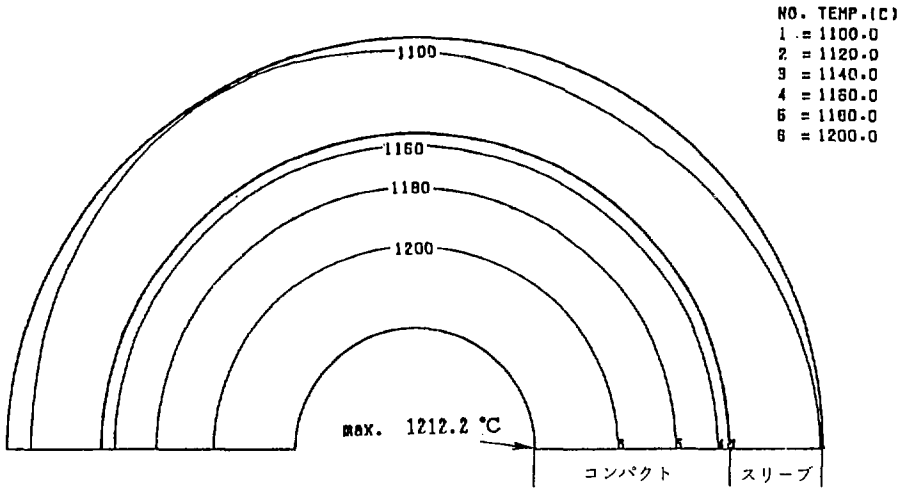


図 4.3 スペーサの効果, $T_{i\max}$ の位置, ギャップ幅 0.125mm

ノミナルギャップ 0.125 mm

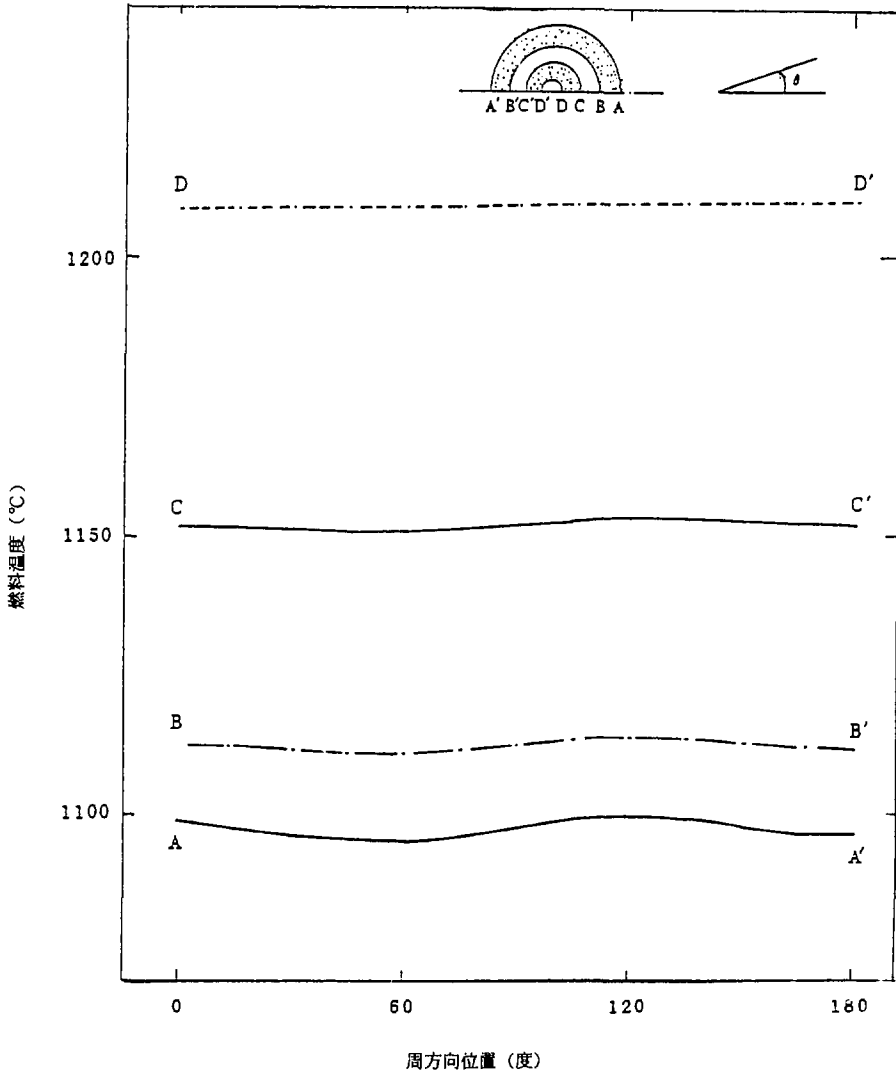
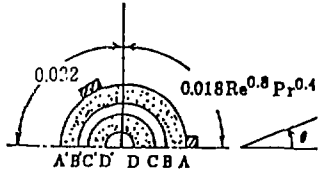


図 4.4 スペーサー周辺の温度分布 (T_{max} 最高となる位置)

ノルナルギギャップ 0.125 mm



NO.	TEMP. (C)
1	= 1120.0
2	= 1140.0
3	= 1160.0
4	= 1180.0
5	= 1200.0
6	= 1220.0

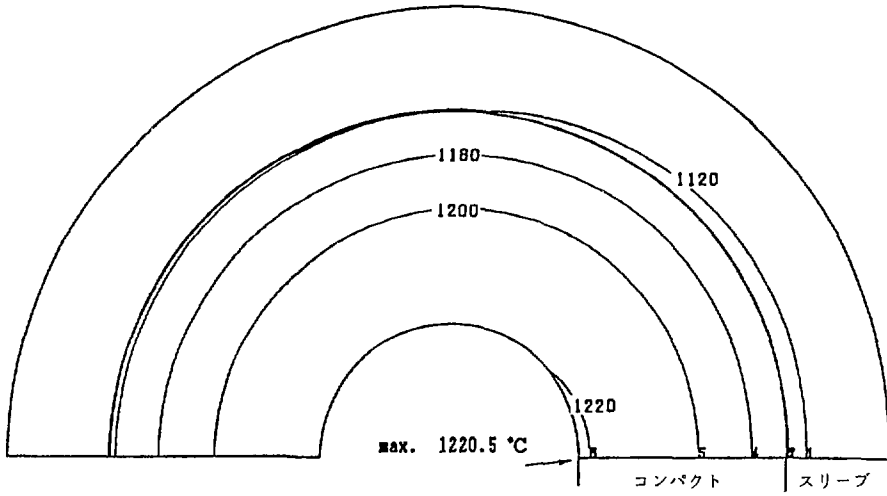


図 4.5 スペーサの効果 (参考ケース)

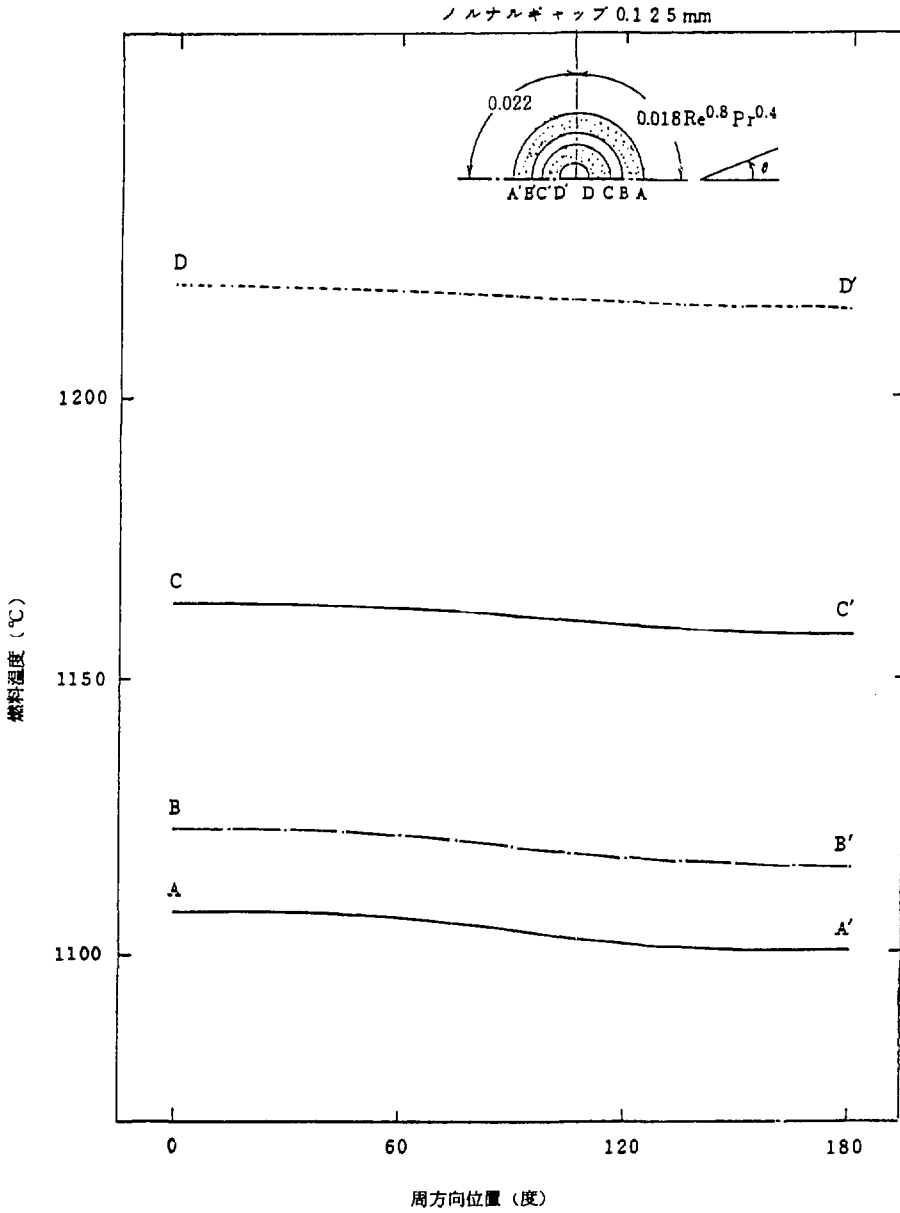


図 4.6 スペーサー周辺の温度分布 ($T_{i,max}$ 最高となる位置)(参考ケース)

NO.	TEMP.(C)
1	= 1000.0
2	= 1020.0
3	= 1040.0
4	= 1060.0
5	= 1080.0
6	= 1100.0
7	= 1120.0
8	= 1140.0
9	= 1160.0

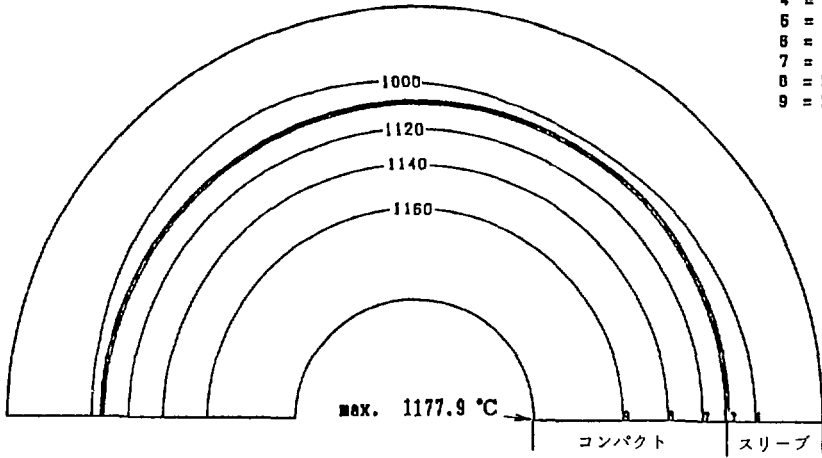


図 4.7 スペーサの効果, q_{fmax} 位置ギャップ幅 0.25mm

5. コンパクト、スリーブの接触可能性

燃料コンパクト、黒鉛スリーブの寸法諸元に対して、燃焼期間中における燃料コンパクト、黒鉛スリーブの接触可能性について検討する。

H T T Rでの燃料コンパクト、黒鉛スリーブの諸元は次のとおりである。

燃料コンパクト外径	26.0±0.10 mm
黒鉛スリーブ内径	26.25±0.10 mm

この寸法をもとに、各種物性値誤差、中性子照射量、黒鉛スリーブの温度をパラメータとして、燃料コンパクト、黒鉛スリーブの接触の可能性を検討する。以下に、パラメータの内容を示す。

5.1 パラメータ評価

(1) 各種物性値誤差

① 燃料コンパクト照射変形

設計値は、図 5.1 に示すように、燃料温度を高め評価するよう照射実験値の下限值をとり、誤差を考慮しないことになっている。しかし、接触の可能性を検討する場合は、より接触しやすいように実験値の上限値をとる。上限値は、設計値の70%である。

② 黒鉛スリーブ照射変形

黒鉛スリーブの照射変形誤差は、±100%とする。

③ 燃料コンパクト熱膨張率

設計標準値±0.15×10⁻⁶

④ 黒鉛スリーブ熱膨張率

設計標準値+20%

(2) 中性子照射量(D)

ここでは、最大中性子照射量に10%の誤差を考えると

$$13.3 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2 \times 1.1 = 15 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$$

この値を最大値として、0から最大値までの範囲でパラメータとして解析する。

(3) 黒鉛スリーブ温度の範囲

黒鉛スリーブ内壁のシステムティック温度までを考慮して、1400℃を最高として、この範囲でパラメータとして解析する。

これらの条件をもとに、次のふたつの場合について、燃料コンパクト、黒鉛スリーブの接触の可能性を検討する。

① 各種物性値誤差、諸元及び照射条件が最悪状態(最も接触する方向による)

a. 照射変形(4D/D)

① 燃料コンパクト …… 設計値の70%

㊸ 黒鉛スリーブ …… 設計標準値 + 100%

b. 熱膨張率 (α)

① 燃料コンパクト …… 設計標準値 + 0.15×10^{-6}

㊸ 黒鉛スリーブ …… 設計標準値 - 20%

c. 諸元

燃料コンパクト外径 $26.0 + 0.1 = 26.1 \text{ mm}$

黒鉛スリーブ内径 $26.25 - 0.1 = 26.15 \text{ mm}$

コンパクト・スリーブ間ノミナルギャップ幅 0.025 mm

結果を図 5.2 ~ 5.5 に示す。黒鉛スリーブ内壁温度が約 1000℃ 以下ではギャップ幅は、ノミナル値より大きくなるが約 1000℃ 以上ではノミナル値より小さくなり、 $T_{s1} =$ 約 1335℃ で最小ギャップ幅（接触しない場合）となる。スリーブ照射変形誤差 + 100% では、約 $5.9 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ （最大照射量の 40%）までは燃料コンパクトと黒鉛スリーブが接触することはない。図 5.4, 5.5 は、誤差を +30% にした場合を示す。この場合、約 $1.26 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ （最大照射量の 84%）までは接触しない。

