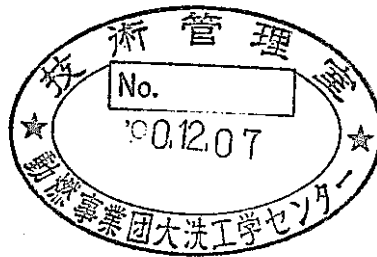


高線出力試験用集合体の試験用要素 破損事故解析

(動力炉・核燃料開発事業団 契約業務報告書)



1989年11月

技術資料コード	
開示区分	レポートNo.
T	J9214 89-008
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です	
動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	

三菱原子力工業株式会社

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下さい。

〒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

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technology Management Section, O-arai Engineering Center, Power Reactor
and Nuclear Fuel Development Corporation 4002, Narita O-arai-machi Higashi-
Ibaraki-gun, Ibaraki, 311-14, Japan

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

1989年11月30日

高線出力試験用集合体の試験用要素破損事故解析*

森井 正** 金城秀人**

要 旨

高線出力試験に係わる設置変更許可申請に必要な試験用要素破損事故の解析評価を実施した。具体的には、何らかの原因により、高線出力試験用要素の被覆管が破損し、その後被覆管内の熔融した試料が冷却材中に放出して局部的に冷却材流路を閉塞する事故を想定し以下の解析を実施した。

- (1) コンパートメントの局所閉塞事象の計算として以下の解析を実施
 - (a) コンパートメントの外側の冷却材流量の設定
 - (b) 各閉塞率におけるコンパートメントの温度評価
 - (c) 各閉塞位置におけるコンパートメントの温度評価
- (2) コンパートメントと熔融試料との接触の計算

以上の評価の結果、試験用要素内の試料全量がコンパートメント内で閉塞したと想定しても、コンパートメント外側を約 $2200\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ の流量でNaを流してやれば、コンパートメントの健全性は確保されることが分かった。さらに、熔融試料が直接コンパートメントに接触したと想定しても、コンパートメントは熔融貫通することは無いことが分かった。

* 本報告書は三菱原子力工業株式会社が動力炉・核燃料開発事業団との契約により実施した業務の成果である。

** 三菱原子力工業株式会社 新型炉統括部 新型炉第2チーム

November 30, 1989

Accident Analysis for Test Pin Failure during Power-to-Melt Test*

Tadashi Morii**, Hidehito Kinjo**

Abstract

Effects of pin failure during Power-to-Melt test performed in the experimental fast reactor "JOYO" have been analyzed in the present study in order to obtain a license for the test. The accident scenario of the present study is that after a clad failure of a test pin, melted fuel is released and forms blockage of fuel and stainless steel debris in a coolant flow area of a compartment in the test assembly. The following subjects have been investigated in the present study.

- (1) Blockage in the coolant flow area
- (2) Contact of melted fuel with compartment

Conclusions are summarized as follows.

- (1) Under a hypothetical assumption in which all 4 test pins are melted and form a blockage, if the outer surface of the compartment is cooled by Na flow of an about $2200\text{kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$, the integrity of the compartment is assured.
- (2) If melted fuel released from the test pin directly come in contact with the inner surface of the compartment, the calculated results show that the fuel can not melt through the compartment.

* Work performed under contracts between Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corp. and Mitubishi Atomic Power Industries, Inc.

** Control & Safety Analysis Department, Mitubishi Atomic Power Industries, Inc.

高線出力試験用集合体の試験用要素破損事故の計算

目次

1. 序論
 2. コンパートメントの局所閉塞事象の計算
 - 2.1 コンパートメントの外側の冷却材流量の設定
 - 2.1.1 コンパートメント外管を単ピンでモデル化した場合
 - 2.1.2 試験用集合体内の冷却材温度分布を考慮した場合
 - 2.2 各閉塞率におけるコンパートメントの温度評価
 - 2.3 各閉塞位置におけるコンパートメントの温度評価
 3. コンパートメントと溶融試料との接触の計算
 4. 結論
 5. 謝辞
 6. 参考文献
-
- 添付資料A 解析条件データ
- 添付資料B 接触面での凝固を等価的に考慮した比熱の評価

List of Tables

- 表2.1-1 軸方向出力分布入力値(理論密度比0.95)
- 表2.1-2 Na流路断面積と等価流力直径
- 表2.1-3 コンパートメント外管の熱応力と歪み量
- 表2.2-1 主要な結果(ケース1:最大出力密度が最大となる場合)
- 表2.2-2 主要な結果(ケース2:閉塞物の全発熱量が最大となる場合)
- 表2.2-3 コンパートメント外管の熱応力と歪み量
(ケース1:最大出力密度が最大となる場合)
(出力密度 $2190\text{W}/\text{cm}^2$ 、コンパートメント外側Na流量 $2100\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{s}$)
- 表2.2-4 コンパートメント外管の熱応力と歪み量
(ケース2:閉塞物の全発熱量が最大となる場合)
(出力密度 $2120\text{W}/\text{cm}^2$ 、コンパートメント外側Na流量 $2200\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{s}$)
- 表2.3-1 コンパートメント外管の肉厚内温度分布
- 表2.3-2 コンパートメント外管の熱応力と歪み量
- 表3-1 コンパートメント外管の熱応力と歪み量

List of Figures

- 図2.1-1 解析モデル図
- 図2.1-2 高線出力試験用要素の軸方向出力分布
- 図2.1-3 高線出力試験用要素の軸方向出力分布
- 図2.1-4 コンパートメント外管、冷却材温度(理論密度比0.87)
- 図2.1-5 コンパートメント外管、冷却材温度(理論密度比0.95)
- 図2.1-6 コンパートメント外管内厚中心・冷却材温度の軸方向分布
- 図2.1-7 サブチャンネル解析体系
- 図2.1-8(a)コンパートメント内詳細分割モデル(径方向)
- 図2.1-8(b)コンパートメント内詳細分割モデル(軸方向)
- 図2.1-9 集合体内冷却材温度分布
- 図2.1-10コンパートメント外管周方向温度分布
- 図2.1-11コンパートメント外管、冷却材温度(理論密度比0.95)
- 図2.1-12コンパートメント外管、冷却材温度(理論密度比0.87)
- 図2.2-1 解析モデル図(閉塞物内のNa流れによる冷却を考慮しないモデル)
- 図2.2-2 高線出力試験用要素の軸方向出力分布
- 図2.2-3 高線出力試験用要素の軸方向出力分布
- 図2.2-4 閉塞物内を流れるNaによる冷却効果の評価モデル
- 図2.2-5 コンパートメント外管、冷却材最高温度(理論密度比0.87)
Na質量流束 $2100\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$ (0.37kg/s)
- 図2.2-6 コンパートメント外管、冷却材最高温度(理論密度比0.95)
Na質量流束 $2200\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$ (0.39kg/s)
- 図2.2-7 各閉塞率(閉塞長さは閉塞率に依存)における閉塞物内Na流量
(全チャンネル閉塞)。
- 図2.2-8 コンパートメント外管内厚中心・冷却材最高温度(ケース1)
- 図2.2-9 コンパートメント外管内厚中心・冷却材最高温度(ケース2)
- 図2.3-1 モデル図
- 図2.3-2 高線出力試験用要素の軸方向出力分布

- 図3-1 高線出力試験用コンパートメント断面図
- 図3-2 コンパートメント管内表面・外表面温度の時間変化
- 図3-3 コンパートメント管内部温度分布の時間変化

1. 序論

高速炉用燃料の高性能化、炉心設計の高度化を目的として、高速実験炉「常陽」による燃料性能実証試験の計画が動燃殿により進められている。具体的には、試験用要素に封入されている試料の中心部を溶融させ、高速炉用燃料の高線出力密度化のためのデータを得る高線出力試験、及び試験用要素の被覆管が開孔するまで照射し、高速炉用燃料の長寿命化のためのデータを得る高燃焼度試験が計画されている。

本作業の目的は、高線出力試験に係わる設置変更許可申請の件につき、科学技術庁原子炉規制課より高線出力試験用集合体の安全性を確認するために要求されている、試験用要素破損事故の解析評価を実施することである。具体的には、何らかの原因により、高線出力試験用要素の被覆管が破損し、その後、被覆管内の溶融した試料が冷却材中に放出して局部的に冷却材流路を閉塞する事故を想定する。実施内容は以下の通りである。

- (1) コンパートメントの局所閉塞事象の計算
- (2) コンパートメントと溶融試料との接触の計算

第2章では、「燃料性能実証試験に係わる安全確保の基本的考え方」に基づき、高線出力試験用集合体の試験用要素の被覆管が破損し、溶融試料が一次冷却系に放出され、コンパートメントの局所閉塞を生じる事象の計算を行う。具体的には以下の通りである。

- (1) コンパートメントの外側の冷却材流量の設定
- (2) 各閉塞率におけるコンパートメントの温度評価
- (3) 各閉塞位置におけるコンパートメントの温度評価

第3章では、全試験用要素の溶融試料が放出し、高線出力集合体のコンパートメントの内管に接触したとして、コンパートメントの内管の温度等を計算する。

2.1 コンパートメント外管の冷却材Na流量の決定

試験用要素が破損したコンパートメント内で試料燃料全量が仮想的にコンパートメント外管全断面にわたって閉塞したとする。この場合でも、コンパートメント外管が健全であるために必要な外管外側を流れるNa流量を評価する。

2.1.1 コンパートメント外管を単ピンでモデル化した場合

コンパートメント外管とその外側を流れるNaとを等価的に単ピンでモデル化し、コンパートメント外管が健全であるために必要な外管外側を流れるNa流量を評価する。解析モデル図を図2.1-1 に示す。

2.1.1.1 解析条件

- (1) 閉塞率は100%とする。従って、閉塞長さは、試験用要素の径が0.33cm及びコンパートメント内径が1.26cmであり、試料理論密度比をTDとすると、以下のようになる

$$55 \times (0.33 \times 0.33 \times \pi \times 4) / (1.26 \times 1.26 \times \pi) \times TD = 15.09 \times TD \text{ (cm)}$$

$$TD=0.87 : 13.1 \text{ (cm)}$$

$$TD=0.95 : 14.3 \text{ (cm)}$$

- (2) 目標溶融割合10%時、試験用試料要素の最大線出力は、O/Mが1.99、要素径が0.66cmの時、理論密度比0.87で603(W/cm)、理論密度比0.95で637(W/cm)である。従って、閉塞試料燃料の出力密度は溶融による密度増加及び過出力係数1.08を考慮して以下のようになる。

$$TD=0.87 : 603 \div 0.87 \div (0.33 \times 0.33 \times \pi) \times 1.08 = 2188 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

$$TD=0.95 : 637 \div 0.95 \div (0.33 \times 0.33 \times \pi) \times 1.08 = 2117 \text{ (W/cm}^2\text{)}$$

- (3) コンパートメント外管の外径は25.2mm、肉厚は0.6mmである。閉塞試料燃料とコンパートメント外管との間にはギャップは無く、接触熱抵抗も安全側に無視する。
- (4) Na入り口温度は370℃とし、流量はパラメータとする。
- (5) 軸高さ方向の出力分布は、図2.1-2の出力分布データをもとに、閉塞物中心が炉心中心に一致するように求める。図2.1-3に炉心中心付近の軸方向出力分布を示す具体的な数値の例として、理論密度比0.95の時の軸方向メッシュ出力分布を表2.1-1に示す。
- (6) 表2.1-2に示すように、コンパートメント1本当たりのNa流量断面積は1.777 cm²及び等価流力直径は0.857cmになる。

2.1.1.2 解析方法

- (1) HARHO-IN相当の円筒2次元燃料ピン熱伝導解析コードを使用する。
- (2) 燃料中の温度差が大きいと考えられる事により、燃料半径方向のメッシュ分割数は81個と多くとった。また、軸方向の分割数は理論密度比0.87の時13個、理論密度比0.95の時14個とした。
- (3) 解析は定常計算で実施した。

2.1.1.3 解析結果

- (1) 図2.1-4に理論密度比0.87の時の解析結果を、図2.1-5に理論密度比0.95の時の解析結果を示す。図の内容は、Na質量流束を横軸にパラメータとし、各流束でのコンパートメント外管肉厚中心及び冷却材Naの最高温度（閉塞部上端位置）をプロットしたものである。

(2) 健全性判断基準として以下の2つを考える。

a) コンパートメント外管肉厚中心温度が1000℃以下。

b) 冷却材Na温度が910℃以下。

なお、コンパートメント外管内面最高温度の判断基準1370℃以下は、常に上記判断基準a)に含まれている。この結果、理論密度比0.87の場合、判断基準a)の時、必要Na質量流束は約2100kg/(m²・s)であり、判断基準b)の時、必要Na質量流束は約1100kg/(m²・s)である。Na流量に換算すると、それぞれ約0.37kg/s及び約0.20kg/sとなる。一方、理論密度比0.95の場合、判断基準a)の時、必要Na質量流束は約2200kg/(m²・s)であり、判断基準b)の時、必要Na質量流束は約1200kg/(m²・s)である。Na流量に換算すると、それぞれ約0.39kg/s及び約0.21kg/sとなる。理論密度比による結果の差は殆ど無いが、理論密度比0.95の方が温度は若干高くなっている。PTM 試験要素一本当たりの必要Na流量は約0.073～0.095kg/sであり、PTM 試験要素は4本であるので、約0.29～0.38 kg/sとなる。従って、本事故の結果、コンパートメント外管肉厚中心温度を1000℃以下にするためには、コンパートメント外をコンパートメント内のNa流量と同じ程度のNa流量を流す必要がある。

(3) 計算結果の妥当性のチェックのために、理論密度比0.95で、Na質量流束が2000kg/(m²・s)のケースの軸高さ方向のコンパートメント外管肉厚中心・冷却材温度の分布を図2.1-6に示す。図より、一番上端メッシュのNa温度・外管中心温度はそれぞれ696℃、1023℃である。以下、現設置変更許可申請書に記載された特殊燃料の温度評価手法でチェックする。

閉塞部上端位置での冷却材温度 T_{NA} 及び外管中心温度 T_{CI} はそれぞれ、

$$T_{NA} = T_{in} + qL / (W \cdot C_{Pi})$$

$$T_{CO} = T_{NA} + \Delta T_{film}$$

$$\Delta T_{film} = De \cdot q \cdot Fz / (\lambda_{NA} \cdot Nu \cdot \pi d_{co})$$

$$T_{CI} = T_{CO} + \Delta T_{clad}$$

$$\Delta T_{clad} = \ln(d_{co}/d_{ci}) \cdot q \cdot Fz / (2\pi\lambda_{ci})$$

となる。

ここで、 q : 線出力	1.06×10^4 W/cm
W : 冷却材流量	355 g/sec
C_{P1} : 冷却材比熱 (500℃)	1.262 J/g/℃
C_{P2} : 冷却材比熱 (700℃)	1.257 J/g/℃
T_{in} : 冷却材入口温度	370 °C
L : 閉塞物長さ	14.3 cm
D_e : 水力等価直径	0.857 cm
d_{co} : コンパートメント外管外径	2.64 cm
λ_{NA} : 冷却材熱伝導率	0.574 W/cm/℃
F_z : 閉塞物上端での相対出力	0.969
Nu : ヌッセルト数 ($7 + 0.025 (Re \cdot Pr)^{0.8}$)	
	$= Re \cdot Pr = G \cdot D_e \cdot C_{P2} / \lambda_{NA}$
G : Na 質量流束	200 g/cm ² /sec
λ_{CL} : 外管熱伝導率	0.262 W/cm/℃
d_{ci} : コンパートメント外管肉厚中心径	
	2.58 cm

以上のデータより計算すると、閉塞部上端位置での冷却材温度 T_{NA} 、外管表面温度 T_{co} 及び外管中心温度 T_{ci} はそれぞれ、708℃、895℃及び1038℃となる。従って、コードにおける温度定義点が上端メッシュ中心温度（閉塞部上端位置ではない）であることを考えると、上記計算結果（一番上端メッシュのNa温度・外管中心温度はそれぞれ696℃、1023℃）は妥当であると判断できる。

2.1.1.4 コンパートメント外管の熱応力と歪み

薄肉円筒の内外壁の温度差が ΔT ℃で、熱が内壁から外壁に定常的に流れている場合、周方向・軸方向熱応力の絶対値は内壁・外壁表面で最大となり、次式で与えられる。

$$\sigma = (E \alpha \Delta T) / (2 (1 - \nu))$$

ここに、

σ : 内外壁表面での周方向・軸方向応力の絶対値(kg/mm²)

E : 縦弾性係数(kg/mm²)

α : 熱膨張係数(1/℃)

ν : ポアソン比

である。

表2.1-3 に、理論密度比0.87でNa質量流束が約2100kg/(m²・s)及び理論密度比0.95でNa質量流束が約2200kg/(m²・s)の時のコンパートメント外管の温度(炉心上端位置)を示す。熱応力計算に用いる温度差 ΔT として、コンパートメント内面と肉厚中心の温度差の2倍とする。さらに、コンパートメント外管の機械的物性値として、 $E = 2.1 \times 10^4$ 、 $\alpha = 18 \times 10^{-6}$ 、 $\nu = 0.3$ とする。以上のデータにより計算した熱応力解析結果を表2.1-3 に示す。

コンパートメントの降伏応力をSUS316ST材の S_y すなわち、設計降伏点10 (kg/mm²)とすると、表2.1-3の熱応力は降伏応力を越える。コンパートメント外管の材料であるステンレス鋼はいわゆる延性材であるため、降伏応力を越えた部位は塑性変形する。塑性変形によるコンパートメント外管の歪み量は内・外表面で最大となる。コンパートメント外管内温度分布を平均温度とそれからの偏差分との和と考えると、平均温度の上昇は熱応力を発生させないので、偏差の最大となる表面での温度変化は $\Delta T/2$ であり、それによる熱膨張量 ε は、

$$\varepsilon = \alpha \Delta T / 2$$

となる。コンパートメント外・内表面での塑性歪みは量はこの熱膨張量 ε に等しい。表2.1-3にこの歪み量を記載する。コンパートメント外管の健全性判断基準として破断歪み3%とすると、表2.1-3の歪み量は、この判断基準を満足している。

2.1.2 試験用集合体内の冷却材温度分布を考慮した場合

(1) 概要

試験用要素が破損したコンパートメント内で試料燃料全量が仮想的にコンパートメント外管全断面にわたって閉塞したとする。この場合でも、コンパートメント外管が健全である為に必要な外管外側を流れるNa流量を、集合体内冷却材温度分布、ラップ管を通しての熱移動効果等を考慮した詳細解析モデルにより評価する。

前節2.1.1では破損コンパートメントを発熱単ピンとみなし、冷却材及びコンパートメント外管温度をクローズドチャンネルモデル及び円筒一次元熱伝導モデルにより求め、外管を流れる必要Na流量を求めたが、本評価では、集合体内冷却材の混合効果や隣接する集合体間ギャップからの熱移動効果等のより現実的且つ詳細なモデルによって、外管部の必要冷却材流量の低減可能性を検討することとした。

評価の結果、冷却材最高温度、コンパートメント肉厚中心最高温度は単ピンモデルに比べ、全体的に下がるがコーナ部での局所的な温度上昇により、必要Na流量は余り変わらないこと、又、ラップ管外側の集合体ギャップ部への熱移行による除熱効果が十分に大きいことがわかった。

(2) 解析条件

閉塞長さ、出力密度、出力分布（軸方向）、形状条件等、何れも前節2.1.1と同一条件とする。即ち、

閉塞長さ：13.1 (cm) (T.D = 0.87)

14.1 (cm) (T.D = 0.95)

出力密度：2188 (w/cm²) (T.D = 0.87)

2177 (w/cm²) (T.D = 0.95)

形状分布：25.5mm [外管外径] / 0.6mm [肉厚]

入口温度：370 °C、流量はパラメータとする。

出力分布：図2.1-2、表2.1-1
(軸方向)

(3) 解析方法

i) 解析体系：図2.1-7， 図2.1-8

試験用集合体内コンパートメント外管（全6本）の内，破損要素を含むコンパートメントを発熱ピン，他5本及び中心タイロッドを非発熱ピンとみなし，図2.1-7のようにサブチャンネル区分を行う。

本体系により，集合体内冷却材温度分布を得る。更にコンパートメント外管内の詳細温度分布解析体系を図2.1-8に示す。

ii) 解析コード

① サブチャンネル解析コード「COBRA-IV」

- 集合体内冷却材伝熱流動計算用

② 3次元熱伝導解析コード「HEATING-3」

- 当該コンパートメント内詳細温度分布解析用
- ①で求まる外管周囲の冷却材温度分布を境界条件として与える。

iii) 熱的境界条件

① コンパートメント外管熱伝達率：

$$Nu = 7 + 0.025 \cdot Pe^{0.8} \quad \text{修正Lyonの式}$$

$$Pe = Re \cdot Pr = G \cdot De \cdot C_{p2} / \lambda_{Na} \quad (\text{前出})$$

② ラッパ管熱移行条件

ラッパ管内面熱伝達率：

$$Nu = 4.0 + 0.019 Pe^{0.8} \quad (\text{平行平板熱伝達率})$$

③ ラッパ管外面熱伝達率

$$1 < Nu \leq 2$$

集合体間ギャップ部流量が，通常集合体流量の2～4%程度であることから保守的に設定。

(4) 解析結果

i) 集合体内冷却材温度分布

- ##### a) 図2.1-9(a)に集合体内冷却材最高温度の分布（ラッパ管断熱の場合）を示す。

図は，前節2.1.1における単ピンモデルに基づく必要Na質量流束のう

ち、健全性判断基準a) (コンパートメント外管肉厚中心温度 $\leq 1000^{\circ}\text{C}$) に対応する値 $2200\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$ に近い $2000\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$ の時の結果である。ラップ管コーナ部チャンネルを除き、各チャンネル温度は前記単ピンモデルの温度 ($\sim 695^{\circ}\text{C}$) に比べ 100°C 以上低下する。しかし、コーナ部では流路断面が小さく、除熱量の局所的な低下によって約 890°C となり沸点に近づき、更にコンパートメント外管肉厚部温度は約 1200°C を越える可能性がある。又、サブチャンネル間の熱移動効果は小さく、この結果は前記の単ピンモデルより局所的には厳しい結果を与える。

