

高速増殖炉大型炉の安全性に関する検討(Ⅱ)

1993年3月

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

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

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

高速増殖炉大型炉の安全性に関する検討(II)

安全技術検討グループ

一宮正和*1, 中井良大*2

丹羽 元*3, 三宅 収*4

要 旨

「もんじゅ」以降の大型高速増殖炉の安全性に関する仕様の選定に役立てるため、平成4年度に以下の項目を検討した。

- ・ 格納施設的设计条件の検討
- ・ 设计基準外事象シナリオの検討
- ・ ナトリウム燃焼に関する検討
- ・ FP保持特性に関する検討
- ・ PSA手法の適用性検討

本報告書は、これらの検討に際して用意された資料をまとめたものである。

-
- *1) 大洗工学センター 技術開発部プラント工学室
 - *2) 大洗工学センター 技術開発部システム解析室
 - *3) 大洗工学センター 安全工学部高速炉安全工学室
 - *4) 大洗工学センター 安全工学部プラント安全工学室

Study on the Safety of An Large Scale Fast Breeder Reactor (II)

M. Ichimiya*¹, R. Nakai*²

H. Niwa*³, O. Miyake*⁴

Abstract

In order to be useful for selecting specifications about the safety of the large scale fast breeder reactor on and after Monju, following items were studied.

- Design conditions of the reactor containment,
- scenarios as to beyond design basis accident
- sodium fire,
- fission product retention capability in sodium, and
- applicability of the method of PSA.

Technical documents provided for these studies are summarized in this report.

-
- *1) Plant Engineering Office, Technology Development Division, OEC.
 - *2) System Analysis Section, Technology Development Division, OEC.
 - *3) FBR Safety Engineering Section, Safety Engineering Division, OEC.
 - *4) FBR Plant Safety Section, Safety Engineering Division, OEC.

目 次

1. 格納施設の設計条件の検討	1
HCDAナトリウム・スプレイに係わるCONTAINコードによる ソースタームのパラメータ計算(格納容器有効容積の影響)	
2. 設計基準外事象のシナリオ検討	17
大型炉ATWS遷移過程事象推移の暫定的検討	
3. ナトリウム火災の検討	27
ナトリウムコラム漏洩燃焼に関するパラメータ計算	
4. ナトリウム保持特性に関する検討	47
希ガス気泡に随伴するよう素のナトリウム中への移行挙動	
5. PSA手法の適用性検討	61
崩壊熱除去系の信頼性に関する予備的評価	

1. 格納施設の設計条件の検討

1. CONTAIN-LMR コードによるナトリウム・スプレイに係わる ソースタームのパラメータ計算 (格納容器有効容積の影響)

1. 1 まえがき

高速炉プラントのCDA ナトリウム・スプレイ事故時の環境への放射性物質放出量の概値を把握するため、CONTAIN-LMRコードを使用したパラメータ計算を実施した結果について報告する。今回の報告は、昨年度に報告 (ref. PNC ZN9410 92-068, p. 1 ~ 19) したパラメータ計算項目の中で特に格納容器の有効容積に注目して、より広範囲 (2,000 m³ ~ 80,000 m³) なパラメータ計算を実施したもので、さらに放射性物質の環境への放出割合について格納容器有効容積と時間的関係についても整理した。

1. 2 計算条件

格納施設としては、(床上) 有効容積 32,000 m³ の格納容器を基準として設定した。格納容器漏洩率は 1%/day (at 0.5 atg) を基準ケースとした。また、格納容器の周囲にはアニュラス部が設置されているとし、フィルター (効率率 90%) 付きの循環排気設備があるものとした。

計算上の事故想定としては、原子炉容器の上部プラグ (ルーフスラブ) の間隙から床上雰囲気へナトリウムがスプレイ状に噴出し燃焼すると仮定するいわゆるナトリウム・スプレイ事故とした。ナトリウム・スプレイ燃焼に係わる計算条件は以下の通り。

ナトリウム噴出量	350 kg (350 kg/sec)
噴出時間	1 sec
スプレイ液滴径	1 mm
噴出温度	500 °C
噴出速度	30 m/sec
燃焼反応式	$2 \text{Na} + \text{O}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{O}_2$

この条件のもとでは噴出したナトリウムはほぼ瞬時に完全燃焼するため、実質的には噴出量のみが重要と考えてよい。

格納容器内の事故想定放射性物質線源は、希ガス、ハロゲン、アルカリ金属、テルル、アルカリ土類、遷移族、ランタノイド・燃料の各グループについて炉内蓄積量を基準値 1.0 として以下の割合を床上線源として仮定した。

希ガス	1.0	
ハロゲン	0.1	(内 10% はガス状を仮定)
アルカリ金属	0.1	
テルル・アンチモン	0.1	

アルカリ土類	0.01
遷移族	0.01
ランタノイド・燃料	0.01

本パラメータ計算では、基準ケースの有効容積 32,000 m³（正確には実際の計算では、31,902 m³を用いた）に対し、2,000 m³～80,000 m³の範囲で計7ケースの計算を実施した。容積を変化させるに伴い空間の有効高さや構造表面積についても変化させた数値を設定した。計算に用いた数値を表1. 1にまとめる。空間の有効高さは主にエアロゾルの沈降に影響を与える（高さが低いほど沈降時間が短い）。また、構造表面積は燃焼によって加熱されたガスの冷却の伝熱面積として影響すると共にエアロゾルの沈着面積としても影響する。これらの数値は、基準ケースに対して格納容器の形状が相似形であると仮定して算出した。

表1. 1 格納容器有効容積パラメータ計算に使用した数値

格納容器有効容積 (m ³)	空間高さ (m)	構造表面積 (m ²)
2,000	17	844
5,000	23	1,540
10,000	29	2,442
15,951	34	3,336
31,902 (基準)	43	5,298
47,853	49	6,941
80,000	58	9,753

今回のサーベイの目的は、ナトリウム・スプレイ燃焼に対する格納容器有効容積の効果の把握であるが、特に環境へ放出される放射性物質の割合に注目するため、放出割合に対する影響が大きいパラメータである格納容器漏洩率の考え方について以下に述べる二通りの計算を実施した。

(1) 漏洩率一定 (N3 シリーズ)

このN3シリーズの計算では、格納容器の漏洩率は格納容器容積に対して1%/dayであるとして設定した。言い換えれば格納容器容積が小さい場合は同じ差圧に対して漏洩量 (m³/sec または kg/sec) も小さいと設定する。計算上の取り扱いとしては漏洩流路面積を格納容器容積に対応させて変化させることになる。この考え方は、格納容器容積が小さい場合は表面積も小さくなり（例えば溶接線の長さも短くなることにより）、その結果漏洩量も小さくなるという考え方に対応する。ただし、漏洩面積の数値は表面積基準ではなく、容積基準で算出する。設定した数値を表1. 2に示す。また、これらの漏洩面積

のうち3%はアニュラスを介さず環境への直接漏洩と仮定した。

表1. 2 N3シリーズ：漏洩率一定とした場合の相当漏洩面積

格納容器有効容積 (m ³)	相当漏洩率 (%/day)	漏洩流路面積 (m ²)
2,000	1.0	1.1 E-6
5,000	1.0	2.7 E-6
10,000	1.0	5.5 E-6
15,951	1.0	8.7 E-6
31,902	1.0	<u>1.75 E-5</u>
47,853	1.0	2.6 E-5
80,000	1.0	4.4 E-5

(2) 漏洩面積一定 (N4シリーズ)

上述したようにN3シリーズの計算では、格納容器漏洩率を1%/day一定と仮定したのに対し、N4シリーズの計算では基準ケースである格納容器有効容積が32,000 m³の場合の1%/dayに相当する漏洩面積の数値(1.75 E-5 m²)を他の格納容器容積の計算ケースでも共通に使用した。この場合の換算した相当漏洩率を表1. 3に示す。この考え方は、格納容器の漏洩は貫通部(の数)に関連するため、格納容器の容積が異なっても貫通部(の数)が同じであれば漏洩面積は同じであるという考え方に対応する。この考え方と上述した漏洩率一定の考え方のどちらが妥当であるかは、設計における格納容器漏洩の担保の考え方や、場合によっては検査の方法や精度に関連する事項であると考えられる。

表1. 3 N4シリーズ：漏洩断面積一定とした場合の相当漏洩率

格納容器有効容積 (m ³)	漏洩流路面積 (m ²)	相当漏洩率 (%/day)
2,000	1.75 E-5	16.0
5,000	1.75 E-5	6.4
10,000	1.75 E-5	3.2
15,951	1.75 E-5	2.0
31,902	1.75 E-5	<u>1.0</u>
47,853	1.75 E-5	0.67
80,000	1.75 E-5	0.40

1. 3 計算結果

計算結果を図 1. 1 から 1. 9 に示し、以下に説明を加える。計算結果において、ガス圧力、ガス温度、構造温度、エアロゾル濃度などの主に熱に係わる結果については、計算条件の項で述べた格納容器漏洩の設定条件（すなわち N 3 シリーズと N 4 シリーズ）の差はほとんど無視できる。したがって以下の説明でも両者を区別しない。他方、環境への放射性物質の放出割合に関しては N 3 シリーズと N 4 シリーズで大きく計算結果が異なるため、両者を比較検討する。

(1) ガス圧力 --- (図 1. 1、1. 2)

ガス圧力に関してはゲージ圧をとると格納容器容積とほぼ反比例に近い関係にある。基準とした 32,000 m³ の有効容積の場合は 0.15 MPa に対して、最小容積の計算である 2,000 m³ の場合は 0.74 MPa、最大容積の 80,000 m³ では 0.12 MPa である。今回の計算では 350 kg のナトリウム噴出を仮定しているが、一般化してナトリウム噴出量をもパラメータとした簡易計算結果を図 1. 2 に示す。同図は完全燃焼および断熱を仮定した簡易計算の結果であるが、液滴径が 1 mm 程度の場合は詳細計算を行なってもほぼ完全燃焼条件となるため、実際的には図 1. 2 のような計算で最大圧力を評価することは妥当であると言える。

(2) ガス温度 --- (図 1. 3)

想定している格納容器の漏洩率は十分小さいため、ガス温度の関係は当然ながらガス圧力と相似の関係にある。

(3) 構造表面温度 --- (図 1. 4)

今回の計算では格納容器構造は 30 mm 厚の鋼板を仮定した。ガス温度と対応して格納容器容積が小さいほど構造温度も高くなる傾向にあるが、絶対値自体は構造的に問題とならない程度低い値と言える。

(4) エアロゾル濃度 --- (図 1. 5)

上述したように噴出したナトリウムはほぼ瞬時に完全燃焼状態となるため、格納容器容積とナトリウム・エアロゾル濃度最大値の関係はほぼ反比例の関係となる。注意すべき事項は、エアロゾル濃度が高くなるほど凝集効果が大きくなりエアロゾルの時間的減衰速度が加速されることである。例として計算結果の 60 秒後と 600 秒後のエアロゾル濃度を比較して表 1. 4 に示す。同表から、特にエアロゾル濃度が 100 g/m³ 以上の場合は減衰速度（時間的変化割合）が著しく大きいことが分かる。このエアロゾル濃度の減衰は格納容器内の（ガス状以外の）放射性物質の減衰と読み変えることができる。例えば、格納容器容積が 2,000 m³ のケースでは初期の 10 分間で（ガス状以外の）放射性物質の約 88% がエアロゾルと共に構造へ沈着することが期待できることを意味する。後述するように、これは格納容器容積が小さい場合にガス圧力上昇が大きいに係わらず環境への放射性物質の放出割合が必ずしも大きくならない理由のひとつとなっている。

表1.4 60～600秒間のエアロゾルの減衰

格納容器有効容積 (m ³)	60秒後の エアロゾル濃度 (kg/m ³)	600秒後の エアロゾル濃度 (kg/m ³)	60～600秒間 の減衰割合
2,000	2.55 E-1	2.92 E-2	0.12
5,000	1.12 E-1	3.58 E-2	0.32
10,000	5.73 E-2	5.31 E-2	0.93
15,951	3.62 E-2	3.50 E-2	0.97
31,902	1.82 E-2	1.80 E-2	0.99
47,853	1.22 E-2	1.21 E-2	0.99
80,000	7.28 E-3	7.25 E-3	1.0

(5) 環境への放射性物質放出割合 --- (図1.6、図1.7～1.9)

図1.6に環境への放射性物質の放出割合について格納容器漏洩率一定条件(N3シリーズ)と漏洩面積一定条件(N4シリーズ)を比較して図示する。同図より漏洩率一定と漏洩面積一定で格納容器容積の依存性の関係が逆転している(勾配が逆になっている)ことが分かる。この理由を説明するために、格納容器容積と放射性物質の放出割合の関係を支配する要因について以下に整理する。

・格納容器容積が小さいほど放射性物質の放出割合が大きくなる要因

- L-1 格納容器容積が小さいほどナトリウム燃焼による圧力上昇が大きく、放射性物質の放出のドライビングフォースが大きい。
- L-2 格納容器容積が小さいほど構造表面積が小さくなり、伝熱面積が少なくなることにより温度降下(圧力降下)が緩慢になる。(下記のS-2も参照、実際はS-2との掛け合わせの効果となる)
- L-3 格納容器容積が小さいほど構造表面積が小さくなり、エアロゾルの沈着面が少なくなることによりエアロゾル沈着・沈降速度が緩慢になる。(下記のS-3も参照、実際はS-3との掛け合わせの効果となる)

・格納容器容積が小さいほど放射性物質の放出割合が小さくなる要因

- S-1 漏洩率(格納容器容積に対する%/day)一定条件のもとでは、格納容器容積が小さいほど同一圧力差に対する漏洩速度(m³/secまたはkg/sec)が小さくなる(換言すれば漏洩面積が小さい)。

- S-2 格納容器容積が小さいほどガス温度が高くなるが、構造への伝熱フラックスが大きくなり温度降下（圧力降下）も相対的に早くなる。（実際はL-2との掛け合わせ効果となる）
- S-3 格納容器容積が小さいほど到達するナトリウムエアロゾル空間濃度値が大きくなり、沈着・沈降フラックスが大きいため減衰割合速度が大きくなる。（実際はL-3との掛け合わせ効果となる）
- S-4 エアロゾル空間濃度値が大きいと凝集効果によりエアロゾル粒径成長が大きくなり、減衰速度が促進される。
- S-5 格納容器容積が小さいほど空間の有効高さが低くなりエアロゾルの沈降時間が短くなる。
- S-6 格納容器容積が小さいほどガス温度が高くなり、エアロゾルの熱泳動による構造物表面への沈着が促進される。
- S-7 格納容器容積が小さいほどガス温度が高くなり、空間のガスの流動が乱流状態となり、エアロゾルの乱流凝集や構造物表面への乱流沈着が促進される。（乱流凝集は今回の計算では考慮されていない）

以上の各項目の内、L-3、S-3 から S-7 はエアロゾルに係わる要因である。そこで、エアロゾル挙動の影響を受けない希ガスに注目して図 1. 6 の N 3 シリーズの計算結果をみると、格納容器容積が 10,000 m³ 以下では希ガスについても格納容器容積が小さい方が放出割合が小さくなっている。これは S-1 あるいは S-2 の要因が支配的になっていることを示唆している。同じく希ガスについて漏洩面積を一定とした図 1. 6 の N 4 シリーズの計算結果をみると格納容器容積が小さい方が放出割合が大きくなっていることから、結論的には S-1 すなわち格納容器容積に対する漏洩率の考え方が最も大きな要因とすることができる。言い替えれば、漏洩率（格納容器容積に対する %/day）一定条件の仮定をとると S-1 の要因が L-1（圧力上昇が大きい）を打ち負かしていることになる。これは漏洩速度は圧力差の平方根に比例する関係であるのに対し、漏洩面積には単純比例の関係であることから説明することができる。

他方、放出割合の時間的变化を図 1. 7 から 1. 9 に示す。これらの図から格納容器漏洩率を一定とした N 3 シリーズの計算結果でも、比較的初期の時間域では格納容器容積が小さい方が放出割合が大きいこと、すなわち L-1 の圧力上昇が大きいことが効いていることが分かる。

1. 4 まとめ

本パラメータ計算の結果を以下にまとめる。

- 1) 格納容器内でのナトリウム・スプレイ事故を仮定した場合、格納容器の有効容積はナトリウムの燃焼によって生じる圧力上昇の大きさに直接的な影響がある。すなわち、格納容器容積と発生圧力（ゲージ圧）はほぼ反比例の関係にあり、格納容器容積を小さな設計とする場合は耐圧対策あるいはナトリウムの噴出量を抑制する対策などを検討する必要がある。
- 2) 格納容器容積と環境への放射性物質放出割合の関係は微妙な関係にある。すなわち、格納バウン

ダリが健全な条件のもとでは、格納容器容積を小さくすることと放射性物質放出割合の増大は必ずしも直結する関係ではなく、むしろ放射性物質放出割合が小さくなる要因も存在する。ただし、これはあくまでも格納バウンダリが健全な条件での議論であり、まず 1) に述べた格納バウンダリの維持が最も重要であることは言うまでもない。