② 諸元の組合せを統計処理、各種物性値及び照射条件は(1)と同様、燃料コンパクト外径公差 $\pm 0.1 \text{ mm}$ と黒鉛スリーブ内径 $\pm 0.1 \text{ mm}$ から

$$\sqrt{(\pm 0.1)^2 + (0.1)^2} = 0.142 \text{ mm}$$

従って、ギャップ幅は以下の様になる。

$$0.025 - 0.142 = 0.108 \text{ mm} \quad (\text{直径表示, ギャップ幅は } 0.054 \text{ mm})$$

結果を、図 5.6 ~ 5.8 に示す。黒鉛スリーブの照射変形誤差 + 100% では、約 $13 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ （最大照射量の 89%）までは接触することはない。誤差 + 80% では、燃焼期間中に接触することはない。

5.2 結 論

以上の検討から、

- (1) 最悪状態の組合せでは、約 $5.9 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ （最大照射量の 40%）までは接触することはない。全ての誤差、寸法公差が最悪状態をとる確率は 10^{-10} 以下と非常に小さい。また、実際の炉心では T_{s1} （スリーブ内壁温度）= 1335℃ となる位置は中性子照射量が最大照射量の $1/2$ 以下となっている。
- (2) 諸元の組合せを統計処理した場合、各種物性値誤差及び照射条件が最悪状態をとり、黒鉛スリーブの照射変形誤差を +100% としても、約 $13 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ （最大照射量の 89%）までは接触することはない。
- (3) 諸元の組合せを統計処理し、コンパクトの照射変形誤差、コンパクト・スリーブの熱膨張率誤差及び照射条件が最悪状態を仮定した場合、黒鉛スリーブの照射変形誤差が +80% でも、全燃焼期間中に接触しないことが確認された。

従って、この寸法公差では燃料コンパクトと黒鉛スリーブが接触する可能性は、実際上ないと結論される。

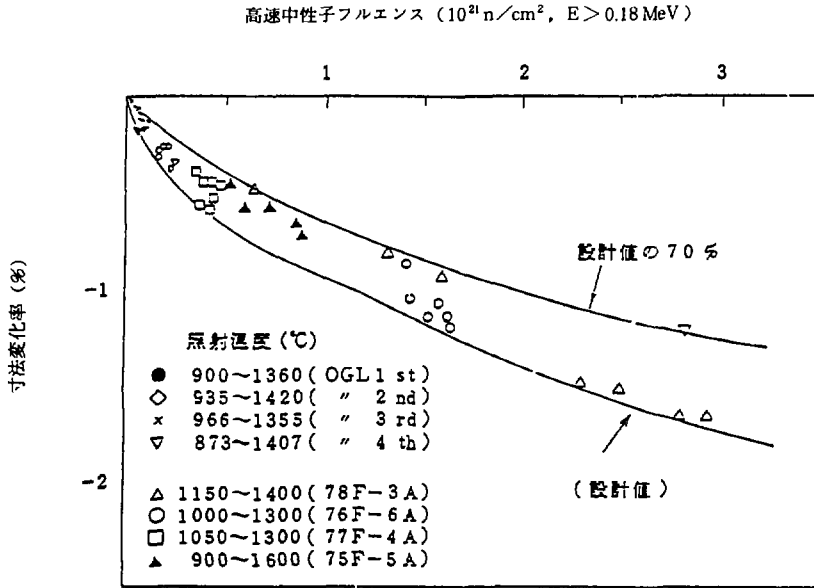


図 5.1 燃料コンパクトの照射寸法変化の設計値と実験値 (熱設計用)

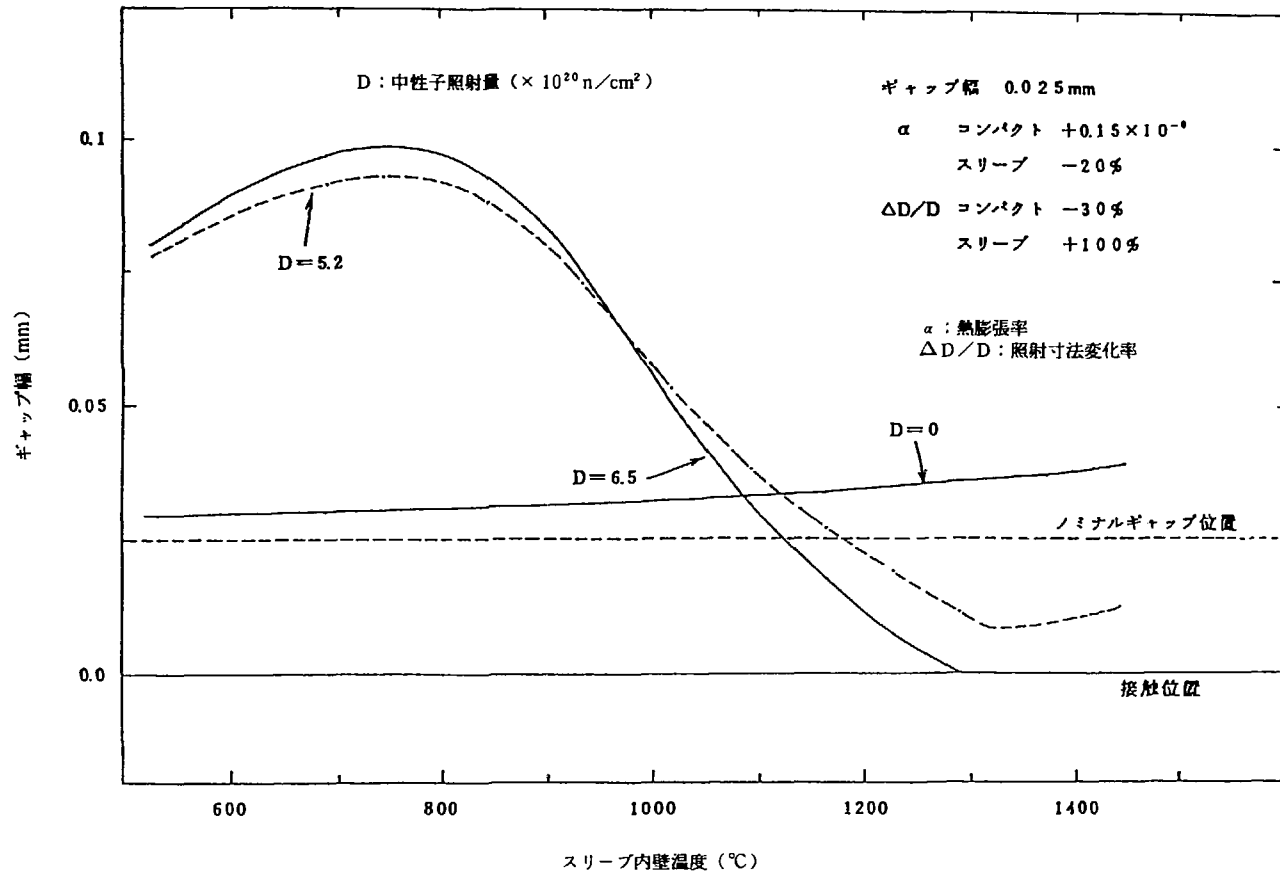


図 5.2 最悪状態での接触検討 (スリーブ照射変形誤差 : +100%)

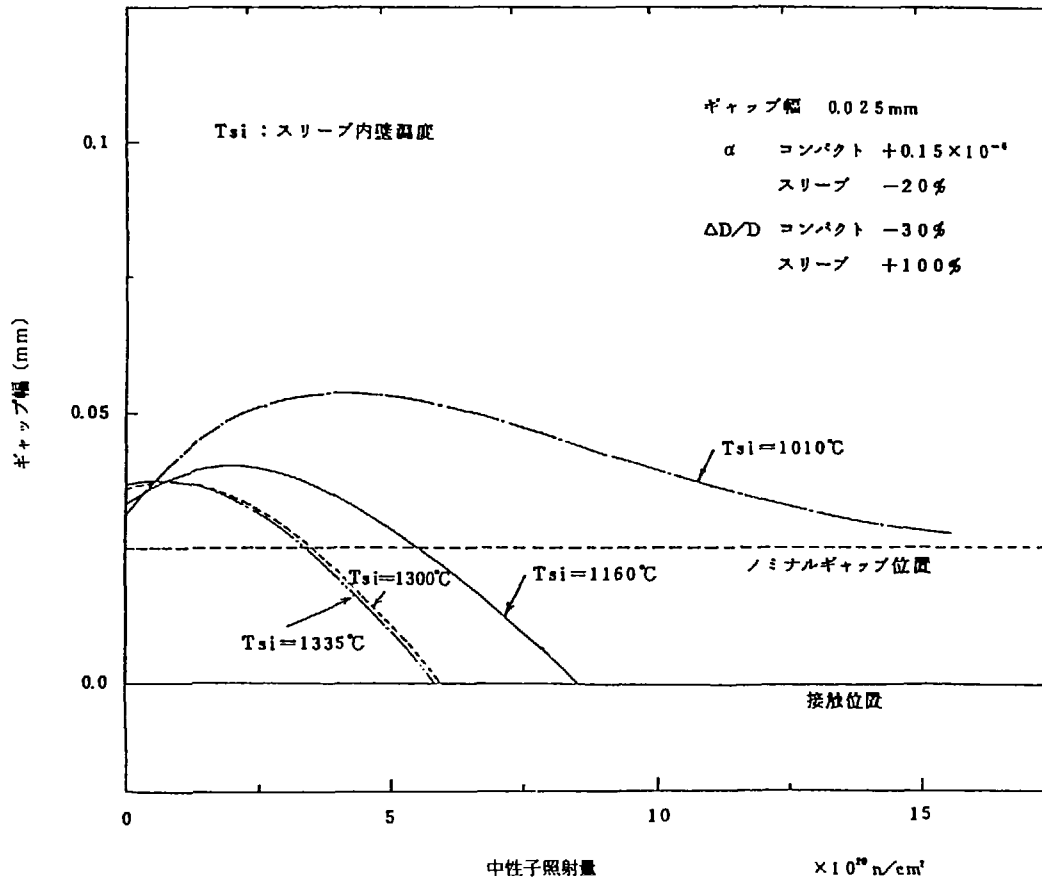


図 5.3 最悪状態での接触検討 (スリーブ照射変形誤差 : +100%)

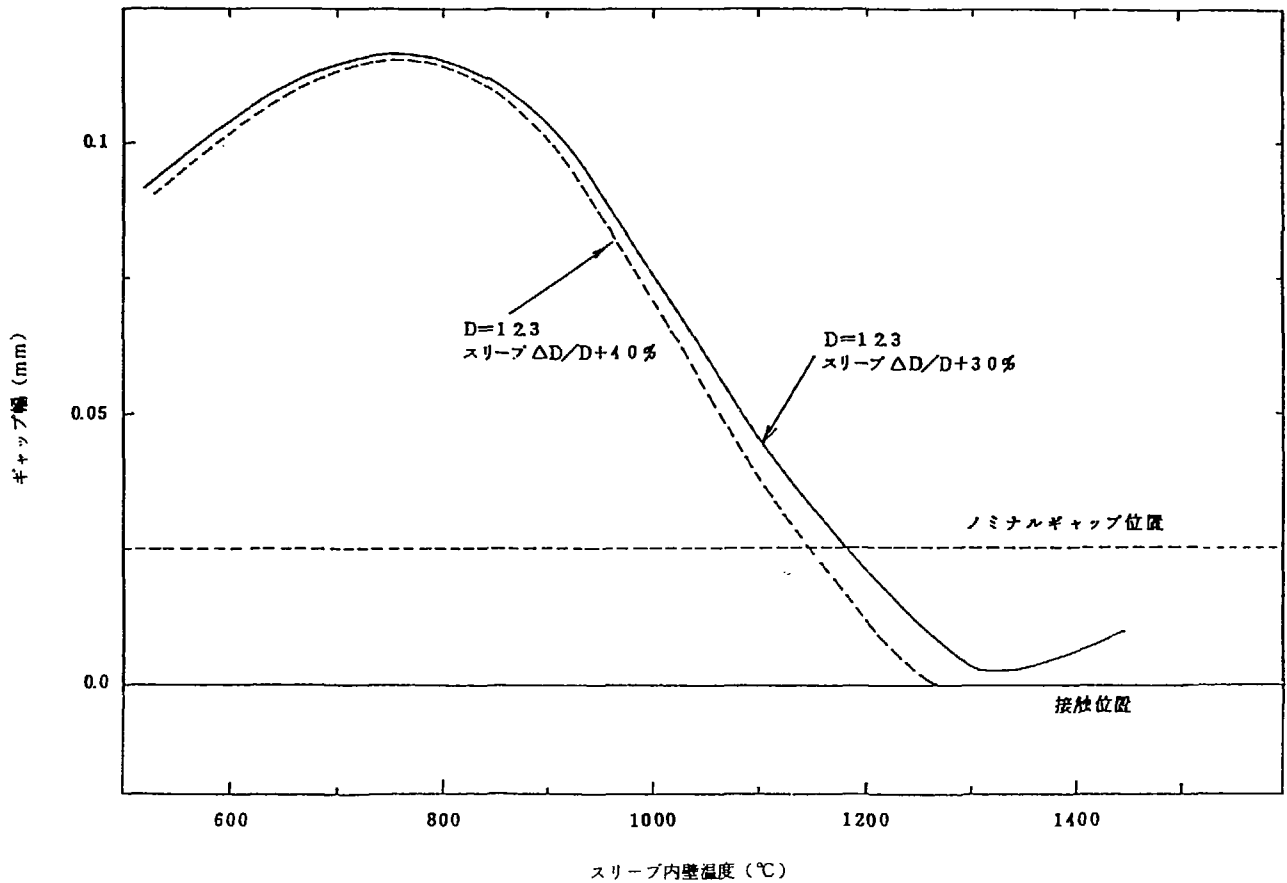


図 5.4 最悪状態での接触検討 (スリーブ照射変形誤差: +30, 40%)