- b) そこで、ラップ管からの熱移行を考慮した体系での解析結果を図2. 1-9(b)に示す。

ラップ管を通しての熱移動効果は大きく、コーナ部の冷却材温度は約 670°C となり、断熱時に比べて約 220°C 低下する。又、この結果は単ピンモデルでの妥当性チェック計算の値 (Na温度 696°C 、外管中心 1023°C) に比べ、若干余裕のある結果となっている。

- c) 図2. 1-10に冷却材温度を境界条件として更にコンパートメント外管内の詳細温度解析による外管肉厚中心部温度の周方向分布を示す。

以上の検討に基づき、コンパートメント外管を流れる冷却材流量のサーベイは、ラップ管熱移動効果を含むモデルにて検討する。

ii) コンパートメント外管部流量

- a) 図2. 1-11に理論密度比0. 95の時の解析結果を示す。図は、Na質量流束を横軸にパラメータとし、各流束でのコンパートメント外管肉厚中心及び冷却材Naの最高温度 (閉塞部上端位置) をプロットしたものである。

- b) 健全性判断基準として以下の2つを考える。

- a) コンパートメント外管肉厚中心温度が 1000°C 以下。
- b) 冷却材Na温度が 910°C 以下。

なお、コンパートメント外管内面最高温度の判断基準 1370°C 以下は、常に上記判断基準a)に含まれている。

理論密度比0. 95の場合、判断基準a)の時、必要Na質量流束は約 $2000\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ であり、判断基準のb)の時、必要Na質量流束は約 $1100\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ である。コンパートメント外管1本当りのNa流量に換算する

と、それぞれ約0.36kg/s及び約0.19kg/sとなる。理論密度比による結果の差は殆ど無いが、理論密度比0.95の方が温度は若干高くなっている。

PTM 試験要素一本当たりの必要Na流量は約0.073～0.095 kg/sであり、PTM 試験要素は4本であるので、約0.29～0.38kg/sとなる。従って、本事故の結果、コンパートメント外管肉厚中心温度を1000℃以下にするためには、コンパートメント外をコンパートメント内のNa流量と同じ程度のNa流量を流す必要がある。

この結果は、前記2.1.1の単ピンモデルによるものと殆ど変わりなく、期待したような必要Na流量低減が得られない。これはコーナ部の局所的な冷却材温度上昇によるものであり、今後、コーナ部流量のみを増加する等の工夫が必要となる。

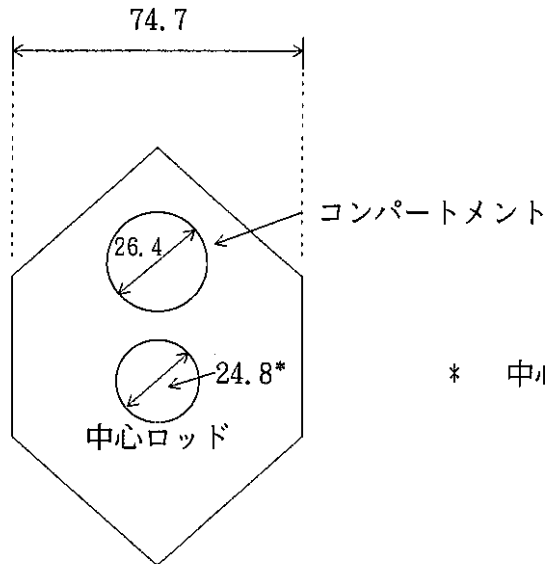
(5) まとめ

- 1) 集合体内冷却材温度分布を考慮した詳細熱流動解析の結果、集合体コーナ部の局所的な温度上昇効果が大きく、冷却材温度、コンパートメント外管内温度とも基準値を越える可能性がある。又、集合体内混合効果は余り期待できないことがわかった。
- 2) ラップ管外面を通じての集合体ギャップ部への熱移動効果により、上記局所高温度は200℃以上低下する。
- 3) コンパートメント外管を流れる必要Na流量は上記ラップ管熱移動モデルを入れても、コーナ部の局所高温度領域によって決まり、単ピンモデルの場合とほぼ同様の結果となる。
- 4) 今後、隣接集合体領域及びギャップを含めたより詳細な評価モデルによる検討が必要であろう。

表2.1-1 軸方向出力分布入力値 (理論密度比0.95)

メッシュ No.	炉心中心からの距離* (cm)	出力
1	-6.825	0.972
2	-6.0	0.978
3	-5.0	0.984
4	-4.0	0.993
5	-3.0	0.996
6	-2.0	0.998
7	-1.0	0.999
8	0.0	1.0
9	1.0	0.997
10	2.0	0.994
11	3.0	0.992
12	4.0	0.988
13	5.0	0.981
14	6.0	0.975
15	6.825	0.970

* 下方向が (-)



* 中心ロッドの径は、図面からの読み取り値

2a

の面積 = $2\sqrt{3} a^2 = 2\sqrt{3} \cdot \left(\frac{74.7}{2} \times 10^{-3}\right)^2 = 4.833 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$

コンパートメント 6 本の面積 = $\frac{\pi}{4} (26.4 \times 10^{-3})^2 \times 6 = 3.284 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$

中心ロッドの面積 = $\frac{\pi}{4} (24.8 \times 10^{-3})^2 = 0.4831 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$

流路断面積 = $4.833 \times 10^{-3} - 3.284 \times 10^{-3} - 0.4831 \times 10^{-3}$
 $= 1.066 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$

コンパートメント 1 本当りの Na 流路断面積 = $\frac{1.066 \times 10^{-3}}{6} = \underline{\underline{1.777 \times 10^{-4} \text{ (m}^2\text{)}}}$

ぬれぶち長さ (発熱部のみ) = $\pi \times 26.4 \times 10^{-3} = 8.294 \times 10^{-2} \text{ (m)}$

等価流力直径 = $\frac{4 \times 1.777 \times 10^{-4}}{8.294 \times 10^{-2}} = \underline{\underline{8.57 \times 10^{-3} \text{ (m)}}}$

表 2.1-2 Na 流路断面積と等価流力直径

表2.1-3 コンパートメント外管の熱応力と歪み量

出力密度 (w/cm ²)	コンパートメント外管 Na流量 (kg/m ² ・s)	コンパートメント外管 内表面温度 (°C)	コンパートメント肉厚 中心温度 (°C)	温度差 ΔT* (°C)	熱応力 σ (kg/mm ²)	塑性ひずみ ε (%)
2120	2200	1132	983.6	296.8	80.1	0.267
2190	2100	1148	995.6	304.8	82.3	0.274

* { (コンパートメント外管内表面温度) - (コンパートメント肉厚中心温度) } × 2

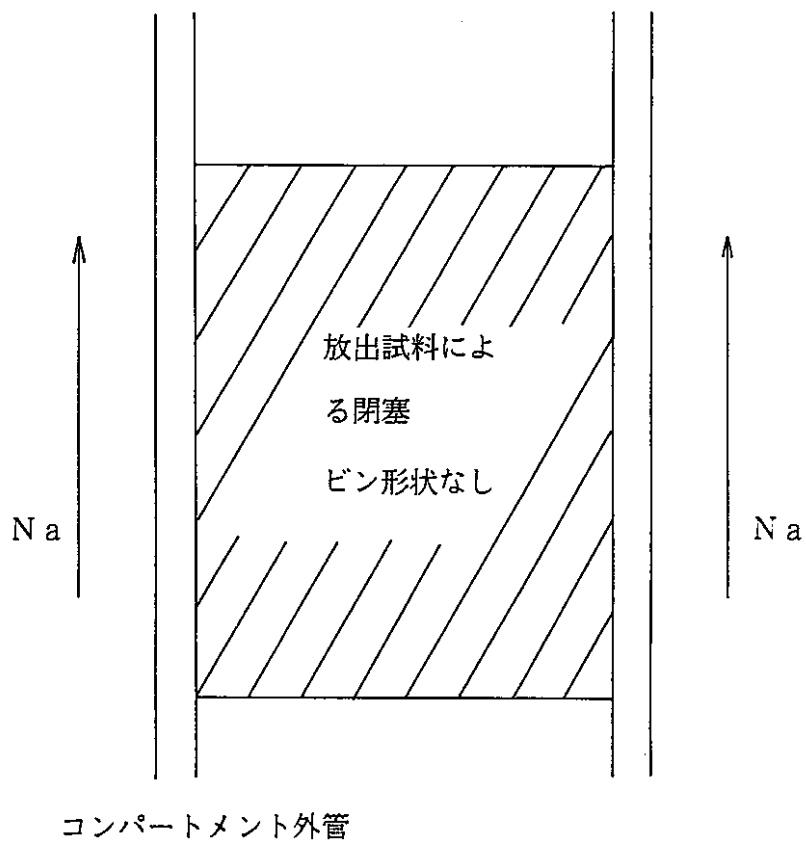


図2.1-1 解析モデル図

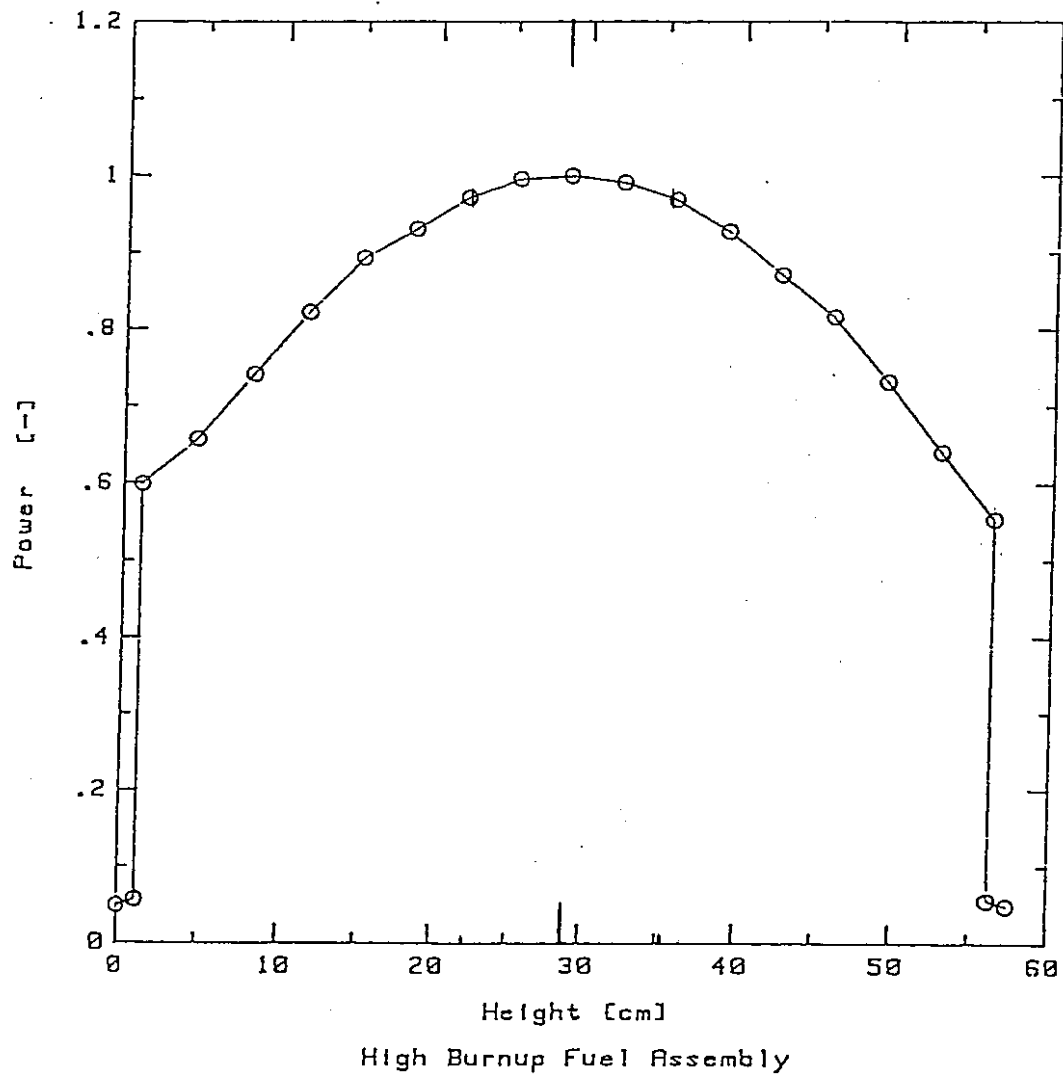


図2.1-2 高線出力試験用要素の軸方向出力分布

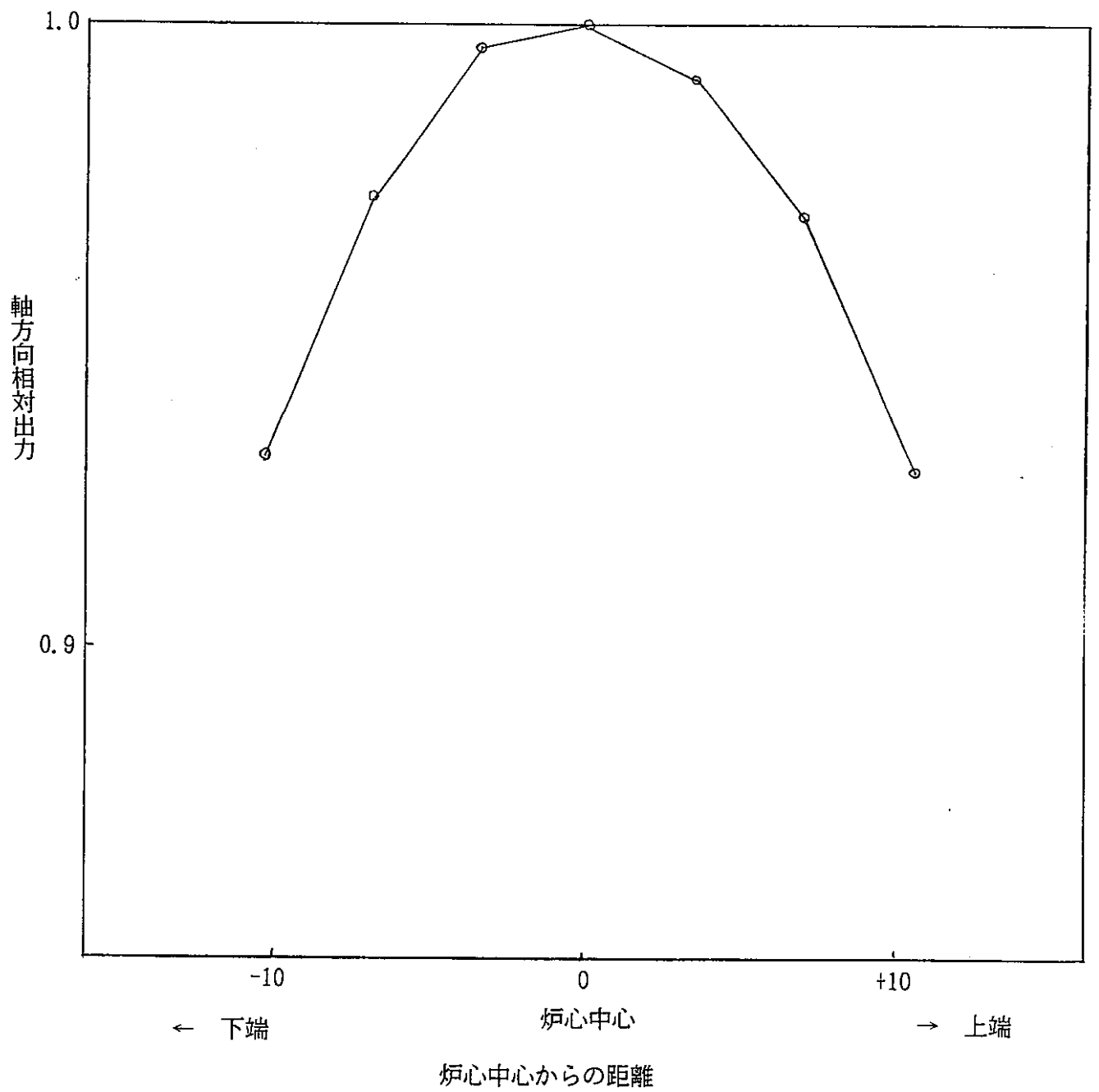


図2.1-3 高線出力試験用要素の軸方向出力分布

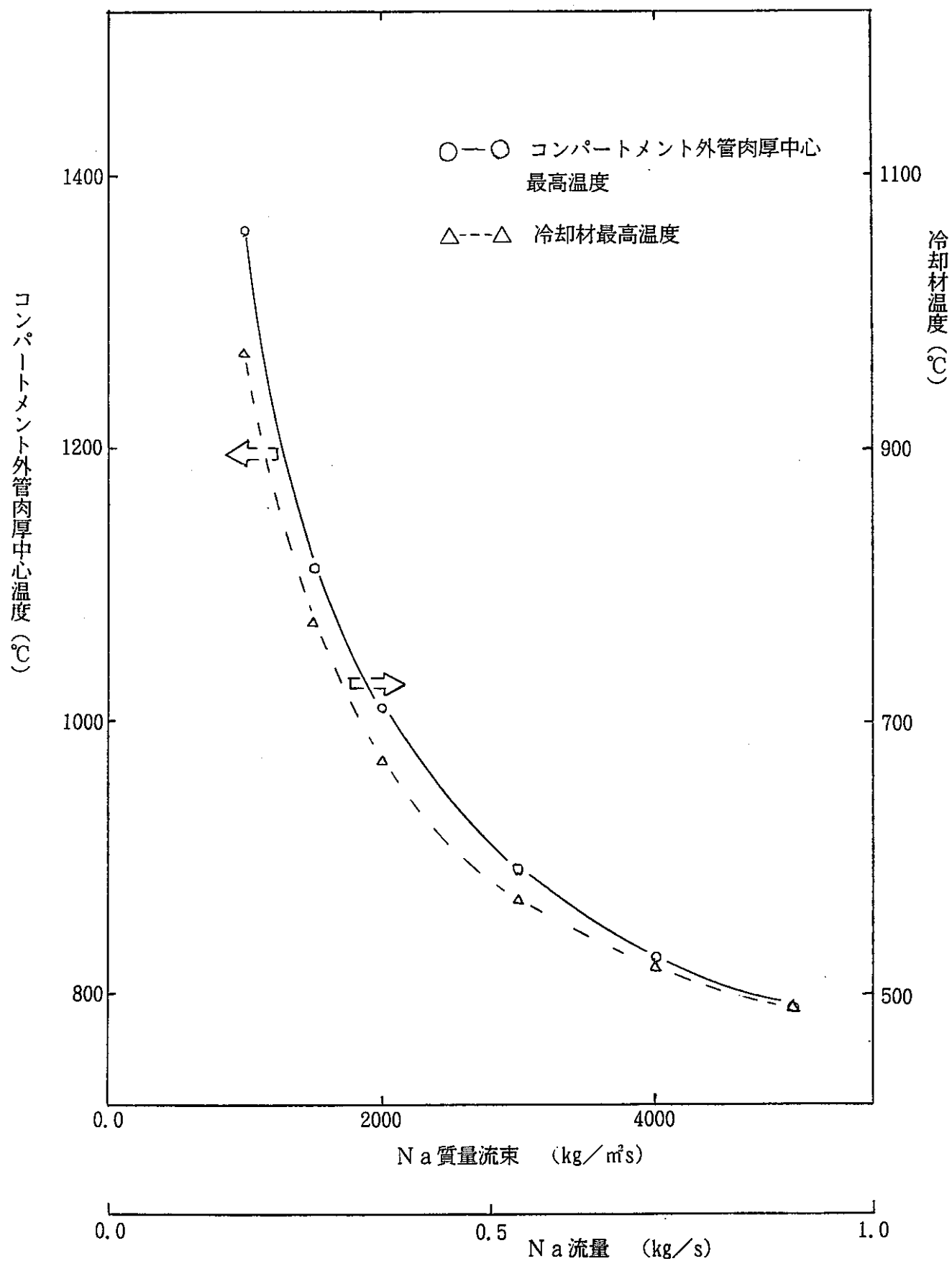


図2.1-4 コンパートメント外管・冷却材温度 (理論密度比0.87)