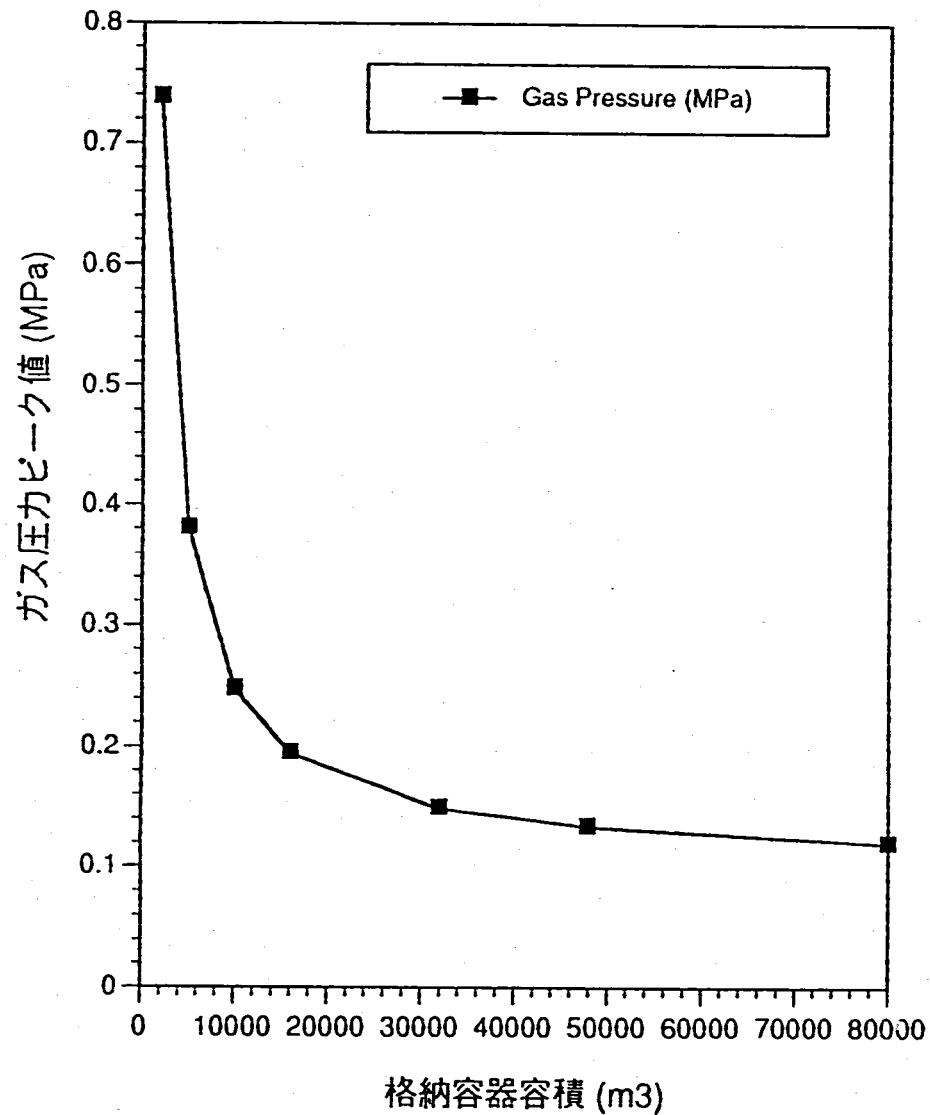


図 1. 1 ガス圧力ピーク値と格納容器容積の関係

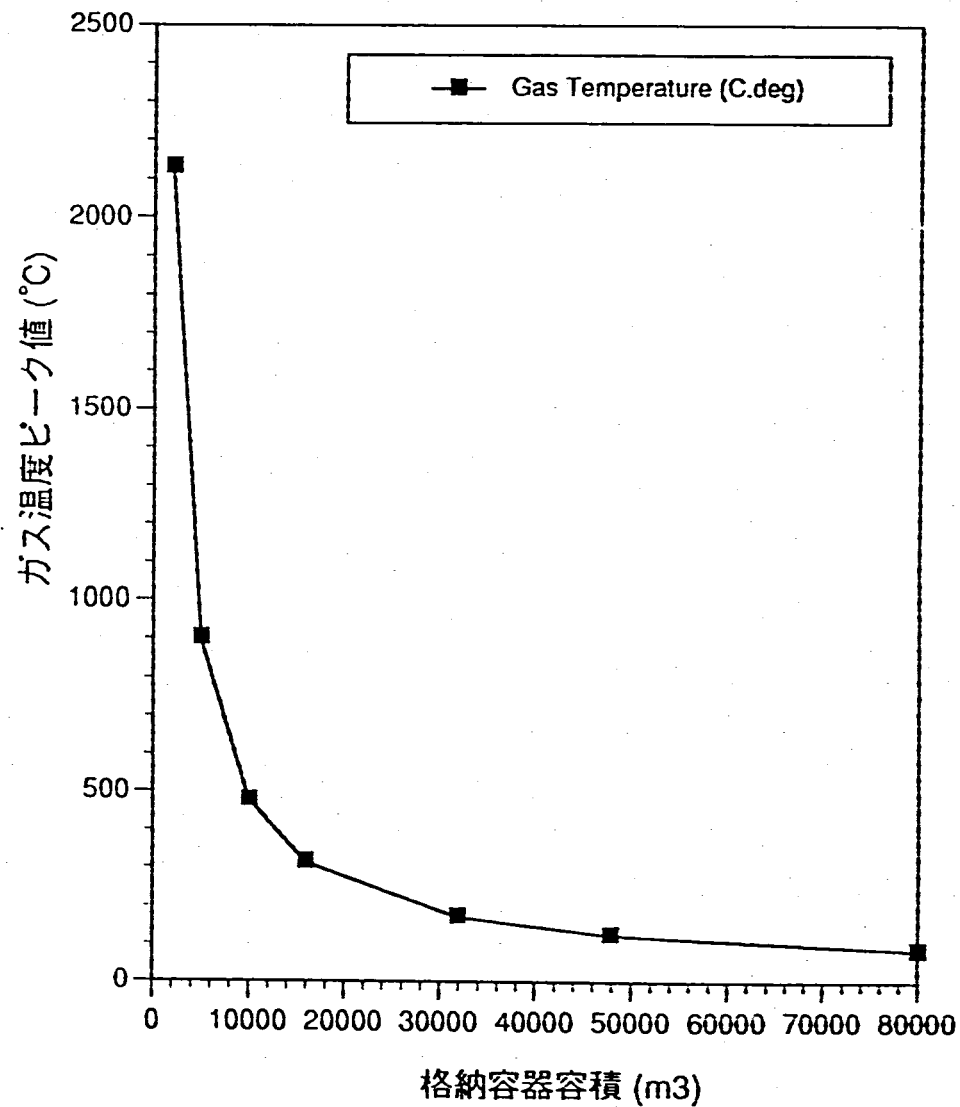


図 1. 3 ガス温度ピーク値と格納容器容積の関係

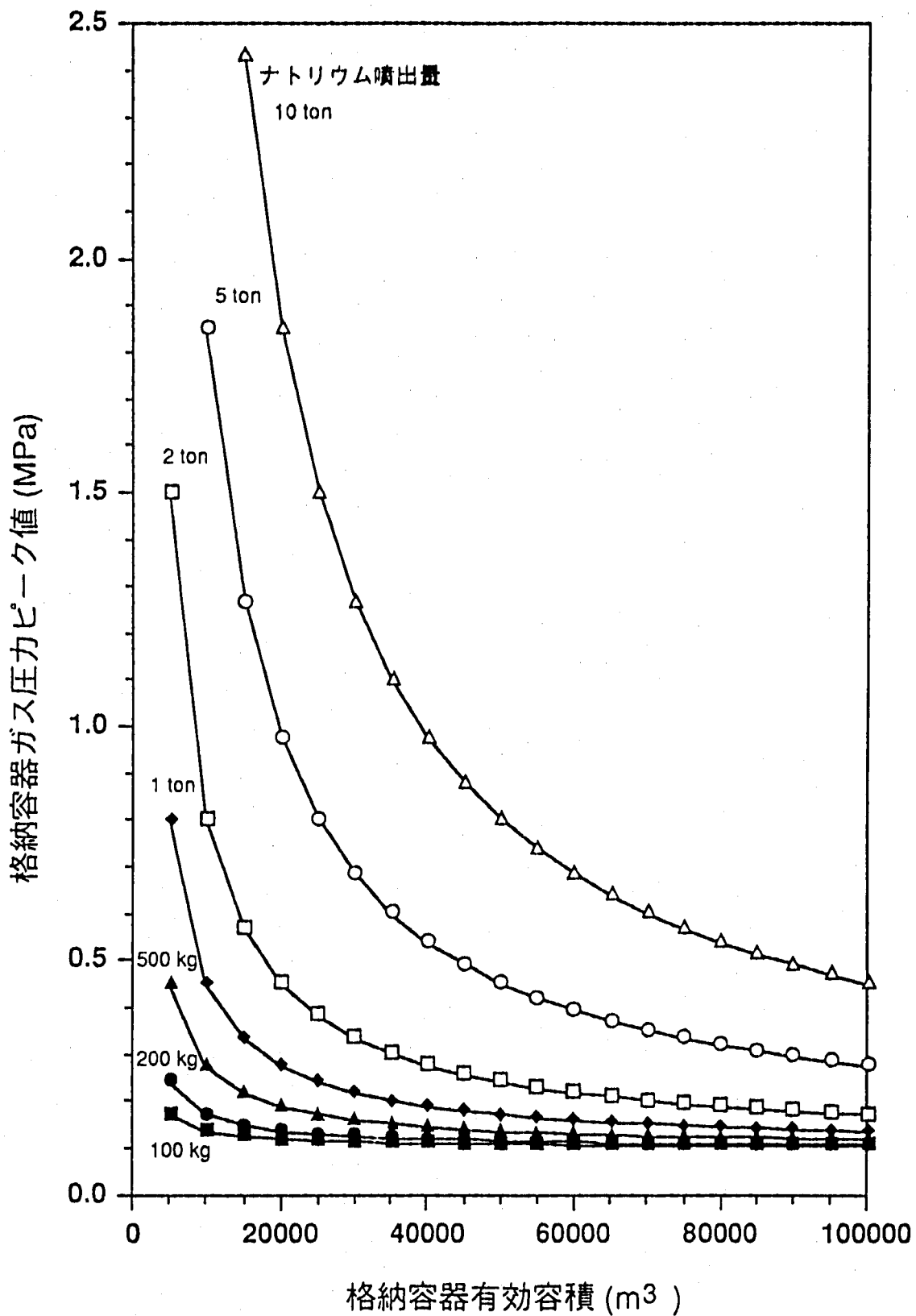


図 1. 2 ナトリウム・スプレィ燃烧に係わる格納容器有効容積、ナトリウム噴出量とガス圧力ピーク値の関係 (完全燃烧および断熱条件を仮定)