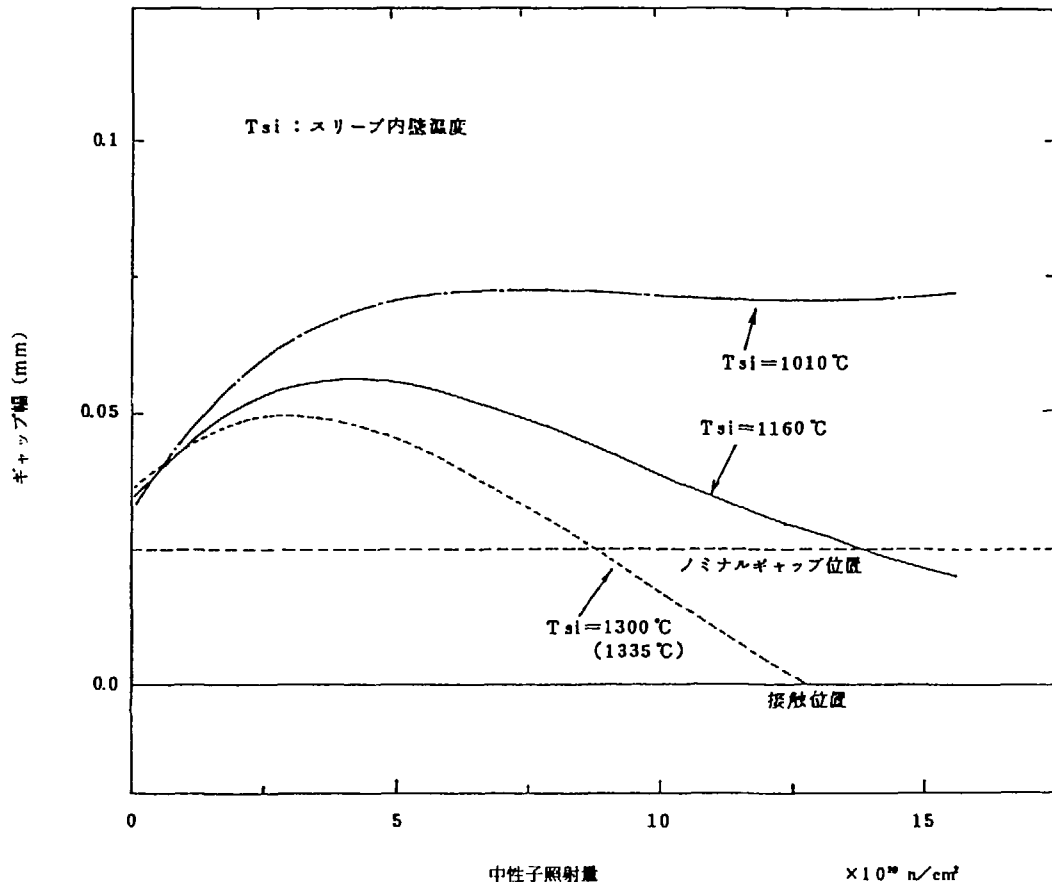


図 5.5 最悪状態での接触検討 (スリーブ照射変形誤差 : +30%)

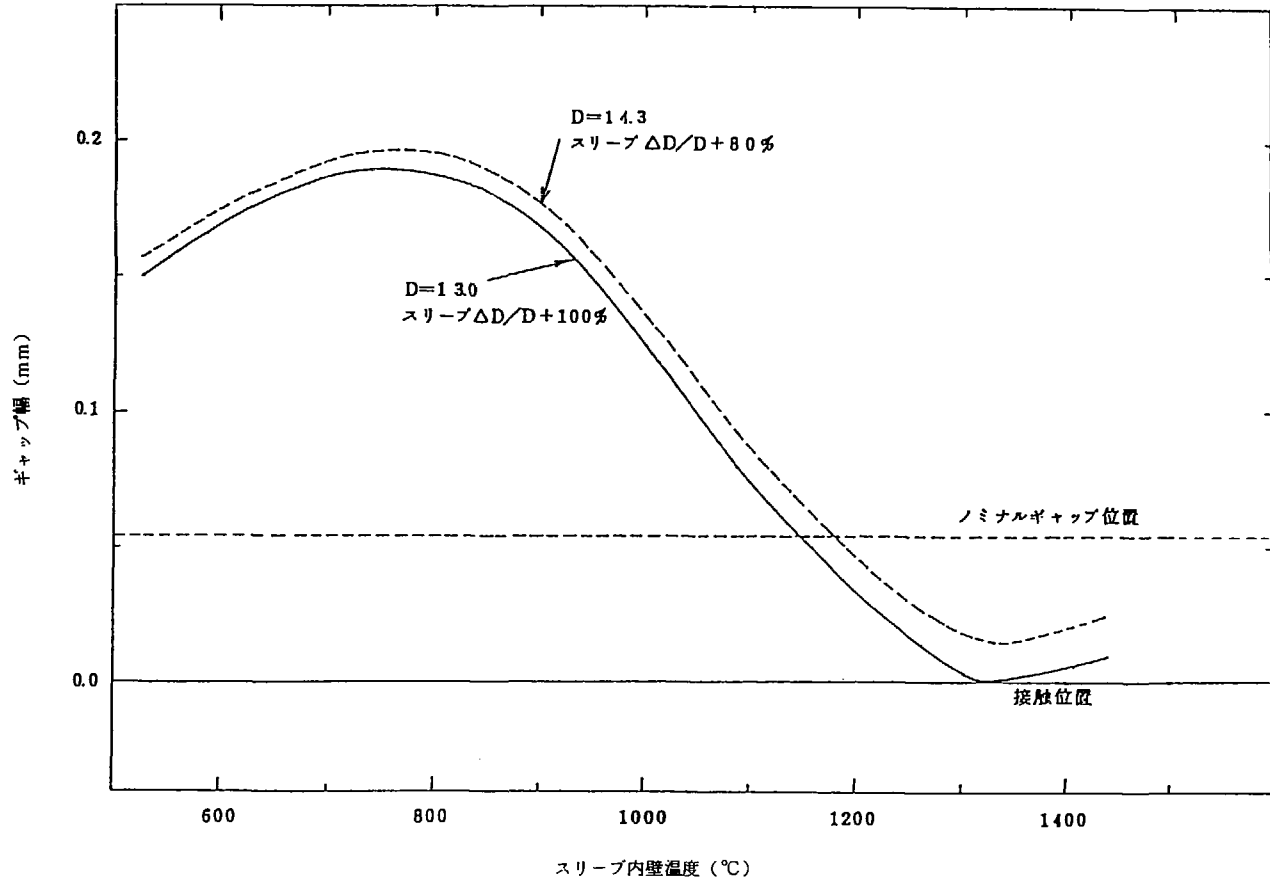


図 5.6 統計処理での接触検討 (スリーブ照射変形誤差 : +100, +80%)

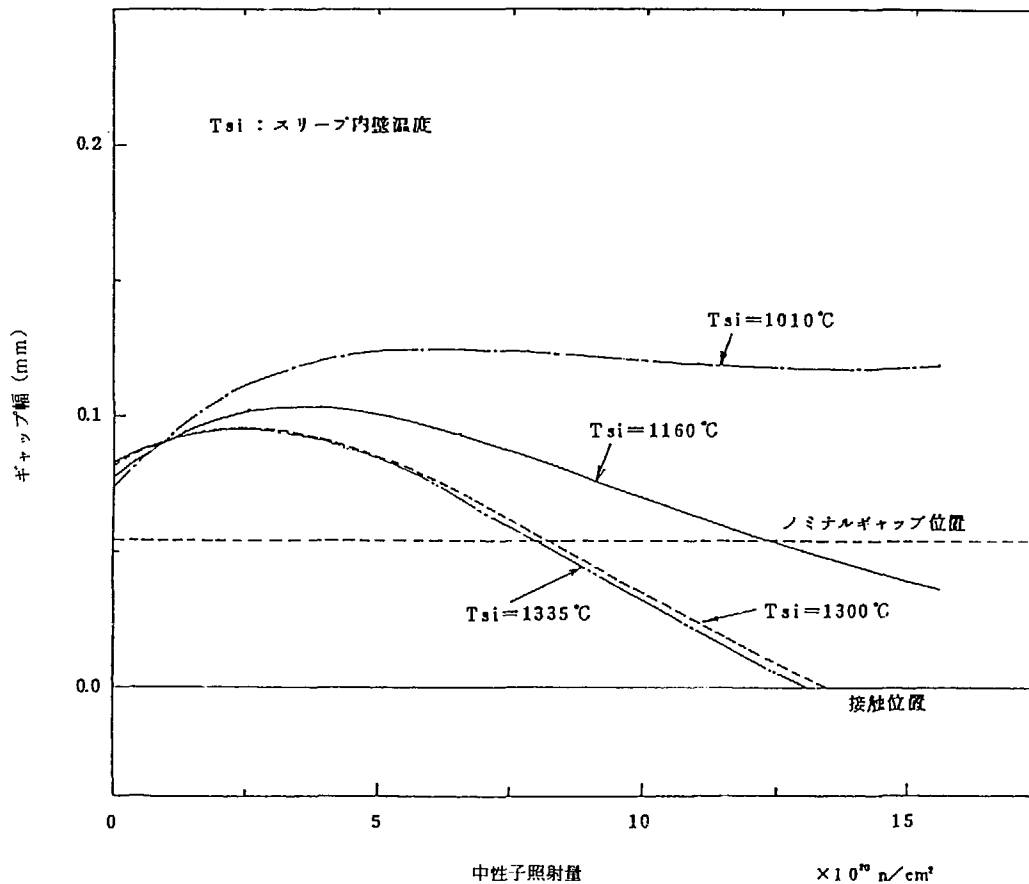


図 5.7 統計処理での接触検討 (スリーブ照射変形誤差: +100%)

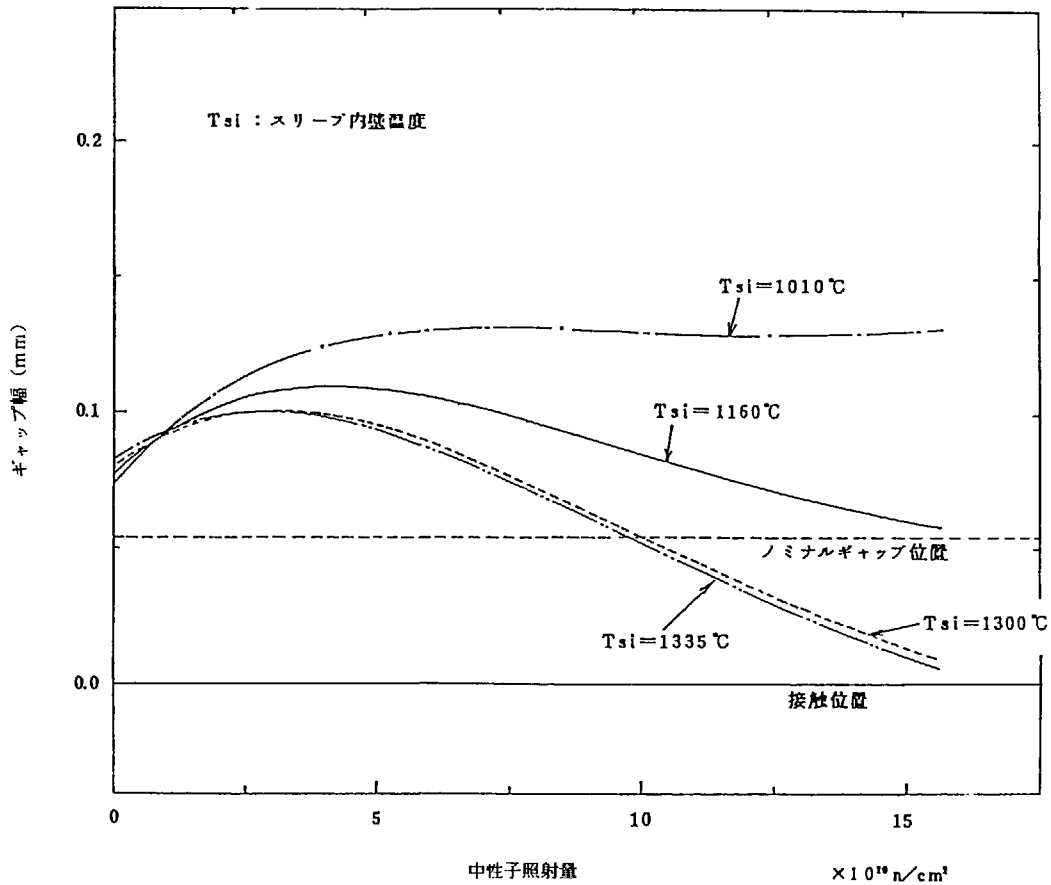


図 5.8 統計処理での接触検討 (スリーブ照射変形誤差: +80%)

6. 燃料要素内を一様出力分布と仮定することの保守性

6.1 概 要

H T T R の燃料には、ドライバー燃料としての A 型燃料体と、照射燃料体としての B 型および C 型燃料体がある。これらの燃料体の燃料温度を計算するときには、燃料体の燃料部内の出力密度は一定であるとしている。しかし、実際の出力密度は燃料の自己遮蔽効果のため、燃料部の中心が低く、外側が高くなっている。そこで、このような出力密度分布を考慮した場合の燃料最高温度と、出力密度を一定と考えた場合の燃料最高温度の比較を行った。

その結果、いずれの燃料体においても、出力密度の分布を考慮した場合のほうが、出力密度を一定とした場合より燃料最高温度は低くなった。よって、出力密度が燃料体内で一定であると仮定することは、十分保守的であることがわかった。

以下に、それぞれの燃料体についての評価結果を述べる。

6.2 A 型燃料体

A 型燃料体は、内径 10 mm、外径 26 mm の中空円筒の燃料コンパクトを黒鉛スリーブに入れて燃料棒とし、これを黒鉛ブロックに挿入したピンインブロック型燃料体である。図 6.1 に A 型燃料体の概要を、また、図 6.2 にこの燃料棒内部の中性子束分布を示す。

出力密度 q'' が一定の場合、燃料棒内の温度分布は次の微分方程式を解くことによって得られる。

$$\frac{d}{dr} \left(r \frac{dt}{dr} \right) + \frac{q''}{k_f} r = 0 \quad \dots\dots\dots (6.1)$$

境界条件

$$r = r_1 \text{ で } \frac{dt}{dr} = 0$$

$$r = r_2 \text{ で } t = t_0$$

t : 温 度 (°C)

r : 半 径 (cm)

k_f : 燃料コンパクトの熱伝導率 (kcal/cm・s・°C)

q'' : 出力密度 (cal/s・cc)

r_1 : コンパクト内径 (cm)

r_2 : コンパクト外径 (cm)

この微分方程式を解くと、

$$t = -\frac{q''}{4k_f} r^2 + \frac{q'' r_1^2}{2k_f} \ln r + C + t_0$$

$$C = \frac{q''}{4k_f} r_2^2 - \frac{q'' r_1^2}{2k_f} \ln r_2 \quad \dots\dots\dots (6.2)$$

次に、出力密度を2次関数で近似し、 $q'' = ar^2 + br + c$ として(6.1)式を解くと、

$$t = -\frac{1}{k_f} \left(\frac{a}{16} r^4 + \frac{b}{9} r^3 + \frac{c}{4} r^2 \right) + C_1 \ln r + C_2 + t_0$$

$$C_1 = \frac{1}{k_f} \left(\frac{a}{4} r_1^4 + \frac{b}{3} r_1^3 + \frac{c}{2} r_1^2 \right)$$

$$C_2 = \frac{1}{k_f} \left(\frac{a}{16} r_2^4 + \frac{b}{9} r_2^3 + \frac{c}{4} r_2^2 \right) + C_1 \ln r_2 \quad \dots\dots\dots (6.3)$$