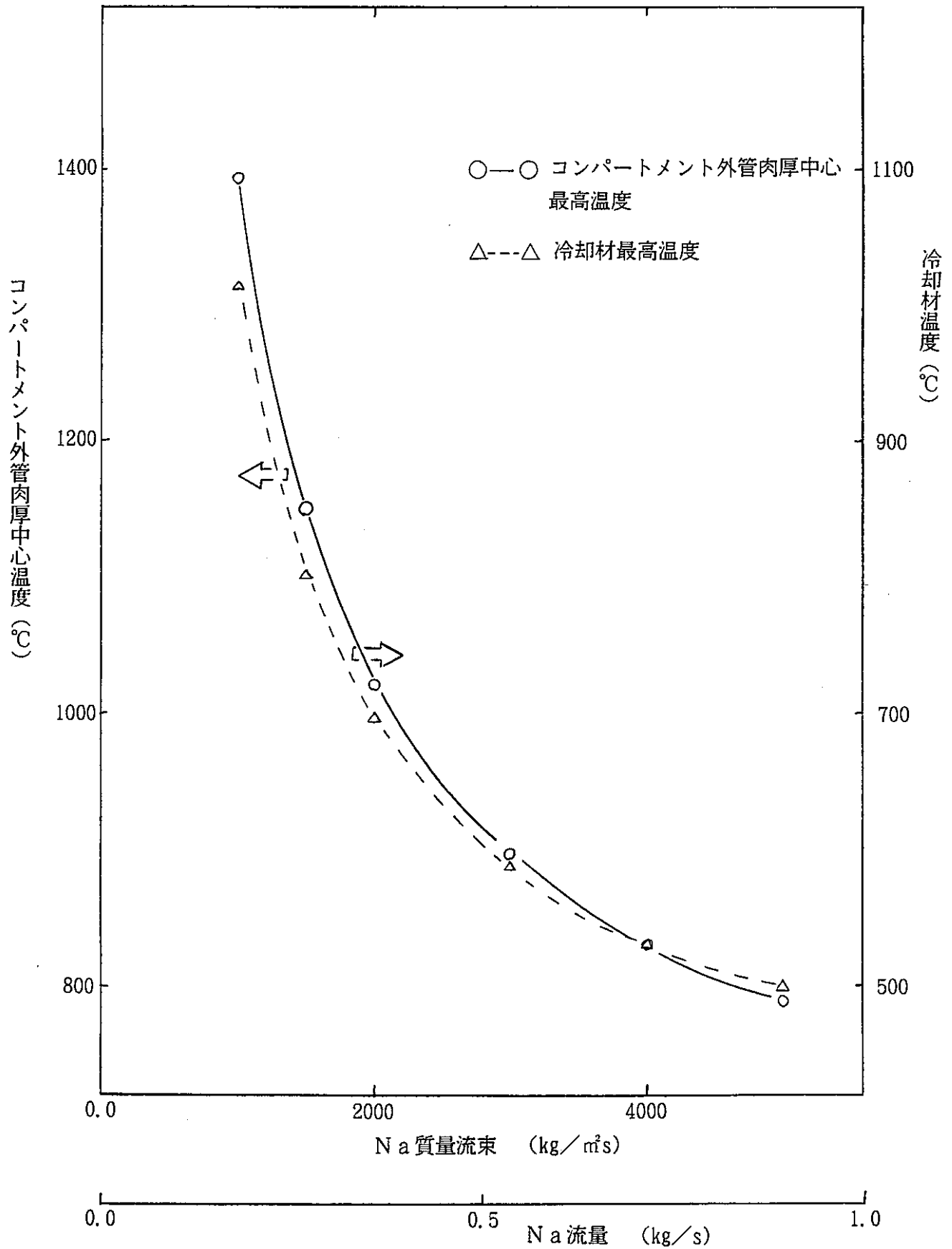


図2.1-5 コンパートメント外管・冷却材温度 (理論密度比0.95)

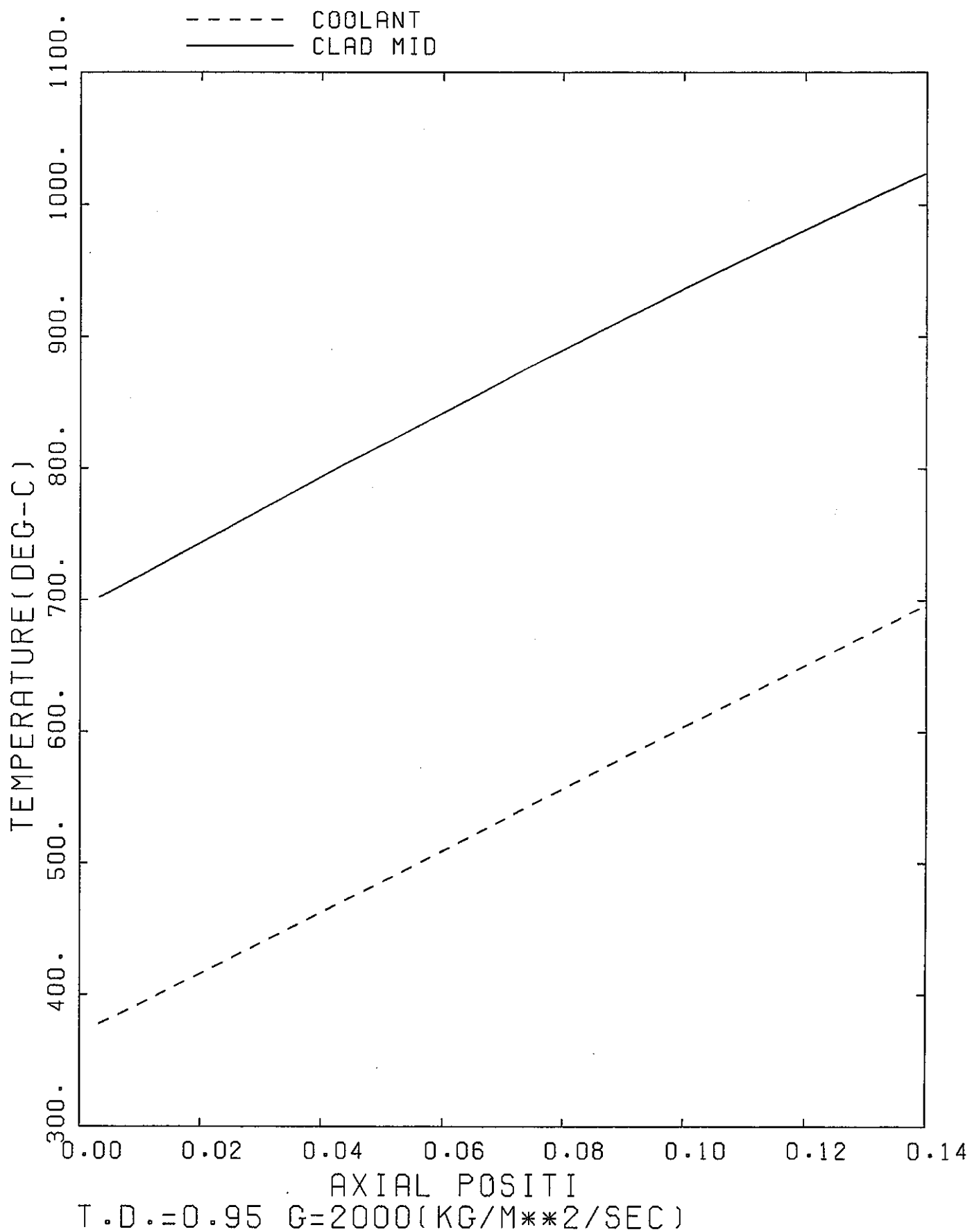
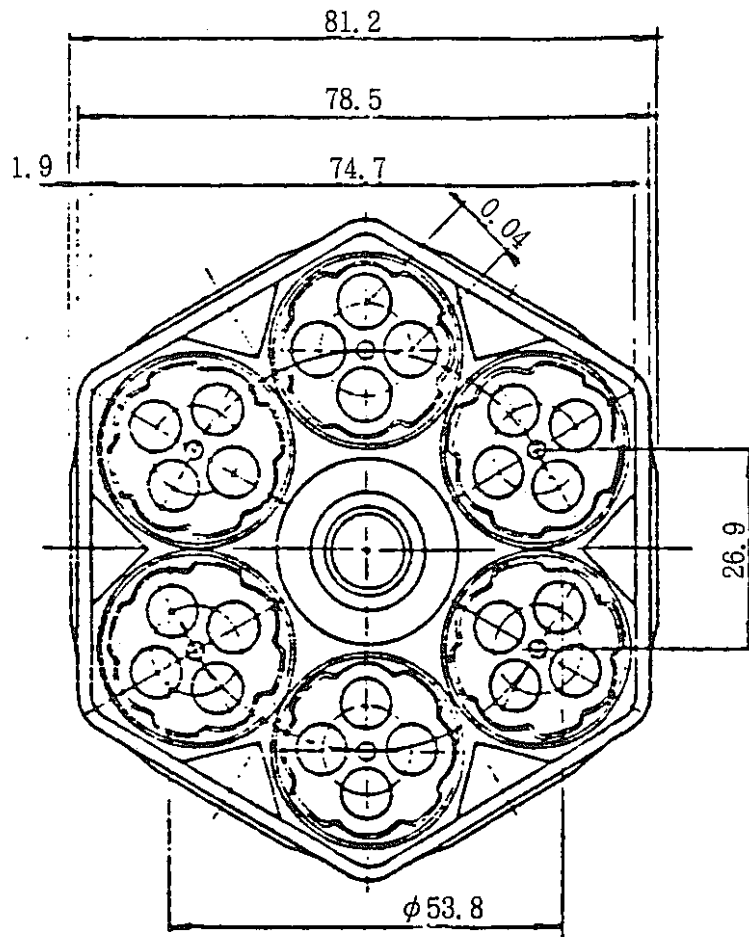


図2.1-6 コンパートメント外管肉厚中心・冷却材温度の軸方向分布



C-C 断面

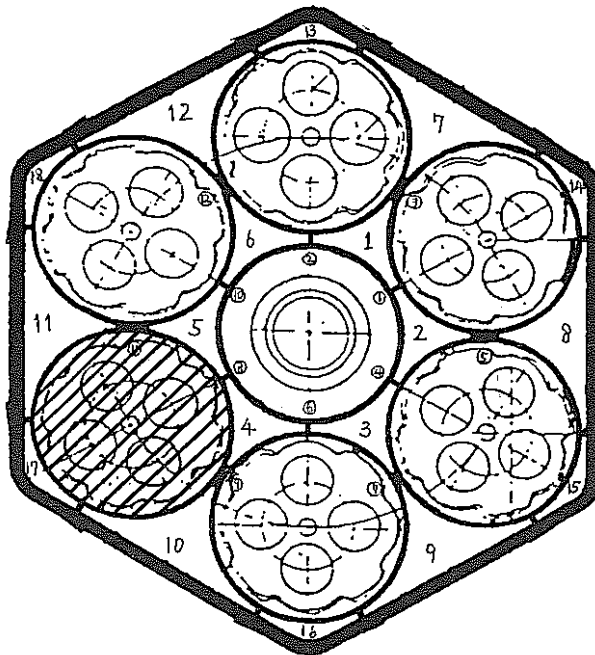
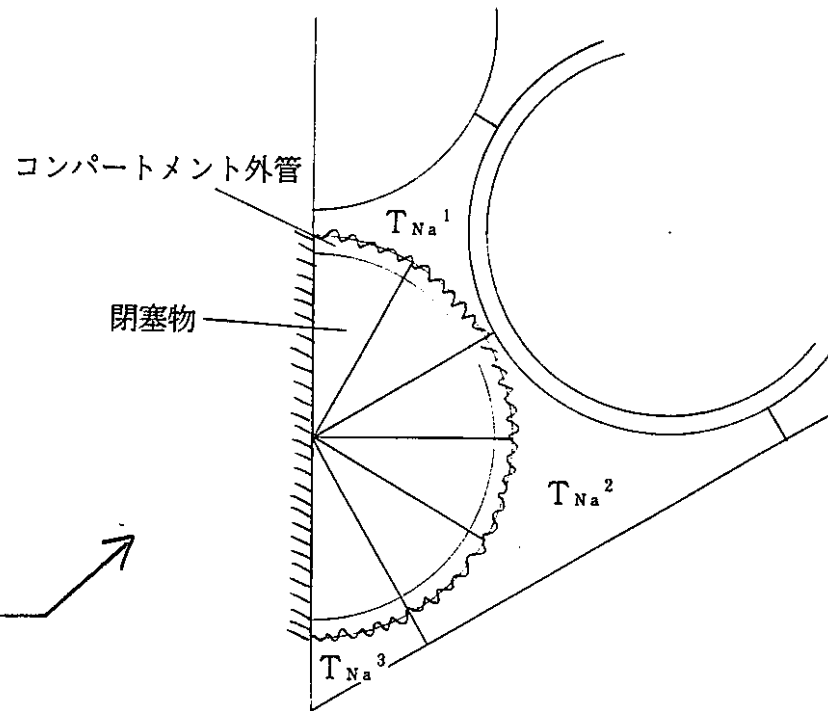
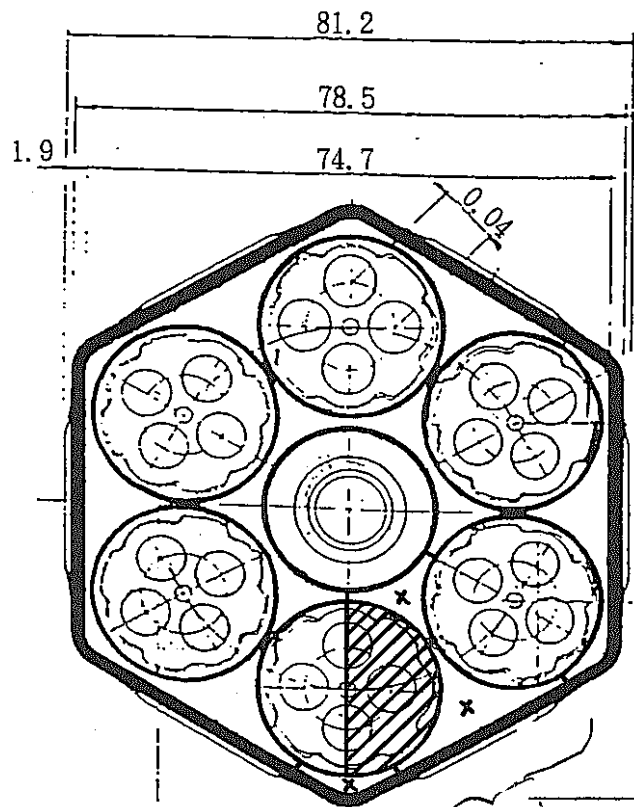
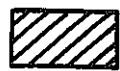


図2.1-7 サブチャンネル解析体系



 HEATIN3 解析範囲
 x 境界条件を与える s/c 位置

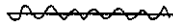
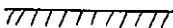
 熱伝達境界
 断熱境界 (対称境界)
 $T_{Na^1} \sim T_{Na^3}$ はサブチャンネル解析により求まる値

図2.1-8(a)コンパートメント内詳細分割モデル (径方向)

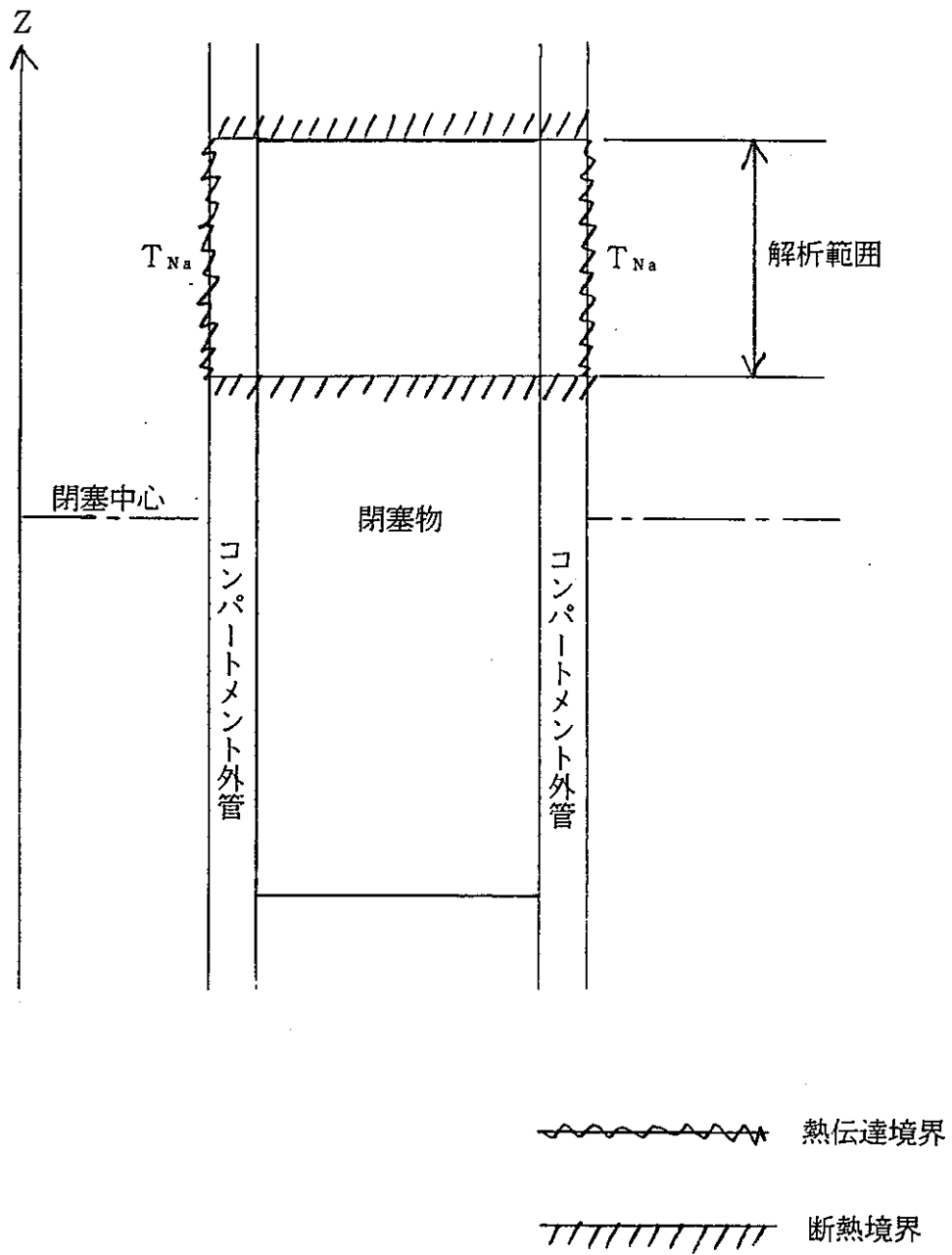
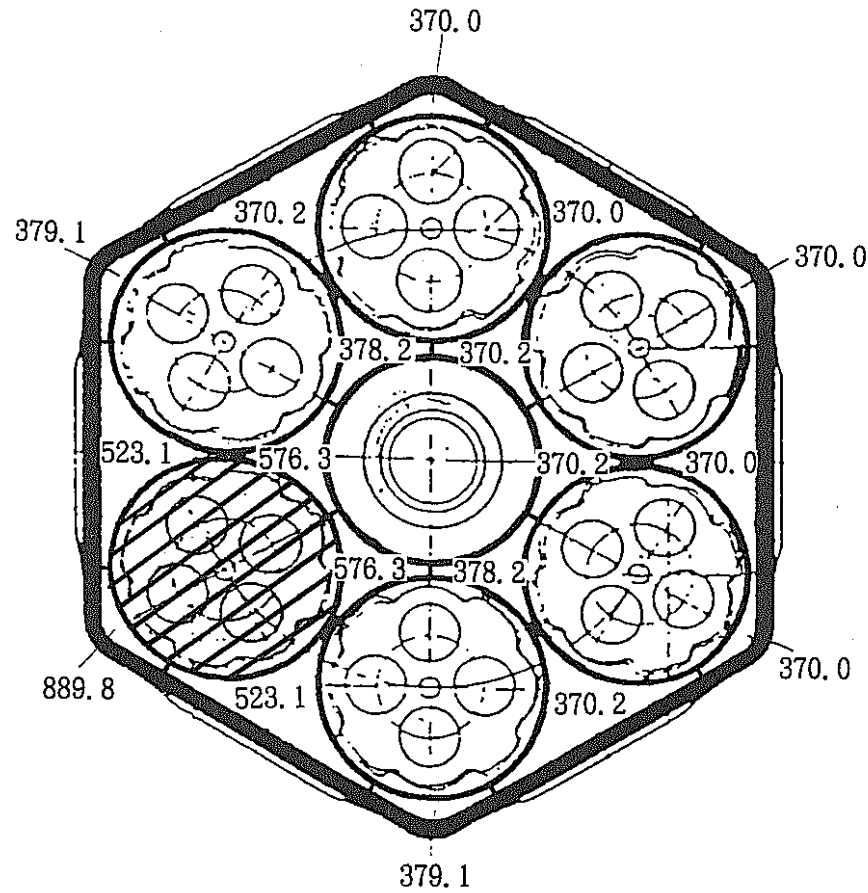
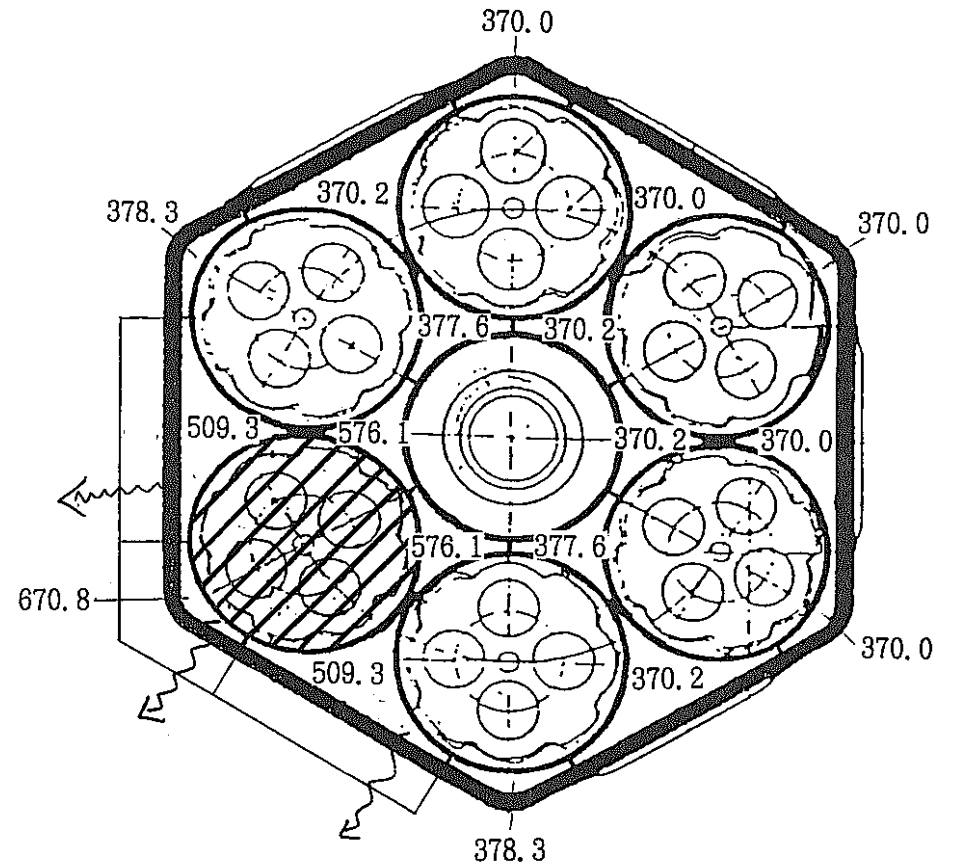