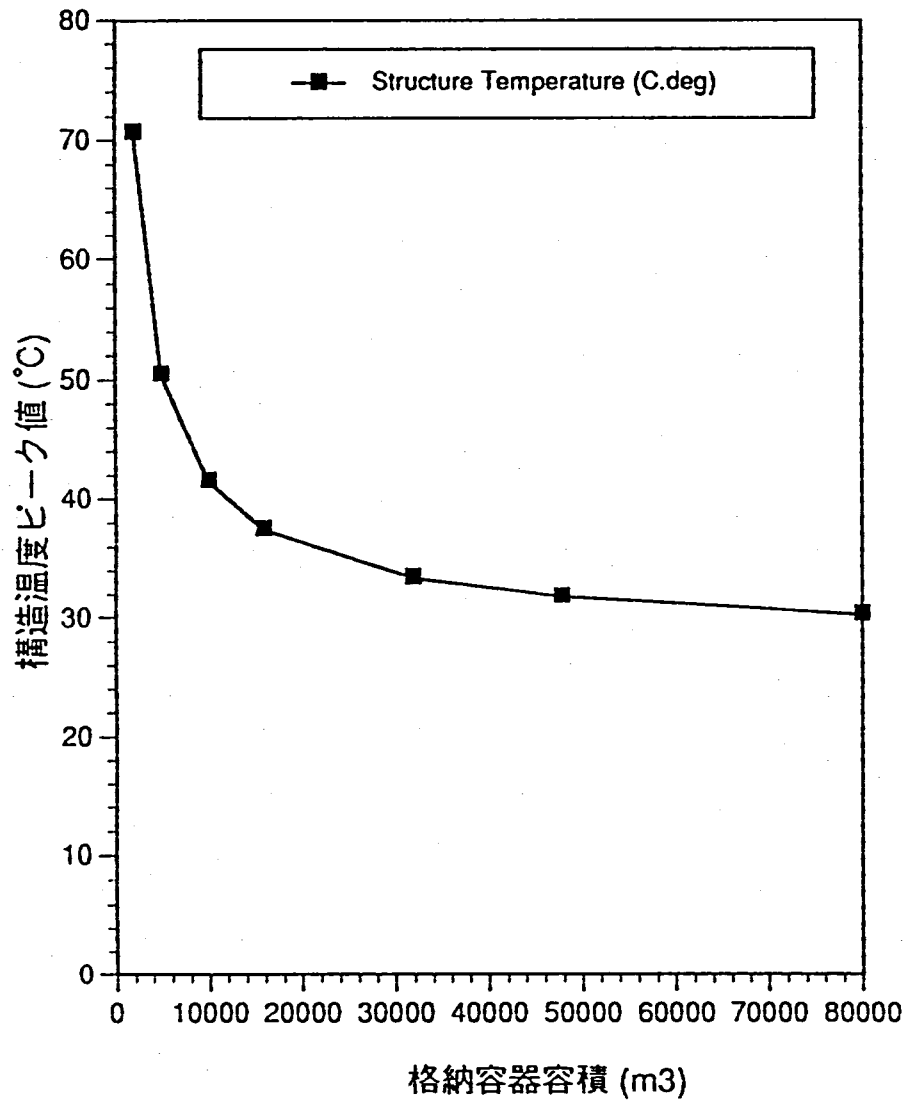


図1. 4 構造温度ピーク値と格納容器容積の関係

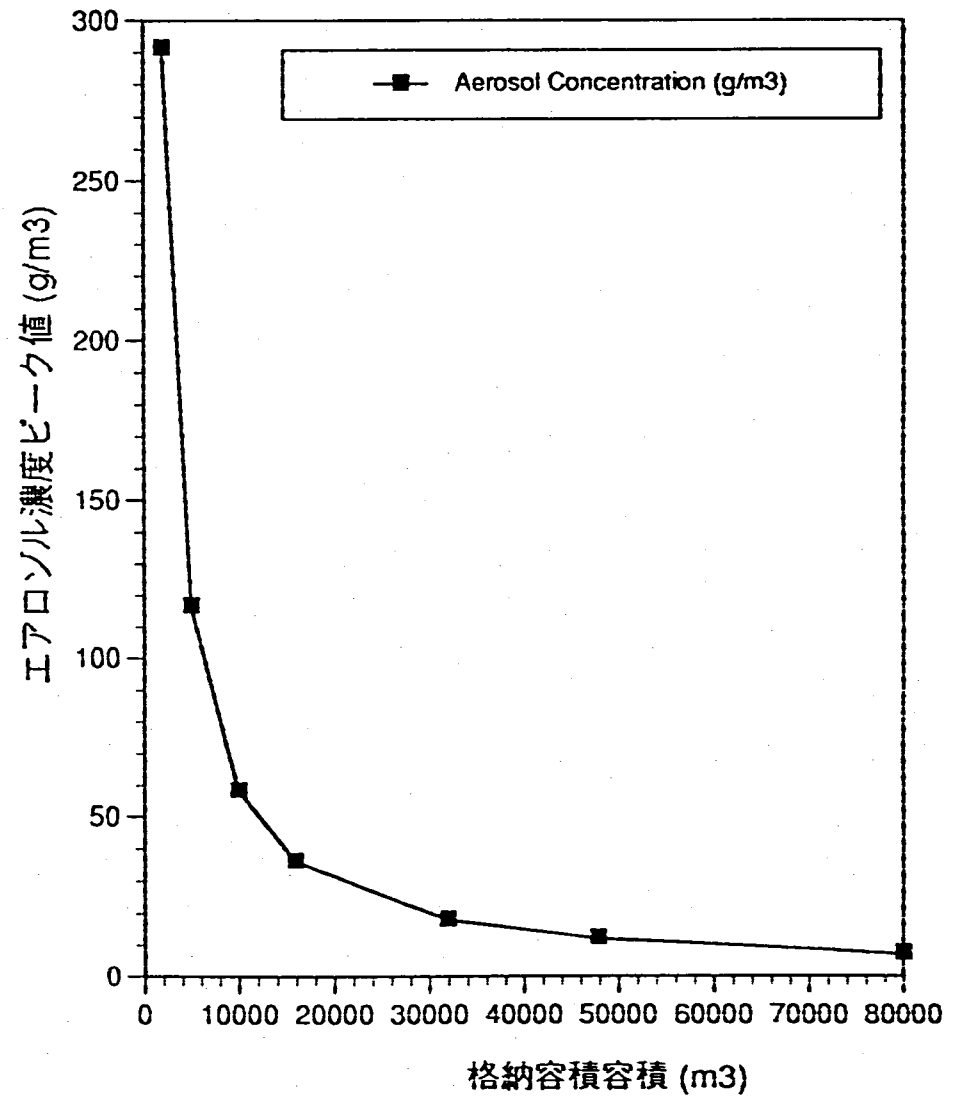


図1. 5 エアロゾル濃度ピーク値と格納容器容積の関係

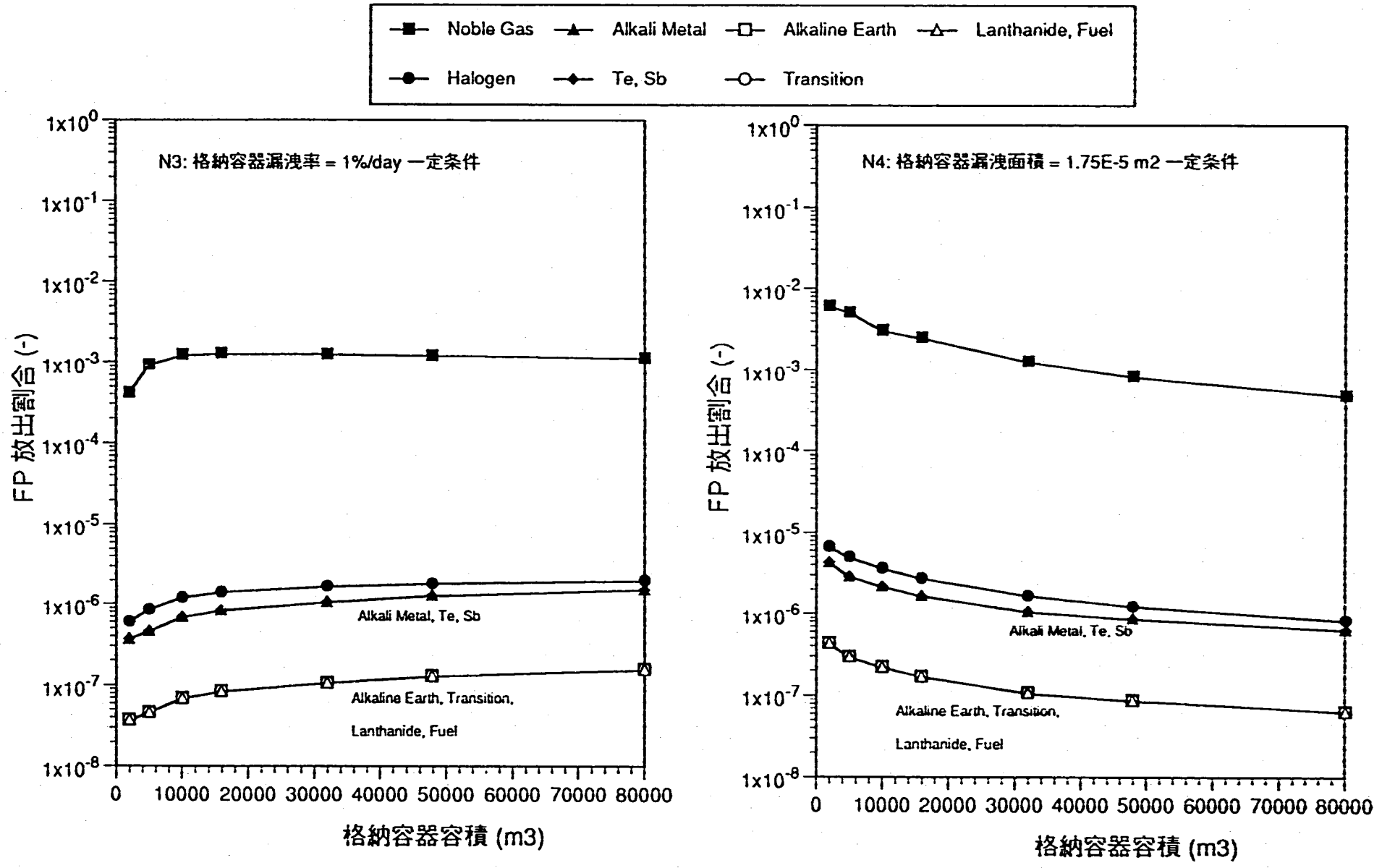


図 1. 6 FP 放出割合と格納容器容積の関係

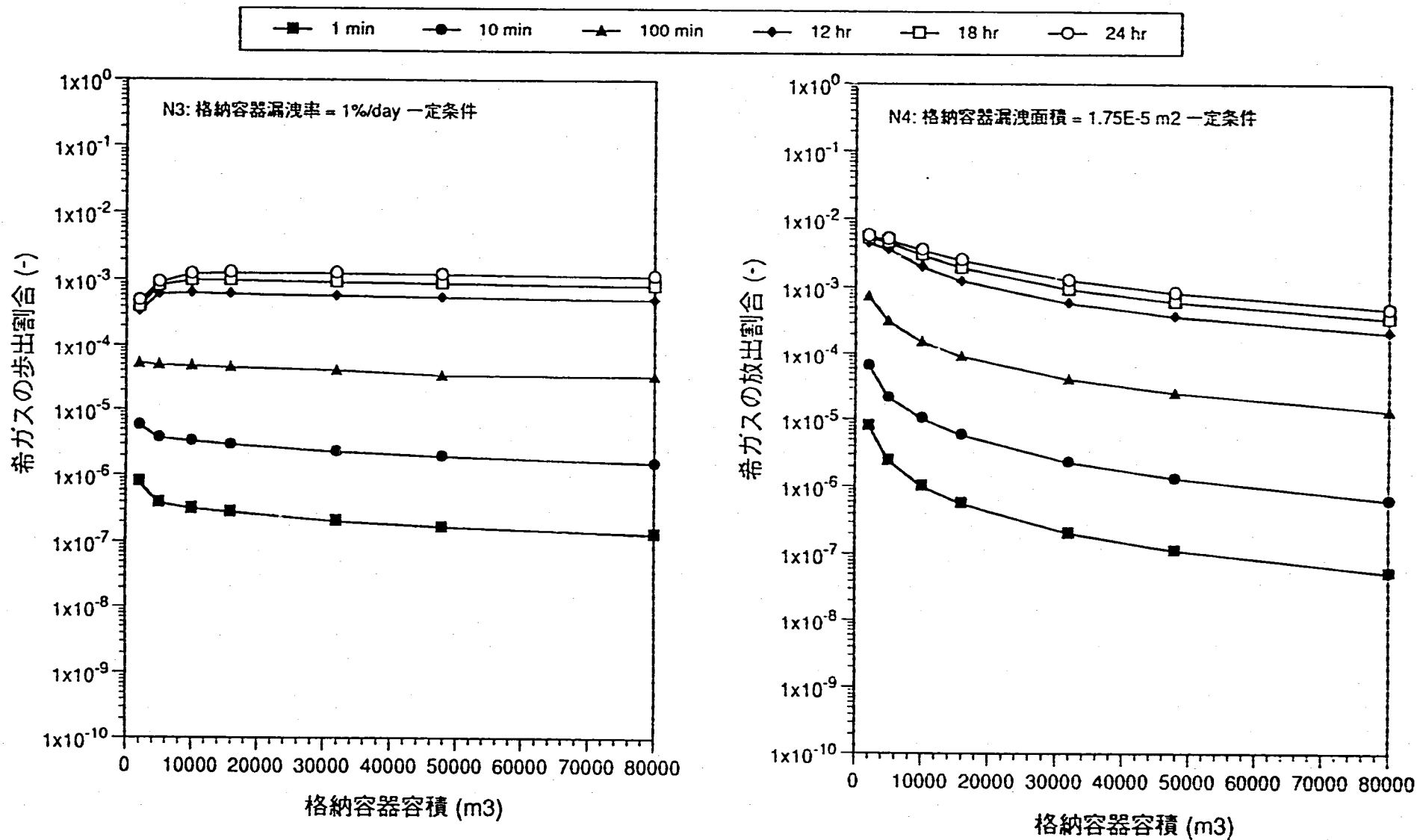


図1.7 希ガスの放出割合時間変化と格納容器容積の関係

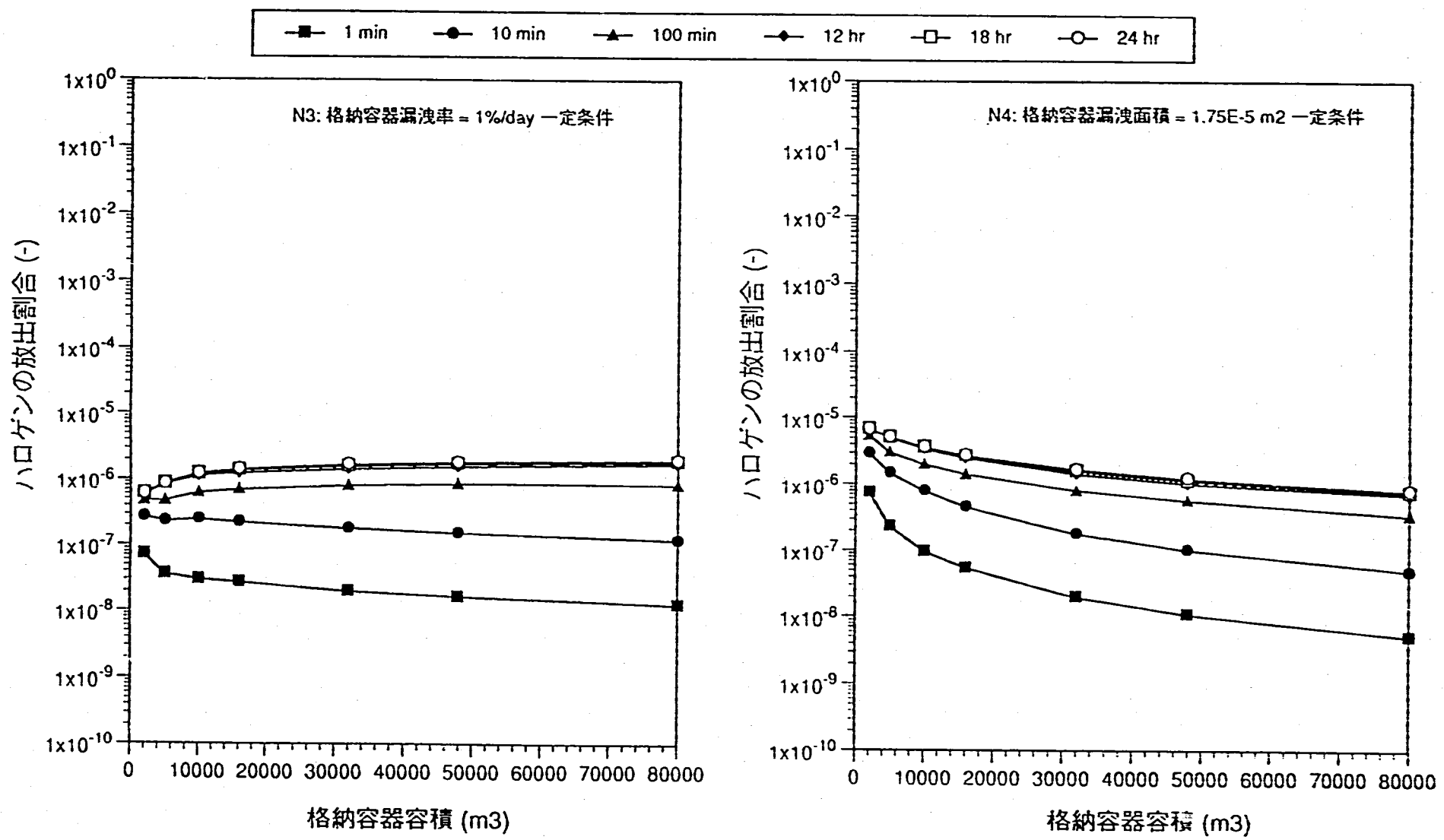


図 1. 8 ハロゲンの放出割合時間変化と格納容器容積の関係

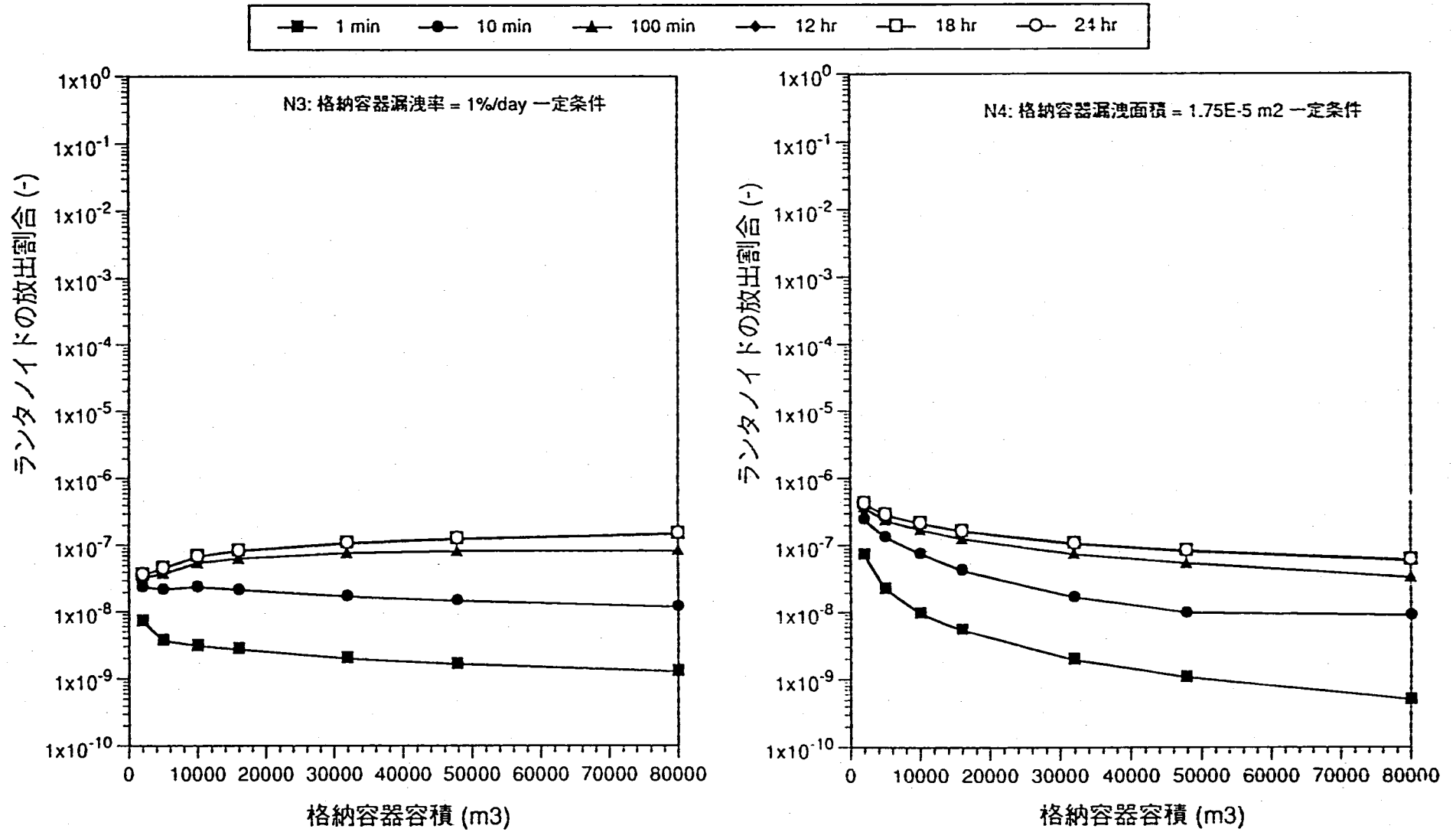


図1. 9 ランタノイド、燃料の放出割合時間変化と格納容器容積の関係

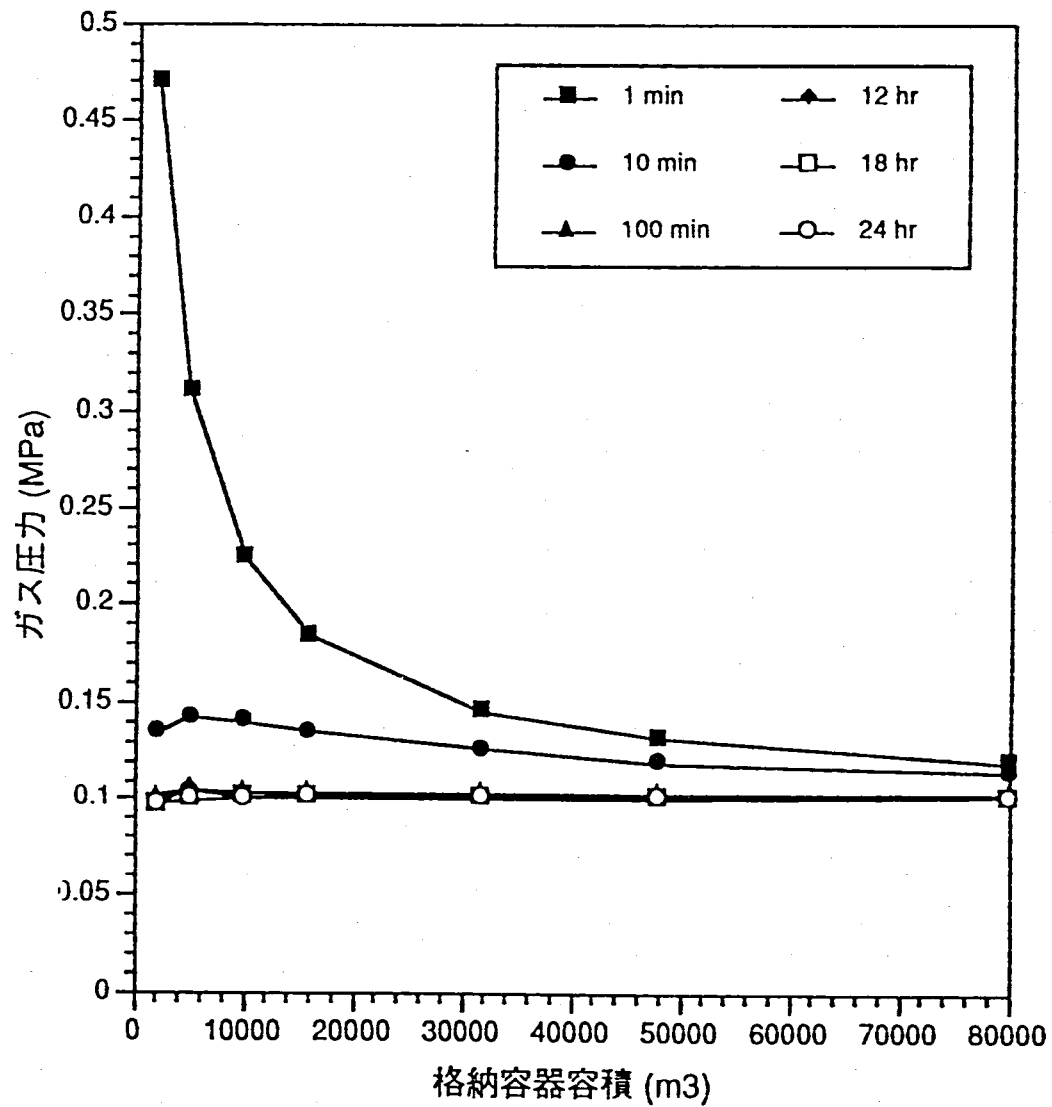


図1.10 格納容器ガス圧力と格納容器容積の関係の時間変化

2. 設計基準外事象のシナリオ検討

2. 設計基準外事象のシナリオ

—大型炉ATWS遷移過程事象推移の検討—

2. 1 概要

- 60万kWeクラスFBRをモデルとして、大型炉におけるULOF遷移過程の事象推移を解析と現象論的評価を併せて検討している。モデルプラントは4.3\$のボイド反応度を持つ炉心である。起因過程におけるエネルギー発生は問題とならず、初期バースト後の炉心燃料平均温度2900K、燃料最高温度3400K、最高圧力17気圧、炉心ボイド率46%（ボイド反応度2.95\$）で沸騰拡大中の状態から遷移過程へ移行する状況を考える。（起因過程終状態、図2.1）
- 集合体規模プールから中・大規模プールへ拡大する過程における、反応度印加要因と反応度低減要因（燃料流出を含む）を考慮した暫定的な事象シーケンスと発生エネルギーレベルを図2.2に示した。同図では、現状の知見によって最も確からしいと考えられる経路を太い実線で、保守側想定を細い実線で示してある。
- 最も確からしいと考えられる経路は、R1（発生エネルギーでランク1：再臨界による有意なエネルギー発生無し、核的事象終息）であり、PAMR、PAHR過程へ移行する。R4（厳しい再臨界で格納系に対する影響大）に至る経路は以下の2つである。
 - ① 集合体規模プールでの分散燃料の斉時的落下
 - ② 大規模プールでの沸騰不安定性、外乱に起因するスロッシング
 その中間の発生エネルギーの場合、エネルギーレベルに応じて融体遮断効果（炉心から上部プレナムへの融体輸送が閉塞により阻害される効果）が働き、R2とR3とに分岐する。
- プール形成過程における出力バーストと発生エネルギーの解析結果を図2.3に示した。上記2つのモードでの再臨界時の発生エネルギーの不確かさ幅が大きいことが示されている。
- なお、図2.2の各分岐において問題となる物理現象とその反応度印加・低減要因としての影響度については、判断の根拠、前提、補足等と共に次節にまとめた。

2. 2 遷移過程における反応度印加要因の整理

2. 2. 1 集合体規模プール

上部分散燃料落下

落下の斉時性に関する不確かさが大きく、現状では10 \$/s以上の想定を用いた評価を行っている。ピン束体系における燃料の分散挙動に加え分散燃料の安定性を実験的に解明することが必要であり、長期的な炉内試験計画における主要なテーマの一つである。

低出力（健全）集合体におけるボイド化進行

反応度挿入率は数\$/s未満であり、過大なエネルギー発生に至ることはない。

燃料・スチール分離挙動

分離の時定数は3～5秒であり、反応度挿入としては厳しくないと考えられる。しかしながら、低温プールではスチールが未沸騰状態であるため、分離状態が維持され、他の要因による反応度印加に対する分散ポテンシャルを低下させる問題がある。

2. 2. 2 中・大規模プール

プールの沸騰挙動に駆動されるスロッシング

現状のプール挙動評価に関する不確かさは大きく、評価においては数10 \$/s以上の過大な反応度挿入率を設定せざるを得ない。炉外試験による支配現象の解明と評価モデルの開発を進め、最終的には炉内試験による機構の確認を行い、評価における不確定性を低減する必要がある。

出力過渡

他の外乱要因の反応度印加に起因した出力過渡に対するプールの応答挙動は、プールのスロッシングが核的フィードバックを含めたauto-catalyticなモードとなる可能性を支配する。このために、反応度印加機構の解明を進める一方で、炉心プールの応答特性の支配現象、即ち燃料／スチール熱移行挙動、スチール沸騰挙動等の炉心プールの沸騰挙動を解明することが重要となる。

圧力外乱

(1) FCIによる加圧

a. 制御棒案内管

プールの斉時的スロッシングと燃料コンパクションを引き起こし得るのは、炉心中央部の制御棒案内管が破損する際に生じる可能性のあるFCIである。（炉心周辺部で生じるFCIは、それが極めて斉時的に発生しない限り、理想的な2次元コンパクションを駆動することは困難である。）制御棒案内管破損時のFCI発生圧力は、SCARABEE PI-A、

PV-Aの結果から、高々5 atm程度であると推定できるが、本現象は制御棒案内管を通しての燃料流出の初期条件を与えるという意味から重要であり、炉外試験による燃料/冷却材接触モード、圧力発生機構の解明を進め、必要に応じて炉内試験の実施も長期的に検討する必要がある。

b. 上部プレナム内ナトリウムのリエントリ

炉心上方の閉塞が落下・崩壊して集合体規模の流路が開けた場合、上部プレナムのナトリウムが炉心にリエントリする可能性がある。ただし、プール内圧はスチールの蒸気圧によって5～10 atm程度であるため、最初は炉心プールから放出される二相融体と上部プレナム内ナトリウムとのFCIが発生することが予想される。事象が静定してプール内圧が1～2 atmまで低下した後に更に流路が確保されていれば、ナトリウムが再流入することが可能となるが、この場合には炉心燃料インベントリの相当量が既に上部プレナムへ流出しているため、過大なエネルギー発生には至らないと考えられる。

(2) 構造材の破損に伴う圧力解放

a. 炉心外周での集合体管壁溶融貫通

貫通集合体側にナトリウムが残留していれば、制御棒案内管と同様にFCIが発生する。ただし、ピン束体系であるため、FCIに寄与する質量は融体、ナトリウム共に少なくなる。他方、ナトリウムが残留していなければ、プール側の圧力が高いことから、プールは減圧によって局所的にboil upする一方で、径方向に拡大する。従って、反応度挿入としては負となる可能性が高い。また、炉心外周部での事象であるため、炉心プールの2次元的なコンパクションを駆動する機構としては有効ではない。

b. 炉心上部閉塞の落下・崩壊

減圧に伴うプールのboil up挙動が局所的であればプール液面での揺動を引き起こすが、減圧事象であるためにプールのboil up状態が維持され、過大な反応度挿入率とはならないものと予想される。また、支配現象はプール体系でのflashingであるため、従来の各種実験データとコード検証とによって評価手法を確立できる。

低温物質の混入

(1) 上部分散燃料の落下

プールの局所的collapseを引き起こすほどの落下が生じた場合は、同時に圧力解放によるプールのboil upが競合すると考えられるため、この機構による反応度挿入はそれほど厳しくはならないものと予想される。

(2) 集合体壁の溶融・混入

連続的な溶融・混入が生じている場合は、厳しい反応度挿入を駆動するプール全体の巨視的な運動を生じる要因とはならないと考えられる。(1)と同様にプールのcollapseを引き起こすほどの大量の構造材の混入が生じた場合は、同時に低圧集合体への流路解放によるboil upと競合する。また、集合体壁の溶融・混入は炉心外周部での事象である

ため、炉心プールの2次元的なコンパクションを駆動する機構としては有効ではない。

燃料／スチール分離

(1) 分離の機構

分離の機構を考えるために逆に燃料／スチール沸騰プールで両成分が分離しない機構（攪拌効果）を考える。

－炉心プールでは燃料の体積率が大きく、燃料が連続相を形成するため、燃料と気泡の運動量結合が強く、分離を抑制する。

－スチールの体積率が大きい領域では、気泡上昇に伴う流速場で燃料の液滴が浮遊する。

両機構とも、現在の段階では実験的な裏付けがなく、分離の影響を検討しておく必要がある。

(2) 分離の影響

燃料の炉心下部への集中、スチールの反射体効果で出力レベルが上昇する。この場合、燃料／スチール間の熱移行が制限されるために、両成分間の温度差が大きくなり（数100K以上）、両成分が混合するような外乱が加えられた場合にスチールの激しい沸騰が生じる状況となる。この結果、大きな反応度挿入率とはならないものの再臨界に至ることも考えられる。

また、他の駆動要因による反応度挿入に対しても、燃料とスチールが分離しているためにスチール蒸気による分散ポテンシャルが小さく、過大な反応度挿入率となる可能性もある。

(3) 研究方針







2成分系の炉外試験で(1)の攪拌効果が有効であることを確認する。その後、必要に応じて炉内試験の必要性、試験条件等を検討する。

2. 2. 3 まとめ

以上の反応度印加要因に関する検討結果を表2. 1にまとめて示す。遷移過程においてエネルギー発生に対する重要度が高く、かつ評価における不確定性の大きな反応度印加要因は、集合体規模プールでの上部分散燃料の斉時的落下と、中～大規模プールにおけるプールの沸騰に起因したスロッシングである。特に炉心沸騰プール挙動の支配現象は、外乱に対するプールの過渡応答挙動とそれに伴う反応度印加挙動の素事象でもあり、その炉外・炉内試験を通じた説明は、遷移過程における発生エネルギー評価の不確かさを低減するために必要不可欠である。

表 2.1 プール形成過程における反応度印加要因と炉内外試験の役割

プール規模	反応度印加要因	発生エネルギーに対する重要度	現象論的知見の現状	炉外試験で解明すべき基本挙動	支配機構の実証に不可欠かつ炉内試験のみが達成可能な試験条件
集合体規模 低温プール	炉心上部分散燃料の落下	大	×		・分散・再配置燃料の模擬と核発熱
	低出力集合体におけるボイド化進行	小	○		
中規模 プール	炉心中心部の制御棒案内管におけるFCI 加圧	中	△	<ul style="list-style-type: none"> ・実機模擬度の高い系でのFCIによる圧力発生挙動 ・圧力印加に対する沸騰プールの巨視的挙動 	
中～大規模 プール	炉心プール沸騰に駆動されたスロッシング	大	×	<ul style="list-style-type: none"> ・体積加熱下での気泡成長・浮上挙動 ・不混和性2成分液体+気体系の混合・伝熱挙動 	<ul style="list-style-type: none"> ・実物質（燃料/スチール）、核加熱（駆動炉心との核的結合挙動を含む）
	炉心外周部での制御棒案内管、集合体におけるFCI	小	△	<ul style="list-style-type: none"> ・実機模擬度の高い系でのFCIによる圧力発生挙動 ・圧力印加に対する沸騰プールの巨視的挙動 	
	上部プレナムのナトリウム再流入によるFCI	小	×		
	炉心上方低温物質の落下・混入	小	×		