ここで(6.3)式で用いた出力密度分布は、図6.2のコンパクト部での中性子束分布より求める。図6.3にコンパクト中の相対熱中性子束分布を示す。この分布を2次関数で近似すると、次式のようなになる。

$$\phi = ar^2 + br + c \quad \dots\dots\dots (6.4)$$

$$a = 2.499 \times 10^{-2}$$

$$b = -1.781 \times 10^{-2}$$

$$c = 0.993$$

ϕ : 相対熱中性子束 (-)
 r : 半径 (cm)

(6.4)式をコンパクト体積の重みつきで規格化する。規格化のための係数 α は以下のようにして定める。

$$\frac{\int_V \alpha \phi dV}{V} = 1 \quad \dots\dots\dots (6.5)$$

ϕ : (6.4)式で与えられる相対熱中性子束分布
 V : コンパクトの体積

(6.4)式および(6.5)式より単位長さあたりのコンパクトで考えると、次のようになる。

$$\frac{\int_{r_1}^{r_2} \alpha (ar^2 + br + c) \cdot 2\pi r dr}{\pi (r_2^2 - r_1^2)} = 1$$

この式を解いて

$$\alpha = \frac{r_2^2 - r_1^2}{\frac{a}{2} (r_2^2 - r_1^2) + \frac{2b}{3} (r_2^2 - r_1^2) + c (r_2^2 - r_1^2)} \quad \dots\dots\dots (6.6)$$

よって規格化した相対中性子束 ϕ_n は次のようになる。

$$\phi_n = \alpha (ar^2 + br + c) \dots\dots\dots (6.7)$$

(6.7) 式に平均出力密度をかけると、2次関数で近似した出力密度分布となる。

よって(6.3)式および(6.7)式から、分布を持った出力密度による燃料最高温度を評価する。

図6.4に、平均出力密度をパラメーターとして、分布を持った出力密度による燃料最高温度の低下のグラフを示す。燃料最高温度が出現する部分での平均出力密度は、約3.5 w/ccであり、この平均出力密度での燃料最高温度の低下は約0.2℃となる。また、出力密度分布を考慮した燃料最高温度は、常に出力密度を一定とした場合の燃料最高温度を下廻る。よって、出力密度を一定と仮定して燃料最高温度を求める方法は十分保守的である。

6.3 B型燃料体

B型燃料体にはB-1型、B-2型およびB-3型燃料体がある。B-1型燃料体は、A型燃料体と同じ形状同一寸法であるが、被覆燃料粒子のSiCをZrCに変えたものである。B-2型燃料体は、U-Thを用いた燃料で、形状、寸法はA型燃料体と同じである。B-3型燃料体は、スリーブとコンパクトが一体となったギャップレス型燃料であり、スリーブの表面には熱伝達促進のためのフィンが刻まれている。また、燃料の中心は、燃料粒子のない黒鉛部がある。これらの燃料体の燃料部の寸法(内径、外径)は、A型燃料体と同一である。

B-1型およびB-2型燃料体については、コンパクト内の出力分布および熱的性質はA型と同じであることから、ここではB-3型について検討を加えた。

図6.5にB-3型(ここでは単にB型という)燃料体の構造図を示す。

B型燃料体の燃料部での熱中性子束分布を図6.6に示す。A型燃料体の熱中性子束を比較すると、中心部の黒鉛による反射体効果のため、内側の熱中性子束が、わずかに大きくなっている。しかし、全体としてはA型燃料体の熱中性子束分布とほぼ同じである。

A型燃料体での場合と同様に、燃料部分の熱中性子束を2次関数で近似して、燃料内での出力密度分布を求める。図6.7に燃料部での熱中性子束分布を示す。この分布を2次関数で近似すると、次式が得られる。

$$\phi = ar^2 + br + c \dots\dots\dots (6.8)$$

$$a = 2.68 \times 10^{-2}$$

$$b = -2.32 \times 10^{-2}$$

$$c = 0.997$$

ϕ : 相対中性子束 (-)

r : 半 径 (cm)

この式をもとに(6.5)、(6.7)式で規格化して出力密度分布を求める。この出力密度分布と、(6.2)、(6.3)式より燃料の最高温度を比較する。

図6.8に平均出力密度をパラメータとしたときの、出力密度分布を考慮した場合の燃料最高

温度の低下のグラフを示す。B型燃料体の平均出力密度は2~10w/ccの範囲に在る。平均出力密度が10w/ccのときの、出力分布を考慮した場合の燃料最高温度の低下は約0.67℃である。また、出力密度分布を考慮した場合の燃料最高温度は、常に出力密度を一定とした場合の燃料最高温度を下廻る。よって、A型燃料体の場合と同様に、B型燃料体の場合も、出力密度を一定として燃料最高温度を求めることは十分保守的である。

6.4 C型燃料体

C型燃料体は、図6.9に示すように外径4cmの球状燃料をバスケットに入れて炉心に装荷する。この球状燃料は、燃料部の径が3.4cmであり、その外側は厚さ3mmの黒鉛の被覆部におおわれている。この燃料球内部での相対熱中性子束分布を図6.10に示す。C型燃料体では、冷却材は燃料球と燃料球の間隙を流れるため、冷却材流路としての寸法は一定でないことから、ここでは等価なHe量を考慮して計算を行った。この熱中性子束分布より球の内部の出力密度分布を求める。

図6.11に燃料球内の相対熱中性子束を示す。この分布を2次関数で近似すると次の式が得られる。

$$\phi = ar^2 + b \quad \dots\dots\dots (6.9)$$

$$a = 9.997 \times 10^{-3}$$

$$b = 0.9829$$

ϕ : 相対熱中性子束 (-)

r : 半径 (cm)

上式の体積の重みつきで規格化する((6.5)式参照)。体系は球であるので、規格化係数 α は次のようになる。

$$\alpha = \frac{1}{\frac{3a}{5}r_0^2 + b} \quad \dots\dots\dots (6.10)$$

r_0 : 燃料部半径 (cm)

よって(6.9)式に(6.10)式で得られる α と、球状燃料の平均出力密度をかけることにより、燃料球中の出力密度分布が得られる。

球状燃料中の温度分布は、次式を解くことにより得られる。

$$\frac{d}{dr} \left(r^2 \frac{dt}{dr} \right) + \frac{q''}{k_f} r^2 = 0 \quad \dots\dots\dots (6.11)$$

境界条件 $r = 0$ で $\frac{dt}{dr} = 0$

$r = r_0$ で $t = t_0$

- t : 温度 (°C)
 r : 半径 (cm)
 q'' : 出力密度 (cal/cc)
 k_f : 燃料の熱伝導率 (cal/s·cm·°C)
 r_0 : 燃料部外径 (cm)

(6.11) 式を, q'' を一定として解くと, 次のようになる。

$$t = -\frac{q''}{6k_f} r^2 + \frac{q''}{6k_f} r_0 + t_0 \quad \dots\dots\dots (6.12)$$

また, q'' を (6.8) および (6.9) 式から得られた分布を持つ出力密度として $q'' = ar^2 + b$ として解くと, 次のようになる。

$$t = -\frac{a}{20k_f} r^4 - \frac{b}{6k_f} r^2 + C + t_0$$

$$C = \frac{a}{20k_f} r_0 + \frac{b}{6k_f} r_0^2 \quad \dots\dots\dots (6.13)$$

(6.11) 式と (6.12) 式で得られる燃料最高温度を比較すると, 出力密度分布を考慮した (6.12) 式のほうが低くなる。図 6.1 2 に, 平均出力密度をパラメーターとした燃料最高温度の低下を示す。HTTR では, 球状燃料の最高出力密度は約 8 w/cc であり, このときの燃料最高温度は, 一定の出力密度のときに比べて約 1.15°C 低下する。また, 燃料最高温度は, 出力分布を考えた場合, 常に低下する。よって, 出力密度を一定として燃料最高温度を計算することは十分保守的である。