図2.1-8(b)コンパートメント内詳細分割モデル (軸方向)



(a) ラップ管外面熱移行無 (断熱)



(b) ラップ管外面熱移行有

図2.1-9 集合体内冷却材温度分布

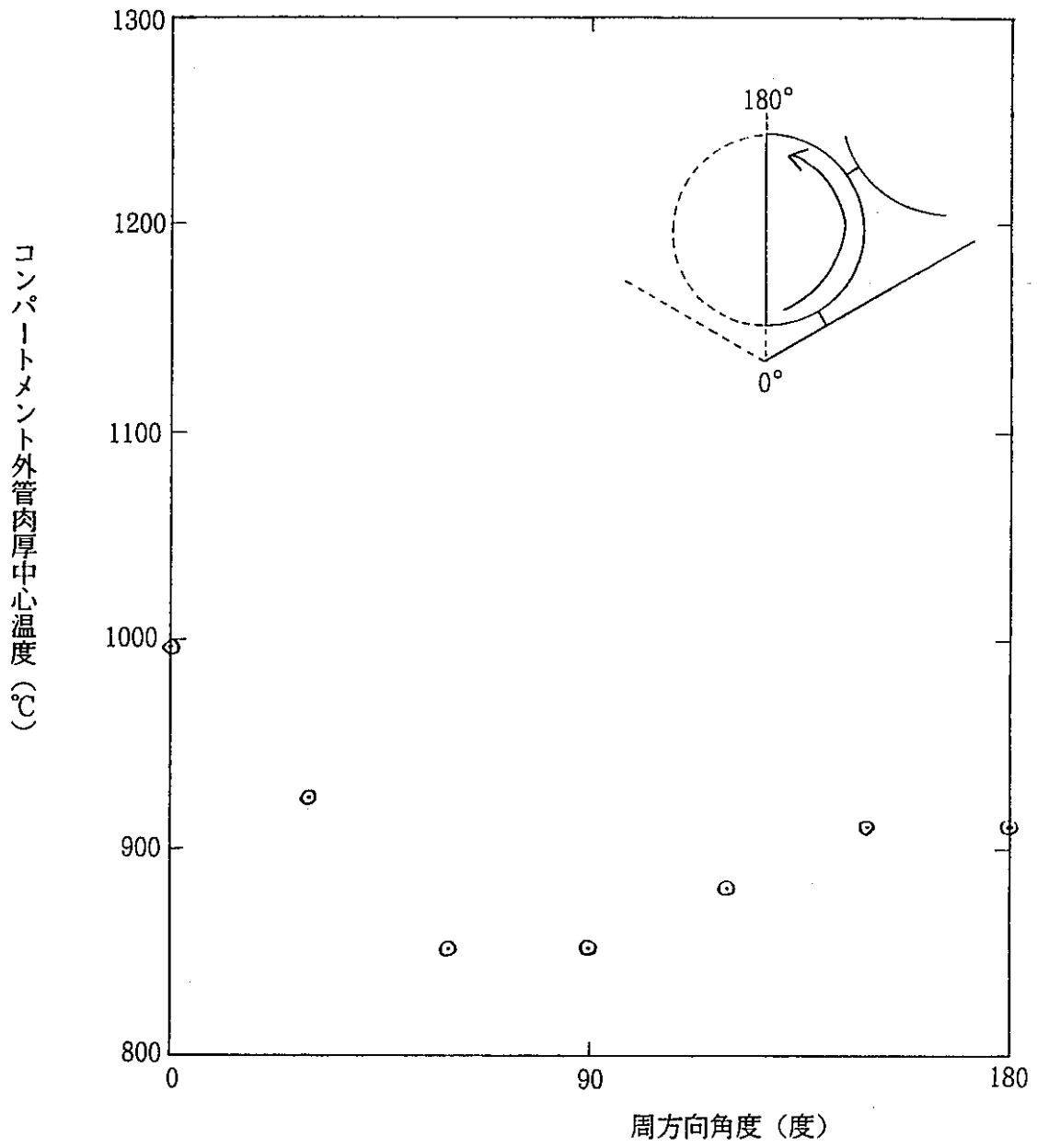


図2.1-10 コンパートメント外管周方向温度分布

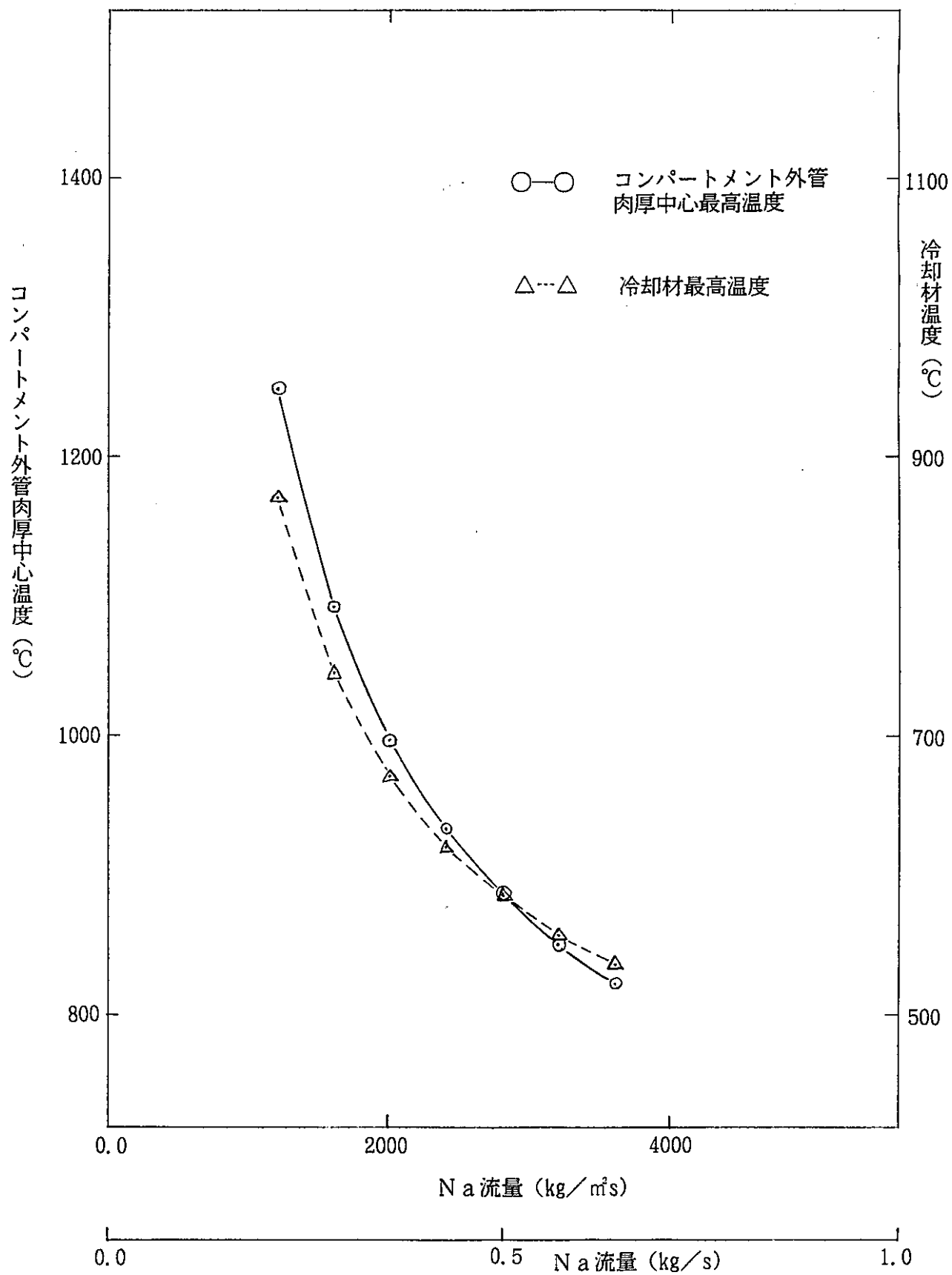


図2.1-11 コンパートメント外管・冷却材温度 (理論密度比0.95)

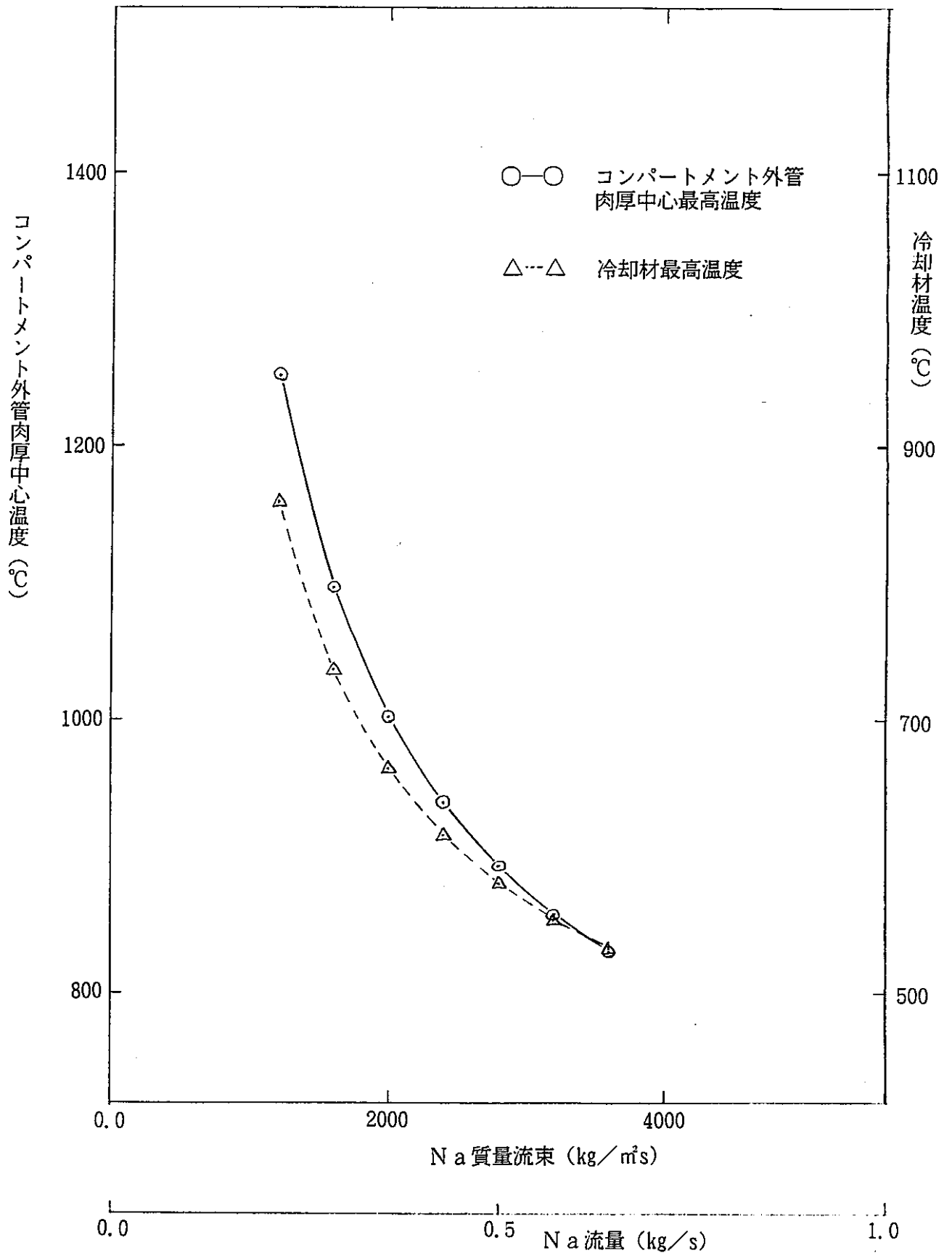


図2.1-12 コンパートメント外管・冷却材温度 (理論密度比0.87)

2.2 各閉塞率におけるコンパートメントの温度評価

試験用要素が破損したコンパートメント内で試料燃料全量が仮想的にコンパートメント外管全断面にわたって閉塞したとする。この時、閉塞率をパラメータとしてコンパートメント外管・冷却材Na温度を計算する。

2.2.1 解析条件

2.2.1.1 閉塞物内のNaによる冷却を考慮しない場合

- (1) 解析モデル図を図2.2-1 に示す。閉塞率はパラメータとし、50%、70%、90% の3 ケースを考える。また、試料の最大線出力密度が最大となる仕様（理論密度比0.87）及び閉塞物の全発熱量が最大となる仕様（理論密度比0.95）の2通りを考える。従って、閉塞長さは、閉塞率100%の値から以下のようになる（閉塞率100%の長さを閉塞率で割る）。

閉塞率	50%	70%	90%	100%
理論密度比0.87	26.3	18.8	14.6	13.1 (cm)
理論密度比0.95	28.7	20.5	15.9	14.3 (cm)

- (2) 閉塞試料燃料の出力密度は、閉塞率100%の値から以下のようになる（閉塞率100%の出力密度に閉塞率を掛ける）。

閉塞率	50%	70%	90%	100%
理論密度比0.87	1090	1530	1970	2190 (W/ cm ²)
理論密度比0.95	1060	1480	1910	2120 (W/ cm ²)

- (3) コンパートメント外管の外径は25.2mm、肉厚は0.6mm である。閉塞試料燃料とコンパートメント外管との間にはギャップは無く、接触熱抵抗も安全側に無視する。

- (4) コンパートメント外側を流れるNa入り口温度は370℃とする。流量は2.1.1節で得られた、判断基準（コンパートメント外管肉厚中心最高温度が1000℃以下）を満足する以下の流量とする。

理論密度比0.87 2100(kg/m²/sec)

理論密度比0.95 2200(kg/m²/sec)

すなわち、以下の評価においては理論密度比0.87のケース1と理論密度比0.95のケース2とでは、外側を流れるNa流量が相違している。

- (5) 軸高さ方向の出力分布は、図2.2-2の出力分布データをもとに、閉塞物中心が炉心中心に一致するように求める。図2.2-3に炉心中心付近の軸方向出力分布を示す。各メッシュの出力は、図2.2-3のデータの位置座標から位置の線形補間して求める。

2.2.1.2 閉塞物内のNaによる冷却を考慮する場合

- (1) 閉塞長さは、前記の2.2.1.1の(1)と同じである。
- (2) 閉塞物内のNaの流れを閉塞物中心に集める。解析モデル図を図2.2-4に示す。このモデルは、コンパートメントの温度評価上保守的な想定である。なぜなら、コンパートメントから見て、平均的に一番遠いところを閉塞物内Naを流しているからである。実際は閉塞物内をNaは、ほぼ均等に流れ、従って、コンパートメントへの熱流束も本モデルよりも小さくなるものと考えられる。以上の想定により、閉塞物とNaとは評価上分離されるので、閉塞試料燃料の出力密度は、閉塞率に係わらず閉塞率100%の値となる。
- (3) 閉塞物内のNaの流路は断面積がコンパートメント内断面積×(1-閉塞率)に等しい円管とする。
- (4) Na入り口温度はコンパートメント内外とも370℃とする。コンパートメント外側を流れるNa流量は2.2.1.1の(4)と同じである。

2.2.2 解析方法

2.2.2.1閉塞物内のNaによる冷却を考慮しない場合

- (1) HARHO-IN相当の円筒燃料ピン熱伝導解析コードを使用する。
- (2) 燃料中の温度差が大きいと考えられる事により、試料半径方向のメッシュ分割数は81個とする。また、軸方向の分割数は閉塞物長さにより変化するが、1メッシュの長さが1cm程度とする。
- (3) 解析は定常計算で実施する。

2.2.2.2閉塞物内のNaによる冷却を考慮する場合

(1) 全チャンネル閉塞時の閉塞物内を流れるNa流量評価方法

- (a) 健全コンパートメントの流路圧力損失は、前年度のCOBRA-4Iの解析結果0.33kg / cm³を使用する¹⁾
- (b) 微粒子から成る閉塞物内を流れるNaの圧力損失は、以下のErgun の式で求める²⁾

$$\begin{aligned} dP/dZ = & 1.75 (1-\varepsilon) \rho v^2 / (D \varepsilon^3) \\ & + 150 (1-\varepsilon)^2 \mu v / (D^2 \varepsilon^3) \end{aligned}$$

ここで、 dP/dZ : 単位長さ当たりの圧力損失

ε : 閉塞物のポロシチイ = (1 - 閉塞率)

ρ : Na 密度

μ : Na 粘性係数

D : 閉塞物の微粒子の平均粒径

v : 実際のデブリ内Na流速にポシチイをかけたもの

$$= W / (A * \varepsilon * \rho) * \varepsilon = W / (A * \rho)$$

W : 事故コンパートメント内のNa流量

A : コンパートメント外管内断面積

- (c) 各6本のコンパートメントの出入り口の圧力差が等しいことにより^{*}、健全コンパートメント流路圧力損失を ΔP_0 、閉塞物の圧力損失を ΔP_d とすると、

$$\Delta P_0 = \Delta P_d$$

となる。上式より閉塞を生じたコンパートメントの流量をWAを評価する。

(2) 閉塞物内を流れるNaによる冷却を考慮したコンパートメント外管温度評価方法

- (a) 図2.2-4のモデル図に示すように、基本的には前記の2.2.2.1のHARHO-IN相当の円筒燃料ピン熱伝導解析コードで評価するが、中心を流れるNaによる閉塞物からの熱伝達のモデルを追加した。
- (b) 閉塞物内を流れるNaとの熱伝達係数は、リヨンの式で評価する。
- (c) 閉塞物内を流れるNa流量は2.2.2.2(2)に記載のの評価手法より求める。閉塞率が大きく、閉塞物内のNa温度上昇が大きくて、途中でNa温度がNa沸点(約910℃)を超えたなら、その位置から上は図2.2-4の上のモデル、すなわち、2.2.2.1で述べた閉塞物内Naの冷却を考慮しないものとする。さらに、その位置でのコンパートメント外側Na温度を、切り変えた手法のNa入口温度として、温度評価の連続性を保つ。

(*) すなわち、コンパートメント入口部のオリフィス部圧力損失は、事故及び健全に関わらず、各コンパートメントについて等しいと考えている。

2.2.3解析結果

2.2.3.1閉塞物内のNaによる冷却を考慮しない場合

- (1) 図2.2-5 に理論密度比0.87の時の解析結果を、図2.2-6 に理論密度比0.95の時の解析結果を示す。図は、閉塞物の閉塞率を横軸にパラメータとし、各閉塞率でのコンパートメント外管内表面・肉厚中心及び冷却材Naの最高温度（閉塞部上端位置）をプロットしたものである。
- (2) コンパートメント外側の冷却材最高温度は約660℃で閉塞率に係わらず殆ど一定である。この理由は、以下の通りである。閉塞部上端位置での冷却材温度 T_{NA} は次式で評価される。

$$T_{NA} = T_{in} + q L F_z / (W \cdot C_{PI})$$

ここで、線出力 q 、閉塞長さ L は、それぞれ閉塞率 x から、

$$q = q_{100} * x, \quad L = L_{100} / x$$

となり、閉塞物全発熱量 $q L F_z$ は閉塞率 x に係わらず一定となるためである。

ここで、 q ：線出力

W ：冷却材流量

T_{in} ：冷却材入口温度

L ：閉塞物長さ

F_z ：閉塞物上端での相対出力 0.969

C_{PI} ：冷却材比熱（500℃）

(3) コンパートメント外管肉厚中心温度は、閉塞率100%の時、その健全性制限温度約1000℃（これは、内表面温度が制限温度になるようなNa流量で計算しているのが当然ではあるが）から、閉塞率にほぼ比例して低下していき、閉塞率50%では約820℃と200℃程度低下する。この理由は以下の通りである。

閉塞部上端位置での外管中心温度 T_{ci} は次式で評価される。

$$T_{ci} = T_{NA} + \Delta T_{film} + \Delta T_{clad}$$

$$\Delta T_{film} = D_e \cdot q \cdot F_z / (\lambda_{NA} \cdot Nu \cdot \pi d_{co})$$

$$\Delta T_{clad} = \ln(d_{co}/d_{ci}) \cdot q \cdot F_z / (2\pi\lambda_{cl})$$

D_e : 水力等価直径

d_{co} : コンパートメント外管外径

λ_{NA} : 冷却材熱伝導率

Nu : ヌッセルト数 $(7 + 0.025 (Re \cdot Pr)^{0.8})$

$$= Re \cdot Pr = G \cdot D_e \cdot C_{P2} / \lambda_{NA}$$

C_{P2} : 冷却材比熱 (700℃)