 : CONTROL ROD
  : BOILING
  : SLUMPING AND CLAD MOTION
 : UNVOIDED
  : SLUMPING
  : FCI

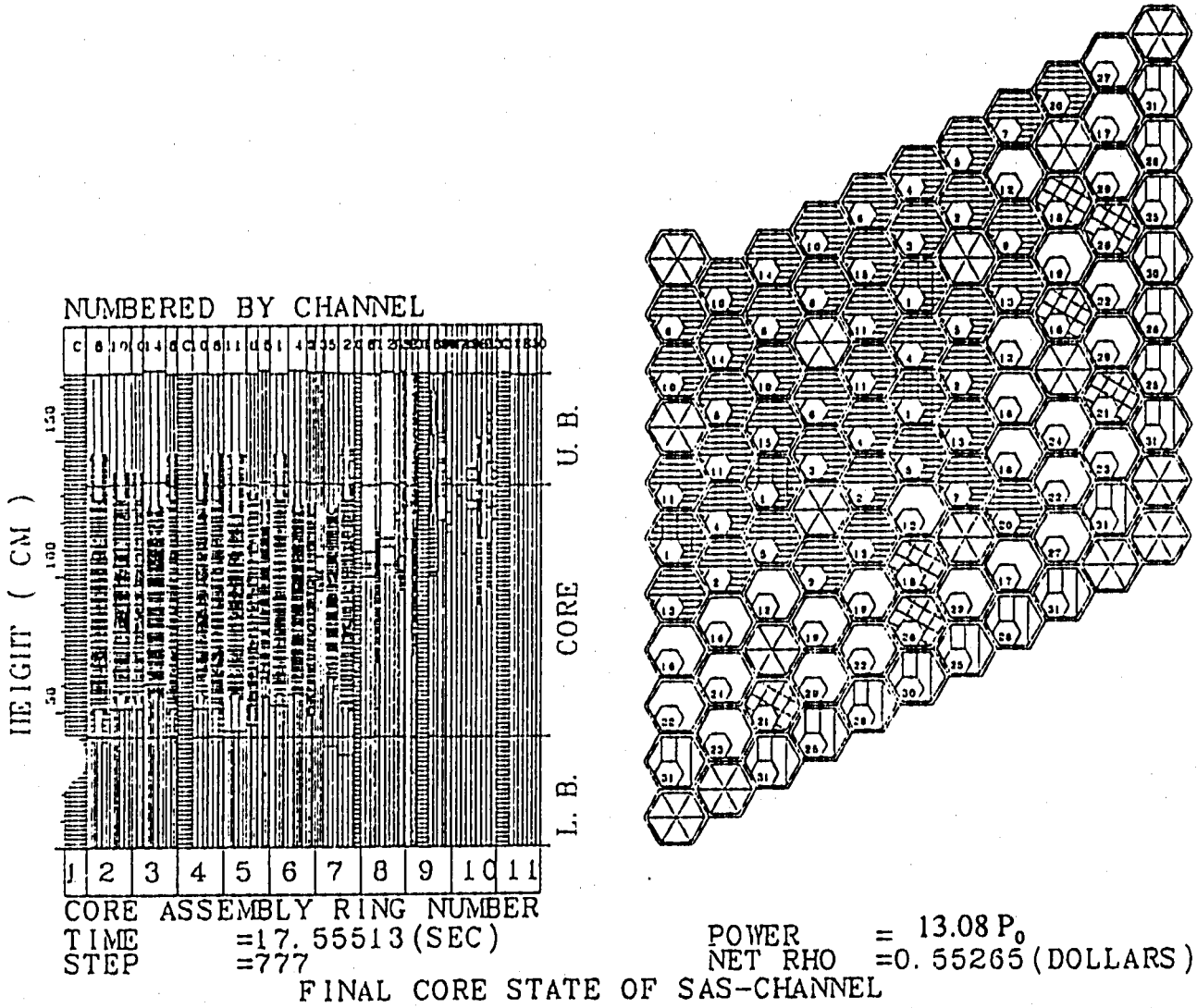
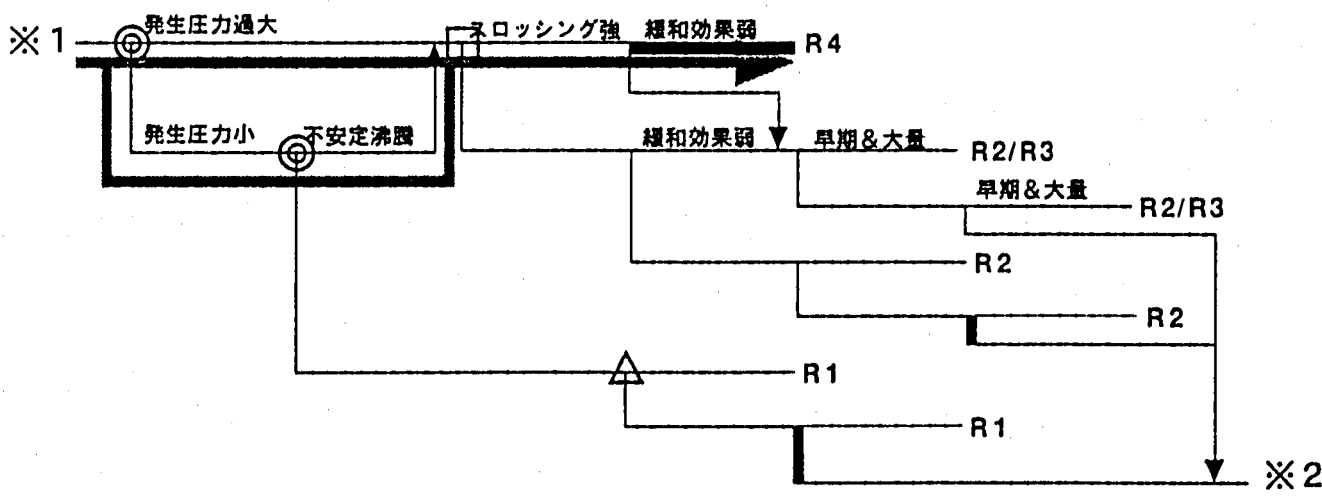
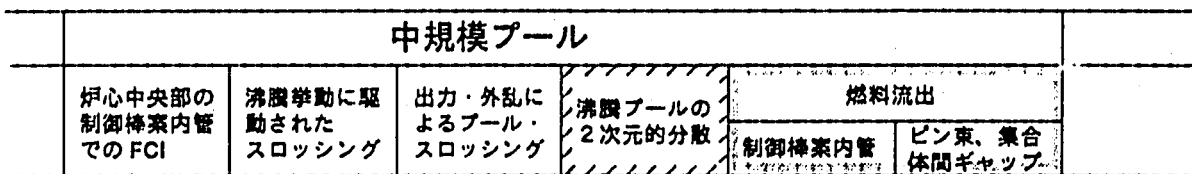
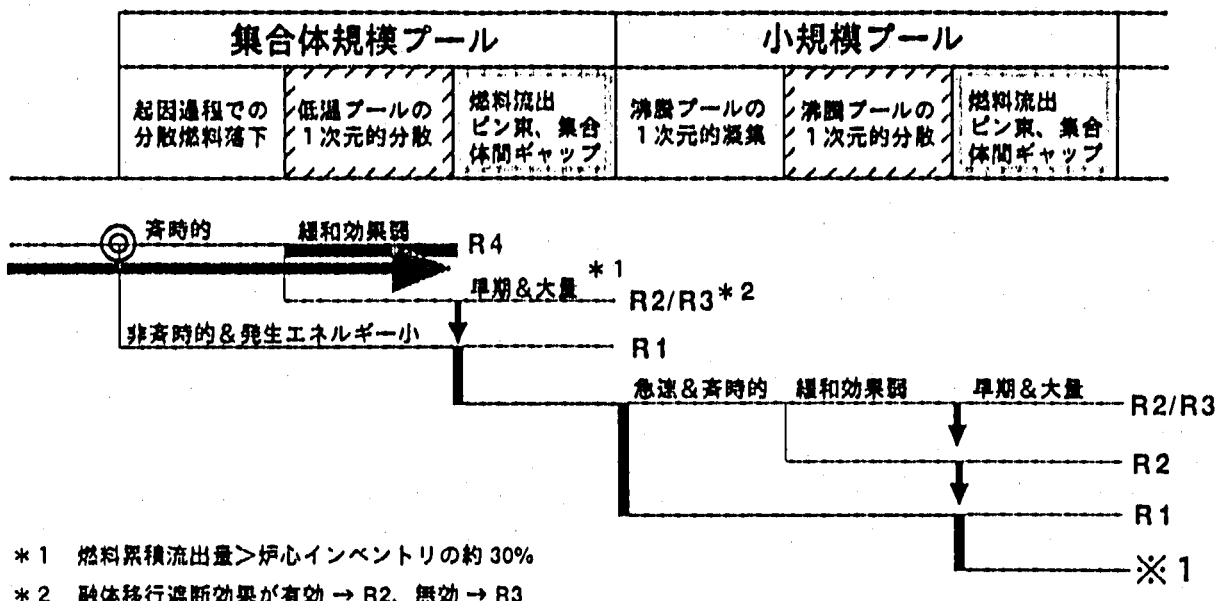


図 2.1 起因過程終状態
 (炉心ボイド率 46.117%)

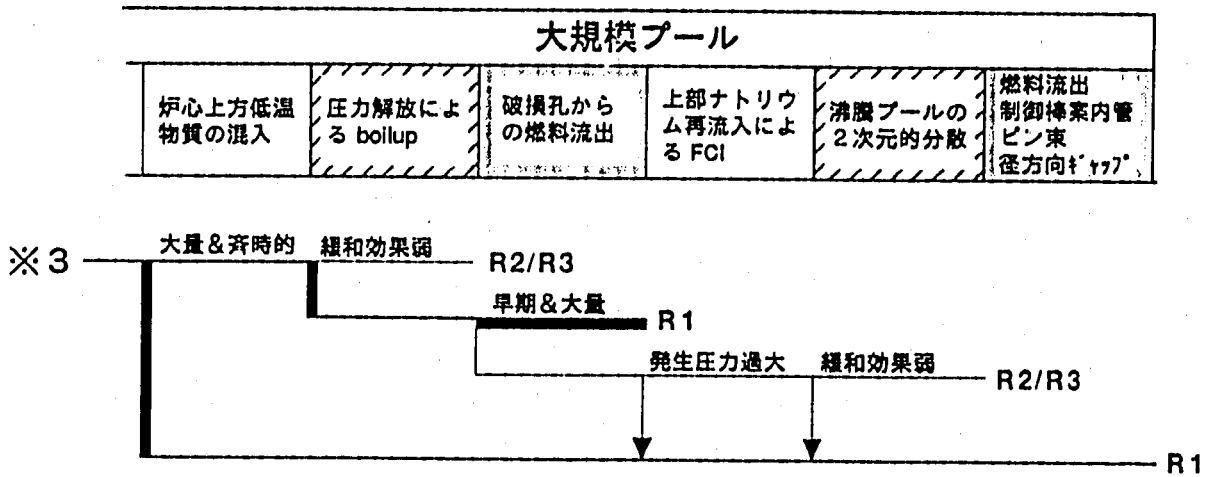
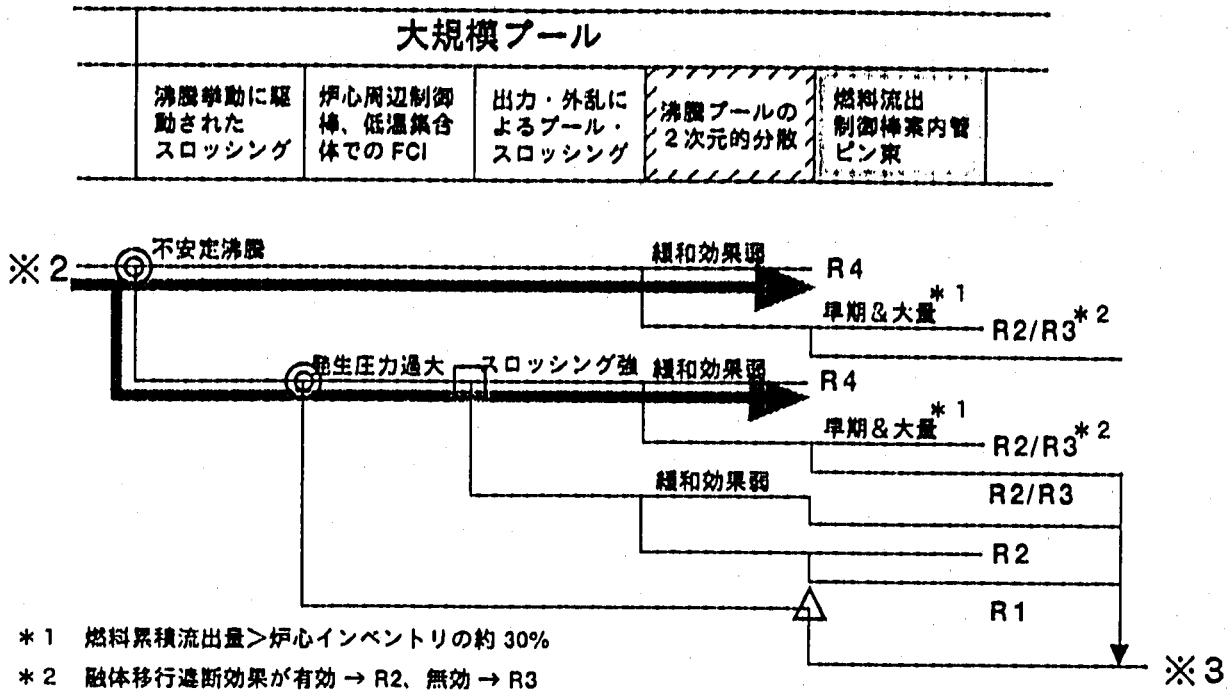


- 今後の炉外・炉内試験、評価手法開発で排除すべき事象進展シナリオ
- ◎ 上記シナリオを排除するために、炉内試験による機構の実証が不可欠な反応度印加機構
- 上記シナリオを排除するために、炉外試験による現象解明が必要な反応度印加機構
- △ 炉内試験による解明が重要な発生エネルギー低減機構

- 発生エネルギーカテゴリー
- R4 : 厳しい再臨界、格納施設に対する影響大
 - R3 : 再臨界エネルギー発生するが、格納施設への影響は小
 - R2 : 再臨界が発生するが、機械的エネルギーの発生無し
 - R1 : 再臨界発生せずに核的事象収束

- 反応度印加によるエネルギー発生に対する緩和機構
- 燃料流出による核的活性度低下の機構

図 2.2 反応度印加／緩和機構と事象進展シナリオ (1/2)



- 今後の炉外・炉内試験、評価手法開発で排除すべき事象進展シナリオ
- ◎ 上記シナリオを排除するために、炉内試験による機構の実証が不可欠な反応度印加機構
- 上記シナリオを排除するために、炉外試験による現象説明が必要な反応度印加機構
- △ 炉内試験による説明が重要な発生エネルギー低減機構

発生エネルギーカテゴリー

R4：厳しい再臨界、格納施設に対する影響大

R3：再臨界エネルギー発生するが、格納施設への影響は小

R2：再臨界が発生するが、機械的エネルギーの発生無し

R1：再臨界発生せずに核的事象収束

反応度印加によるエネルギー発生に対する緩和機構

燃料流出による核的活性度低下の機構

図 2.2 反応度印加／緩和機構と事象進展シナリオ (2/2)

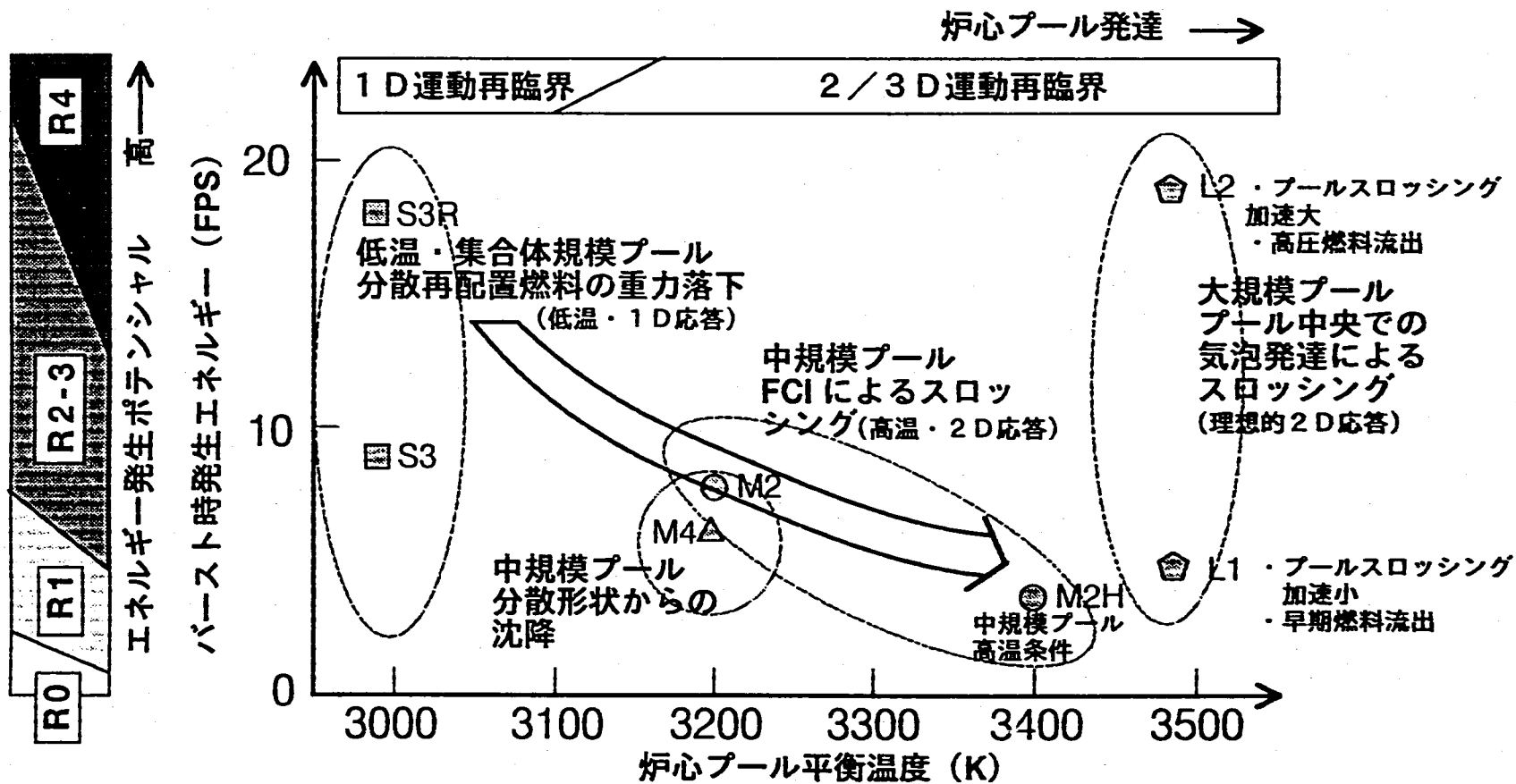


図 2.3 プール形成過程における出力バーストの例

(燃料30 ton/アスペクト比3のプール)

3. ナトリウム火災の検討

3. ナトリウムコラム漏洩燃焼に関するパラメータ計算

高速炉プラントで想定されるナトリウムコラム状(棒状)漏洩燃焼事象の熱影響評価手法(SOFIRE-M3コード)の概要と、それを使用したパラメータ計算の結果を示す。

3.1. SOFIRE-M3コードの概要

SOFIRE-M3コードは、ナトリウムのコラム+プール燃焼とそれに伴う熱移行挙動を解析するための計算コードである。以下に同コードのコラム燃焼計算モデルの概要を示す。

ナトリウムコラム燃焼挙動に対して影響を与える主要因子は、漏洩流が床へ衝突した時のナトリウムの飛散量とその時に形成される液滴の表面積であると考えられる。この2つの因子はどちらも直接確定しにくいので、ナトリウム漏洩流量と漏洩流の床への衝突速度(落下高さ)を変化させたナトリウムコラム状漏洩燃焼試験を実施し、試験体系内の熱量変化からナトリウムのコラム燃焼速度を求めた。また、コラム燃焼速度がナトリウム漏洩流量と雰囲気ガス中の酸素濃度に比例するとの仮定を基に、床への衝突速度に対する相関式を導出した。この時の試験装置を図3.1に、試験結果と相関式を図3.2に示す。

SOFIRE-MIIIコードにはこの相関式が組み込まれており、ナトリウム漏洩流量と床への衝突速度(落下高さ)、酸素濃度、の3つの因子に応じてコラム燃焼速度が計算される。コラム燃焼で発生した反応熱は熱伝導、対流、輻射などの熱移行メカニズムによってナトリウムや雰囲気ガス、周囲構造物中に伝達されるが、これについてはユーザーが入力で熱移行割合を指定するようになっている。ただし、この発生熱の分配に関する入力パラメータには推奨値(相関式を組み込んだ計算コードを使った試験後解析から決定した値)がある。推奨値を使用した場合のコード解析結果と試験結果の比較例を図3.3に示す。