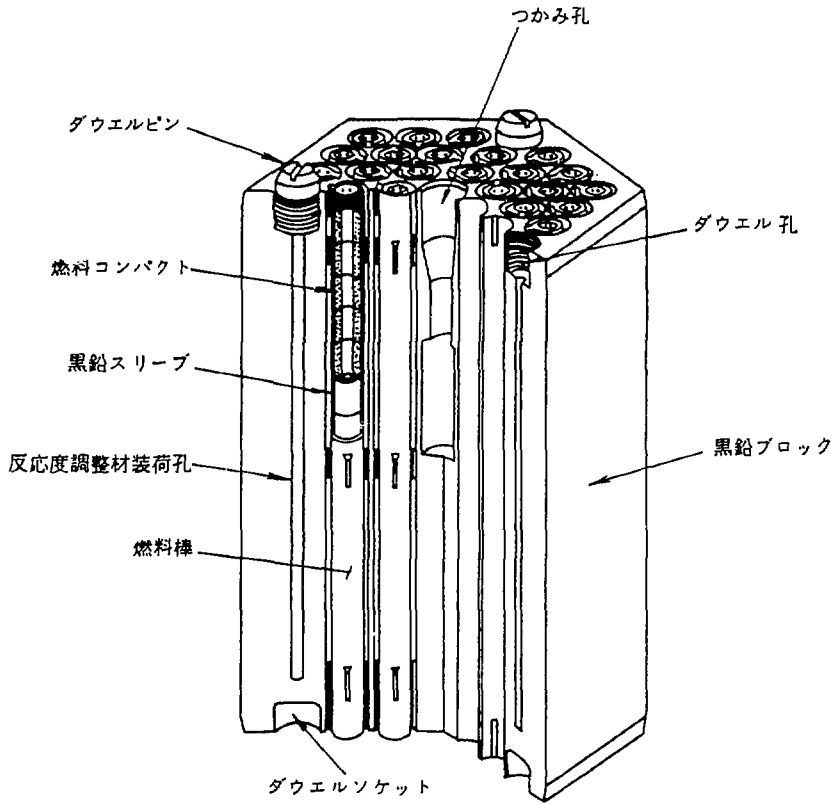


図 6.1 A 型 燃 料 体

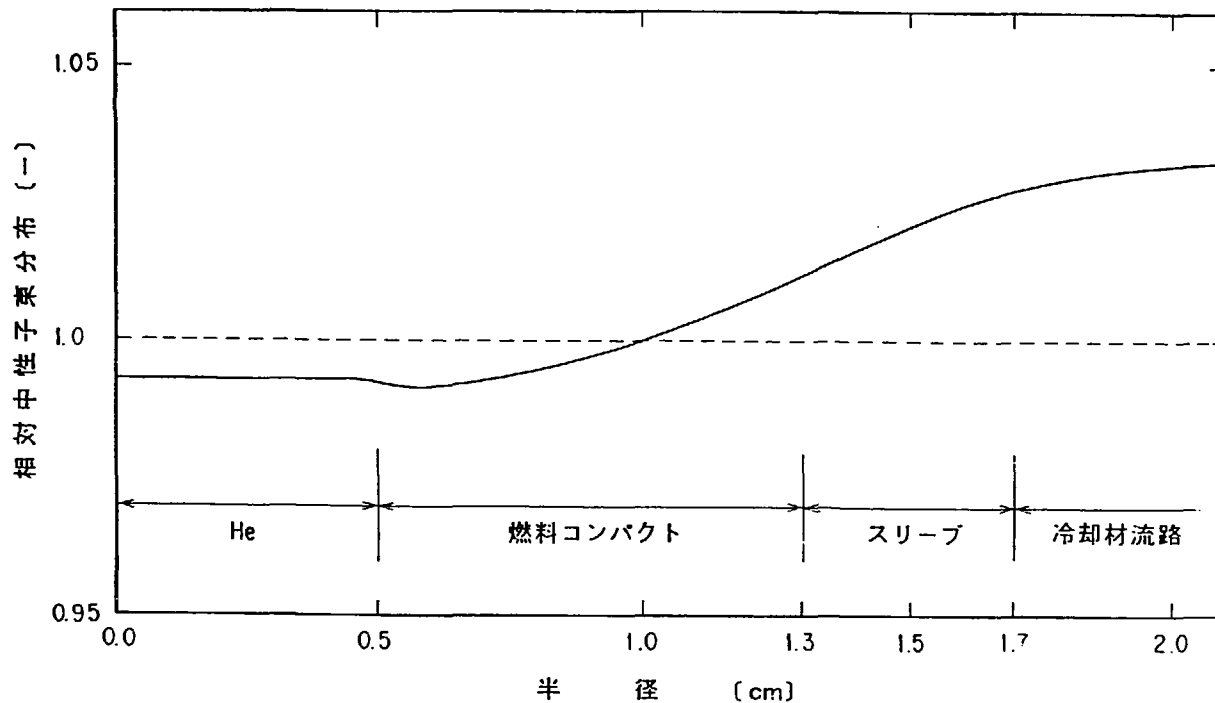


図 6.2 A型燃料体燃料棒まわりの相対熱中性子束分布

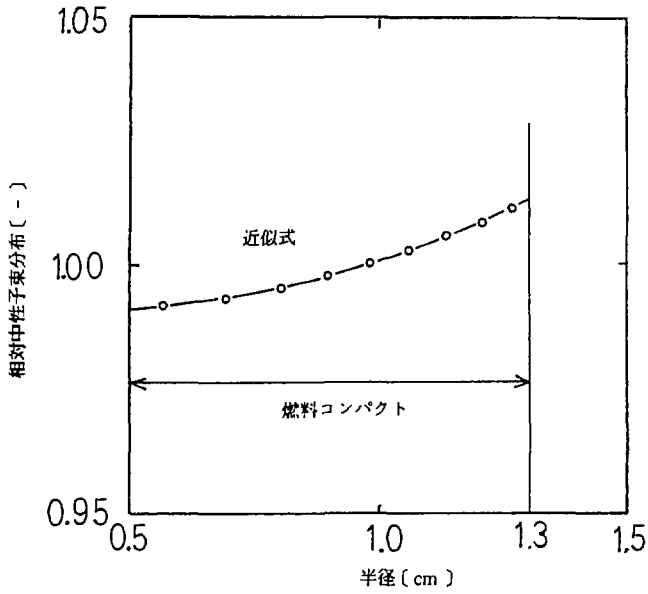


図 6.3 A型燃料体のコンパクト中の相対中性子束分布とその近似

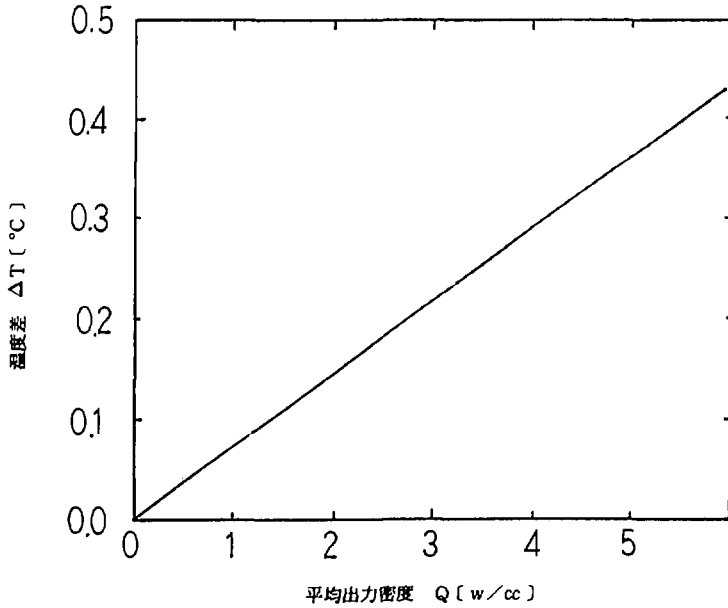


図 6.4 A型燃料体での出力密度分布を考慮した場合の燃料最高温度低下

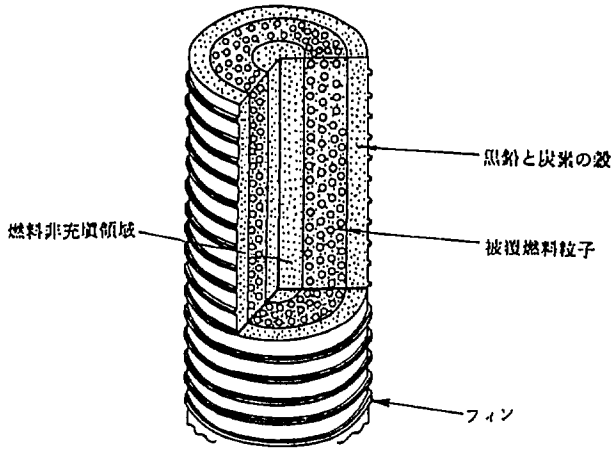


図 6.5 (a) B型燃料体説明図

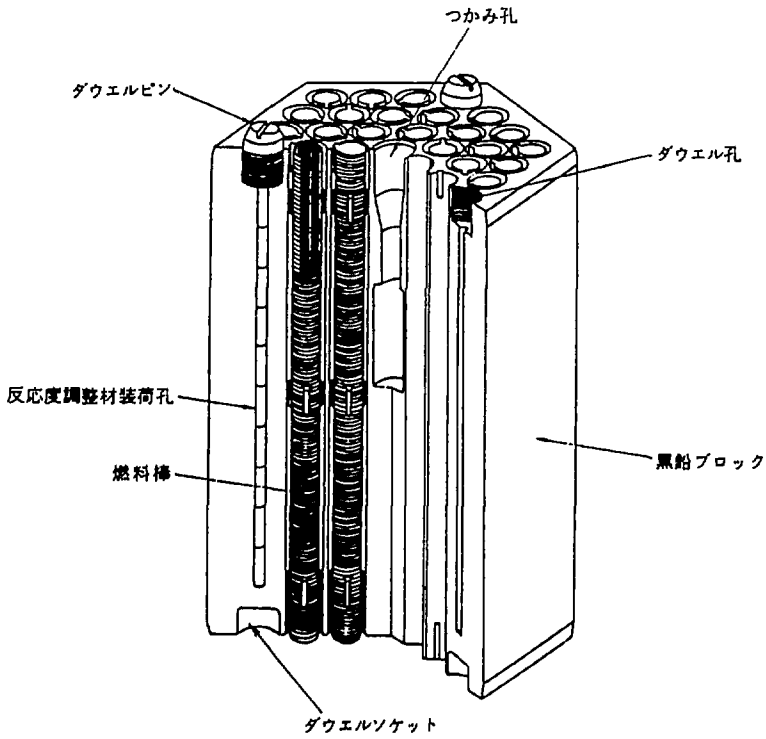


図 6.5 (b) B型燃料体説明図

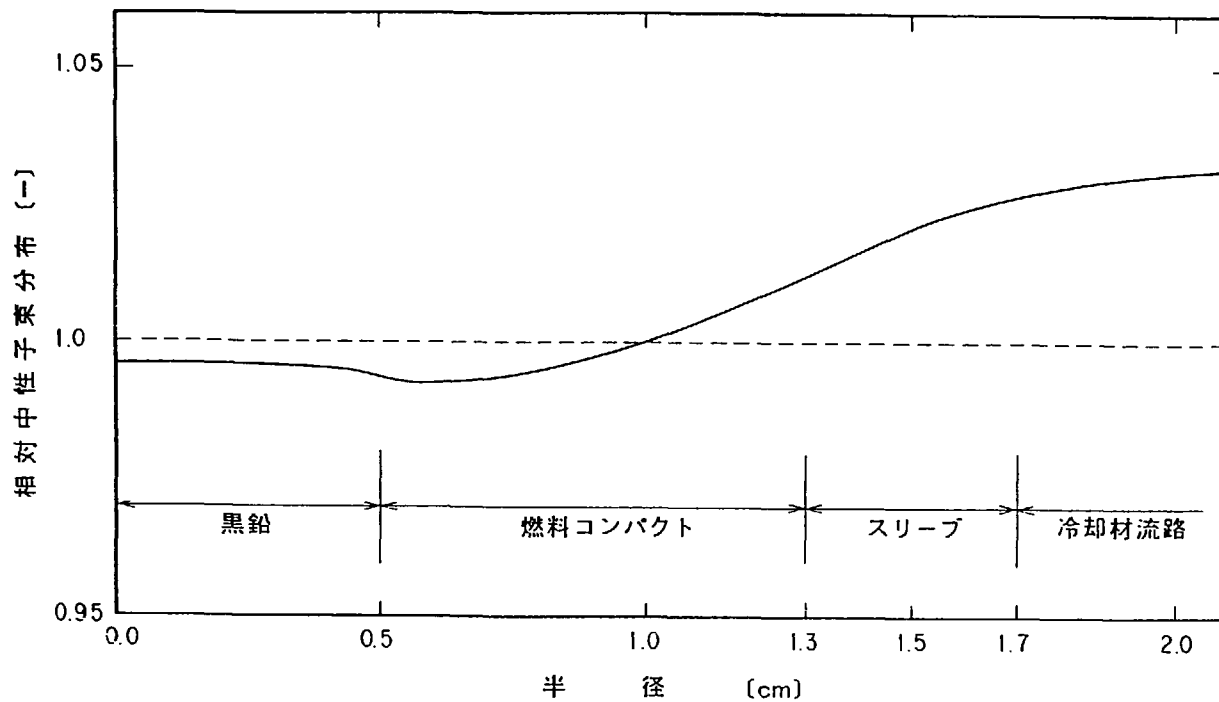


図 6.6 B型燃料体燃料棒まわりの相対中性子束分布

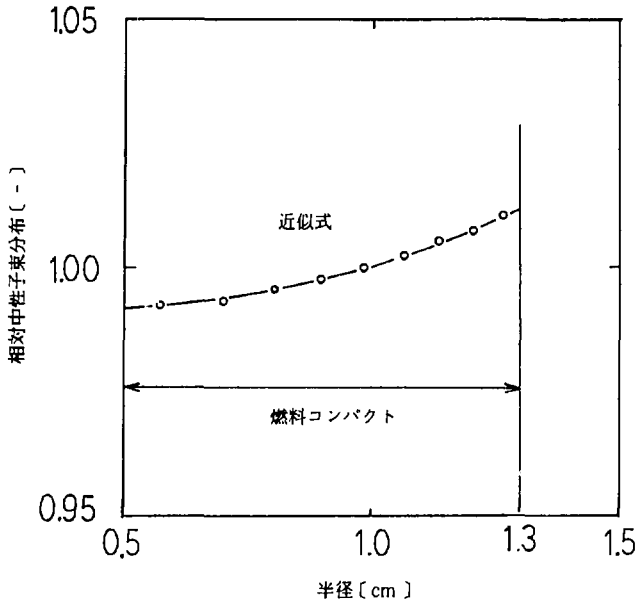


図 6.7 B型燃料体のコンパクト中の相対中性子束分布とその近似

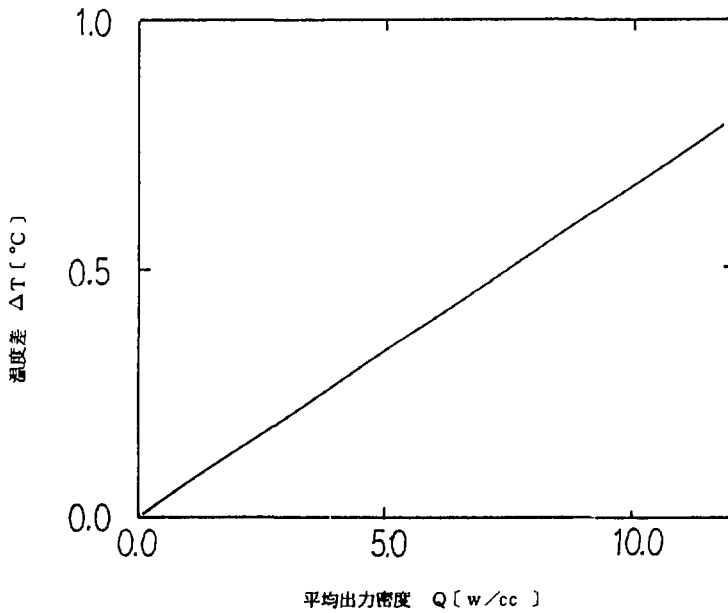


図 6.8 B型燃料体での出力密度分布を考慮した場合の燃料最高温度低下

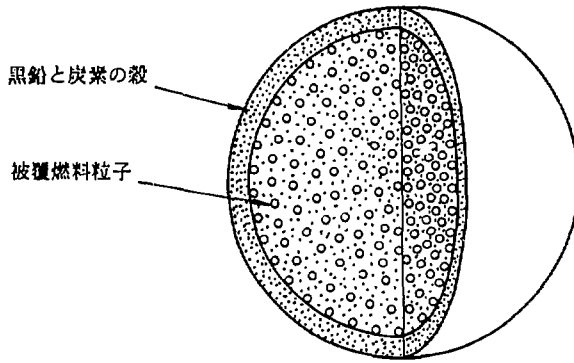


図 6.9(a) C型燃料体説明図

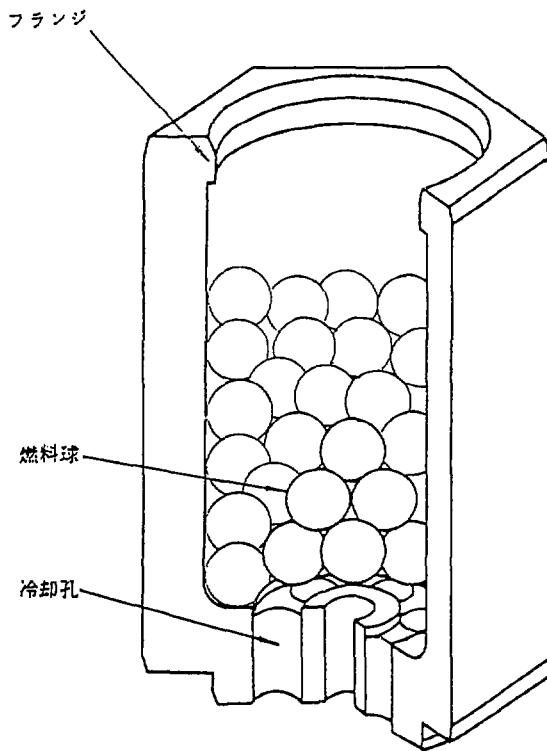


図 6.9(b) C型燃料体説明図

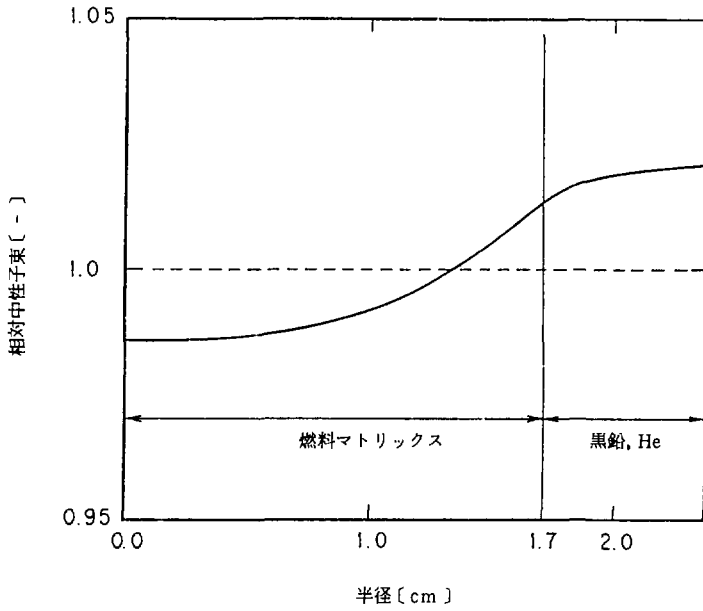


図 6.10 C型燃料体内の相対熱中性子束分布

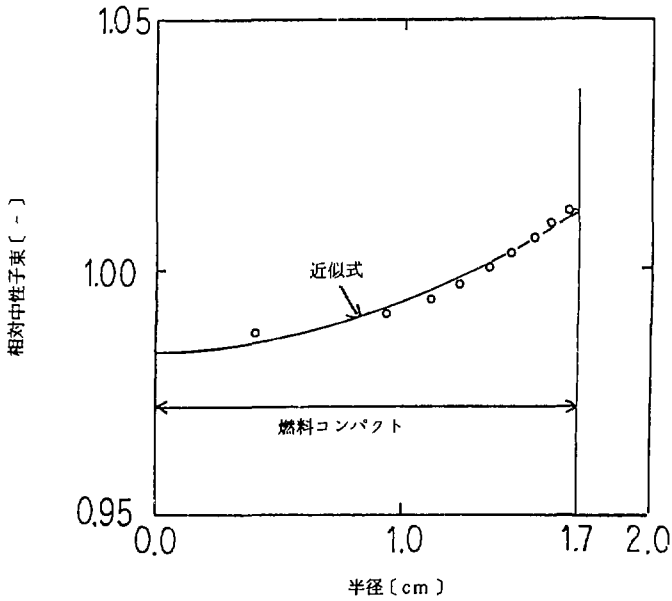


図 6.11 C型燃料体内の相対中性子束分布とその近似

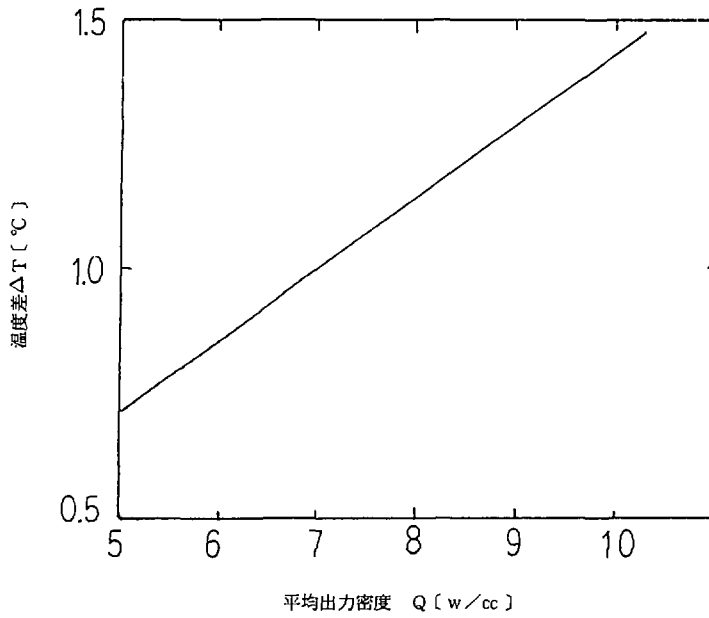


図 6.12 C型燃料体での出力密度分布を考慮した場合の燃料最高温度低下

7. 1次系内不純物がギャップ熱伝達率におよぼす影響

7.1 概 要

H T T Rの炉心内には、燃料ブロック、固定／可動反射体など多量の黒鉛が存在しており、高温にさらされている。そのため、1次系中には H_2 、CO、 CO_2 などの不純物ガスが生じる。これら不純物は、1次冷却材純化設備により、ある量以下に制限される。