G : Na質量流束

λ_{cl} : 外管熱伝導率

d_{ci} : コンパートメント外管肉厚中心径

上式の中で、閉塞率に依存するのは q （線出力）のみであり、さらに、線出力は閉塞率に反比例するため、温度上昇 ΔT も閉塞率に反比例するためである。

(4) コンパートメント外管内表面温度も、(3)と同様に閉塞率100%の時の温度から、閉塞率にほぼ比例して低下していき、閉塞率50%では約250℃程度低下する。

2.2.3.2閉塞物内のNaによる冷却を考慮

- (1) 図2.2-7 に閉塞率と閉塞物内を流れるNa流量（健全コンパートメントNa流量に対する相対比）の関係の解析結果を示す。図から分かるように、全流路断面にわたる閉塞の場合、閉塞によるNa流量の減少は大きい。たとえば、閉塞率70% の時には、閉塞物内を流れるNaの流量は試験時の約10% 程度でしかない。なお、本結果はケース1,2 に関わらず殆ど同じである。
- (2) 図2.2-7 の閉塞内Na流量を入力とし、図2.2-4 のモデルでコンパートメント外管、外を流れるNa温度の計算結果としてケース1 の場合を表2.2-1 と図2.2-8 に、ケース2 の場合を表2.2-2 と図2.2-9 にそれぞれ纏めた。表2.2-1,2 より、閉塞物内のNa温度は、閉塞率が大きくなるにつれ、温度は高くなり50% では沸騰しないが、70% で閉塞物の高さ方向で約半分の位置で、さらに、90% では閉塞物の下面からほんの2cm 入った位置で、温度は沸点(910℃) に達した。従って、閉塞物内のNaによる冷却効果は図2.2-8,9 に示されるように、閉塞率が大きくなるにつれ急速に小さくなっていく。
- (3) 閉塞物内のNaによる冷却を考慮する場合と考慮しない場合とを比較しながら、レファレンスとしての閉塞率70% の結果を纏めると以下のようなになる。

○コンパートメント外管肉厚中心最高温度

閉塞物内Naによる冷却を考慮しないと、コンパートメント外管肉厚中心温度は約890℃で、判断基準約1000℃は満足するが、申請書添付書類に記載の特燃被覆管肉厚中心の判断基準温度約890℃は満足するか否かは難しい。閉塞物内Naによる冷却を考慮すると、約820℃となり、申請書記載の特燃の判断基準温度約890℃は満足する。

○コンパートメント外側のNa温度

閉塞物内Naによる冷却を考慮しなくても、コンパートメント外管の外側を流れるNa最高温度は約660℃で、申請書添付書類に記載の冷却材判断基準温度約910℃を満足する。

○コンパートメント外管内表面最高温度

図表には記載されていないが、コンパートメント外管内表面最高温度は閉塞物内Naによる冷却を考慮しないと、約1000℃となり、閉塞物内Naによる冷却を考慮すると、約930℃である。外管内表面の判断基準温度として融点約1300℃とすると、閉塞物内Naによる冷却を考慮しなくても、判断基準を満足している。

○閉塞物の温度

今回の解析モデルは閉塞物内の温度評価という観点からは、簡略化されたものであり、従って以下に述べることは、かなり定性的なものになる。事故コンパートメント内のNaは閉塞物内に入ると急速にその温度は上昇して、閉塞物の下面から約11cm入った位置で沸点(910℃)を超える。従って、それより下流では閉塞物はドライアウトしていることになる。閉塞物は発熱しているので、中のNaがドライアウトしてしまえば、閉塞物の上面にあるNaによる冷却効果は期待出来るけれど、閉塞物の熔融の可能性は大きいものと考えられる。

2.2.4コンパートメント外管の熱応力と歪み

薄肉円筒の内外壁の温度差が ΔT ℃で、熱が内壁から外壁に定常的に流れている場合、周方向・軸方向熱応力の絶対値は内壁・外壁表面で最大となり、次式で与えられる。

$$\sigma = (E \alpha \Delta T) / (2 (1 - \nu))$$

ここに、

σ : 内外壁表面での周方向・軸方向応力の絶対値(kg/mm²)

E : 縦弾性係数(kg/mm²)

α : 熱膨張係数(1/℃)

ν : ポアソン比

である。

表2.2-3,4 にコンパートメント外管の温度（炉心上端位置）を示す。熱応力計算に用いる温度差 ΔT として、コンパートメント内面と肉厚中心の温度差の2倍とする。さらに、コンパートメント外管の機械的物性値として、 $E = 2.1 \times 10^4$ ， $\alpha = 18 \times 10^{-6}$ ， $\nu = 0.3$ とする。以上のデータにより計算した熱応力解析結果を表2.2-3,4 に示す。

コンパートメント外管の降伏応力をSUS316ST材の約650℃でのSYすなわち、設計降伏点約10(kg/mm²)とすると、表2.2-3,4において、全ての閉塞率について熱応力は降伏応力を越える。コンパートメント外管の材料であるステンレス鋼はいわゆる延性材であるため、降伏応力を越えた部位は塑性変形する。塑性変形によるコンパートメント外管の歪み量は内・外表面で最大となる。コンパートメント外管内温度分布を平均温度とそれからの偏差分との和と考えると、平均温度の上昇は熱応力を発生させないので、偏差の最大となる表面での温度変化は $\Delta T/2$ であり、それによる熱膨張量 ε は、

$$\varepsilon = \alpha \Delta T / 2$$

となる。コンパートメント外・内表面での塑性歪みは量はこの熱膨張量 ε に等しい。表2.2-3,4にこの歪み量を記載する。コンパートメント外管の健全性判断基準として破断歪み3%とすると、表2.2-3,4の歪み量は、この判断基準を満足している。

2.2.5まとめ

高線出力試験用集合体での試験用要素の破損事故では、熔融試料が冷却材中に放出され、冷却材流路で閉塞する可能性がある。この時、全試験要素4本中の試料全量が全て、流路中で閉塞を生じるという、非常に激しい想定の下に、事故解析評価を行った。その結果、コンパートメント外側のNaをコンパートメント1本当たり、2200(kg/m²/sec) すなわち、0.39(kg/sec)の流量で事故時に流せば、たとえ、閉塞率が100%の完全閉塞を仮定しても、コンパートメント内表面温度・肉厚中心温度及びコンパートメント外側Na温度の最高はそれぞれ、約1130℃、約980℃及び約660℃であり、それぞれ判断基準約1300℃、約1000℃及び約910℃を満足している。さらに、閉塞率70%では、それぞれ、約930℃、約820℃及び約600℃となり、コンパートメント肉厚中心最高温度は、申請書添付書類に記載の特燃被覆管肉厚中心の判断基準温度約890℃をも満足することが出来る。さらに、コンパートメント内温度勾配による熱応力は、閉塞率70%では降伏応力を越え、その内・外表面は塑性変形する。しかしながら、この場合でも、塑性歪み量は最大約0.2%程度であり、健全性判断基準の目安値約3%に比べて十分に小さい。

表2.2-1 主要な結果（ケース1：最大出力密度が最大となる場合）

閉塞率 (%)	閉塞物内のNa沸騰		閉塞物内のNa流れによる 冷却を考慮		閉塞物内のNa流れによる 冷却を無視	
	位置* (cm)	コンパートメント外側 Na温度** (°C)	コンパートメント外管肉 厚中心最高温度 (°C)	コンパートメント外側 Na最高温度 (°C)	コンパートメント外管肉 厚中心最高温度 (°C)	コンパートメント外側 Na最高温度 (°C)
50	沸騰せず	—	631	534	815	655
70	11	470	822	589	896	663
90	2	388	950	647	969	665
100	—	—	—	—	996	659

* 閉塞物下端からの位置

** 沸騰開始位置でのコンパートメント外側Na温度

表2.2-2 主要な結果（ケース2：閉塞物の全発熱量が最大となる場合）

閉塞率 (%)	閉塞物内のNa沸騰		閉塞物内のNa流れによる 冷却を考慮		閉塞物内のNa流れによる 冷却を無視	
	位置* (cm)	コンパートメント外側 Na温度** (°C)	コンパートメント外管肉 厚中心最高温度 (°C)	コンパートメント外側 Na最高温度 (°C)	コンパートメント外管肉 厚中心最高温度 (°C)	コンパートメント外側 Na最高温度 (°C)
50	沸騰せず	—	629	537	811	660
70	11	461	822	600	889	666
90	2	389	938	647	956	665
100	—	—	—	—	984	660

* 閉塞物下端からの位置

** 沸騰開始位置でのコンパートメント外側Na温度

表2.2-3 コンパートメント外管の熱応力と歪み量（ケース1：最大密度が最大となる場合）
 （出力密度2190w/cm²，コンパートメント外側Na流量2100kg/m²・s）

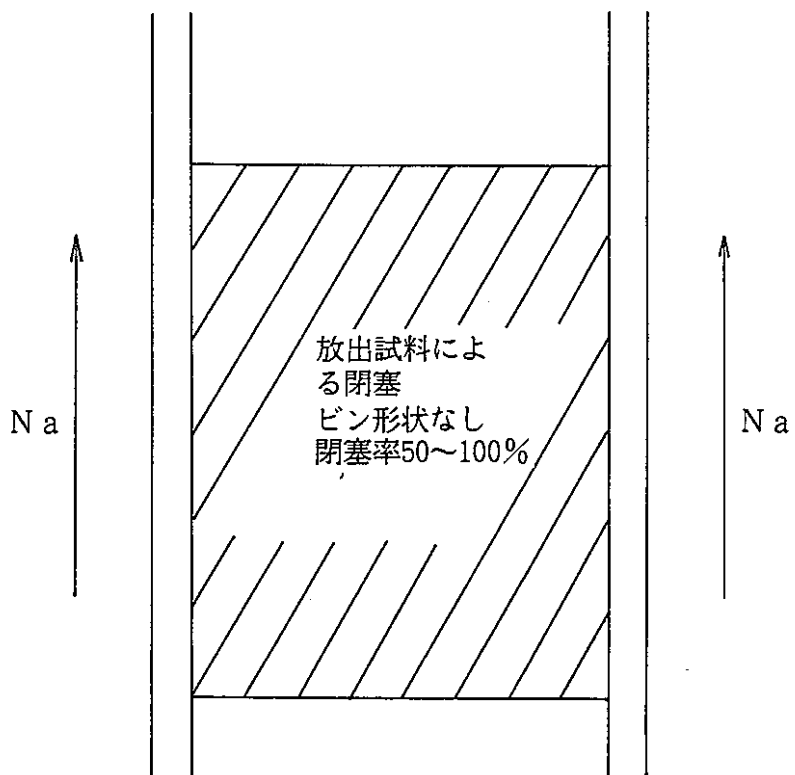
閉塞率 (%)	コンパートメント外管 内表面温度 (°C)	コンパートメント肉厚 中心温度 (°C)	温度差 ΔT^* (°C)	熱応力 σ (kg/mm ²)	塑性ひずみ ϵ (%)
50	681.0	630.6	101	27.3	0.091
70	935.1	822.0	226	61.0	0.203
90	1090.0	950.0	280	75.6	0.252

* { (コンパートメント外管内表面温度) - (コンパートメント肉厚中心温度) } × 2

表2.2-4 コンパートメント外管の熱応力と歪み量 (ケース2: 閉塞物の全発熱量が最大となる場合)
 (出力密度 2120 w/cm^2 , コンパートメント外側Na流量 $2200 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$)

閉塞率 (%)	コンパートメント外管 内表面温度 ($^{\circ}\text{C}$)	コンパートメント肉厚 中心温度 ($^{\circ}\text{C}$)	温度差 ΔT^* ($^{\circ}\text{C}$)	熱応力 σ (kg/mm^2)	塑性ひずみ ϵ (%)
50	677.7	629.3	96.8	26.1	0.087
70	930.0	821.8	216	58.3	0.194
90	1073.0	937.6	271	73.2	0.244

* $\{ (\text{コンパートメント外管内表面温度}) - (\text{コンパートメント肉厚中心温度}) \} \times 2$



コンパートメント外管

図2.2-1 解析モデル図 (閉塞物内のNa流れによる冷却を考慮しないモデル)

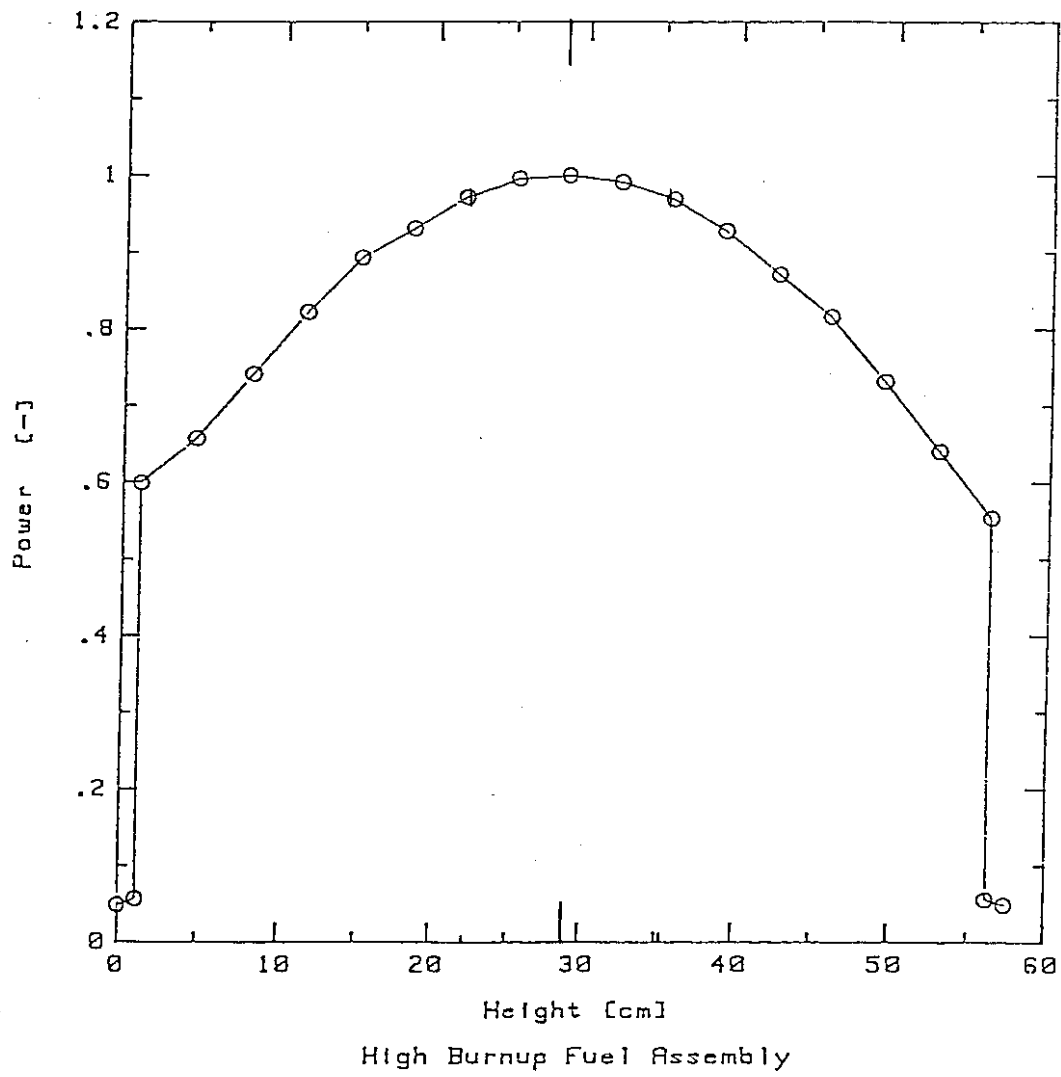


図2.2-2 高線出力試験用要素の軸方向出力分布

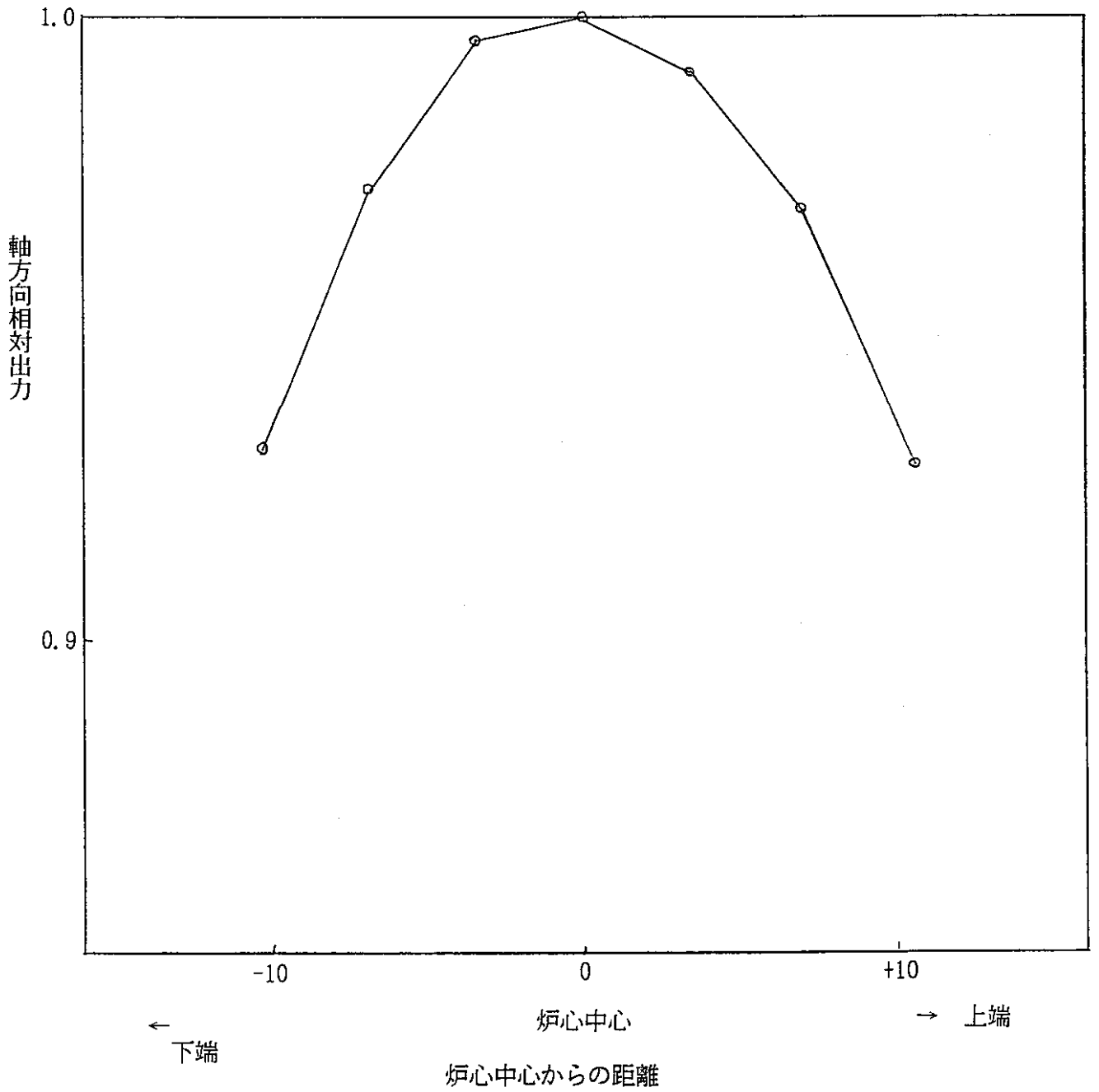
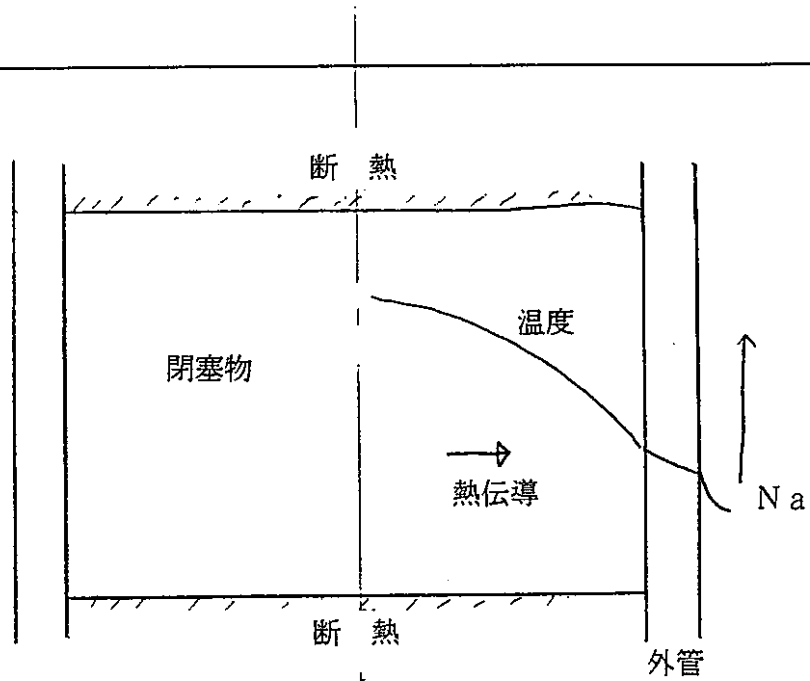
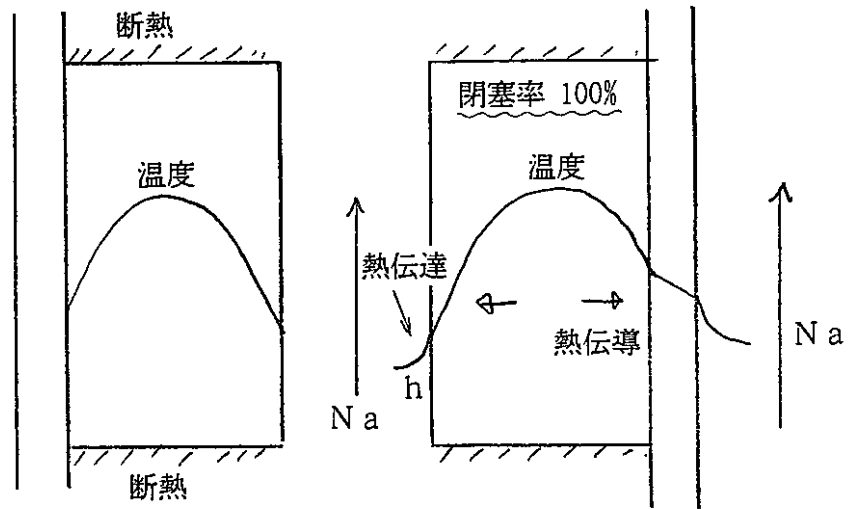