3.2. ナトリウムコラム漏洩燃焼のパラメータ計算

2次系ナトリウム漏洩燃焼時の熱影響評価とそれに関連するプラント設計に資することを目的として、ナトリウムのコラム+プール燃焼のパラメータ計算を実施した。

3.2.1 計算条件

基準ケースの計算条件と変化させるパラメータを以下に述べ、それぞれ図3.4および表3.1に示す。

[基準ケース]

2セル体系(事故室、連通室)

事故室 10m × 10m × 5m (容積500m³, 床面積 100m², 他の壁面積 300m²) ---- コラム+プール燃焼

連通室 20m × 20m × 5m (容積2000m³, 床面積 400m², 他の壁面積 800m²)

構築物 コンクリート厚さ80cm, 床には厚さ6mmの鋼製ライナ、断熱材なし。

Na漏洩率 3 kg/s
漏洩継続時間 1 hr (総漏洩量 10.8 ton)
漏洩高さ 2 m
Naプール面積 100 m²
初期温度 ガスおよび構造物 50℃、漏洩Na 500℃
初期ガス圧力 1気圧
セル間開口面積 10 m²
ガス漏洩率 3000 %/day (差厚100mmAq)
解析時間 2 hr

[変化させるパラメータ]

(1) 漏洩高さ

ナトリウム配管の床からの高さに相当するコラム漏洩高さを4 m, 6 mと変化させた。

(2) Na漏洩率 (漏洩継続時間一定)

Na漏洩率を10 kg/s, 30 kg/sと変化させた。他の条件は基準ケースと同じであるため、Naの総漏洩量も漏洩率に比例して変化する。

(3) Na漏洩率 (総漏洩量一定)

Naの総漏洩量を一定に保ったまま、Na漏洩率を10 kg/s, 30 kg/sと変化させた。したがって、漏洩継続時間をNa漏洩率に反比例して変化させた。

(4) セル容積 (プール面積一定)

事故室と連通室の容積をともに2倍および1/2倍した。この時、プール面積が一定に保たれるよう、床面積を一定にした。したがって、部屋の高さを変化させたことになる。これに伴い、初期のガス体積とコンクリート構造物(壁や天井)の体積が変化する。

(5) セル容積比 (2セルの総容積一定、プール面積一定)

事故室と連通室の容積の和を一定に保ったまま、両室の容積の比を変化させた。すなわち、全空間容積を2500 m³一定にして事故室の空間容積を3倍および1/2倍とした。この時も(4)と同様に、プール面積一定の条件を課した。

(6) セル間通気率

事故室と連通室の間の通気率を変化させた。実際には両室間の開口面積を基準ケースの10 m²に対して3 m²とした場合について計算を行った。

(7) ガス漏洩率

外気(大気)との圧力差による連通室からのガス漏洩率を、10倍(30000 %/day)および1/10倍(300 %/day)と変化させた。

[評価項目]

パラメータ計算の結果については、評価上重要と考えられる以下の項目に着目した。

- ガス最高圧力
- Naプール温度
- 壁温度

- Na燃焼量 (コラム、プール)

3.2.2 計算結果

計算結果を表3.2に示す。この表では、各パラメータを変化させた場合の影響度をわかりやすくするため、壁温度(コンクリート温度)については初期値と最高値の差を示してある。また、基準ケースにおける主な物理量の推移を図3.5に、さらに、各計算ケース毎の比較のために事故室のガス温度、壁温度、Naプール温度、酸素濃度の推移を図3.6～図3.12に示す。

基準ケースにおける事象推移を簡単に述べると、図3.5に見られるように、セル内に酸素が十分にある初期に激しく燃焼し、発生した熱がNaやガスから構造物に伝達されるため、温度ピーク発生時刻はNaプールとガスが比較的早く構造物については比較的遅い。ガス圧力は非常に早い時刻に最大となり、その後は体系外へのガス漏洩効果により、ほぼ大気圧で推移する。連通室に比べて事故室の酸素濃度の方が低いという点はNa燃焼に影響を及ぼすという意味で重要である。

各種パラメータを変化させた場合の影響について、表3.2及び図3.6～3.12をもとに、評価項目毎の結果とそれに対する考察を示す。基準ケースと比較して各評価項目がどのように変化したかという観点で結果を眺めることによって、設計に係わる因子の影響度を定性的に把握する。

(1) 漏洩高さ ----- 図3.6

圧力ピーク	漏洩高さが高くなるにつれて燃焼速度が増大するため圧力ピーク値も高くなる。
Na燃焼量	棒状漏洩燃焼試験によると、棒状燃焼速度は漏洩高さの約1.3乗に比例する。このため、計算結果でも棒状燃焼量が増加している。しかし、初期の酸素量が同量であるため、棒状燃焼量の増加に伴ってプール燃焼量が減少しており、全燃焼量には差が現れていない。
プール温度	初期の棒状燃焼速度の違いにより最高温度に違いが見られるが、トータル燃焼量がほぼ等しいため長期的には大差がない。
壁温度	プール温度の場合と同じ理由で最高温度には差があるが最終的には同程度になる。

(2) Na漏洩率 (漏洩継続時間一定) ----- 図3.7

圧力ピーク	Na漏洩率の増加により棒状燃焼が激しくなるためガス温度が上昇し圧力ピークが高くなる。
Na燃焼量	棒状燃焼量はNa漏洩率が高くなるにつれて増加する。しかし(1)の場合と同様にプール燃焼量が減り、トータル燃焼量には大差がない。
プール温度	トータル燃焼量は同じであるが総漏洩量が増えたためプール温度は上昇した。
壁温度	最高温度、最終温度ともに高くなる。前者は初期コラム燃焼速度の違いによるもの、後者は(トータル燃焼量は同じだが)総漏洩量が増えたため体系内に入った顕熱が増加したことによる。

(3) Na漏洩率 (総漏洩量一定) ----- 図3.8

(2) との違いは漏洩継続時間、すなわち総漏洩量である。基準ケースとの違いは初期の棒状燃焼の激しさだけである。

圧力ピーク	ピークは初期にできるため(2)と全く同じである。
Na燃焼量	初期の棒状燃焼速度に違いがあるだけで、トータル燃焼量、棒状とプール燃焼量の比はほぼ同じである。
プール温度	初期の燃焼速度差により最高温度に差が出る(ピークは(2)と同じ)が、漏洩量、燃焼量に差がないため最終的には同温度に落ち着く。
壁温度	プール温度と同様に最高温度に差が出るが、最終的には同温度に落ち着く。

(4) セル容積 ----- 図3.9

圧力ピーク	初期の燃焼速度は同程度であるため、容積が小さいとピーク圧は高くなる。
Na燃焼量	空間容積によって酸素量が変わるため、それに応じて燃焼量も変化する。
プール温度	プール面積一定の条件で空間容積を変化させたため、床の体積が一定である。このため、燃焼量の変化が直接的にプール温度の変化を招いた。空間容積に応じて床面積も大きくなれば温度推移も変化する。空間容積と床面積(プール表面積)の比に依存するものと思われる。
壁温度	燃焼量増加にもかかわらずほとんど差が見られない。これは空間容積変化に伴って構造物量も変化したことによる。プール温度と同様に空間容積と構造物体積の比が関係してくると思われる。

(5) セル容積比 ----- 図3.10

圧力ピーク	事故室空間が大きく連通室空間が小さくなるとピーク値が上昇している。ガス漏洩は連通室で起こると仮定しているため、体系外へのガス漏洩量が減少することがこの原因となったと思われる。
Na燃焼量	全空間容積は同一のため酸素量が変わらず、トータル燃焼量にも変化はない。
プール温度	燃焼量に変化がないためプール温度挙動にも変化はない。ただし、プール面積(床面積)が変わるとその温度推移に影響が現れると考えられる。
壁温度	燃焼量は同じだが事故室空間容積の変化に伴い構造物体積も変化するので温度推移も変わる。

(6) セル間開口面積 ----- 図3.11

圧力ピーク	圧力には直接影響を与えない。
Na燃焼量	開口面積の減少により事故室と連通室の間のガス対流が不活発になるため、事故室と連通室の酸素濃度差が大きくなり、燃焼量は若干減少する。
プール温度	燃焼量の変化に応じて若干の違いが見られる。
壁温度	ほとんど違いが現れない。

(7) ガス漏洩率 ----- 図3.12

圧力ピーク	ピーク値とピーク発生時刻に直接影響が現れる。
Na燃焼量	ほとんど変化はない。
プール温度	ほとんど変化はない。
壁温度	ほとんど変化はない。

3.2.3 まとめ

一連のパラメータ計算を通じて、プラント設計に係わる諸因子がNaコラム+プール漏洩燃焼事象推移に与える影響を定性的に明らかにした。結果は以下のようにまとめられる。

- 漏洩高さやNa漏洩率はコラム燃焼速度に直接的な影響を及ぼすため、最も重要な因子である。
- セルの大きさ(建物の大きさ)が大きくなると、系内の酸素量の増加に伴いNa燃焼量が増える一方、除熱源として働く構造物等の量が増すためにその温度上昇が抑制される方向になる。この意味で、Na漏洩量と酸素量、構造物の熱容量のバランス関係が重要な因子といえる。
- セルの大きさ、セル容積の相関関係、セルからのガス漏洩率などの因子はガス圧力ピーク値に影響を及ぼす。

各因子の重要度は概ね表3.3のようにまとめられる。

以上

表3.1 パラメータ計算における計算条件変更内容一覧

変更条件項目	ケースNo.	変更したパラメータの値
基準ケース	c01	——
漏洩高さ	c02	4 m
	c03	6 m
Na漏洩率 (漏洩継続時間一定)	c04	10 kg/s 総漏洩量は 36 ton
	c05	30 kg/s 総漏洩量は 108 ton
Na漏洩率 (総漏洩量一定)	c06	10 kg/s 漏洩継続時間は 18 min.
	c07	30 kg/s 漏洩継続時間は 6 min.
セル容積	c08	事故室 1000 m ³ , 連通室 4000 m ³
	c09	事故室 250 m ³ , 連通室 1000 m ³
セル容積比	c10	事故室 1500 m ³ , 連通室 1000 m ³
	c11	事故室 250 m ³ , 連通室 2250 m ³
セル間通気率	c12	セル間開口面積 3 m ²
ガス漏洩率	c13	連通室からのガス漏洩率 300 %/day at 100 mmAq
	c14	連通室からのガス漏洩率 30000 %/day at 100 mmAq

表3.2 SOFIRE-M3コードによるパラメータ計算主要結果一覧

変更条件	ケース No.	最高ガス圧力 ² (kg/cm ² -g)	ガス最高温度(°C)		壁温度上昇値(°C)		Naプール最高温度°C	Na燃焼量 (kg)	
			事故室	連通室	事故室	連通室		コラム	プール
基準	c01	0.080	312	105	146	21	521	612	616
漏洩高さ	c02	0.155	394	117	184	23	565	963	335
	c03	0.207	459	131	214	25	615	1112	222
Na漏洩率	c04	0.188	428	125	196	27	556	1059	245
	c05	0.297	618	155	236	29	582	1258	85
Na漏洩率と漏洩時間	c06	0.188	428	125	182	21	556	674	563
	c07	0.297	618	155	180	20	582	574	669
セル容積	c08	0.046	301	98	151	19	580	815	1140
	c09	0.123	307	107	117	19	459	398	298
セル容積比	c10	0.166	249	95	86	15	563	545	726
	c11	0.059	347	111	179	24	516	636	575
セル間通気率	c12	0.070	314	74	165	9	479	559	574
ガス漏洩率	c13	0.163	323	109	147	21	549	598	650
	c14	0.010	312	105	147	21	520	619	639

注) 壁温度はコンクリート表面温度の最高上昇値(最高値-初期値)を示す。

表3.3 各パラメータが結果へ与える影響

	ガス最高圧力	Na燃焼量	Naプール温度		コンクリート温度	
			短期	長期	短期	長期
漏洩高さ	○	△	○	△	○	△
Na漏洩率(量)	○	△	○	○	○	○
セル容積	○	○	△	△	△	△
セル容積比	△	×	△	△	△	△
セル間通気率	×	△	×	×	×	×
ガス漏洩率	○	×	×	×	×	×

- 影響が大きい
- △ 場合によっては影響が大きくなる
- × 影響が小さい

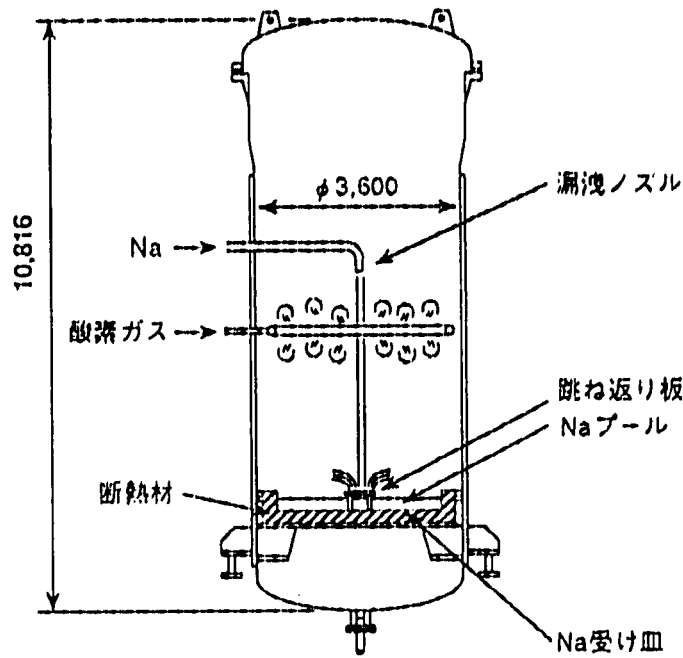
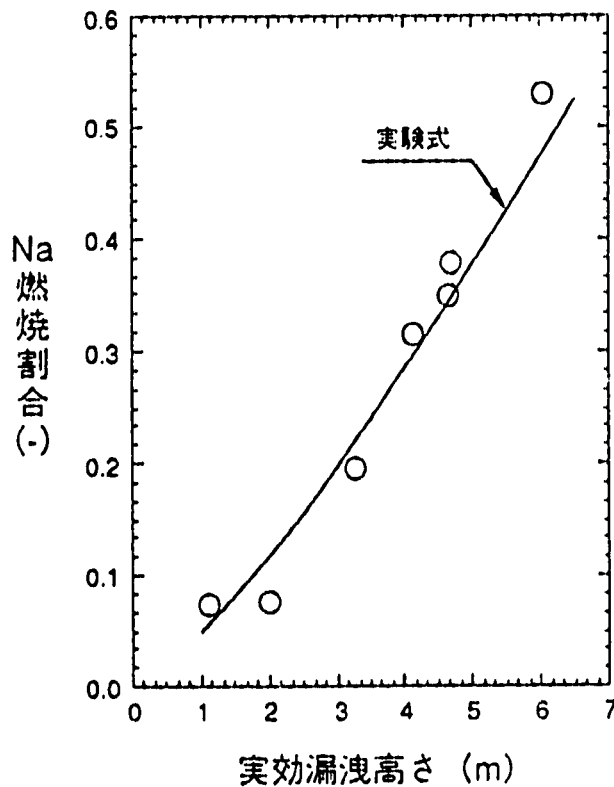


図3.1 Na棒状漏洩燃焼試験装置 (SOLFA-2)



$$[\text{Na燃焼割合}] = \frac{[\text{棒状燃焼速度}]}{[\text{棒状漏洩流量}]} = \frac{B_c}{W}$$

実効漏洩高さ：床への衝突速度から換算した自然落下高さ

<実験式> $B_c = a \cdot W \cdot H^b \cdot C_{O_2}$

B_c : Na棒状燃焼速度 (kg-Na/s)

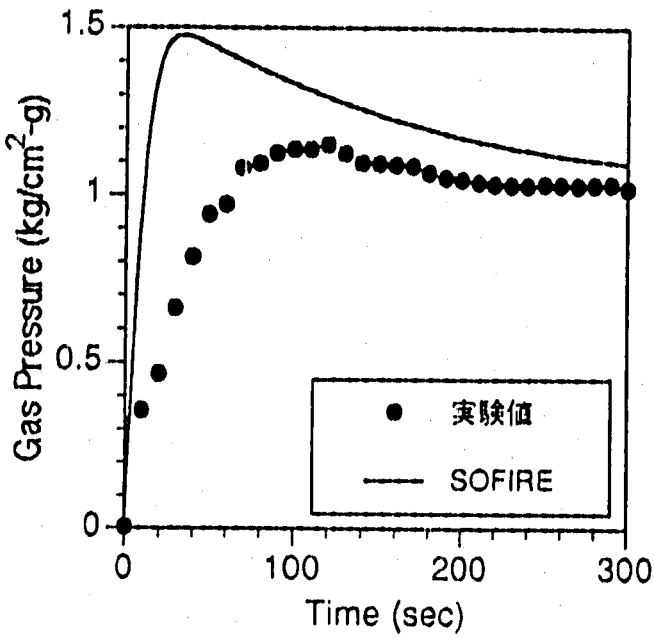
W : Na漏洩流量 (kg-Na/s)

H : 棒状流の落下高さ (m)

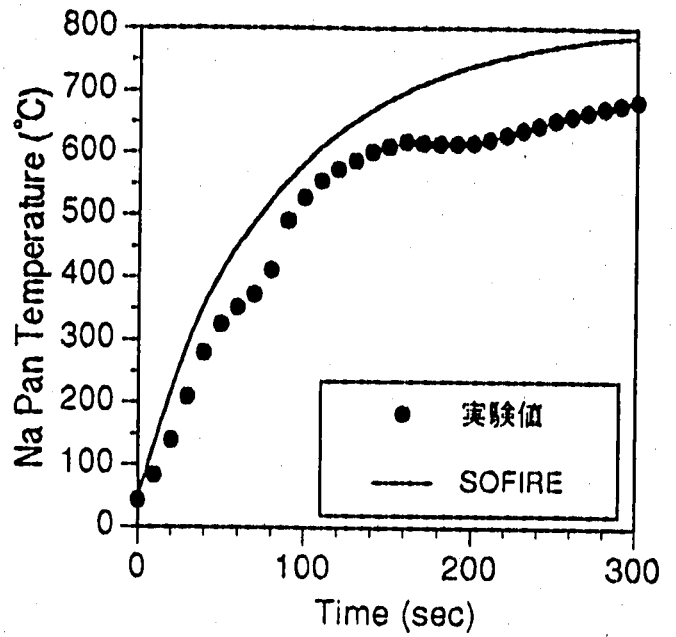
C_{O_2} : 酸素モル分率

a, b : 実験定数

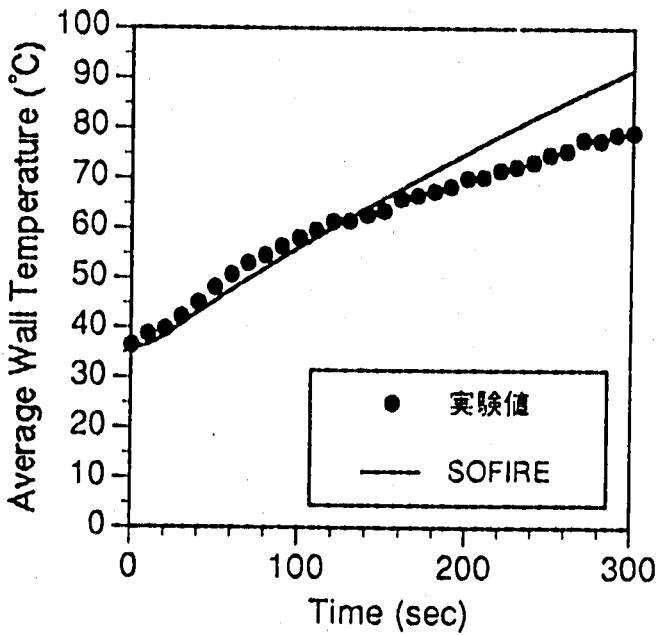
図3.2 棒状漏洩燃焼試験結果 (酸素濃度 21%換算の棒状燃焼割合)



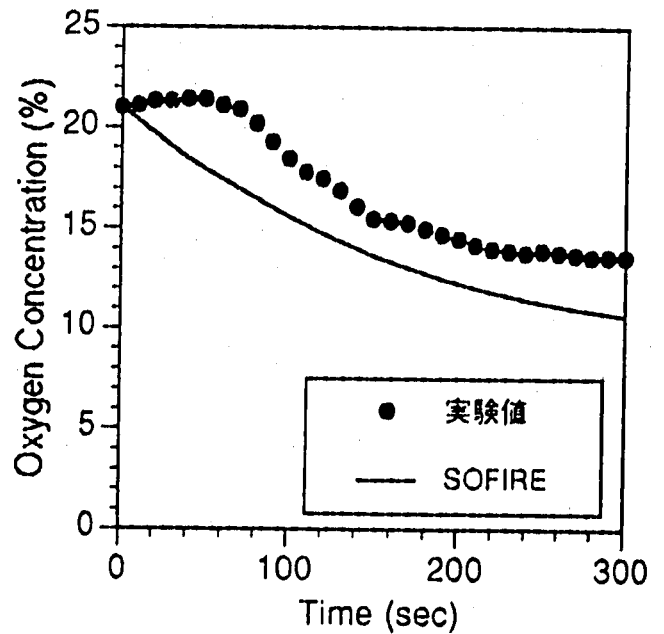
(a) ガス圧力



(b) Na受け皿温度



(c) 壁平均温度



(d) 酸素濃度

図3.3 Na棒状燃焼試験結果とSOFIRE-M3コード計算結果の比較例 (Run-E3-5)