ここでは、1次系中に存在する不純物による燃料コンパクトとスリーブ間のギャップ熱伝達率の変化について評価を行った。

その結果、H T T Rで考えられる不純物量では、ギャップ熱伝達率にほとんど影響を与えないことが分かった。

7.2 解析条件および方法

燃料コンパクトとスリーブの間のギャップ熱伝達率は(2.1)式により評価される。(2.1)式より、不純物のギャップ熱伝達率への影響は、ギャップ間にある気体の熱伝達率の変化により評価することができる。

表7.1に1次系内に存在する不純物の種類と量を示す。

不純物中で最も量の多いものは H_2 とCOであるが、 H_2 はHeより熱伝達率が大きいためここでは無視する。表7.1中で最も熱伝達率が小さいものはCOであるので、ここでは H_2 以外の不純物すべてがCOであるとして、COとHeの混合ガスの熱伝達率の評価を行う。

表 7.1 1次系内に存在する不純物量

H_2O	3.4×10^{-2} mol
CO_2	0.102 #
H_2	0.51 #
CO	0.51 #
CH_4	8.5×10^{-2} #
N_2	3.4×10^{-2} #
(He	1.7×10^5 #)

解析条件としては、H T T Rの定常状態である40 ata, 1次系ヘリウムインベントリ 1.7×10^5 molを用いる。温度は1次系平均温度700℃を用いた。また1次系内の不純物の濃度は場所によらず均一であるとした。これは不純物の発生源は燃料コンパクトのみならず、黒鉛ブロックなど他の黒鉛構造物も考えられるため、不純物が燃料コンパクトとスリーブ間のギャップに集中的に集まることはないと考えられるからである。

混合ガスの熱伝導率の計算は以下の式により行う⁽⁴⁾。

$$\lambda_m = \frac{\lambda_1}{1 + \psi_{12} \frac{x_2}{x_1}} + \frac{\lambda_2}{1 + \psi_{21} \frac{x_1}{x_2}}$$

$$\psi_{ij} = \frac{1}{4} \left\{ 1 + \left[\frac{\eta_i}{\eta_j} \left(\frac{M_j}{M_i} \right)^{\frac{3}{4}} \frac{1 + \frac{S_i}{T}}{1 + \frac{S_j}{T}} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}^2 \left[\frac{1 + \frac{S_{ij}}{T}}{1 + \frac{S_i}{T}} \right] \dots\dots\dots (7.1)$$

- λ : 熱伝導率 (mW/mK)
- x : モル分率 (-)
- ψ : 結合係数 (-)
- η : 粘性係数 (μPa・s)
- M : 分子量
- S : Sutherland 定数
- $S_i = 1.5 T_b$
- $S_{ij} = \sqrt{S_i S_j}$
- T_b : 標準沸点

この式は常圧の混合気体に対するものである。しかしここで考える混合気体はHeがほとんどであり、Heの熱伝導率は圧力に依存しないため、常圧での熱伝導率の変化を求めれば十分である。

図7.1にCOの熱伝導率と粘性係数を示す。700℃(≒950K)での物性値は文献(4)のデータより外挿して求めた。

7.3 ギャップ熱伝導率への影響

常圧下でのHeとCOの混合ガスの熱伝導率を求める。計算に用いた物性値は次のとおりである。

	He	CO
熱伝導率 λ (mW/mK)	353.4	68.0
粘性係数 η (μPa・s)	43.81	40.0
標準沸点 T _b (K)	4.21	81.6
分子量 M (g/mol)	4	28

Sutherland 定数 S (-) 6.32 122.4

添字 1 は He, 添字 2 は CO として, (7.1) より

$$\psi_{12} = \frac{1}{4} \left\{ 1 + \left[\frac{43.81}{40} \left(\frac{4}{28} \right)^{\frac{3}{4}} \frac{1 + \frac{6.31}{973}}{1 + \frac{122.4}{973}} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}^2 \left[\frac{1 + \frac{27.81}{973}}{1 + \frac{6.31}{973}} \right]$$

$$= 0.55735 \doteq 0.557$$

$$\psi_{21} = \frac{1}{4} \left\{ 1 + \left[\frac{40}{43.81} \left(\frac{28}{4} \right)^{\frac{3}{4}} \frac{1 + \frac{122.4}{973}}{1 + \frac{6.31}{973}} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}^2 \left[\frac{1 + \frac{27.81}{973}}{1 + \frac{122.4}{973}} \right]$$

$$= 2.18999 \doteq 2.190$$

表 7.1 から, 1 次系内のヘリウムのインベントリは 1.7×10^5 mol, 不純物のうち H_2 以外の合計は 0.765 mol であり, これがすべて CO とした場合の混合ガスの熱伝導率 λ_m は以下のようになる。

$$\lambda_m = \frac{353.4}{1 + 0.557 \left(\frac{0.765}{1.7 \times 10^5} \right)} + \frac{6.8}{1 + 2.196 \left(\frac{1.7 \times 10^5}{0.765} \right)}$$

$$= 355.399 + 1.397 \times 10^{-4}$$

$$= 355.399 \doteq 353.4$$

よって, H T T R で想定される不純物の濃度では, ヘリウムの熱伝導率 353.4 mW/mK に対し, 混合ガスの熱伝導率は 355.399 mW/mK となりほとんど変化しない。

以上より, 不純物によるギャップ熱伝導率の変化は十分小さく, 無視できることがわかった。

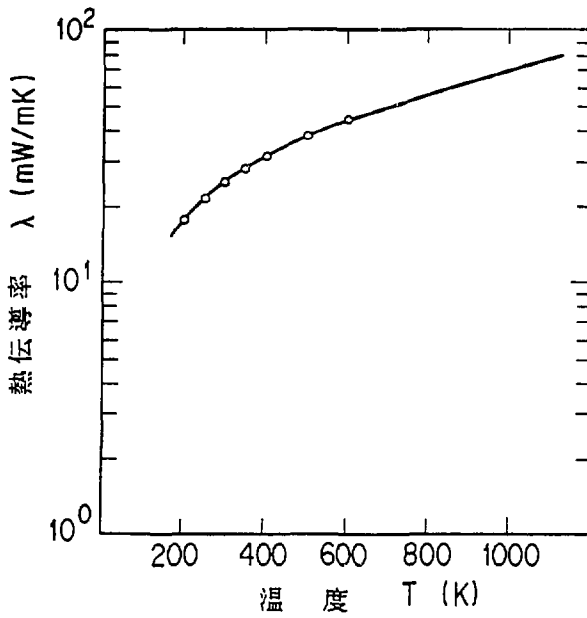


図 7.1(a) COの物性値 (熱伝導率 0.1MPa)

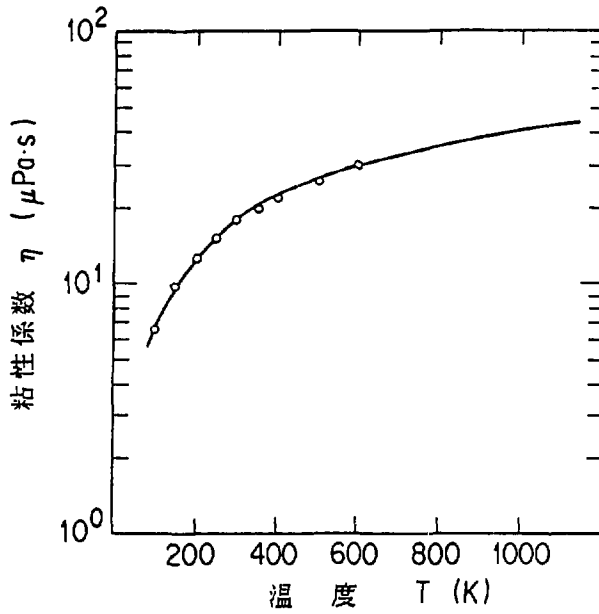


図 7.1(b) COの物性値 (粘性係数, 0.1MPa)

8. F P ガスがギャップ熱伝達率におよぼす影響

8.1 概 要

H T T R の燃料棒は黒鉛スリーブの中に燃料コンパクトを挿入した形式となっており、軽水炉の燃料棒（金属被覆管の中に燃料ペレットを挿入）と構造的に似ている。

軽水炉の燃料温度評価では、燃焼が進むにつれて F P ガスが燃料棒内に蓄積されることによるギャップ熱伝達率の変化を考慮している。しかし H T T R の燃料温度評価では、F P ガスによるギャップ熱伝達率の変化は考慮していない。

ここでは黒鉛スリーブ中の F P ガスによるギャップ熱伝達率の変化を評価した。その結果、F P ガスによるギャップ熱伝達率の変化はごくわずかであり、無視できることがわかった。

8.2 解析モデル

燃料コンパクトと黒鉛スリーブ間のギャップ熱伝達率は、(2.1)式により評価される。前章と同様に、F P ガスによるギャップ熱伝達率への影響は、ギャップ間に存在する気体の熱伝導率の変化により評価することができる。よって、ここでは燃料コンパクトと黒鉛スリーブの間にあるヘリウムと F P ガスの混合気体の熱伝導率を評価することにより F P ガスのギャップ熱伝達率への影響を評価する。

図 8.1 に検討に用いたモデルの概念図を示す。ここでは燃料コンパクト 14 個が厚さ 4 mm の黒鉛スリーブの中に装荷されており、この燃料棒が全炉心分として 4770 本 1 次系の中にはいっている。1 次系内では F P ガスの黒鉛や金属への沈着は考えず、F P ガスは 1 次ヘリウム純化系のみによって系外へ取り出されると考える。表 8.1 に解析条件を示す。

表 8.1 解析条件

1 次系 He インベントリ	680.5 kg
1 次 He 純化系流量	196 kg/h
1 次系圧力	40 ata

8.3 F P ガスの収率および 1 次系内分布

8.3.1 F P ガスの収率

被覆燃料粒子では燃料核および被覆層によって希ガス F P は保持される。そのため短半減期核種は、生成量は多くても燃料粒子外への放出量は少なくなる。そのため、燃料粒子から放出

され、スリーブ内に存在する希ガスFPの大部分は安定核種と長半減期核種である。表 8.2⁽⁵⁾に希ガスFP核種の半減期と収率を示す。表 8.2 から、長半減期および安定核種の収率の和は 25.8% となり、これに余裕を見込んで 30% とする。

希ガスFPの被覆燃料粒子からの放出は、破損燃料粒子からの放出と健全粒子の被覆層内を拡散して放出されるものの2通りが考えられる。

H T T R では、被覆燃料粒子の初期破損率 1%、燃焼期間中の燃料粒子の追加破損はないという制限を設けている。

初期破損粒子からのFP放出については、FPの放出量を保守的に多く評価するよう、粒子内のFPはすべて放出されるとした。これは破損粒子からの放出率(R/B)は 100% とすることになる。

健全粒子からのFPの放出は、FPが被覆層を拡散により移動して放出されるが、放出量は破損粒子からの放出量に比べて $10^{-4} \sim 10^{-5}$ 倍程度でしかないのでここでは無視する。

以上より、希ガスFPの1次系への放出率(R/B)は、初期破損率 1%、破損粒子からの放出率 100% より、炉心全体では 1% となる。

30MWtの原子炉での単位時間当りの核分裂数は約 1×10^{18} fission/s となるので、H T T R の炉心内の全コンパクトからの希ガスFPの放出率は、希ガスFPの収率 30% と R/B 1% より以下のようになる。

$$1 \times 10^{18} \times 0.3 \times 0.01 = 3 \times 10^{15} \text{ (atoms/s)}$$

$$\div 5 \times 10^{-9} \text{ (mol/s)}$$

8.3.2 黒鉛スリーブ内の自由空間とヘリウム量

黒鉛スリーブ内の自由空間としては、燃料コンパクト中心部の空間、燃料コンパクトと黒鉛スリーブの間のギャップと燃料コンパクト中の気孔がある。

燃料コンパクトの気孔率は、燃料コンパクトの粒子充填率 30%、マトリックスのかさ密度 1.7 g/cm^3 、黒鉛の理論密度 2.2 g/cm^3 より以上のようにして定まる。

$$\frac{2.2-1.7}{1.7} \times (1-0.3) = 0.206$$

$$\div 0.2$$

よって黒鉛スリーブ中の自由空間は、全炉心で次のようになる。

中心部空間	$\pi \times 0.5^2 \text{ cm}^2$ (断面積)	$\times 54.8 \text{ cm} \times 5 \times 954 = 0.205 \text{ m}^3$ (ブロック高)(段)(燃料孔)
コンパクト気孔 (気孔率 20%)	$\pi \times (1.3^2 - 0.5^2) \text{ cm}^2 \times 0.2$ (断面積) (気孔率)	$\times \quad \quad \quad = 0.237 \text{ m}^3$
ギャップ部	$\pi \times (0.0125 \times 2 \times 1.3) \text{ cm}^2 \times$	$\quad \quad \quad = 0.027 \text{ m}^3$
合 計		0.469 m ³

スリーブ内雰囲気は、HTTRの代表的な状態を考慮して、温度1000℃、圧力40ataを用いる。このときのスリーブ内に存在するヘリウム量は、以下のようになる。

中心部空間	(1000℃, 40ata)	78.6モル
コンパクト気孔	(")	90.8モル
ギャップ部	(")	10.2モル
合計		180モル

8.3.3 1次冷却材中の希ガスFP量

1次系内のヘリウムインベントリ680.5kgと1次ヘリウム純化系の流量196kg/sから、1次冷却材中へ放出された希ガスFPの1次系内での平均滞在時間は以下のようになる。

$$\frac{680.5\text{kg}}{196\text{kg/s}} = 12500\text{sec}$$

燃料コンパクトから放出される希ガスFPの放出速度は8.3.1項から、全炉心で 5.0×10^{-9} mol/sである。1次系内にはこれが平均滞在時間分蓄積されることになる。よって1次冷却材中の希ガスFP量は以下のようになる。

$$5.0 \times 10^{-9} \text{ mol/s} \times 12500 \text{ sec} = 6.25 \times 10^{-5} \text{ mol} / \text{1次系}$$