図2.2-3 高線出力試験用要素の軸方向出力分布



閉塞物内のNaの流れによる冷却を
考慮しないモデル



閉塞物内Naの流れによる
冷却を考慮したモデル

図2.2-4 閉塞物内を流れるNaによる冷却効果の評価モデル

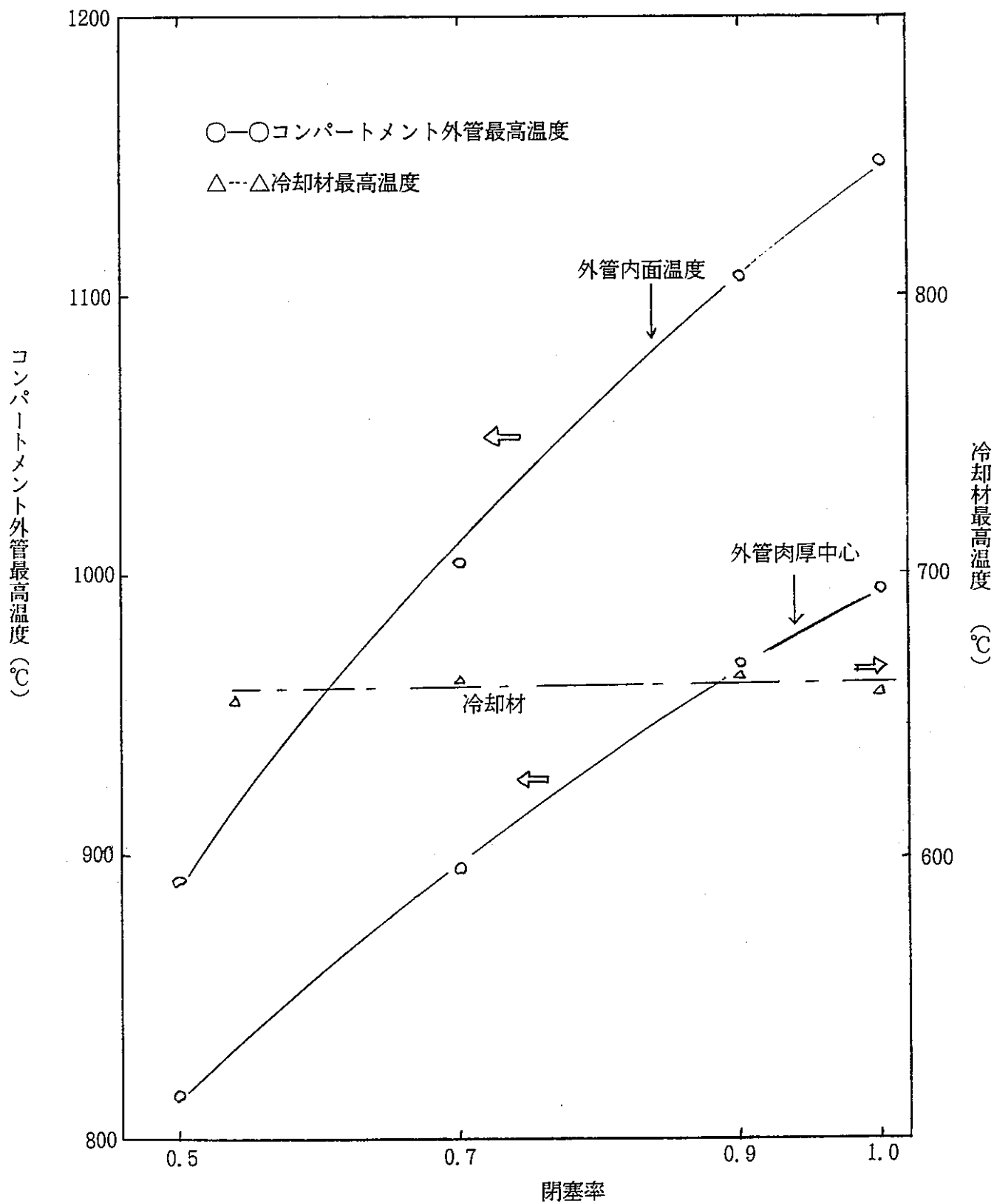


図2.2-5 コンパート外管・冷却材 最高温度 (理論密度比0.87)

Na 質量流束 $2100\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ ($0.37\text{kg}/\text{s}$)

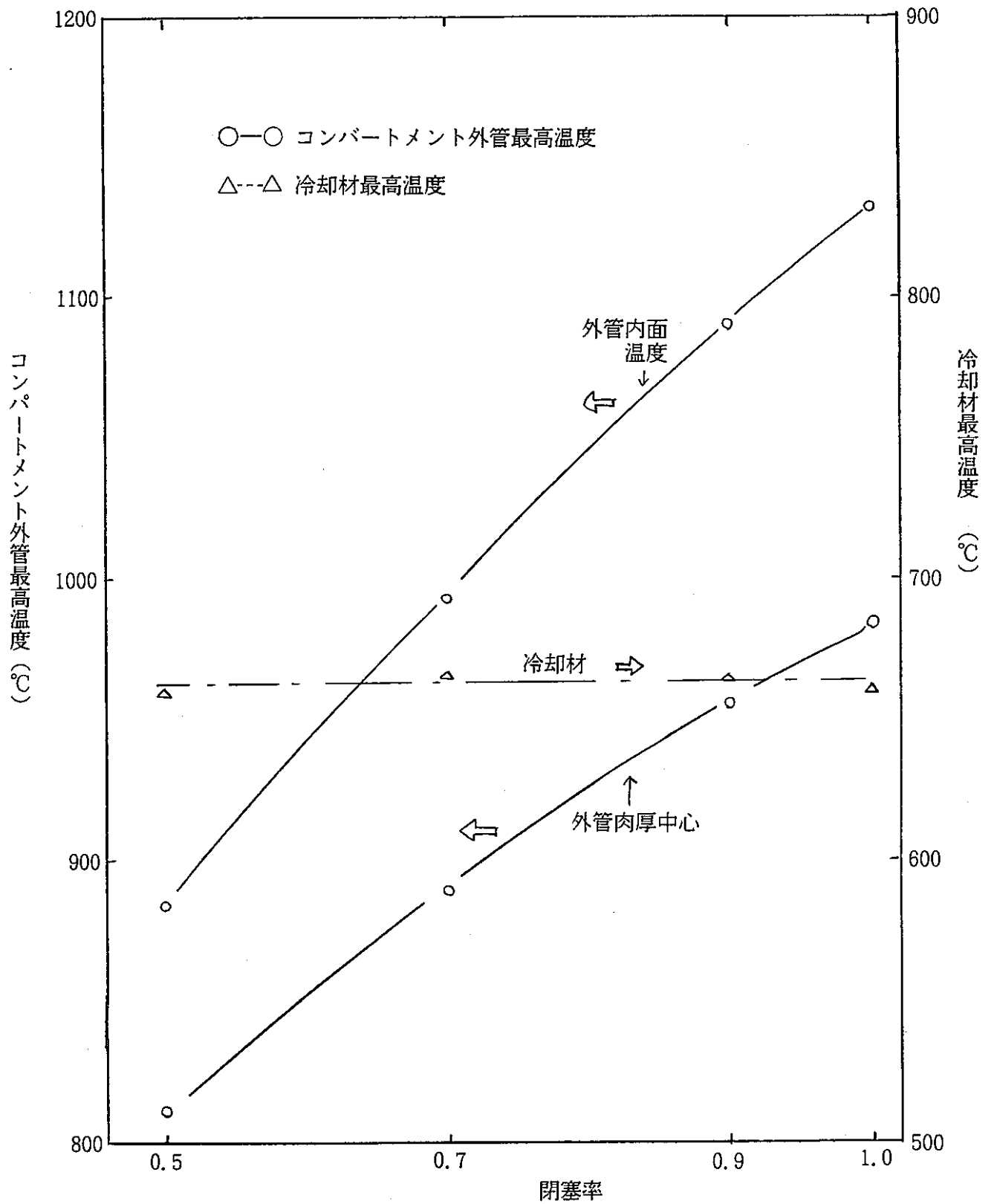


図2.2-6 コンパートメント外管・冷却材最高温度 (理論密度比0.95)

Na 質量流束 $2200\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ ($0.39\text{kg}/\text{s}$)

粒径 2mm

定格流量 360g/s (1コンパートメント当たり)

定格圧損 0.33kg/cm²(流路圧損)

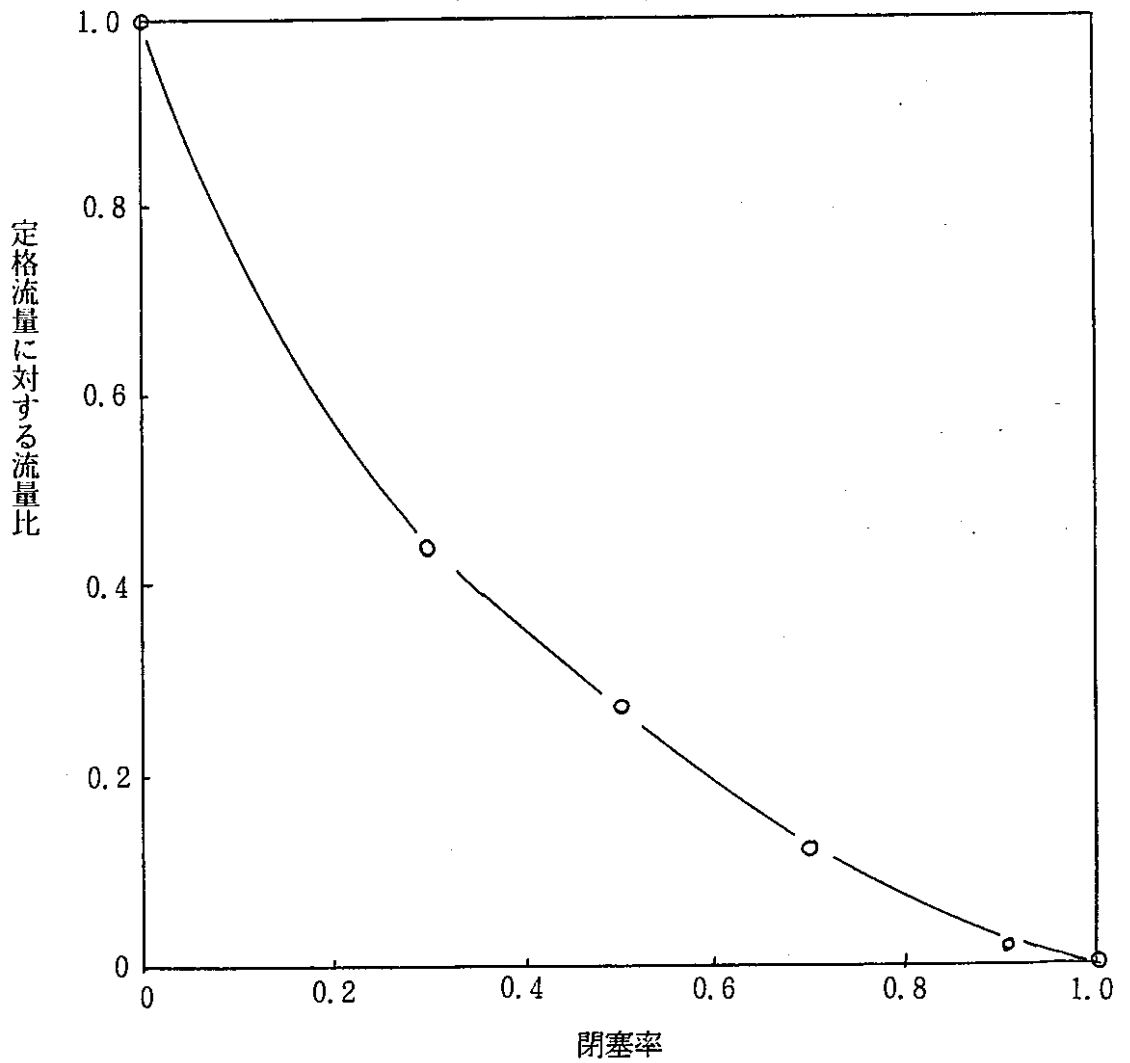


図2.2-7 各閉塞率 (閉塞長さは閉塞率に依存) における
閉塞物内Na流量 (全チャンネル閉塞)

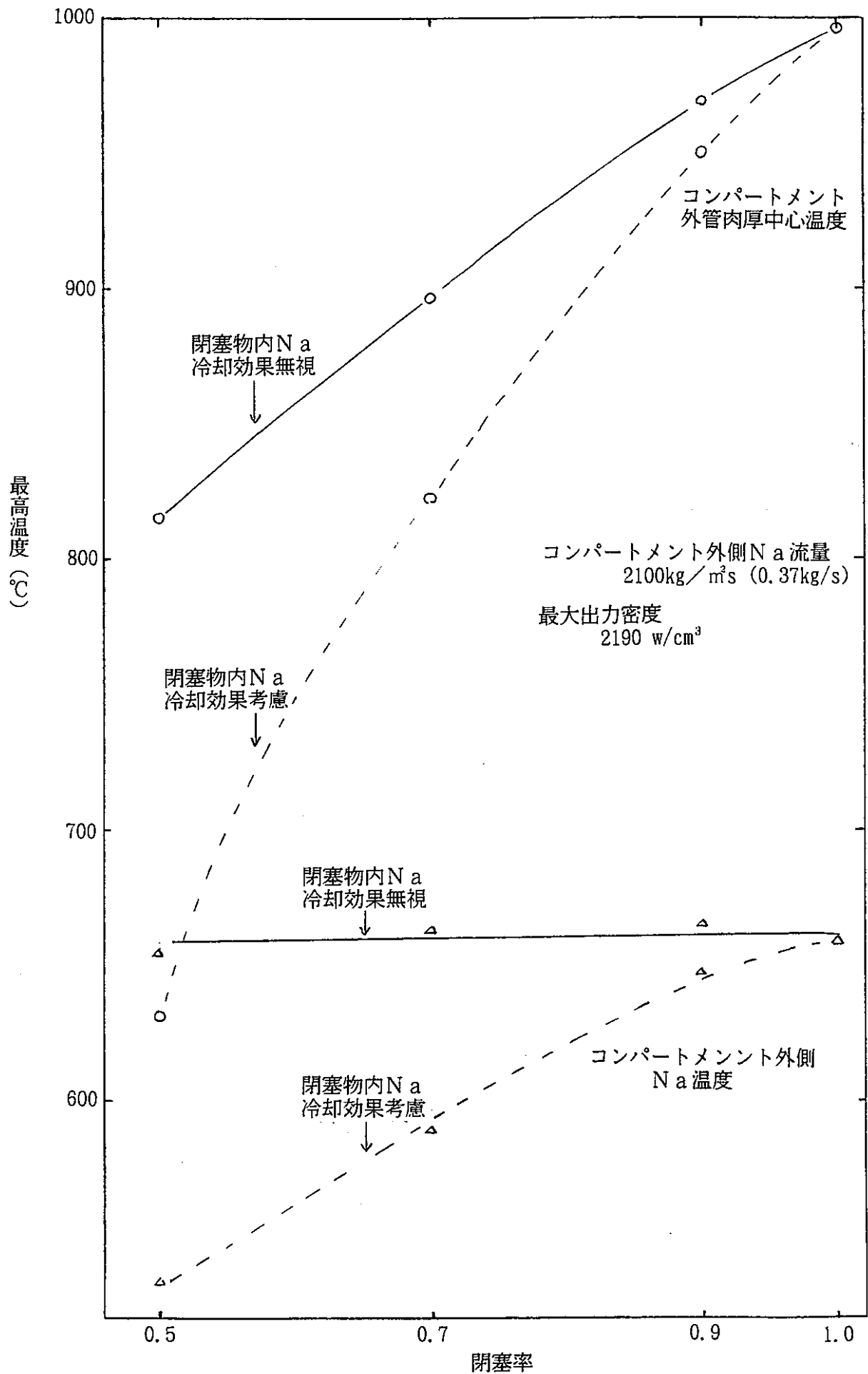


図2.2-8 コンパートメント外管肉厚中心・冷却材最高温度 (ケース1)

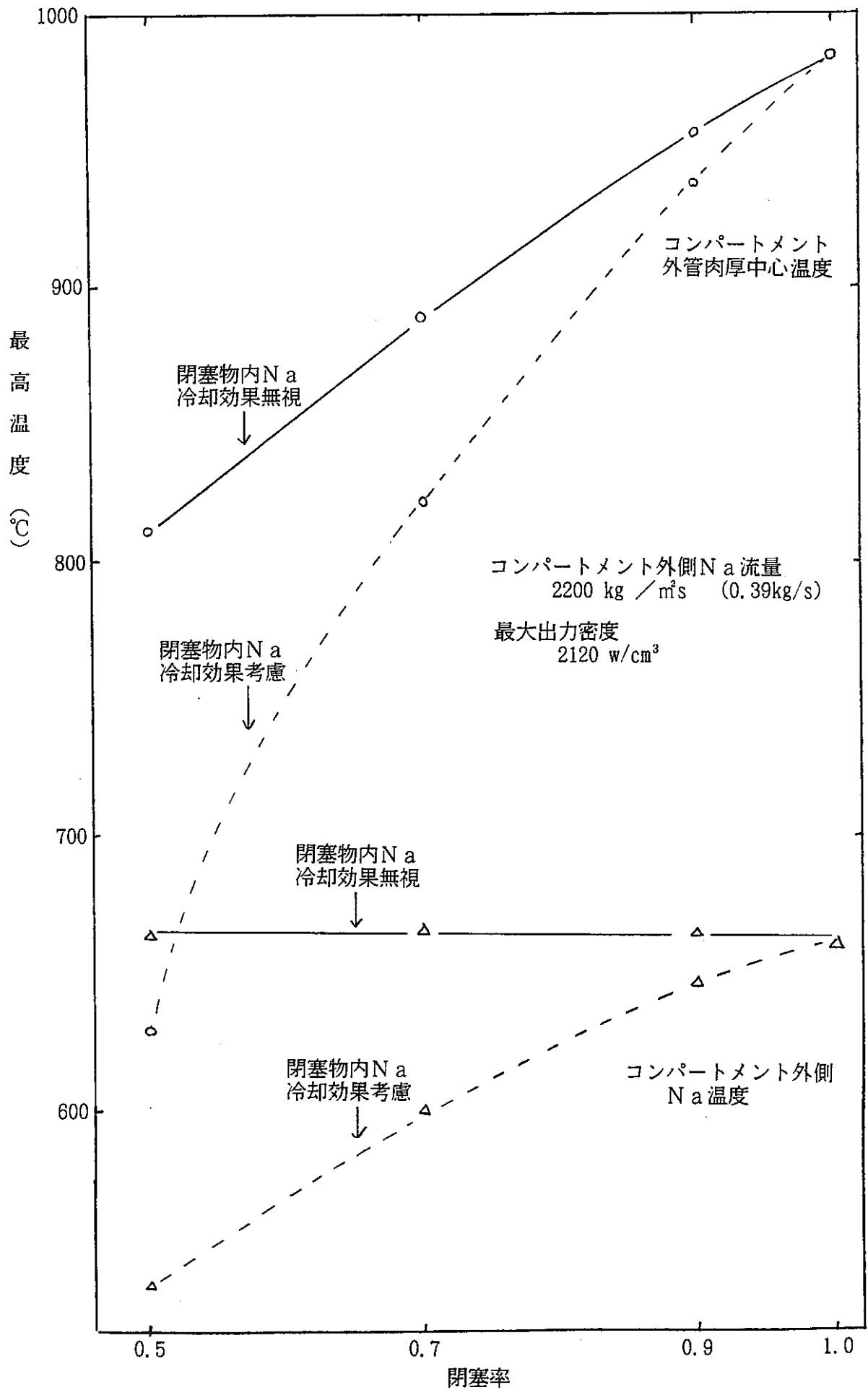


図2.2-9 コンパートメント外管肉厚中心・冷却材最高温度 (ケース2)

2.3 各閉塞位置におけるコンパートメントの温度評価

試験用要素が破損して、熔融試料が放出され、高線出力試験用集合体のコンパートメントの外管に閉塞を生じた状態で、閉塞位置をパラメータとしてコンパートメントの外管の温度を評価する。

2.3.1 解析条件

(a) 解析モデル図を図2.3-1に示す。試験用要素及びコンパートメント内管は破損するが、外形をとどめるものとしてモデル化する。

(b) 発熱閉塞物の最大出力密度は、2190及び2120(W/cm²)、閉塞位置は炉心中心及び炉心上端とする。従って、解析ケースは以下の4ケースとなる。

ケース11,12 2190(W/cm²)、ケース21,22 2120(W/cm²)

ケース11,21 炉心中心、ケース12,22 炉心上端

さらに、軸方向出力分布を図2.3-2に示す。

(c) 閉塞率は70%とする。従って、閉塞物の熱伝導度は(試料熱伝導度)*0.7+(Na熱伝導度)*0.3とする。

(d) 放出される試料量は以下の通りとする。

ケース11,12 25.4(g)、ケース21,22 25.2(g)

(e) 図2.3-1に示すように、閉塞物が接するNa温度は、(1)コンパートメント内Na温度は、COBRA-4Iの解析結果を使用する¹⁾。(2)コンパートメント外側Na温度は、2.2節における計算結果から判断して設定する。具体的なNa温度は、添付資料Aに示す。さらに、添付資料Aに示す様にコンパートメント外側での熱伝達係数は、リヨンの式で評価する。