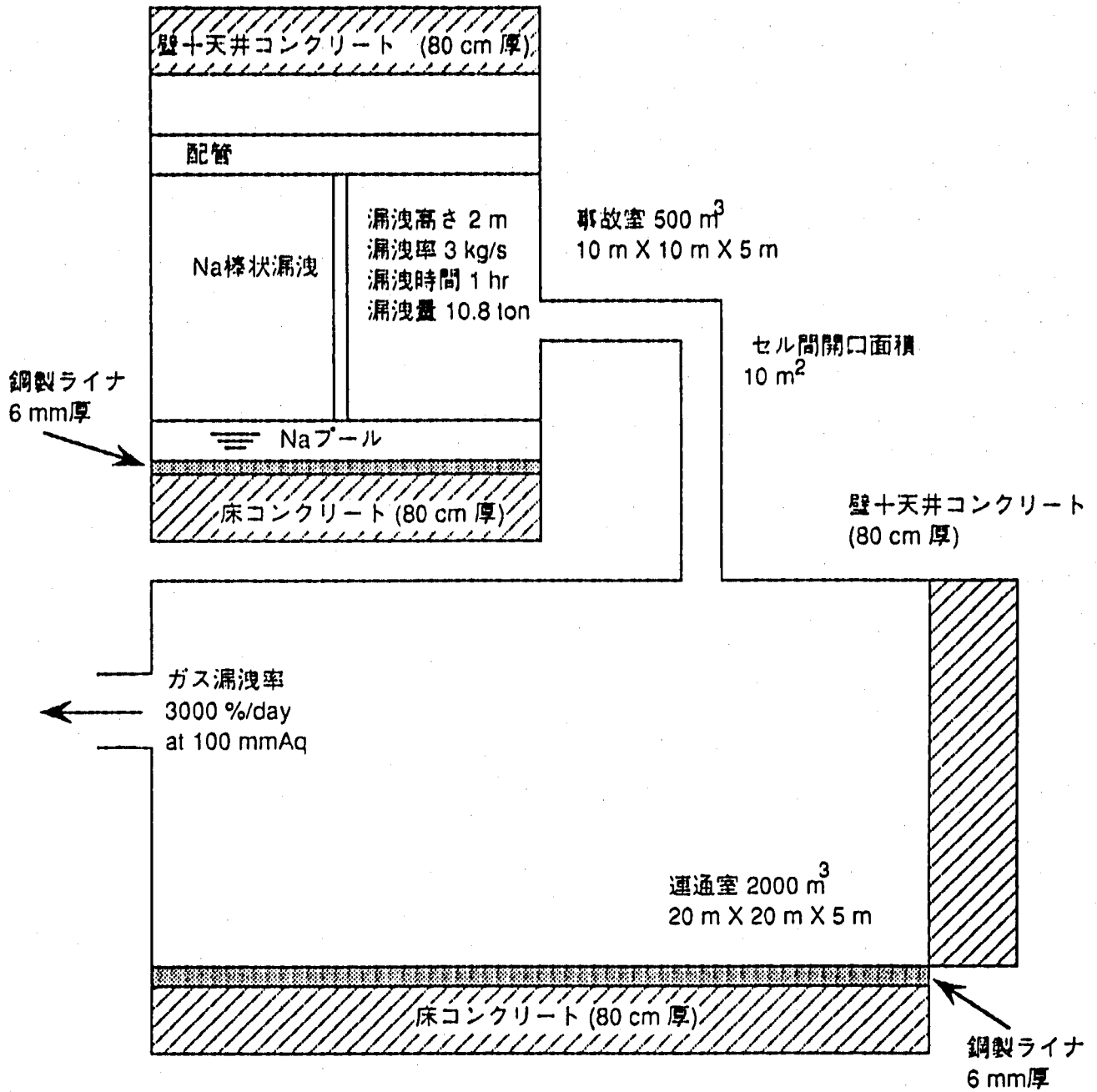


図3.4 Na棒状燃焼パラメータ計算の基準計算条件

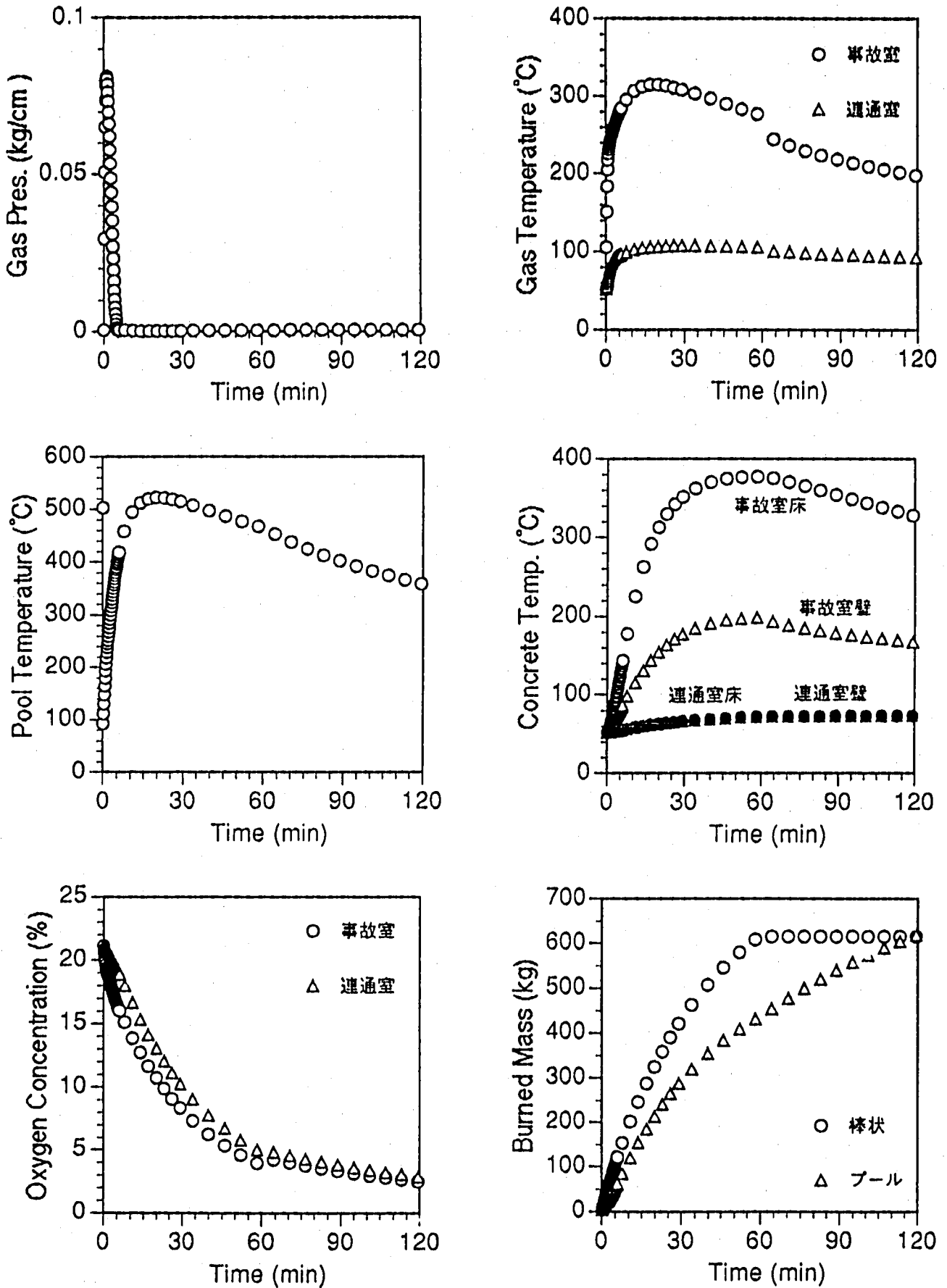


図3.5 Na棒状漏洩燃焼計算基準ケースの主要結果

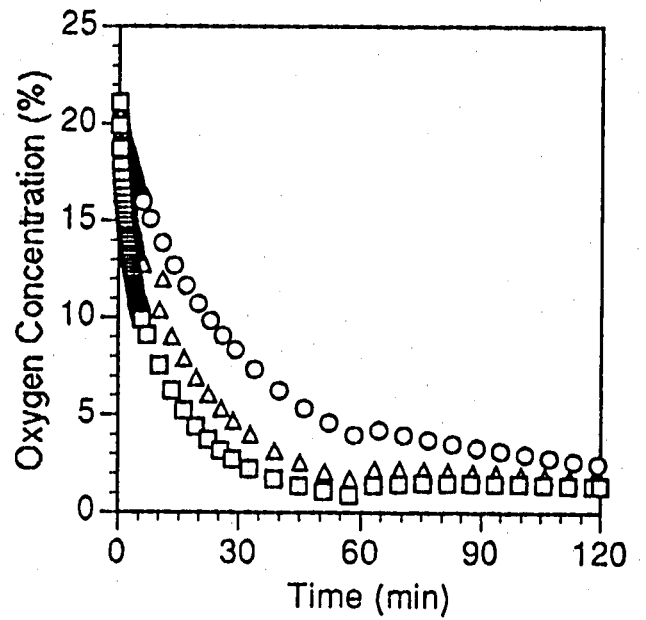
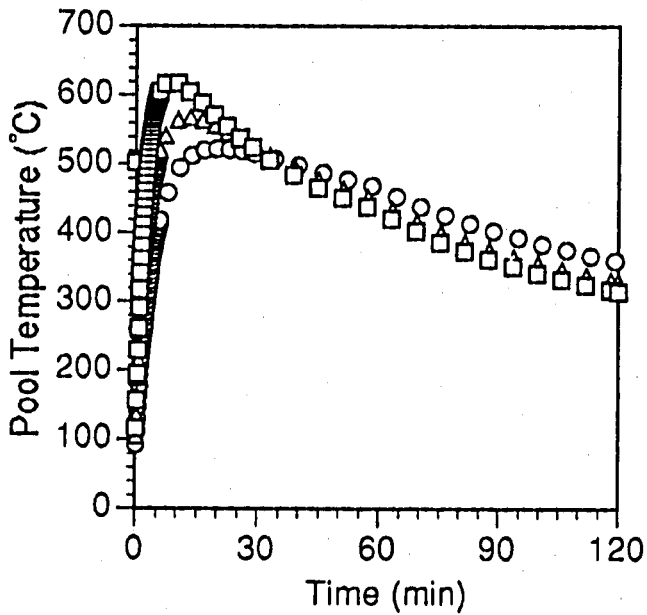
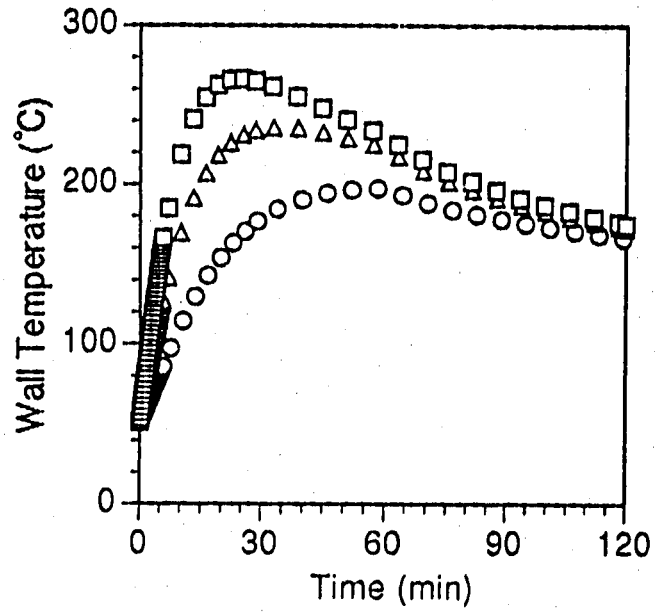
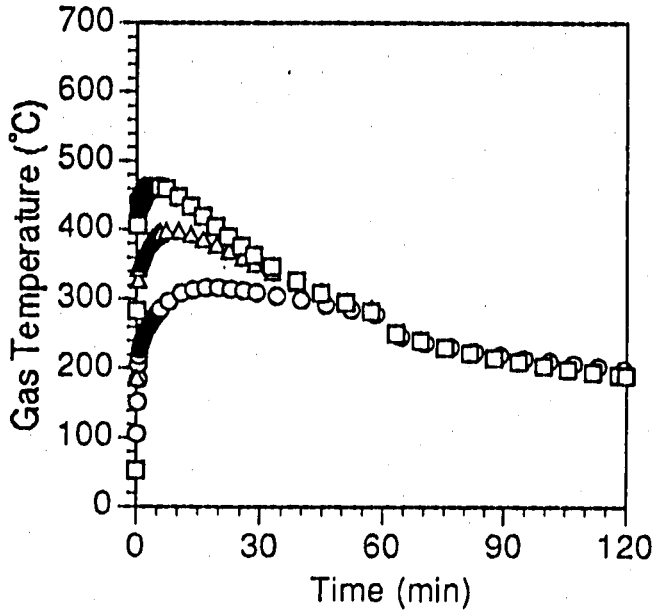
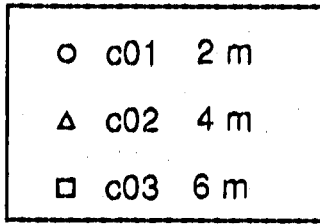


図3.6 Naコラム燃焼パラメータ計算結果
- 漏洩高さの効果 -

○	c01	Na漏洩率 3 kg/s, 総漏洩量 10.8 ton
△	c04	Na漏洩率 10 kg/s, 総漏洩量 36 ton
□	c05	Na漏洩率 30 kg/s, 総漏洩量 108 ton

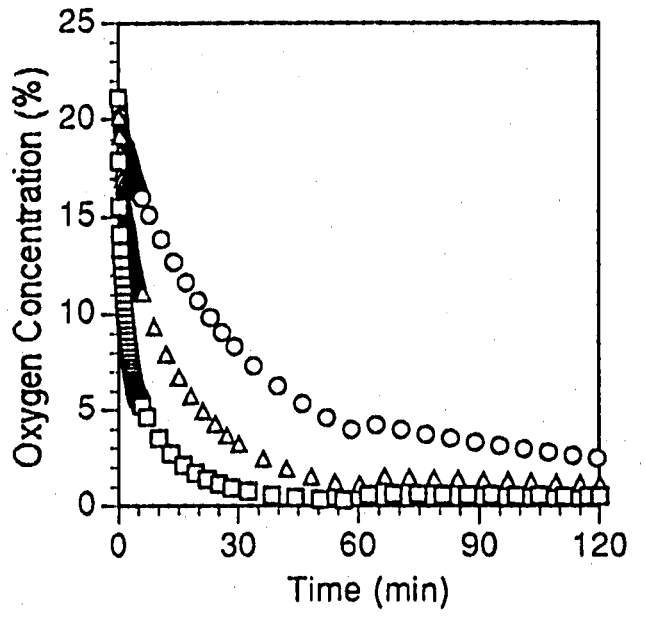
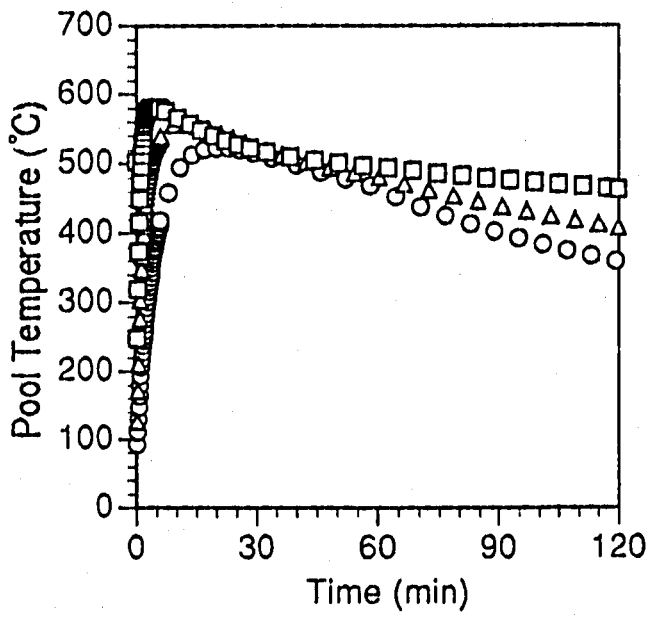
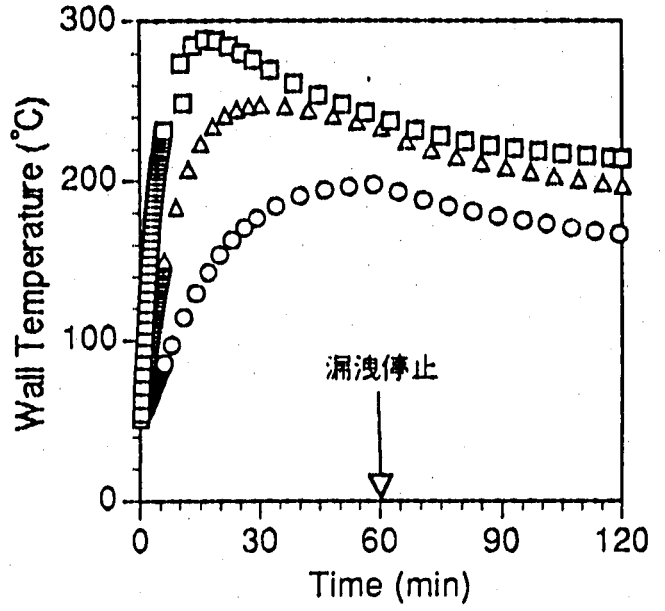
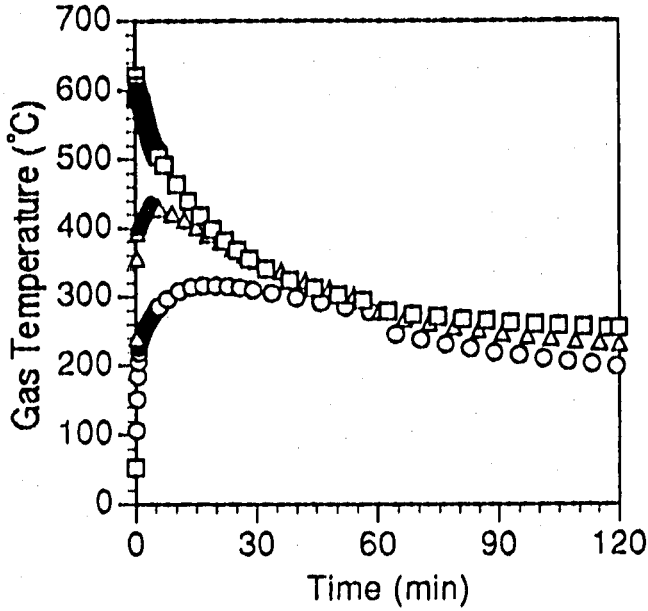


図3.7 Naコラム燃焼パラメータ計算結果
 - Na漏洩率の効果(漏洩継続時間一定) -

- c01 Na漏洩率 3 kg/s, 漏洩継続時間 3600 sec
- △ c06 Na漏洩率 10 kg/s, 漏洩継続時間 1080 sec
- c07 Na漏洩率 30 kg/s, 漏洩継続時間 360 sec