1次系内のヘリウムのインベントリは680.5kg (1.701×10^5 mol)であるので、1次冷却材中に不純物として存在する希ガスFPの存在比は以下のようになる。

$$\frac{6.25 \times 10^{-5}}{1.701 \times 10^5} = 3.67 \times 10^{-10}$$

FPガスの存在比から、1次系内でのFPガスの濃度を定める。このとき、1次系の代表温度として1次系内平均温の600℃を用いる。このときのFPガスの濃度はヘリウムの密度とFPガスの存在比から以下のようになる。

He濃度	希ガスFP濃度
$5.58 \times 10^{-4} \text{ mol/cm}^3$	$2.05 \times 10^{-13} \text{ mol/cm}^3$

8.3.4 黒鉛スリーブ内での希ガスFP濃度

燃料コンパクトから黒鉛スリーブ内の空間へ放出された希ガスFPは黒鉛スリーブの黒鉛中を拡散により移動し、1次冷却材中へ出ていく。黒鉛中の希ガスFPの拡散係数Dは、文献(6)、(7)より以下のように定める。このときの黒鉛の温度は、HTTR条件を考慮し600℃、1000℃、1400℃を用いた。

- (i) 自由空間での拡散係数の0.009倍
- (ii) 絶対温度の1.83乗に比例
- (iii) 圧力に逆比例
- (iv) 273 K, 1 ata, 自由空間で0.12 cm²/sより,

$$D_{600^{\circ}\text{C}} = 2.3 \times 10^{-4} \text{ cm}^2/\text{s}$$

$$D_{1000^{\circ}\text{C}} = 4.5 \times 10^{-4} \quad \#$$

$$D_{1400^{\circ}\text{C}} = 7.5 \times 10^{-4} \quad \#$$

拡散に寄与する表面積を黒鉛スリーブの内側の面積とすると、全炉心での面積は以下のようになる。

$$1.3 \times 2 \pi \text{ cm} \times 5.48 \text{ cm} \times 5 \times 954 = 2.14 \times 10^6 \text{ cm}^2$$

円周 ブロック高 段 燃料孔数

この面積と、希ガスFPの燃料コンパクトからの放出率 $5.0 \times 10^{-9} \text{ mol/s}$ から、黒鉛スリーブ中の希ガスFPの平均透過速度 J は以下のようになる。

$$J = \frac{5.0 \times 10^{-9} \text{ mol/s}}{2.14 \times 10^6 \text{ cm}^2} = 2.34 \times 10^{-15} \text{ mol/cm}^2 \cdot \text{s}$$

この透過速度 J と黒鉛内の拡散係数 D から、黒鉛スリーブ内外の濃度差 ΔC は以下のよう定まる。

$$J = D \frac{\Delta C}{\Delta x}$$

ΔC : スリーブ内外での濃度差

Δx : スリーブ厚 0.4 cm

より

$$\Delta C = J \cdot \frac{\Delta x}{D} = \frac{2.34 \times 10^{-15} \times 0.4}{D} \quad (\text{mol/cm}^2)$$

よって、 $\Delta C_{600^{\circ}\text{C}} = 4.1 \times 10^{-11} \text{ mol/cm}^2$

$\Delta C_{1000^{\circ}\text{C}} = 2.1 \times 10^{-11} \quad \#$

$\Delta C_{1400^{\circ}\text{C}} = 1.3 \times 10^{-11} \quad \#$

黒鉛スリーブ外側でのFPガス濃度は8.3.3項で求められているので、黒鉛スリーブ内側での希ガスFPの濃度は黒鉛スリーブ外側での濃度に黒鉛スリーブ内外の濃度差を加えることによって得られる。黒鉛スリーブ外での希ガスFPの濃度は $2.0 \times 10^{-13} \text{ mol/s}$ であるので、黒鉛スリーブ内側での希ガスFPの濃度 C_{FP} は以下のようになる。

$$C_{FP,600^{\circ}\text{C}} = 4.12 \times 10^{-11} \text{ mol/cm}^2$$

$$C_{FP,1000^{\circ}\text{C}} = 2.12 \times 10^{-11} \quad \#$$

$$C_{FP,1400^{\circ}\text{C}} = 1.32 \times 10^{-11} \quad \#$$

また、それぞれの温度でスリーブ内側に存在するヘリウムの量 C_{He} は、スリーブ内の自由空間から、以下ようになる。

$$\begin{aligned} C_{He,600^{\circ}C} &= 5.58 \times 10^{-4} \text{ mol/cm}^3 \\ C_{He,1000^{\circ}C} &= 3.83 \times 10^{-4} \quad \text{''} \\ C_{He,1400^{\circ}C} &= 2.91 \times 10^{-4} \quad \text{''} \end{aligned}$$

以上より、黒鉛スリーブ内側でのヘリウムと希ガスFPの存在比 C_{FP}/C_{He} は、各温度で以下のようになる。

$$\begin{aligned} (C_{FP}/C_{He})_{600^{\circ}C} &= 7.38 \times 10^{-8} \\ (C_{FP}/C_{He})_{1000^{\circ}C} &= 5.54 \times 10^{-8} \\ (C_{FP}/C_{He})_{1400^{\circ}C} &= 4.54 \times 10^{-8} \end{aligned}$$

ここで、燃料コンパクト内での希ガスFPの拡散係数は非常に大きく、燃料コンパクトには希ガスFPの保持能力はないとしているので、上記の値がギャップ部での希ガスFPの存在比となる。

8.4 ギャップ熱伝達率への影響

7章と同様に、混合ガスの熱伝達率の評価によってギャップ熱伝達率への影響を評価する。希ガスFPは表8.2よりKrとXeの混合物であると考えられるが、ここでは希ガスFPはすべて最も熱伝達の低いXeとして評価する。

混合ガスの熱伝達率の評価は(7.1)式により行った。雰囲気条件は700℃、常圧とした。これは、8.3節で求められたモル分率での熱伝達率を評価することが主目的であり、ここで考える混合気体はヘリウムがほとんどを占めている。そのため、常圧での熱伝達率の変化を求めれば十分である。

図8.2にXeの熱伝達率と粘性係数を示す。これは文献(4)より算出したものである。

混合ガスの熱伝達率計算に用いた物性値は以下のとおりである。

	He	Xe
熱伝達率 λ (mW/mK)	353.4	17.6
粘性係数 η ($\mu\text{Pa}\cdot\text{s}$)	43.81	62.0
標準沸点 T_b (K)	4.21	164.1
分子量 M (g/mol)	4	131
Sutherland定数 S (-)	6.32	246.15

添字1はHe、添字2はXeとして(7.1)式より

$$\psi_{12} = \frac{1}{4} \left\{ 1 + \left[\frac{43.81}{62.0} \left(\frac{131}{4} \right)^{\frac{3}{4}} \frac{1 + \frac{6.32}{1223}}{1 + \frac{246.15}{1223}} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}^2 \left[\frac{1 + \frac{39.44}{1223}}{1 + \frac{6.32}{1223}} \right]$$

$$= 3.7957 \div 3.80$$

$$\psi_{21} = \frac{1}{4} \left\{ 1 + \left[\frac{62.0}{43.81} \left(\frac{4}{131} \right)^{\frac{3}{4}} \frac{1 + \frac{246.15}{1223}}{1 + \frac{6.32}{1223}} \right]^{\frac{1}{2}} \right\}^2 \left[\frac{1 + \frac{39.44}{1223}}{1 + \frac{246.15}{1223}} \right]$$

$$= 0.3923 \div 0.39$$

混合ガスのモル分率は、8.3節より、1000℃のときの値を用いて計算すると、以下のようになる。

$$\lambda_m = \frac{353.4}{1 + 3.80 \left(\frac{2.12 \times 10^{-11}}{3.83 \times 10^{-4}} \right)} + \frac{17.6}{1 + 0.39 \left(\frac{3.83 \times 10^{-4}}{2.12 \times 10^{-11}} \right)}$$

$$= 353.3999 + 2.5 \times 10^{-6}$$

$$\div 353.4$$

H T T Rで想定される希ガスF P濃度によるヘリウムの熱伝導率の変化は、ヘリウムの熱伝導率353.4mW/mKに対して353.4mW/mKとなり十分無視できる程度である。

以上より、希ガスF Pによるギャップ熱伝導率の変化は十分小さく無視できる。

表 8.2 希ガス核分裂収率

Kr				Xe			
核種	半減期	収率 (%/fission)	比放射能 (Ci/g)	核種	半減期	収率 (%/fission)	比放射能 (Ci/g)
Kr-80	安定	0.00		Xe-126	安定	0.00	
Kr-82	安定	0.00		Xe-128	安定	0.00	
Kr-83	安定	0.539		Xe-129 ^m	8.8 ⁹ d 安定	0.75	
Kr-84	安定	1.00		Xe-130	安定	0.00	
Kr-85 ^m	4.48 h 10.7 y	1.26 0.285	3.9×10 ²	Xe-131 ^m	1.18 d 安定	2.89	
Kr-86	安定	1.97		Xe-132	安定	4.30	
Kr-87	76 m	2.48	2.8×10 ⁷	Xe-133 ^m	2.19 d 5.25 d	6.62	1.9×10 ⁵
Kr-88	2.84 h	2.86	1.3×10 ⁷	Xe-134 ^m	0.29 s 安定	7.81	
Kr-89	3.18 m	4.46	6.6×10 ⁸	Xe-135 ^m	1.56 m 9.10 h	6.7	2.5×10 ⁶
Kr-90	3.23 s	4.9	3.9×10 ⁹	Xe-136	安定	6.28	
Kr-91	8.6 s	3.07	1.4×10 ¹⁰	Xe-137	3.82 m	6.13	3.6×10 ⁸
Kr-92	1.84 s	1.84	6.7×10 ¹⁰	Xe-138	14.1 m	6.5	9.7×10 ⁷
Kr-93	1.29 s	1.29	9.4×10 ¹⁰	Xe-139	39.7 s	5.3	2.0×10 ⁹
Kr-94	0.2 s	0.26		Xe-140	14 s	3.7	5.7×10 ⁹
Kr-95	0.78 s	0.00		Xe-141	1.73 s	1.33	4.6×10 ¹⁰
				Xe-142	1.2 s	0.45	6.6×10 ¹⁰
				Xe-144	1.2 s	0.01	6.5×10 ¹⁰
				Xe-145	0.9 s	0.00	
安定~1y	計	3.8%		安定	計	22.0%	
1d~1hr	計	6.3%		1y~1d	計	6.6%	
1h~1min	計	4.5%		1d~1min	計	19.3%	

寸法単位 : mm

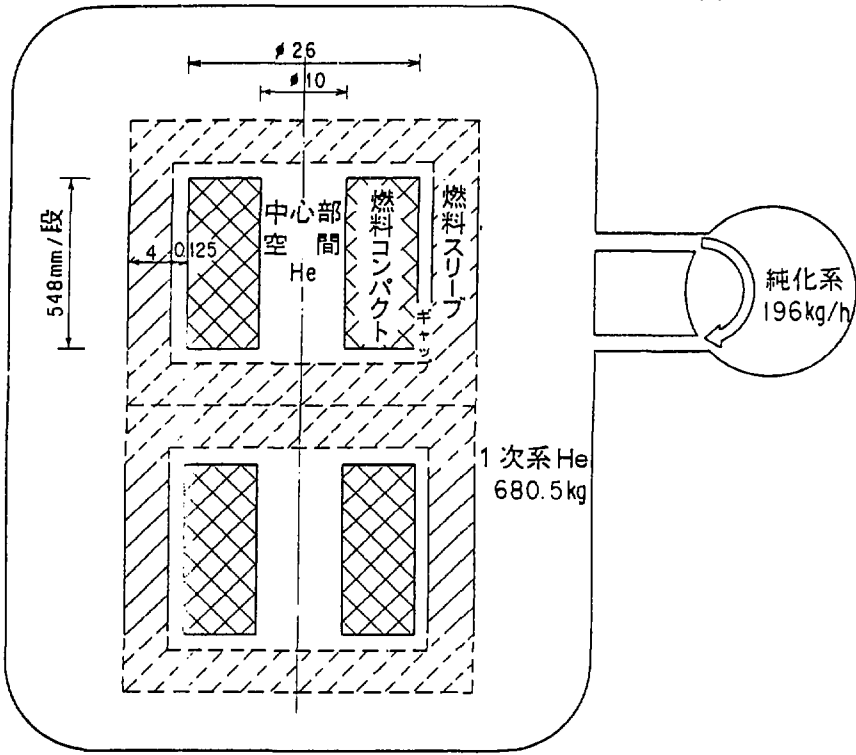


図 8.1 ギャップ内希ガスFP量検討モデル

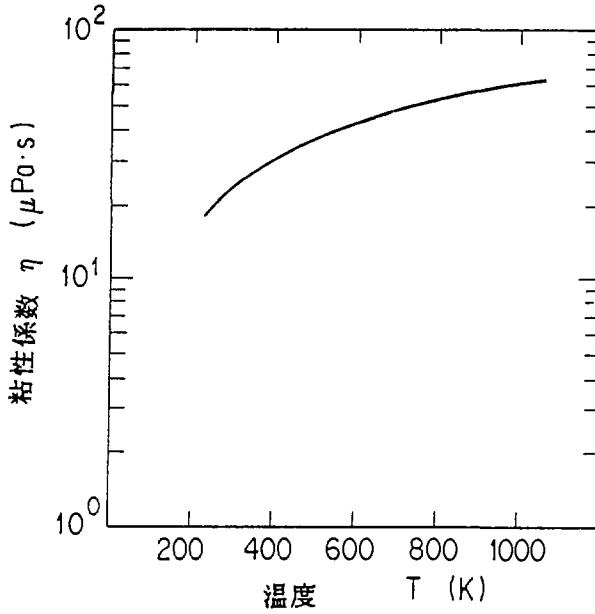


図 8.2(a) Xe の物性値 (粘性係数, 0.1MPa)

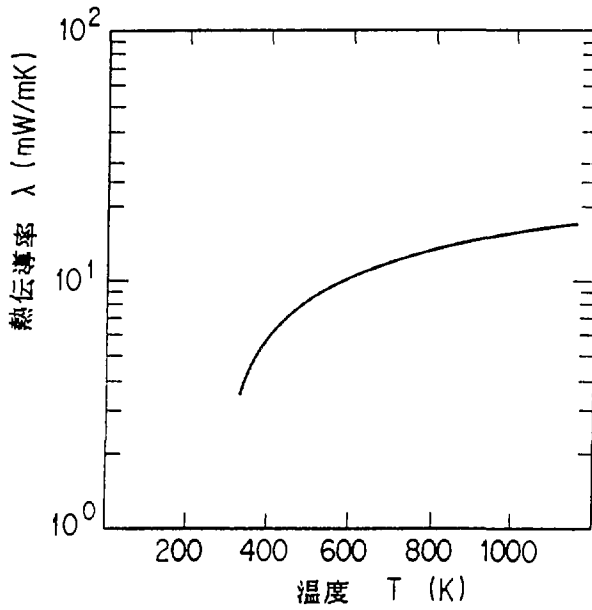


図 8.2(b) Xe の物性値 (熱伝導率, 0.1MPa)