(f) その他、主要な解析条件データは、添付資料Aに纏める。

2.3.2 解析手法

各部の温度分布は、3次元熱伝導解析コードHEATING-3³⁾で解析評価する。なお、解析は定常計算とする。

2.3.3 解析結果

閉塞物に接している、コンパートメント外管の温度分布を表2.3-1 に示す。同表から分かるように、コンパートメント外管肉厚中心温度は、閉塞物が炉心上端にある時の方が炉心中心よりも少し高くなり、約680℃である。コンパートメント外管温度の健全性判断基準として、現申請書記載の特殊燃料被覆管判断基準温度約890℃を考えると、本事故によるコンパートメント外管温度は、判断基準温度を十分に下回っている。

2.3.4 コンパートメント外管の熱応力と歪み

コンパートメント外管の熱応力は、2.1 節、2.2 節と同様に次式で計算する。

$$\sigma = (E \alpha \Delta T) / (2 (1 - \nu))$$

ここに、

σ : 内外壁表面での周方向・軸方向応力の絶対値(kg/mm²)

E : 縦弾性係数(kg/mm²)

α : 熱膨張係数(1/℃)

ν : ポアソン比

である。

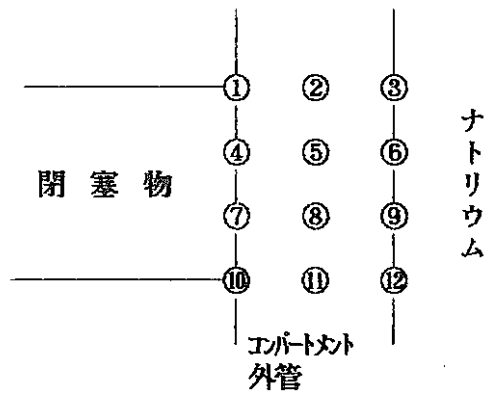
表2.3-2 にコンパートメント外管の肉厚方向の温度差の一番大きい値を纏めた。なお、閉塞物が炉心上端にあるケース2では、表2.3-1 での温度位置10,11,12の温度差が大きいですが、これは、コンパートメント内・外のNaの温度差がそのまま現れたものであり、閉塞物の影響を示したものでないと判断される。従って、温度差として、閉塞物が炉心中心にあるケース1と同じ温度位置7,8,9 から計算した。コンパートメント外管の機械的物性値として、 $E=2.1 \times 10^4$ 、 $\alpha=18 \times 10^{-6}$ 、 $\nu=0.3$ とする。以上のデータにより計算した熱応力解析結果を表2.3-2 に示す。

コンパートメント外管の降伏応力をSUS316ST材の約650℃での S_y 、すなわち設計降伏点10(kg/mm²)とすると、表2.3-2において、全ての閉塞率について熱応力は降伏応力を越える。コンパートメント外管の材料であるステンレス鋼はいわゆる延性材であるため、降伏応力を越えた部位は塑性変形する。塑性変形によるコンパートメント外管の歪み量は内・外表面で最大となる。コンパートメント外管内温度分布を平均温度とそれからの偏差分との和と考えると、平均温度の上昇は熱応力を発生させないので、偏差の最大となる表面での温度変化は $\Delta T/2$ であり、それによる熱膨張量 ε は、

$$\varepsilon = \alpha \Delta T / 2$$

となる。コンパートメント外・内表面での塑性歪みは量はこの熱膨張量 ε に等しい。表2.3-2にこの歪み量を記載する。コンパートメント外管の健全性判断基準として破断歪み3%とすると、表2.3-2の歪み量は、この判断基準を満足している。

表2.3-1 コンバートメント外管の肉厚内温度分布



	ケース1 1 出力分布 2190 W/ cm ² 閉塞物位置 中心	ケース2 1 出力分布 2120 W/ cm ² 閉塞物位置 中心	ケース1 2 出力分布 2190 W/ cm ² 閉塞物位置 上端	ケース2 2 出力分布 2120 W/ cm ² 閉塞物位置 上端
①	653.70℃	653.69℃	714.94℃	714.86℃
②	655.97℃	655.97℃	678.10℃	678.04℃
③	658.21℃	658.21℃	641.56℃	641.52℃
④	676.14℃	673.69℃	659.21℃	656.51℃
⑤	614.89℃	613.59℃	606.26℃	604.83℃
⑥	552.87℃	552.76℃	552.64℃	552.54℃
⑦	615.97℃	613.19℃	603.36℃	600.56℃
⑧	548.69℃	547.21℃	542.46℃	540.97℃
⑨	480.45℃	480.33℃	480.29℃	480.19℃
⑩	452.89℃	452.87℃	630.88℃	630.84℃
⑪	412.35℃	412.32℃	504.20℃	504.10℃
⑫	372.70℃	372.66℃	374.92℃	374.77℃

表2.3-2 コンパートメント外管の熱応力と歪み量

出力密度 (w/cm ²)	閉塞物位置	コンパートメント外管 内表面温度 (°C)	コンパートメント外管 内表面温度 (°C)	温度差 (°C)	熱応力 σ (kg/mm ²)	塑性ひずみ ϵ (%)
2190	炉心中心	616	480	136	36.7	0.122
2120	炉心中心	613	480	133	35.9	0.120
2190	炉心上端	603	480	123	33.2	0.111
2120	炉心上端	601	480	121	32.7	0.110

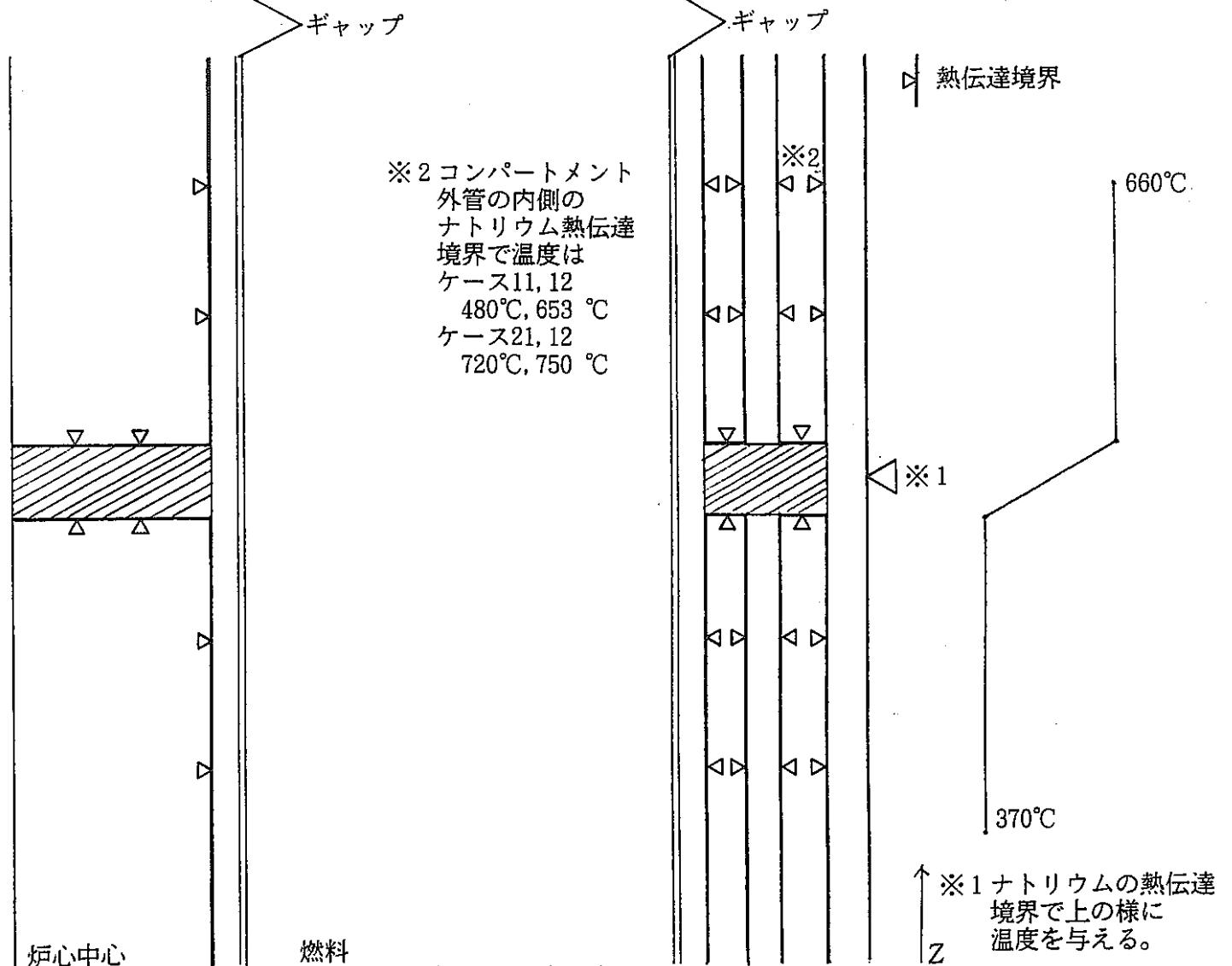
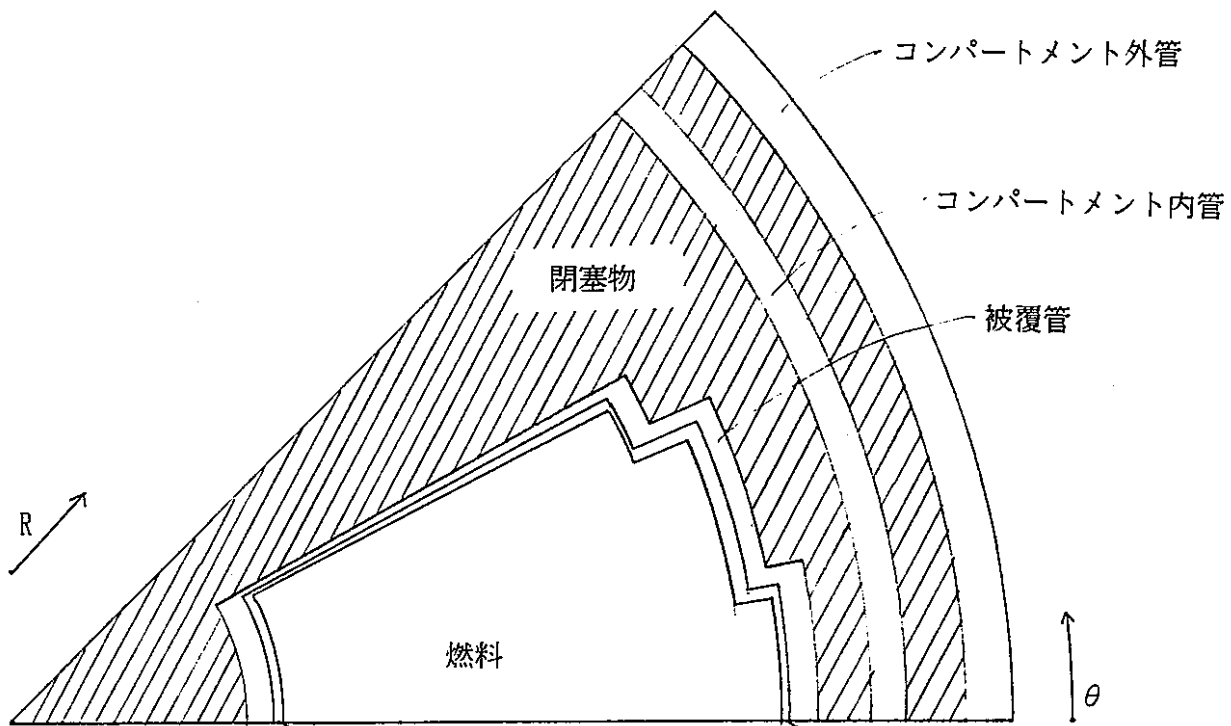


図2.3-1モデル図

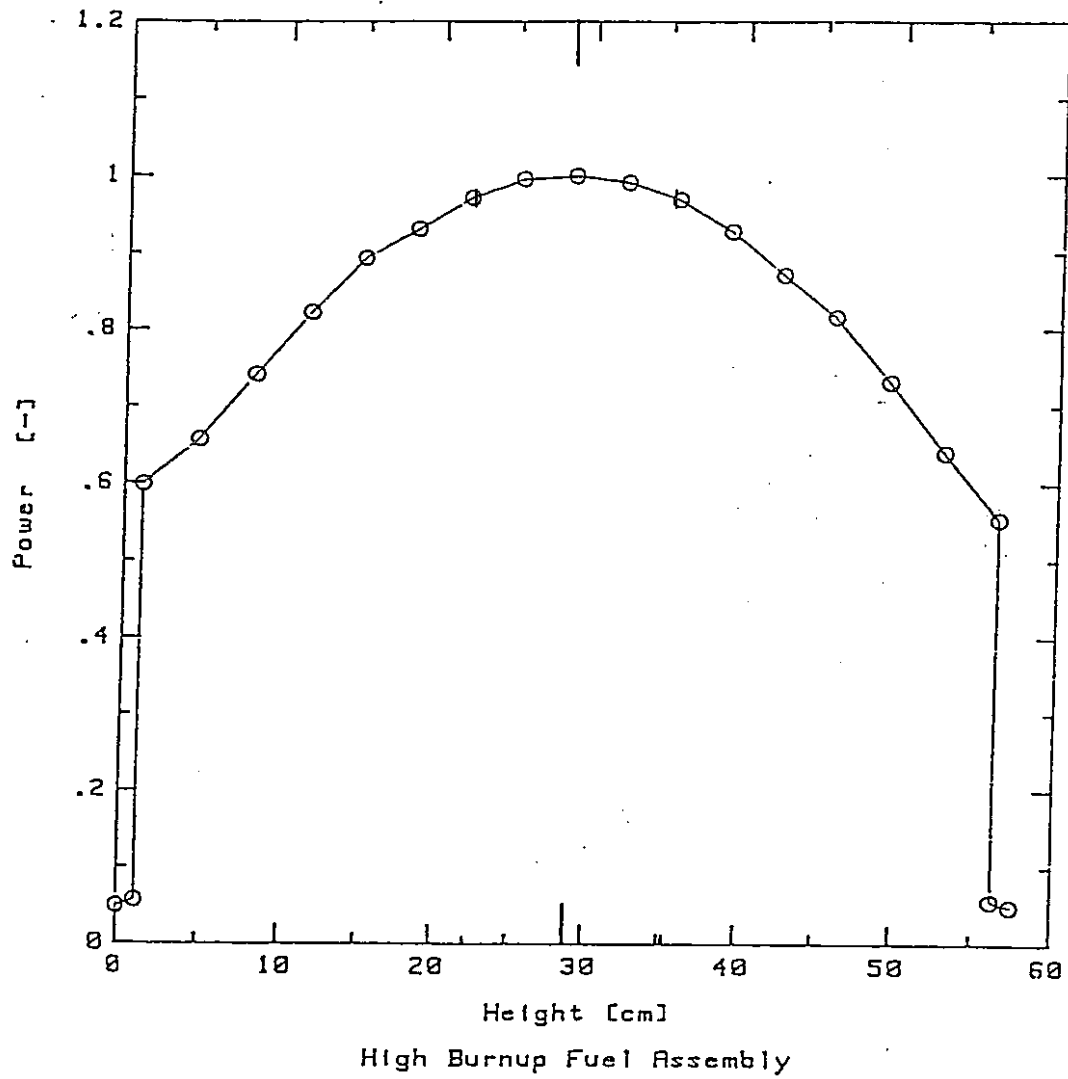


図2.3-2 高線出力試験用要素の軸方向出力分布

3.コンパートメントと熔融試料との接触の計算

試験用要素が破損して、熔融試料が放出され、直接高線出力試験用集合体のコンパートメント内管に接触したと想定する。本事象においても、コンパートメントは熔融貫通しないことを示す。

3.1 解析条件

- (1) 解析モデル図を図3-1 に示す。試験要素の破損位置は、同図に示す様にコンパートメント内管に一番近い場所とする。熔融試料は、最初にコンパートメント内管に接触し、それを熔融貫通した後外管に接触する。本解析では、両者を一体のものとし、径方向の1次元平板でモデル化する。
- (2) コンパートメント外側のみ、 $2200\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{sec})$ の流量のNaで冷却されている。他の全ての境界は温度を高め評価するために断熱境界条件とする。すなわち、コンパートメント内のNaによる冷却は無視する。
- (3) 試料の幅は図3-1 に示す様に 試験用要素の中心からコンパートメント外管内面までの距離 7mm とする。
- (4) 初期熔融試料温度は、試験時想定最大熔融割合である30% 熔融時の熔融試料温度を基に、以下の様に保守的に設定する。
 - 30% 熔融時の熔融部分の試料温度分布は、対流による温度分布平坦効果は無視した定常熱伝導分布とする。この時、液相試料の熱伝導率のデータの信頼性が少ないため、熱伝導率として固相試料の 2710°C の値を採用する。
 - ペレット内を半径方向に移動して、試験用要素の外に放出される熔融試料の温度は上記温度分布をもった熔融試料の平均温度とする。すなわち、移動中に生じるまわりのより低温な固相ペレットへの熱伝達を保守的に無視する。

○ 溶融試料の平均温度Tは、次式のように試料要素中心温度で計算出来る。

$$\begin{aligned} T &= \int_{r_m} 2 \pi r T(r) dr / (\pi r_m * r_m) \\ &= T_m + W / \lambda * (r_m * r_m) / 8 \\ &= T_m + (T_{CN} - T_m) * 0.5 \end{aligned}$$

ここに、

T_m : 試料溶融温度 (2710℃)

T_{CN} : 試料要素中心温度 (約3430℃)

W : 試料内部発熱 (W/cm^3)

r_m : 溶融半径 = $0.3 * R * R$ (cm)

R : ペレット半径 (cm)

である。

30% 溶融時の試料要素中心温度は、O/M 比 1.99, ペレット半径0.33cm, 理論密度比が0.95のケースで最高となり、約3430℃である¹⁾。上式で計算される溶融試料の平均温度Tは約3100℃となる。さらに、コンパートメント内のNaへの熱移行を保守的に無視し上記3100℃の高温のままコンパートメント内管・外管に接触するものとする。

(5) 接触の軸方向高さは、試験時試料溶融割合が一番大きく、従って最も破損し易いと考えられる炉心中心とする。コンパートメント内・外管の初期温度は、安全側(高め)に試験用要素まわりを流れるNaの炉心中心位置での温度約560℃とする。なお、コンパートメント外側を流れる冷却材Na温度も安全側にコンパートメント内・外管温度と同じく約560℃とする。また、溶融試料の接触面積がコンパートメント外側のNaの流路断面積に比較して小さく、また、評価時間も非常に短い(後述するように、コンパートメント温度は、約0.1~0.2秒で温度は最高となる)ので、本解析では、コンパートメント外側のNa温度は、時間に関して一定とする。

(6) 熔融試料はコンパートメントに接触した瞬間、その接触面から凝固していく。そのため、凝固の無い場合に比較して、凝固潜熱の分だけ試料の温度低下速度が小さくなる。この効果を等価的に試料の比熱を大きくすることにより模擬する。具体的には、以下に示すように接触瞬間の試料とコンパートメント管との界面温度 T_I が、3100℃の熔融試料と560℃のコンパートメントとの熔融試料の凝固を考慮に入れた接触瞬間界面温度1257℃（計算式は添付資料Bに記載）に等しくなるように試料の等価的な比熱を決める。

$$T_I = (b_K * T_{K0} + b_F * T_{F0}) / (b_K + b_F)$$

ここに、

T_{F0} : 試料の初期温度 (3100℃)

T_{K0} : コンパートメント管の初期温度 (560℃)

b_K : $\sqrt{\lambda_K C_K \rho_K}$

b_F : $\sqrt{\lambda_F C_F \rho_F}$

λ : 熱伝導度 (コンパートメント; 0.261W/cm/℃)

(試料; 0.0252W/cm/℃)

ρ : 密度 (コンパートメント; 7.52 g/cm³)

(試料; 11.9 g/cm³)

C : 比熱 (コンパートメント; 0.652 J/g/℃)

(試料の等価的比熱 J/g/℃)

なお、下添え字K,F はそれぞれ、コンパートメント・試料を表す。

上式を C_F について解くと、熔融試料の凝固による潜熱放出を考慮した等価的な試料の比熱 C_F は、0.6543J/g/℃となる。

3.2 解析手法

1次元平板の非定常熱伝導問題の解析解（無限級数の和で表される）を使用する。本手法の詳細は、参考資料1の3.1.2節に記載されている。

3.3 解析結果

コンパートメント管の内表面・外表面温度の時間変化図を図3-2に示す。コンパートメント内表面温度は溶融試料が接触した瞬間に初期の560℃から約1260℃に上昇し、その後約0.1秒でさらに10℃上昇し、最高約1270℃になるが、コンパートメントの溶融温度約1400℃には到らない。また、コンパートメント外表面の最高温度は約720℃以下であり、冷却材の沸騰温度約910℃に比べて十分に低く、冷却材の局所的な沸騰に到ることはない。コンパートメント内部の温度分布の時間変化を図3-3に示す。図から分かるように、接触瞬間の高温度は速やかにコンパートメント内部に伝わり、約0.3秒後にはコンパートメント内部の温度分布は殆ど直線になり、約1-2秒後には、ほぼ定常温度分布になる。

3.4 コンパートメント外管の熱応力と歪み

本事象のようにコンパートメント管の内・外表面の温度差は大きいとその時間が非常に短く、かつ管内の温度分布が早く変化する場合の、管の熱応力の評価は非定常解析を実施しなければならない。しかしながら、ここでは安全側にコンパートメント管の内・外表面の温度差一番大きくなる瞬間すなわち接触瞬間での温度差 ΔT ℃での定常熱応力を求める。熱応力は、2節と同じく次式で与えられる。

$$\sigma = (E \alpha \Delta T) / (2 (1 - \nu))$$

ここに、

σ : 内外壁表面での周方向・軸方向応力の絶対値 (kg/mm²)