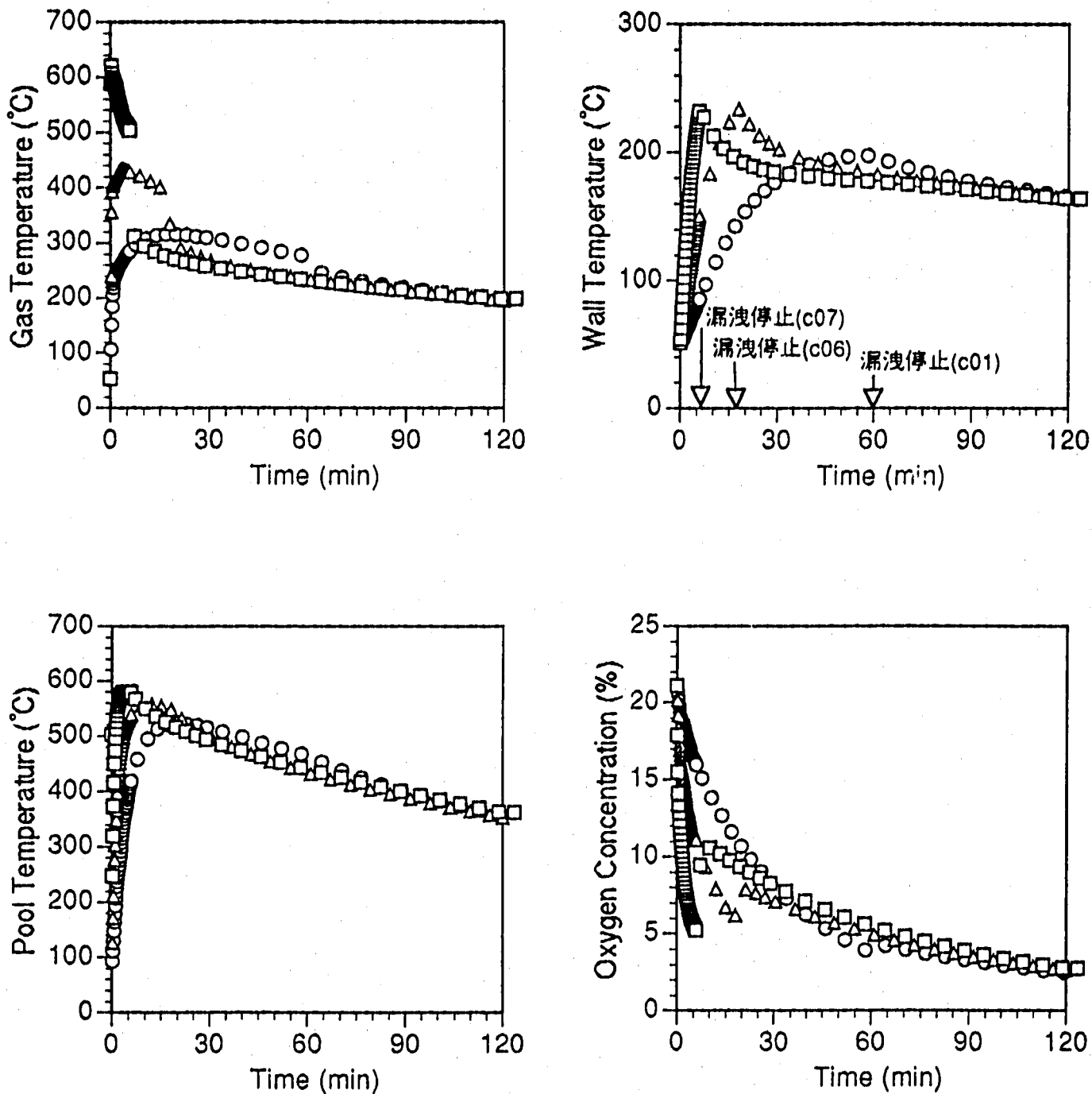


図3.8 Naコラム燃焼パラメータ計算結果
- Na漏洩率の効果(総漏洩量一定) -

○	c01	事故室 500 m ³ , 連通室 2000 m ³
△	c08	事故室 1000 m ³ , 連通室 4000 m ³
□	c09	事故室 250 m ³ , 連通室 1000 m ³

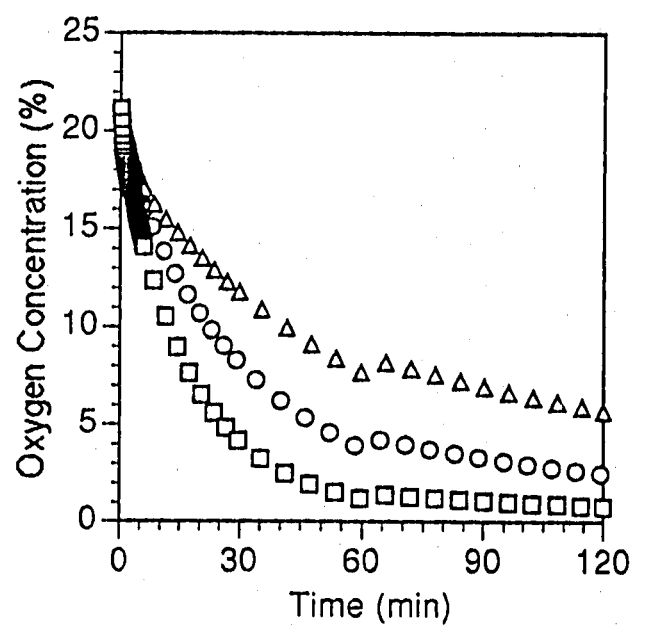
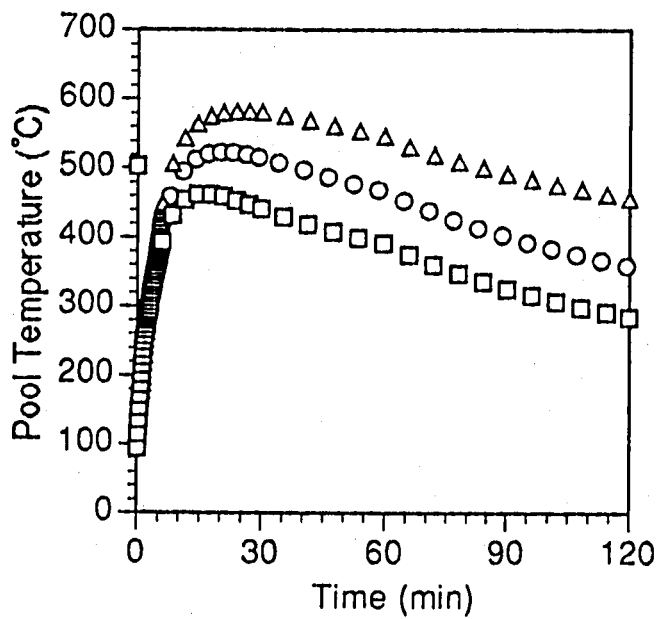
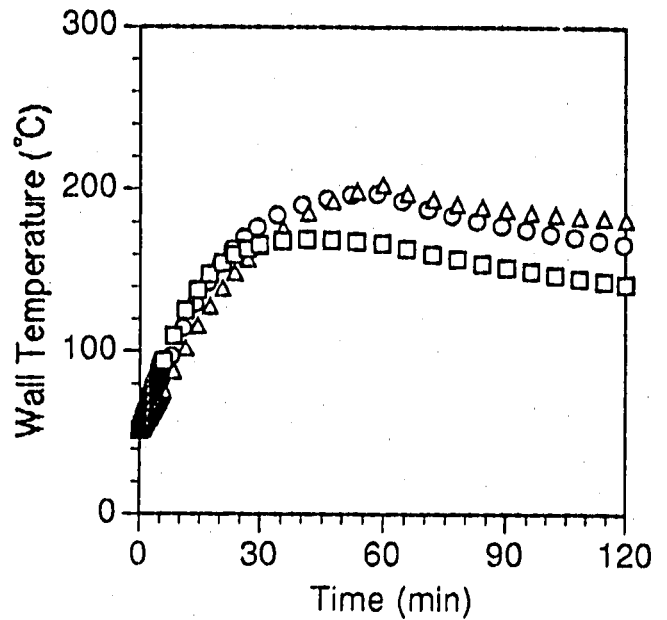
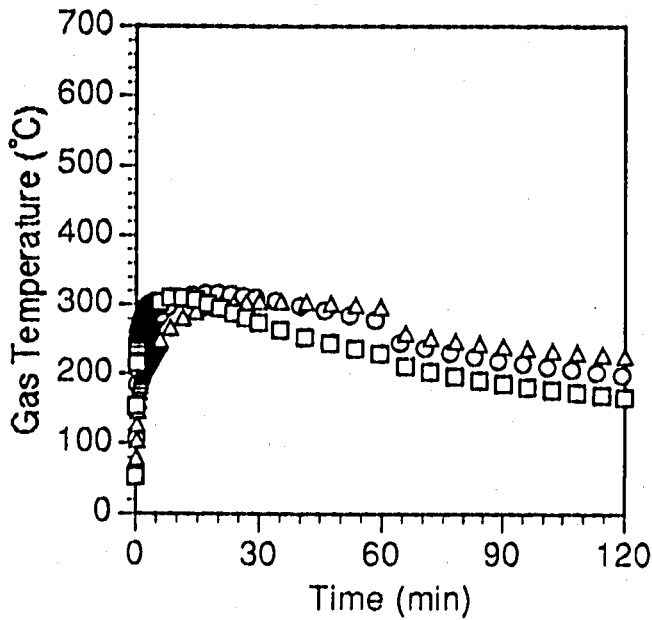


図3.9 Naコラム燃焼パラメータ計算結果
- セル容積の効果 -

○	c01	事故室 500 m ³ , 連通室 2000 m ³
△	c10	事故室 1500 m ³ , 連通室 1000 m ³
□	c11	事故室 250 m ³ , 連通室 2250 m ³

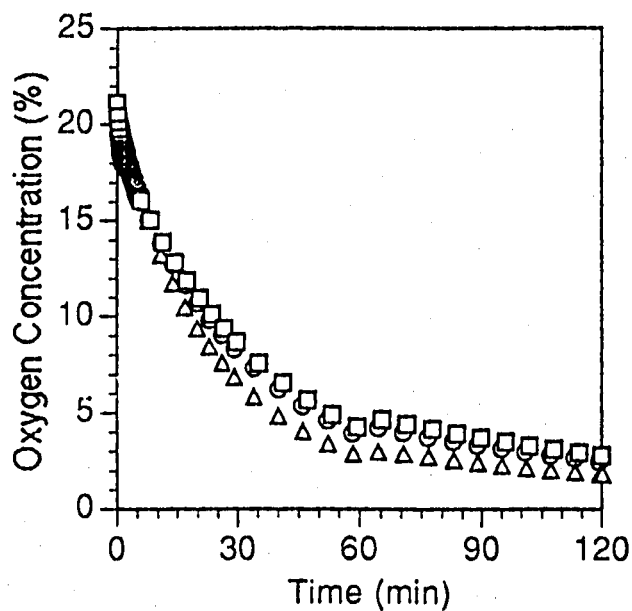
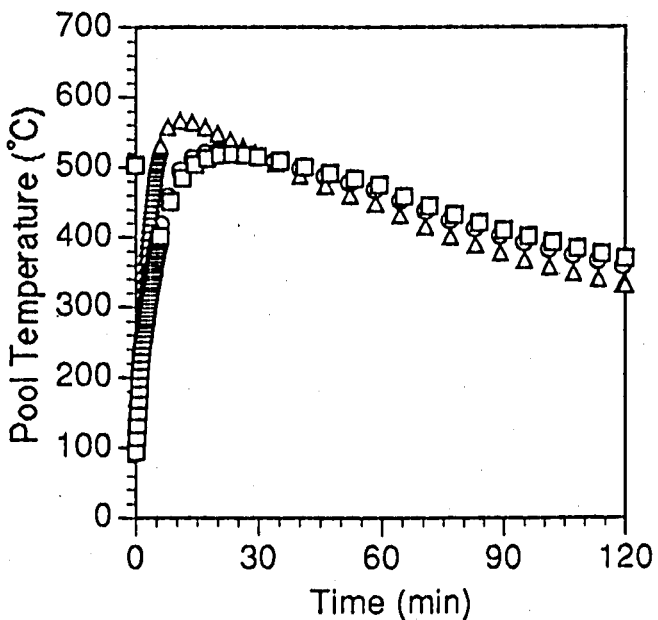
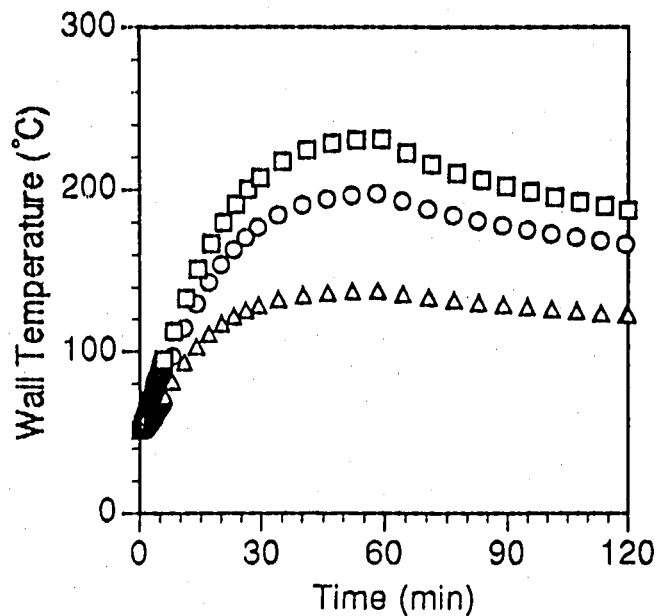
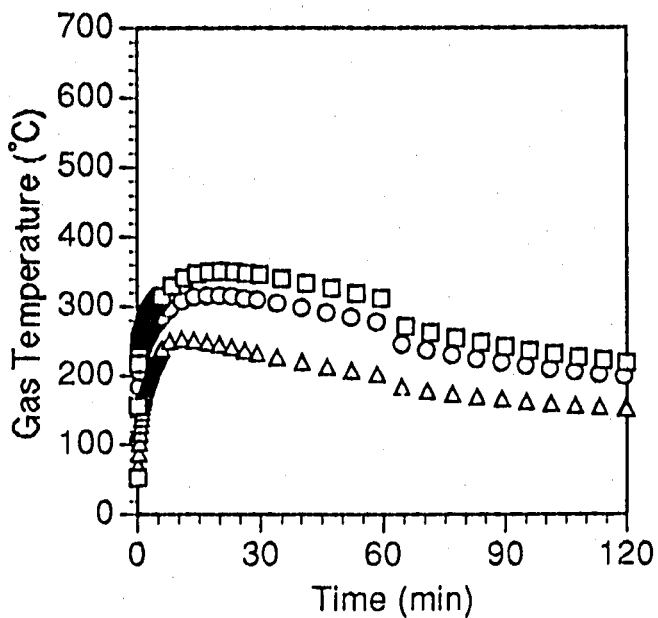


図3.10 Naコラム燃焼パラメータ計算結果
- セル容積比の効果 -

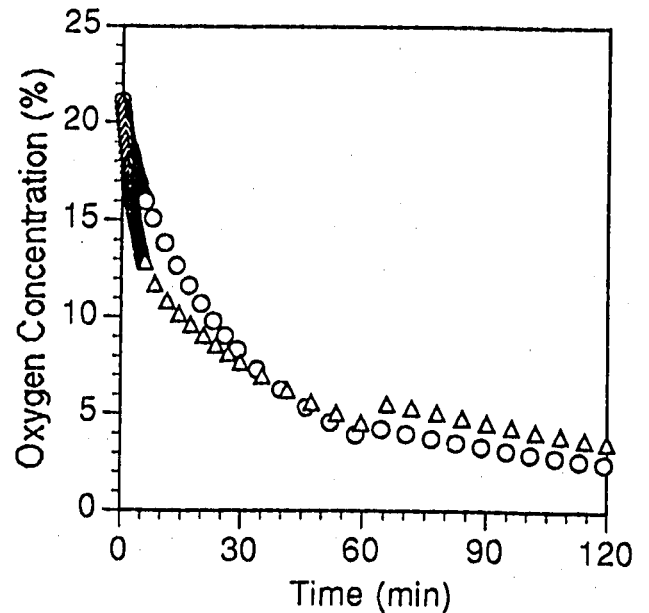
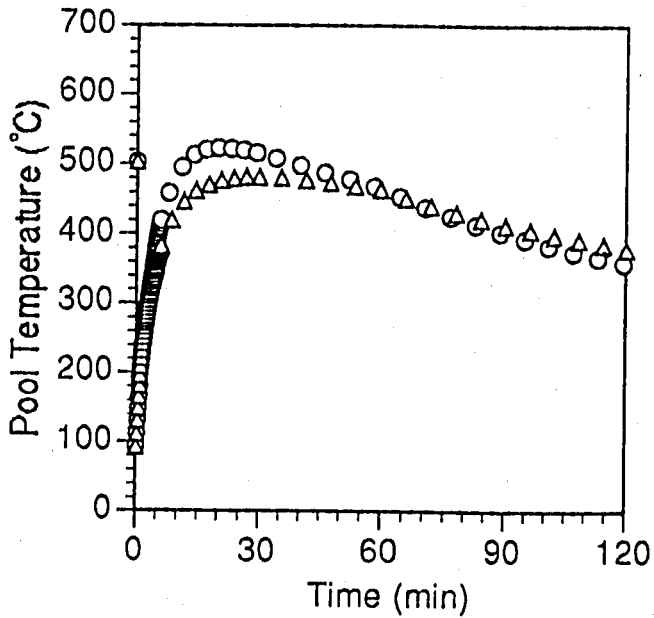
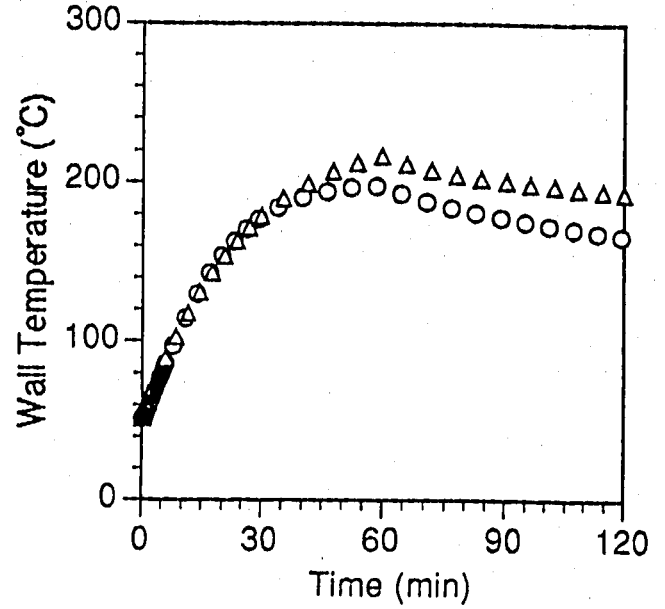
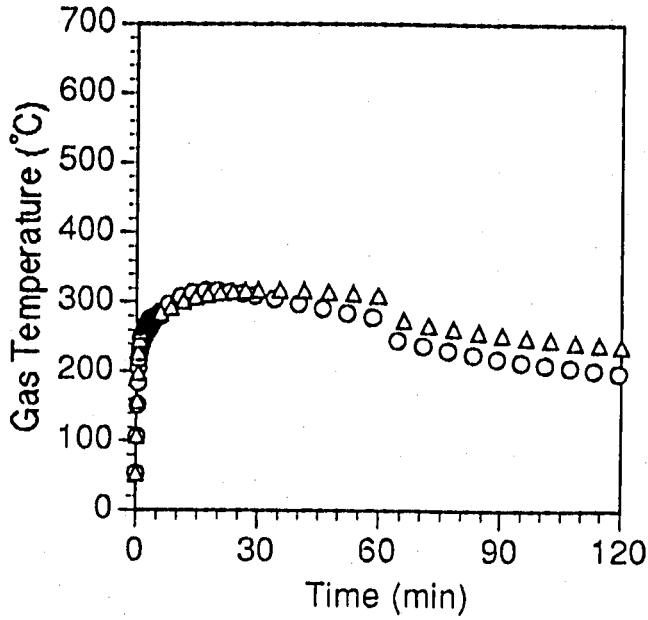
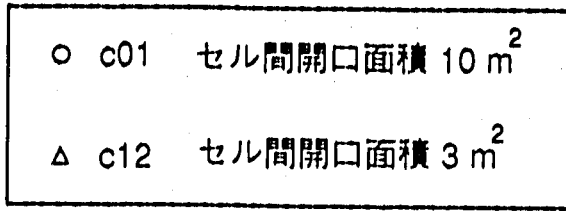