9. 燃料最高温度出現の確率的評価

HTTRの炉心熱流設計において得られる燃料最高温度は、運転状態、炉心パラメータ等種々のパラメータの関数であるが、これらのパラメータの多くは固有のバラツキを持つ統計量である。したがって、燃料最高温度1495℃は、ある統計的分布上の1点であり、その出現確率を評価することにより信頼性を評価する。

ここでは、発電用加圧水型原子炉の炉心熱設計評価指針への導入が検討されている統計的熱設計手法に基づいて、燃料最高温度出現の確率的評価を行った。

9.1 統計的熱設計手法

燃料最高温度分布は、最確値を中心とした正規分布を有しているものと仮定し、次式から標準偏差 σ を計算する。

$$\sigma = \Delta T^N \sqrt{\sum_i S_i^2 \left(\frac{\sigma_i}{\mu_i}\right)^2} \dots\dots\dots (9.1)$$

ここで、

σ : 燃料最高温度分布の標準偏差

ΔT^N : ノミナル温度差

$$\Delta T^N = \sum_i \Delta T_i^N \dots\dots\dots (9.2)$$

ΔT_1^N : 炉心入口冷却材温度上昇

ΔT_2^N : 冷却材温度上昇

ΔT_3^N : 境膜温度差

ΔT_4^N : 黒鉛スリーブ内外面温度差

ΔT_5^N : ギャップ温度差

ΔT_6^N : 燃料コンパクト内外面温度差

S_i : 温度差 ΔT_i^N に係る感度係数

$$S_i = \frac{\Delta T_i^N}{\Delta T^N} \dots\dots\dots (9.3)$$

σ_i : 温度差 ΔT_i^N のバラツキの標準偏差

$$\sigma_i = \sqrt{\sum_j \sigma_{i,j}^2} \dots\dots\dots (9.4)$$

$\sigma_{i,j}$: σ_i の各因子の標準偏差

μ_1 : 温度差 ΔT_1^N のバラツキの最確値

$$\mu_1 = 1.0 \quad \dots\dots\dots (9.5)$$

(9.1)~(9.5)式から

$$\begin{aligned} \sigma &= \Delta T^N \sqrt{\sum_i \left\{ \left(\frac{\Delta T_i^N}{\Delta T^N} \right)^2 \left(\frac{\sqrt{\sum_j \sigma_{i,j}^2}}{\mu_i} \right)^2 \right\}} \\ &= \sqrt{\sum_i \{ (\Delta T_i^N)^2 (\sum_j \sigma_{i,j}^2) \}} \quad \dots\dots\dots (9.6) \end{aligned}$$

となる。

したがって、燃料最高温度の最確値 T_{fmax}^N に対するシステムティック燃料最高温度1495℃が、燃料最高温度分布上の標準偏差 σ の何倍になるかを求めることにより、その出現頻度を評価する。

9.2 燃料最高温度の評価

(1) 計算条件

燃料最高温度分布の基礎となる最確値温度差 ΔT_1^N は、表9.7に示す値を用いる。最確値温度差は、システムティック温度差から表9.2に示す工学的不確定因子による温度増分を差し引き、更に物性値等予め保守的に評価して用いている設計式を最適式に戻すことにより算出した。なお、燃料コンパクトの熱伝導率、燃料コンパクトと黒鉛スリーブとの間のギャップ幅評価式等は、保守性を持った値を用いているため、ギャップ温度差および燃料コンパクト内外温度差は、最確値に対して余裕を持った値となっている。

(2) 燃料最高温度の評価

表9.2に示した工学的不確定因子の値を $3\sigma_{i,j}$ (熱伝導率については $2.5\sigma_{i,j}$) としたときの各因子の標準偏差の値を表9.3に示す。このとき、(9.6)式から得られる燃料温度分布の標準偏差 σ は、約23.9℃となる。

したがって、システムティック燃料最高温度1495℃は、燃料最高温度の最確値1263℃に対して、

$$\frac{1495\text{℃} - 1263\text{℃}}{23.9\text{℃}} = 9.7$$

から、9.7 σ の上限值に対応する。以上から、燃料最高温度が1495℃を超える確率は、 10^{-6} 以下となる。

ちなみに、表8.2に示した工学的不確定因子の値を $1\sigma_{i,j}$ としたときの燃料最高温度分布の標準偏差 σ は、約69.9℃となり、システムティック燃料最高温度1495℃は、3.32 σ の上限に相当し、燃料最高温度が1495℃を超える確率は、 4.5×10^{-4} となる。

表 9.1 最確温度及びシステムティック温度での温度差

	原子炉入口 冷却材温度 T_{gin}	炉心入口冷 却材温度上昇 ΔT_1	冷却材温度 上昇 ΔT_2	境膜温度差 ΔT_3	黒鉛スリーブ 内外温度差 ΔT_4	ギャップ 温度差 ΔT_5	燃料コンパクト 内外温度差 ΔT_6	燃料最高 温度 T_{fmax}
最 確 温 度 (N)	395.0	14.0	535.5	158.4	15.6	77.8	66.6	1263
システムティック温度(S)	395.0	20.0	619.0	225.8	22.9	134.6	77.7	1495

表 9.2 工学的不確定因子

項 目	冷却材 温度上昇 誤差因子	膜温度差 上昇因子	スリーブ 温度差 上昇因子	ギャップ 温度差 上昇因子	コンパクト 温度差 上昇因子
ランダム因子					
コンパクト内径	0.0	0.0	0.0	0.0	0.01
コンパクト外径	0.0	0.0	0.0	0.37	0.012
スリーブ内径	0.0	0.0	0.015	0.37	0.0
スリーブ外径	0.0	0.017	0.012	0.0	0.0
挿入孔径	0.0	0.014	0.0	0.0	0.0
燃料有効長	0.0	0.002	0.002	0.002	0.002
燃料核直径	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001
燃料核密度	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001
濃縮度	0.035	0.035	0.035	0.035	0.035
ウラン量	0.02	0.02	0.02	0.02	0.02
冷却材比熱	0.002	0.007	0.0	0.0	0.0
冷却材熱伝導率	0.0	0.02	0.0	0.03	0.0
冷却材粘性係数	0.0	0.04	0.0	0.0	0.0
照射変形	0.0	0.0	0.0	0.21	0.0
キップコンタクト	0.0	0.0	0.0	0.10	0.0
コンパクト偏心効果	0.0	0.041	0.041	0.041	0.041
出力分布	0.02	0.02	0.02	0.02	0.02
流量配分					
基準炉心	0.04	0.032	0.0	0.0	0.0
照射炉心(トライム-)	0.05	0.04	0.0	0.0	0.0
(照射領域)	0.04	0.032	0.0	—	0.0
システムティック因子					
出力	1.025	1.025	1.025	1.025	1.025
出力分布					
半径方向	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03
軸方向	1.0	1.04	1.04	1.04	1.04
冷却材流量	1.01	1.008	1.0	1.0	1.0
流量配分					
基準炉心	1.04	1.032	1.0	1.0	1.0
照射炉心(トライム-)	1.05	1.040	1.0	1.0	1.0
(照射領域)	1.06	1.046	1.0	—	1.0
炉心入口冷却材温度	+20℃				

表 9.3 統計の評価を行う因子と標準偏差

項 目	冷却材 温度上昇 誤差因子	膜温度差 上昇因子	スリーブ 温度差 上昇因子	ギャップ 温度差 上昇因子	コンパクト 温度差 上昇因子
ランダム因子					
コンパクト内径	0.0	0.0	0.0	0.0	3.333E-3
コンパクト外径	0.0	0.0	0.0	1.233E-1	4.000E-3
スリーブ内径	0.0	0.0	5.000E-3	1.233E-1	0.0
スリーブ外径	0.0	5.667E-3	4.000E-3	0.0	0.0
挿入孔径	0.0	4.667E-3	0.0	0.0	0.0
燃料有効長	0.0	6.667E-4	6.667E-4	6.667E-4	6.667E-4
燃料核直径	3.333E-4	3.333E-4	3.333E-4	3.333E-4	3.333E-4
燃料核密度	3.333E-4	3.333E-4	3.333E-4	3.333E-4	3.333E-4
濃縮度	1.167E-2	1.167E-2	1.167E-2	1.167E-2	1.167E-2
ウラン量	6.667E-3	6.667E-3	6.667E-3	6.667E-3	6.667E-3
冷却材比熱	6.667E-4	2.333E-3	0.0	0.0	0.0
冷却材熱伝導率	0.0	6.667E-3	0.0	1.000E-2	0.0
冷却材粘性係数	0.0	1.333E-2	0.0	0.0	0.0
照射変形	0.0	0.0	0.0	7.000E-2	0.0
キップ・コンタクト	0.0	0.0	0.0	3.333E-2	0.0
コンパクト偏心効果	0.0	1.367E-2	1.367E-2	1.367E-2	1.367E-2
出力分布	6.667E-3	6.667E-3	6.667E-3	6.667E-3	6.667E-3
流量配分	1.333E-2	1.067E-2	0.0	0.0	0.0
熱伝達率	0.0	6.000E-2	0.0	0.0	0.0
黒鉛熱伝導率	0.0	0.0	8.333E-2	0.0	0.0
システムティック因子					
出力	8.333E-3	8.333E-3	8.333E-3	8.333E-3	8.333E-3
出力分布					
半径方向	1.000E-2	1.000E-2	1.000E-2	1.000E-2	1.000E-2
軸方向	0.0	1.333E-2	1.333E-2	1.333E-2	1.333E-2
冷却材流量	3.333E-3	2.667E-3	0.0	0.0	0.0
流量配分	1.333E-2	1.067E-2	0.0	0.0	0.0
炉心入口冷却材温度	1.429E-1				

10. 結 言

HTTRの燃料温度評価に影響を及ぼす下記の要因について検討し、その影響を定量的に評価した。

(1) ギャップ熱伝達

燃料コンパクトとスリーブ間のギャップ幅の燃焼期間中の変化を中性子照射量について整理した。その結果、HTTRの範囲ではノミナルギャップ0.125mmに対して照射量最大 $1.6 \times 10^{20} \text{n/cm}^2$ で0.3mm程度まで変化する。

また、ギャップ幅の評価に用いる各種物性値及び燃料コンパクト、スリーブの寸法公差について感度解析を行った。物性値としては、コンパクト熱膨張率、スリーブ熱膨張率、スリーブ照射変形、スリーブヤング率について評価した。これらの物性値の誤差による工学的不確定因子は0.21である。

コンパクト外径、スリーブ内径の寸法公差はそれぞれ $\pm 0.1 \text{ mm}$ であり、この公差による工学的不確定因子はそれぞれ0.37である。

(2) 燃料コンパクト偏心効果

燃料コンパクトがスリーブの中で偏心状態にある場合の燃料最高温度を、同心状態にあるときの燃料最高温度と比較することにより、影響を定量的に評価した。

その結果、コンパクトの偏心による工学的不確定因子は0.041である。

(3) スペーサによる効果

スリーブの表面に設けられているスペーサにより、熱伝達率の劣化する領域が生じる。この熱伝達の劣化する領域が、燃料最高温度に及ぼす影響を評価した。

その結果、HTTRで想定される熱伝達率の劣化では燃料温度に及ぼす影響は小さく、工学的不確定因子で表したとしても0.01以下に過ぎない。よってスペーサによる影響は流量配分誤差による温度上昇分に含まれる誤差で吸収される。すなわち、スペーサによる効果として工学的不確定因子には考慮しない。

(4) コンパクトとスリーブの接触の可能性

燃料コンパクトとスリーブの寸法諸元をもとに、各種物性値誤差、中性子照射量、ギャップの温度をパラメータとして接触の可能性を検討した。

その結果、HTTRで考えられる条件下では、コンパクトとスリーブの接触の可能性はないことがわかった。

(5) 燃料要素内を一様出力密度と仮定することの保守性

HTTRの燃料温度評価においては、燃料要素の横断面内で一様出力分布と仮定しているが、この仮定の妥当性を示すため、自己遮蔽効果を考慮した出力密度分布を用いた場合の燃料最高温度についての評価を行ない、両者の比較を行った。

その結果、燃料最高温度が生じる高さ位置で、出力密度分布を考慮した場合、一様出力密度分布の場合に比べてA型燃料体で約0.2℃、B型燃料体で約0.7℃、C型燃料体で約

1.2℃燃料最高温度が低下する。

(6) 1次系内不純物がギャップ熱伝達率に及ぼす影響

1次系内に存在する不純物がギャップ熱伝達率に及ぼす影響を、ヘリウムと不純物ガスとの混合ガスの熱伝導率を計算することにより評価した。1次系中の不純物のうち、ヘリウムより熱伝導率の低いものの総量は約0.765molであり、保守的にこれがすべてCOとした場合の評価を行った。その結果、HTTRの条件下では、不純物による熱伝導率の低下は十分小さく、無視できることがわかった。

(7) FPガスがギャップ熱伝達率に及ぼす影響

1次内に存在するFPガスがギャップ熱伝達率に及ぼす影響を不純物の場合と同様に、FPガスとヘリウムの混合ガスの熱伝導率を計算することにより評価した。

その結果、スリーブ中での希ガスFPのモル分率は、 5×10^{-8} 程度であり、希ガスFPが、すべて熱伝導率の低いXeであるとしても、このモル分率であれば熱伝導率の低下は十分小さく無視できることがわかった。

(8) 燃料最高温度出現の確率の評価

HTTRの燃料最高温度について、統計的熱設計手法に基づいてその出現の確率の評価を行った。

燃料温度評価に用いている工学的不確定因子より、燃料最高温度分布の標準偏差 σ は約23.9℃となる。これよりHTTRでのシステムティック燃料最高温度1495℃は燃料最高温度の最確値1263℃に対し、9.7 σ の上限に対応する。よって、燃料最高温度が1495℃を超える確率は 10^{-6} 以下であることがわかった。

謝 辞

本報をまとめるにあたり、適切な御助言、御指導いただいた高温工学試験研究炉設計室室長斎藤伸三氏、および設計室各位に深く感謝致します。

参考文献

- (1) 小林他；「高温ガス炉用炉心伝熱流動解析コードTEMDIMの開発」，FAPIG-88，pp51～60（1978）
- (2) 幾島他；JAERI-M83-184，（1983）
- (3) Y. Mori；High Temperature Heat Exchangers, Springer Verlag P. 131～142（1986）
- (4) 日本機械学会；伝熱工学資料，改訂第4版 1986
- (5) 村上他，放射線データブック，地人書館（昭和57年）
- (6) P. Hawtin and R.A. Huber；Carbon Vol. 6, 887（1968）
- (7) 化学工学協会；化学工学便覧 改訂第4版66（1978）