E : 縦弾性係数 (kg/mm²)

α : 熱膨張係数 (1/℃)

ν : ポアソン比

である。

コンパートメント外管の機械的物性値として、 $E = 2.1 \times 10^4$ 、 $\alpha = 18 \times 10^{-6}$ 、 $\nu = 0.3$ とする。表3-1に熱応力解析結果を示す。コンパートメント外管の降伏応力をSUS316ST材の約650℃での S_y 、すなわち設計降伏点10 (kg/mm²)とすると、表3-1の熱応力は降伏応力を越える。コンパートメント外管の材料であるステンレス鋼はいわゆる延性材であるため、降伏応力を越えた部位は塑性変形する。塑性変形によるコンパートメント外管の歪み量は内・外表面で最大となる。コンパートメント外管内温度分布を平均温度とそれからの偏差分との和と考えると、平均温度の上昇は熱応力を発生させないので、偏差の最大となる表面での温度変化は $\Delta T/2$ であり、それによる熱膨張量 ε は、

$$\varepsilon = \alpha \Delta T / 2$$

となる。コンパートメント外・内表面での塑性歪みは量はこの熱膨張量 ε に等しい。表3-1にこの歪み量を記載する。コンパートメント外管の健全性判断基準として破断歪み3%とすると、表3-1の歪み量は、この判断基準を満足している。

表3.1 コンパートメント内・外管の熱応力と歪み量

コンパートメント外管 内表面温度 (°C)	コンパートメント外管 外表面温度 (°C)	温 度 差 (°C)	熱 応 力 (kg/mm ²)	塑性ひずみ ϵ (%)
1257	560	697	188	0.63

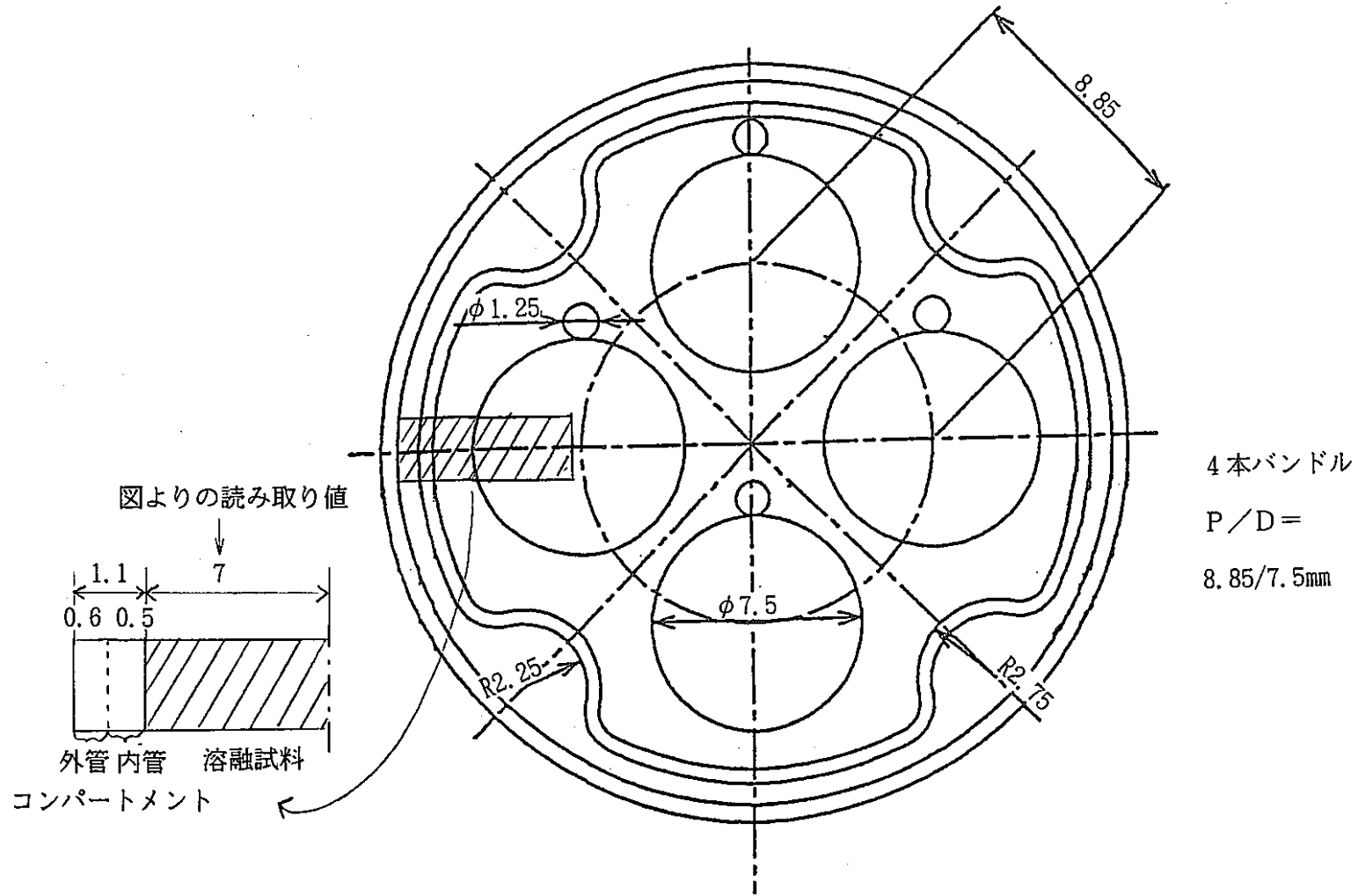


図3-1 高線出力試験用コンパートメント断面図

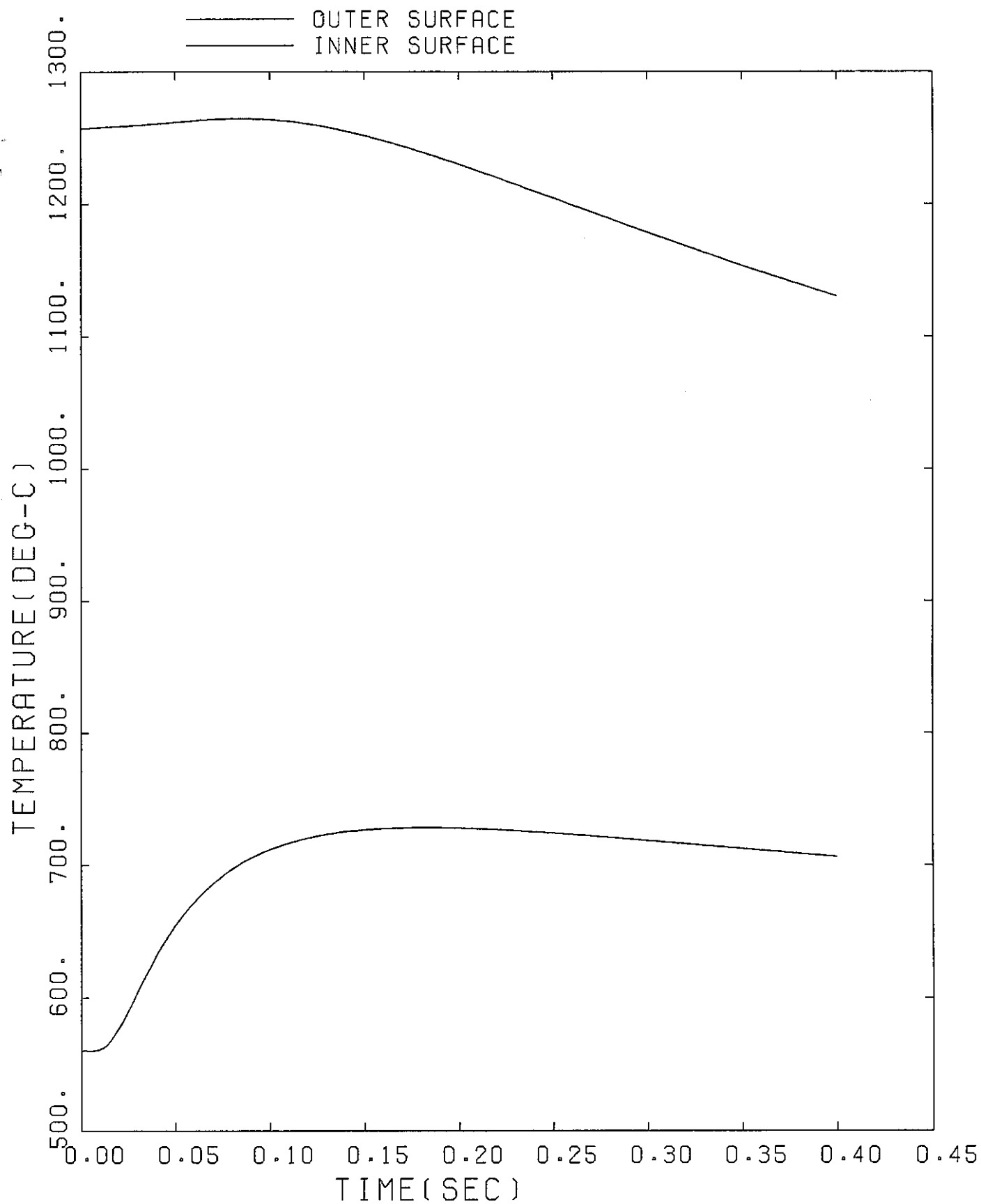


図3.2 コンパートメント管内表面・外表面温度の時間変化

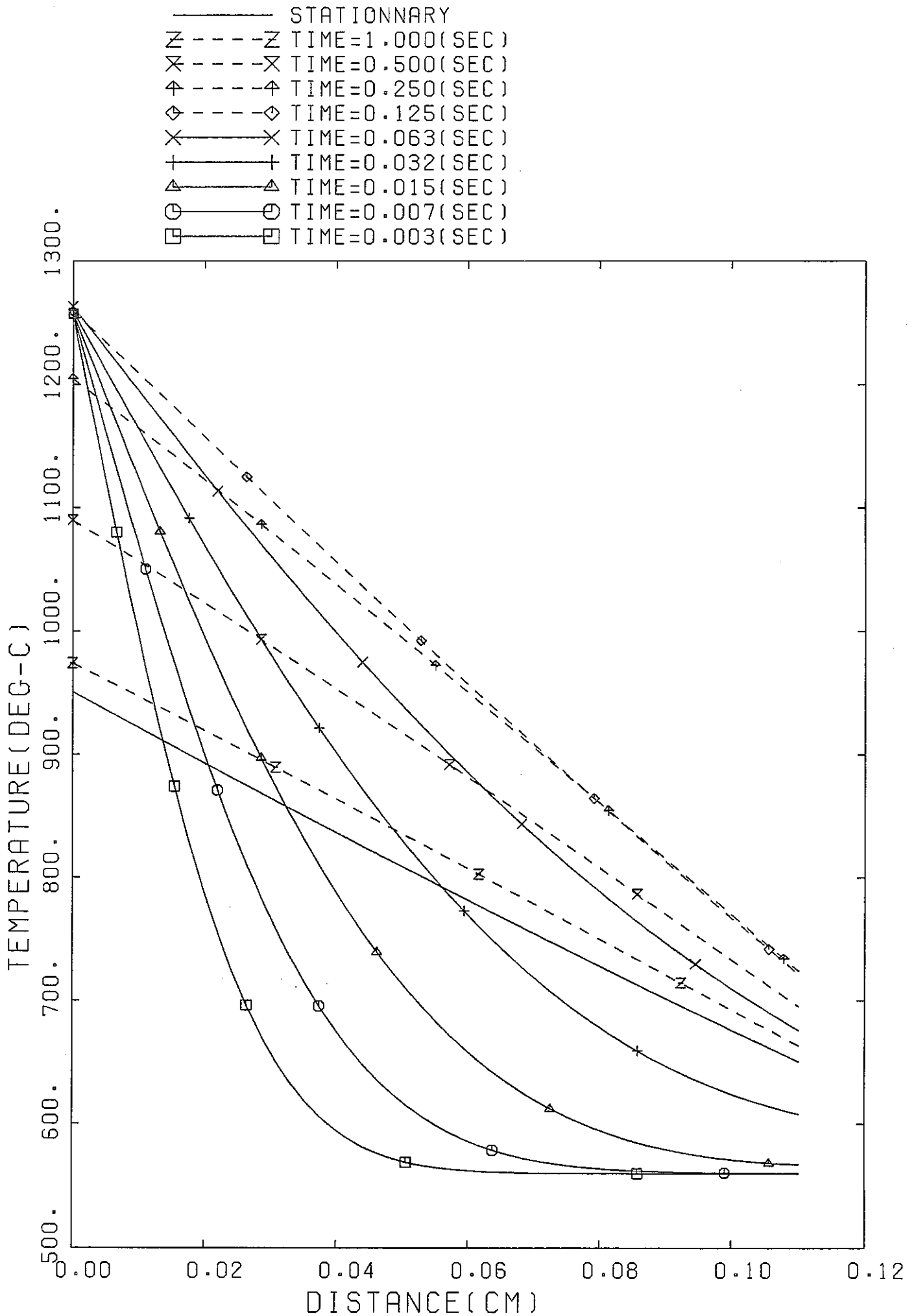


図3-3 コンパートメント管内部温度分布の時間変化

4. 結論

本研究では、高線出力試験の変更申請に必要な試験用要素破損事故解析として以下の作業を実施した。本研究の成果をまとめると次のようになる。

4.1 コンパートメントの局所閉塞事象の計算

(1) コンパートメントの外側の冷却材流量の設定

- a) 試験用要素が破損したコンパートメント内で試料全量が仮想的にコンパートメント外管全断面にわたって閉塞したとする。この場合でも、コンパートメント外管が健全であるために必要な外管外側を流れるNa流量を単ピンモデルで評価した。その結果、コンパートメント外管肉厚中心温度を1000℃以下にするためには、コンパートメント外側を約2200kg/(m²・s)の流量でNaを流す必要があることが分かった。
- b) 試験用集合体内冷却材の混合効果や隣接する集合体間ギャップからの熱移動効果等のより現実的且つ詳細なモデルによって、上記コンパートメント外側を流す必要Na流量約2200kg/(m²・s)の低減可能性を検討した。その結果、冷却材最高温度、コンパートメント肉厚中心最高温度は単ピンモデルに比べ、全体的には低下するが、コーナー部での局所的な温度上昇により、約2200kg/(m²・s)の必要流量は余り低減出来ない事が分かった。

(2) 各閉塞率におけるコンパートメントの温度評価

試験用要素が破損したコンパートメント内で試料全量が仮想的にコンパートメント外管全断面にわたって閉塞したとする。この時、閉塞率をパラメータとしてコンパートメント外管・冷却材Na温度を計算した。その結果、コンパートメント外側のNaをコンパートメント1本当たり、2200(kg/m²/sec) すなわち、0.39(kg/sec)の流量で事故時に流せば、たとえ、閉塞率が100%の完全閉塞を仮定しても、コンパートメント内表面温度・肉厚中心温度及びコンパートメント外側Na温度の最高はそれぞれ、約1130℃、約980℃及び約660℃であり、それぞれ判断基準約1300℃、約1000℃及び約910℃を満足する。さらに、閉塞率70%では、それぞれ、約930℃、約820℃及び約600℃となり、コンパートメント肉厚中心最高温度は、申請書添付書類に記載の特燃被覆管肉厚中心の判断基準温度約890℃をも満足することが出来る事が分かった。

(3) 各閉塞位置におけるコンパートメントの温度評価

試験用要素が破損して、溶融試料が放出され、高線出力試験用集合体のコンパートメントの外管に閉塞を生じた状態で、閉塞位置をパラメータとしてコンパートメントの外管の温度を評価した。その結果、コンパートメント外管肉厚中心温度は、閉塞物が炉心上端にある時の方が炉心中心よりも少し高くなり、約680℃である。コンパートメント外管温度の健全性判断基準として、現申請書記載の特殊燃料被覆管判断基準温度約890℃を考えると、本事故によるコンパートメント外管温度は、判断基準温度を十分に下回っていることが分かる。

4.2 コンパートメントと溶融試料との接触の計算

試験用要素が破損して、溶融試料が放出され、直接高線出力試験用集合体のコンパートメント内管に接触したと想定する。その結果、コンパートメント内表面温度は、溶融試料が接触した瞬間に約1260℃に上昇し、その後約0.1秒でさらに10℃上昇するが、コンパートメントの溶融温度約1400℃には到ら無いことが分かった。従って、本事故事象においても、コンパートメントは溶融貫通することは無いことが示された。

5. 謝辞

本研究の実施にあたって、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター実験炉部の山下芳興課長、小林孝良副主研並びに池田一三氏には数々の御指導並びに御助言をいただきました。ここに深く感謝の意を表します。

6 参考文献

- 2-1 PNC SJ9214 88-003, 「燃料性能実証試験用集合体の設計」, 88/6
- 2-2 R.B Bird, et al., "TRANSPORT PHENOMENA", 1960 John Wiley & Sons, Inc, p199.
- 2-3 ORNL TM-3208, "HEATING-3 An IBM 360 Heat Conduction Program"
- 3-1 PNC SJ9214 89-002, 「高線出力試験の為の安全解析」、MAPI、1989/3

・添付資料 A 解析条件データ

1. 解析モデル形状データ

① コンパートメント

外管	外径	26.4	mm
	内径	25.2	mm
内管	外径	23.7	mm
	内径	22.7	mm

② 試験要素

外径	7.5	mm
----	-----	----

③ 閉塞物

軸方向厚み

$$H = \frac{\text{(放出試料質量)}}{\text{(閉塞割合)} \times \text{(閉塞物断面積)}} \times \rho$$

$$= \frac{25.4 \text{ or } 25.2}{0.7 \times A} \times 11.1$$

$$= 1.05 \text{ or } 1.04 \approx 1.1 \text{ cm}$$

$$A = \left[\begin{array}{l} (2.52/2)^2 \times \pi \\ - \{ (0.75/2)^2 \times \pi + (0.13/2)^2 \times \pi \} \times 4 \\ - (0.75/2)^2 \times \pi \\ = 3.13 \text{ cm}^2 \end{array} \right]$$

2. 解析モデル計算条件

A. コンパートメントの外側に与える境界条件

① 熱伝達率

$$h = \frac{\lambda}{De} \cdot Nu \text{ (W/cm}^2\text{C)}$$

$$Nu = 7 + 0.25 (Re \cdot Pr)^{0.8}$$

$$Re \cdot Pr = G \cdot De \cdot C_{pz} / \lambda_{NA}$$

$$C_{pz} = 1.26$$

$$J/g/C$$

$$De = 0.86$$

$$cm$$

$$\lambda_{NA} = 0.574$$

$$W/cm/C$$

$$G = 210.0 \text{ or } 220.0$$

$$g/cm^2/sec$$

$$\therefore h = \begin{array}{l} \text{CASE 11,12} \rightarrow 264 \\ \text{CASE 21,22} \rightarrow 277 \end{array} \text{ (W/cm}^2\text{C)}$$

② ナトリウム温度

・閉塞物が中心の場合

Z軸方向距離	温度
12.4 ~ 27.4	370
27.4 ~ 27.8	443
27.8 ~ 28.1	515
28.1 ~ 28.5	588
28.5 ~ 43.5	660

・閉塞物が上部の場合

Z軸方向距離	温度
38.7 ~ 53.7	370
53.7 ~ 54.1	443
54.1 ~ 54.4	515
54.4 ~ 54.8	588
54.8 ~ 55.8	660

B. コンパートメントの内側に与える境界条件

① 熱伝達率

$$h = 10.082 \text{ [W/cm}^2\text{C]}$$

② ナトリウム温度

	閉塞物が中心の場合	閉塞物が上部の場合
閉塞物の下	480℃	720℃
閉塞物の上	653℃	750℃

添付資料B 接触面での凝固を等価的に考慮した比熱の評価

熔融試料の接触面での凝固の際放出される熔融潜熱を考慮した熔融試料とコンパートメントとの接触瞬間時の界面温度 T_I は、以下の式で与えられる。

$$T_I = \frac{(b_K * T_{K0} + (b_F / \text{erf}(\xi_M)) * T_M)}{(b_K + (b_F / \text{erf}(\xi_M)))}$$

ここに、

$\text{erf}(x)$: 誤差関数

ξ_M : 固液界面の無次元位置座標

であり、 ξ_M は次の代数方程式の根である。

$$\begin{aligned} & \exp(-\xi_M * \xi_M) / \text{erf}(\xi_M) \\ & - [\lambda_{FL} \sqrt{a_{FS}} (T_{F0} - T_M) \exp(-a_{FS} \xi_M * \xi_M / a_{FL}) \\ & \quad / \lambda_{FS} \sqrt{a_{FL}} (T_M - T_I) \text{erfc}(\xi_M \sqrt{a_{FS} / a_{FL}})] \\ & = \xi_M \Delta h_S \sqrt{\pi} / C_{PFS} (T_M - T_I) \end{aligned}$$

ここに、

T_{F0} : 熔融試料初期温度 (°C)

T_M : 試料熔融温度 (°C)

T_{K0} : コンパートメント管の初期温度 (560°C)

T_I : 接触界面温度

b_K : $\sqrt{\lambda_K C_K \rho_K}$

b_F : $\sqrt{\lambda_F C_F \rho_F}$

a_{FS} : 固相試料の熱拡散率 (cm^2/s)

a_{FL} : 液相試料の熱拡散率 (cm^2/s)

λ_{FS} : 固相試料の熱伝導度 ($\text{W}/\text{cm}/^\circ\text{C}$)

λ_{FL} : 液相試料の熱伝導度 ($\text{W}/\text{cm}/^\circ\text{C}$)

C_{PFS} : 固相試料の比熱 ($\text{J}/\text{g}/^\circ\text{C}$)

Δh_s : 試料の溶融潜熱 (J/g)

$\text{erfc}(x)$: $1 - \text{erf}(x)$