図3.11 Naコラム燃焼パラメータ計算結果
- セル間通気率の効果 -

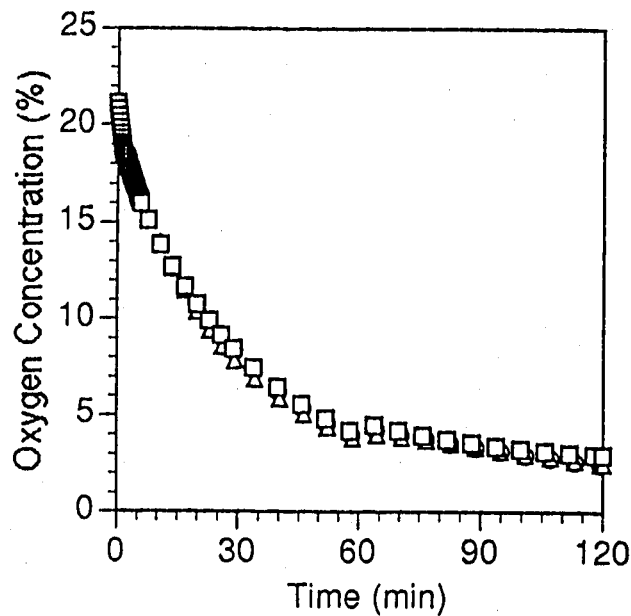
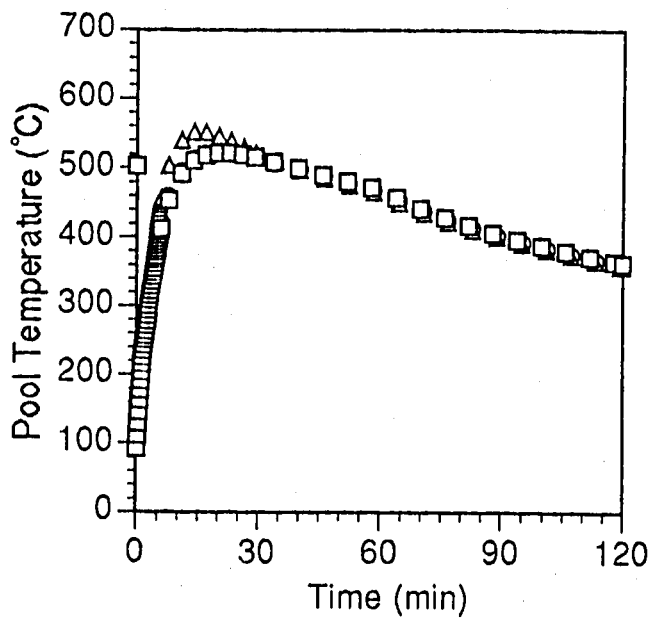
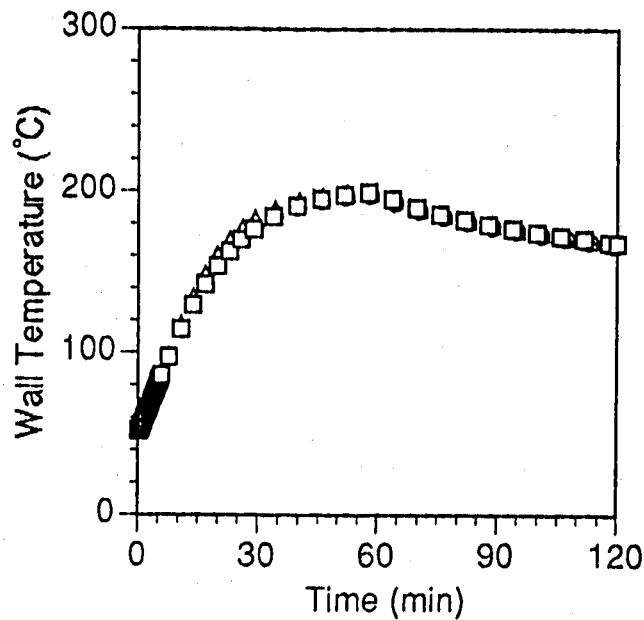
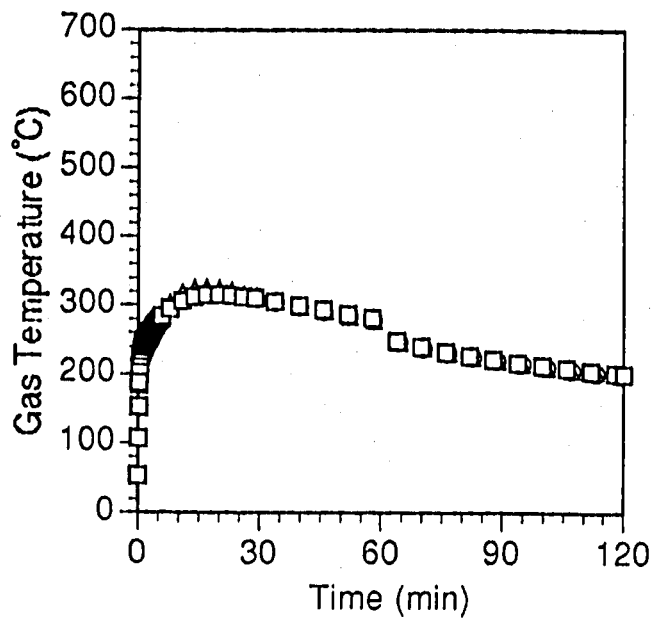
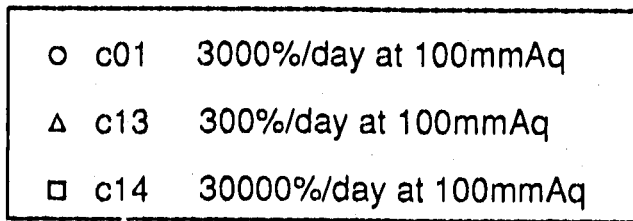


図3.12 Naコラム燃焼パラメータ計算結果
- ガス漏洩率の効果 -

4. ナトリウム保持特性に関する検討

4. F P 保持特性に関する研究

—— 希ガス気泡に随伴するよう素のナトリウム中への移行挙動 ——

4.1 概要

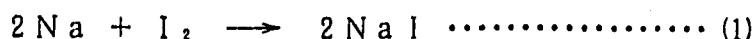
高速増殖炉の燃料破損・溶融事故時に燃料ピンから放出される核分裂生成物（以下、F Pと略す）や燃料物質等の放射性物質は、冷却材の喪失を伴う除熱機能喪失型の事故の場合を除いて、冷却材であるナトリウム（以下、N aと略す）を経由することによってカバーガス等の気相へ移行する。この場合、冷却材中ではF P等のN a中への溶解・混合が起こるために放射性物質のカバーガスへの放出が抑制され、N aによる保持効果が期待できる。しかし、①燃料ピンから放出される放射性物質としてクリプトン（以下、K rと略す）、キセノン（以下、X eと略す）の希ガスF Pが含まれているためにこれが気泡を形成する場合、或いは②反応度挿入事故でN a蒸気泡が発生する場合は、これらを取り込むことによって液体N aとの接触をさまたげ、N aによる保持効果を低減させることが考えられる。特に、よう素は被曝評価上重要な核種であるため、その挙動を明らかにすることはソースターム研究の重点課題である。

破損燃料から放出されるよう素が単体よう素である場合には、よう素蒸気となってX eやK rの希ガスF Pと共に気泡を形成し、冷却材N a中を上昇すると考えられる。よう素はこの過程においてN aと容易に反応して冷却材中に保持される効果が期待できる反面、共存する希ガスがN aとの接触を妨げN aによるよう素の保持効果を低減させることが考えられる。

本研究では、破損燃料から放出される希ガス気泡に随伴するよう素蒸気のN a中への移行挙動を定量的に明らかにし、N a中でのよう素減衰割合の評価に反映することを目的として、X eとよう素蒸気の混合気体を用いたN a中模擬実験を行った。

4.2 希ガス気泡に随伴するよう素のN a中への移行モデル

よう素とN aは高い化学的親和性を示すことから、希ガス気泡内のよう素蒸気のN a中への移行挙動に関しては、図4.1に示す様な気泡内のよう素蒸気が気液界面において以下に示す反応で瞬時にN aと反応し液体N a中に移行する拡散モデルが考える。



このモデルでは、①気泡の中心付近では常にガスの対流が生じているために濃度分布が存在しない、②気液界面では気泡の上昇に伴って常に新しいNaが供給されると考え、気泡内からNa中へのような蒸気の移行は、気液界面でような蒸気濃度がゼロとなる場合の気液界面近傍の気泡内濃度境界層におけるような蒸気の濃度拡散に支配される。従って、ような蒸気のNa中への移行速度は、気泡内のような蒸気濃度とような蒸気の拡散距離によって決定されると考える。

この様な移行モデルに基づくと、気泡内からNa中へ移行するような蒸気物質移行速度 dM/dt (mol/s) は以下の式で表すことができる。

$$-\frac{dM}{dt} = JA = kCA = k \frac{M}{V} A \dots\dots\dots (2)$$

ただし、M：気泡内のような蒸気量(mol)、

t：時間(s)、

J：物質移行フラックス(mol/m²・s)、

A：気泡表面積(m²)、

k：物質移行係数(m/s)、

C：気泡内のような蒸気濃度(mol/m³)、

V：気泡体積(m³)。

以上のことから、実験では可能な限り単一のXe+ような蒸気の混合気泡を発生させ、これができるべく分裂せずにNa中を上昇するような液深条件下で、希ガス気泡に随伴するような蒸気のNa中への物質移行速度、物質移行係数を求めた。

4.3 実験方法と実験条件

実験装置は、直径0.3m、高さ3mの試験容器、Na供給系、サンプリング系、ガス系等から構成されているFP気泡ナトリウム中溶解実験装置(SABER)で、その試験容器を図4.2に示す。試験内部には、ような蒸気を含んだXeガス入りの石英ガラス球、そのガラス球を破壊して気泡を発生させるための装置、およびカバーガス中へ移行したような蒸気を捕集するためのサンプリングフードを設けた。また、Na温度計測用の熱電対がNa中2ヵ所とカバーガス中1ヵ所に、気泡が上昇する過程の上昇速度を測定するための抵抗式ボイド計がNa中の深さ方向と径方向をパラメータに約30本設置した。

実験では、石英ガラス球を割ってような蒸気とキセノンの混合ガスから成る気泡をナト

リウム中に発生させ、カバーガス中に放出された混合ガスを吸引サンプリング装置により回収した。石英ガラス球を破壊する方法による気泡発生装置は、ほぼ単一の気泡が発生可能であることを予め水試験によって確認した。回収したサンプルは純水で水溶液化し、Naは原子吸光分析法で、よう素はイオンクロマトグラフ法でそれぞれ定量した。

実験条件は、気泡の初期等価直径、気泡内の初期よう素蒸気濃度、Na温度、Na液深で、それぞれ10cmφ、4mol%(0.725mol/m³)、500°C、1.5mを基準ケースにして、表4.1に示す範囲で行った。これらの条件のうち、初期気泡等価直径と初期よう素蒸気濃度は、原型炉の平衡炉心末期を想定した炉内燃料ピン1本あたりのよう素と希ガスの存在量、および燃料集合体出口直径を、一方、Na温度は通常運転時の炉内Na温度を参考にした。また、Na液深は実験で発生させる気泡を可能な限り単一にするため、液体中の気泡は初期気泡径の約10倍でブレイクアップするという既往知見から設定した。

4.4 実験結果と検討

4.4.1 よう素のNa中への平均物質移行速度

物質移行速度は、気泡内のよう素量とカバーガスに放出されたよう素量との差をよう素のNa中への移行量とし、ボイド計信号から得られた気泡のNa中滞在時間で割ることにより求めた。したがって、実験結果から得られた物質移行速度は、気泡の発生時からカバーガス到達時までの時間平均値であり、平均物質移行速度である。

この平均物質移行速度を各パラメータについて比較したものを図4.3～図4.5にそれぞれ示す。これらの図中のうち、●が基準ケースの条件で実施したもので、各実験結果の誤差幅は、石英ガラス球内へのよう素封入誤差、サンプリング誤差、分析誤差によるもの全てを含めたものである。

図4.3に示す気泡の等価直径については、初期気泡径が小さい程平均物質移行速度が小さくなる。気泡内のよう素濃度を1～50mol%(0.181～9.06mol/m³)の範囲内で変えた結果を同じ図中に示してあるが、よう素濃度が高くなるにつれて平均物質移行速度が大きくなる傾向にあることがわかる。図4.4、図4.5に示すNa温度、気泡のNa中滞在時間については、ほとんど影響しないことがわかる。以上のことから、平均物質移行速度に与える影響は気泡の等価直径とよう素濃度が支配的で、Na温度と気泡のNa中滞在時間に関してはほとんど影響しないといえる。

4.4.2 よう素のNa中への平均物質移行係数

平均物質移行速度に関する結果に基づいて平均物質移行係数 k (m/s) を導出するため、実験結果を平均物質移行フラックス J (mol/m²·s) (単位面積当りの物質移行速度) として整理した。気泡の表面積は、気泡が発生初期からカバーガスへ到るまで常に単気泡で、その気泡形状は図4.6に示すようなキノコ笠状であると仮定して求めた。

この気泡表面積を用いて求めた平均物質移行フラックス J (mol/m²·s) を、気泡内のよう素濃度との関係として整理した結果を図4.7に示す。この図から、平均物質移行フラックス J はNa温度と液深によらずよう素濃度 C_0 (mol/m³) に比例することがわかる。したがって、気泡の等価直径が約10cmφの場合の平均物質移行フラックス J は、

$$J = 3.39 \times 10^{-3} C_0 \dots\dots\dots (3)$$

で表すことができ、物質移行係数 $k = 3.39 \times 10^{-3}$ (m/s) が得られた。この係数 k の誤差は ±45% である。

4.4.3 ナトリウム中でのよう素減衰割合の評価

4.2節で述べた(2)式と実験結果より求めた平均物質移行係数 k から、気泡体積 V と気泡表面積 A を一定と仮定した場合、時刻 t における気泡内のよう素量 M は、初期気泡内よう素量を M_0 とすることによって、

$$\frac{M}{M_0} = \exp \left[- \frac{k A}{V} t \right] \dots\dots\dots (4)$$

で整理することができる。この(4)式は、気泡上昇中の濃度変化による平均物質移行フラックスの減衰を考慮した式で、これをよう素減衰割合と定義した。

実験結果と実験より得られた物質移行係数 k の値 (3.39×10^{-3} m/s) を(4)式に適用した結果を、図4.8に比較して示す。この図から、(4)式は全ての実験データを包絡しており保守的な評価を行っている。ただし、実験データとの差も1桁以上とかなり大きいケースがあり、この差の原因は想定したキノコ笠状気泡の表面積が最小表面積であること、気泡の形状が上昇中に変化していることにより表面積が増大したり分裂したりする可能性があることが考えられる。また、気泡が上昇する過程で気泡内に移行したNa蒸気とよう素が反応し、エアロゾルとして挙動するようなメカニズムも含めて、よう素の拡散溶解以外の現象も含んだ複数の現象の可能性も考えられる。

4.5 まとめ

希ガス気泡に随伴するよう素蒸気のナトリウム中への移行速度は、気泡の初期等価直径と気泡内のような素蒸気濃度の影響を強く受けることがわかった。また、気泡内の初期よう素蒸気濃度と気泡の単位面積当りの移行速度である移行フラックスとの関係から物質移行係数を導出することにより、ナトリウム中でのよう素減衰割合に関する評価式が得られ、気泡形状を単一のキノコ笠状に仮定することによって、気泡内のような素減衰割合を保守側に評価できることがわかった。

今後は、気泡の形状変化や分裂挙動の影響、気泡内のエアロゾル挙動による減衰等に着目した研究を継続すると共に、Na流動の効果や炉内構造物の影響も含め、実プラントにおける希ガス気泡に随伴するよう素のナトリウム中への移行挙動に関する安全評価に適用できるよう更に検討を進める。

表4.1 実験条件表

初期気泡等価直径	5 ~ 12 cm ϕ
初期よう素蒸気濃度	1 ~ 50 mol %
N a 温度	400 ~ 600 $^{\circ}\text{C}$
N a 液深	1.0 ~ 2.0 m

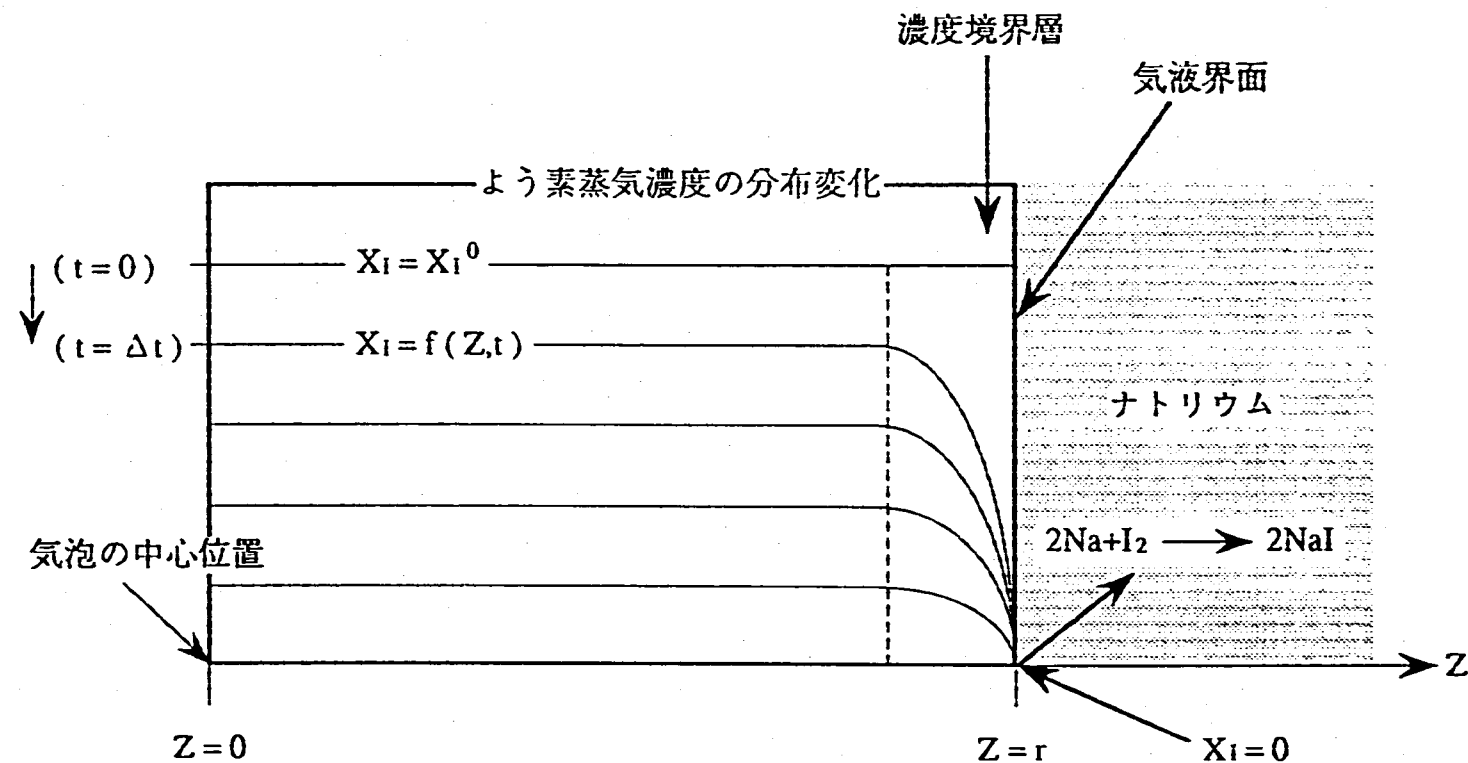


図 4.1 よう素 + Xe 混合気泡中から Na 中へのよう素蒸気の溶解モデル

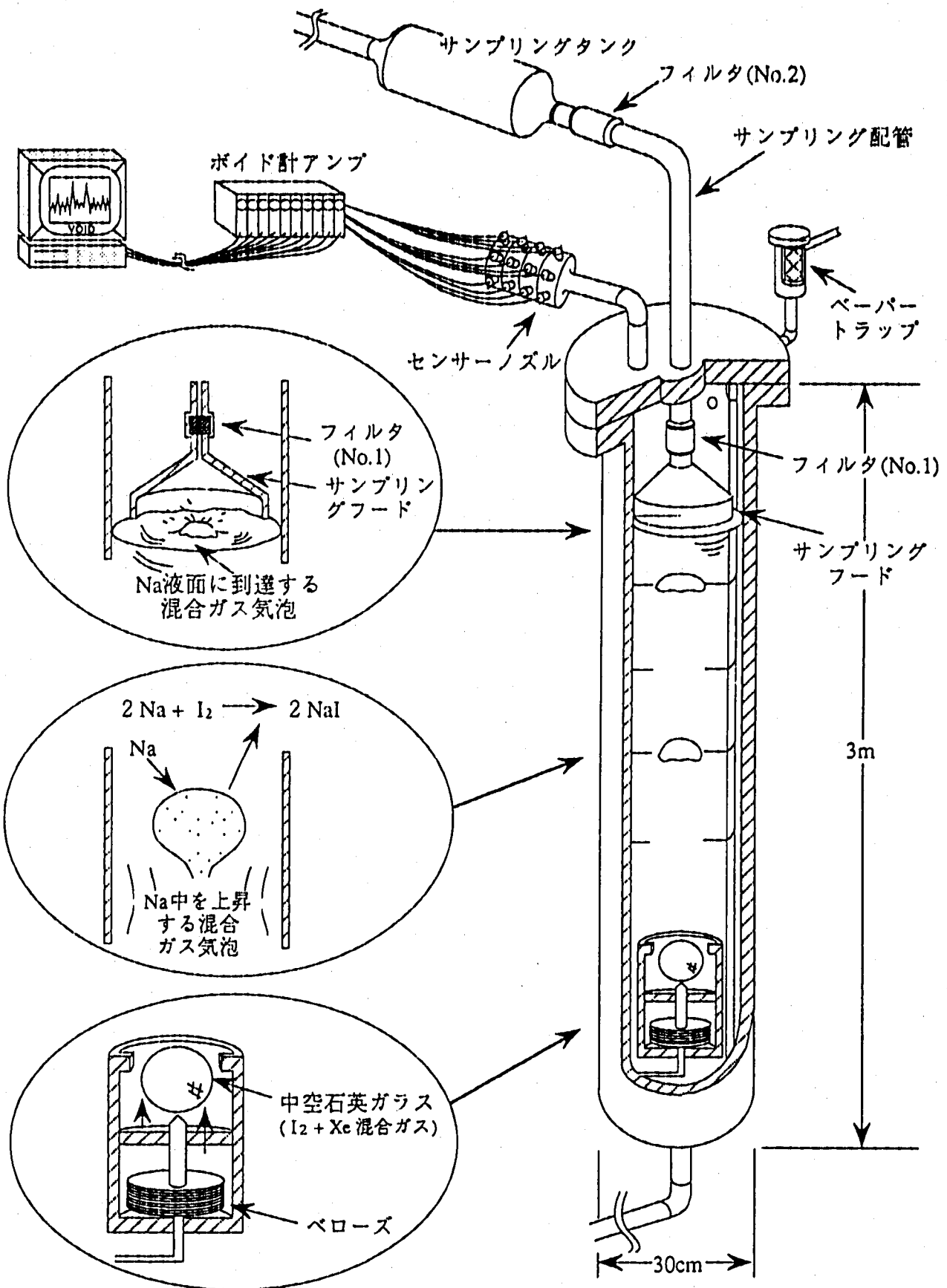
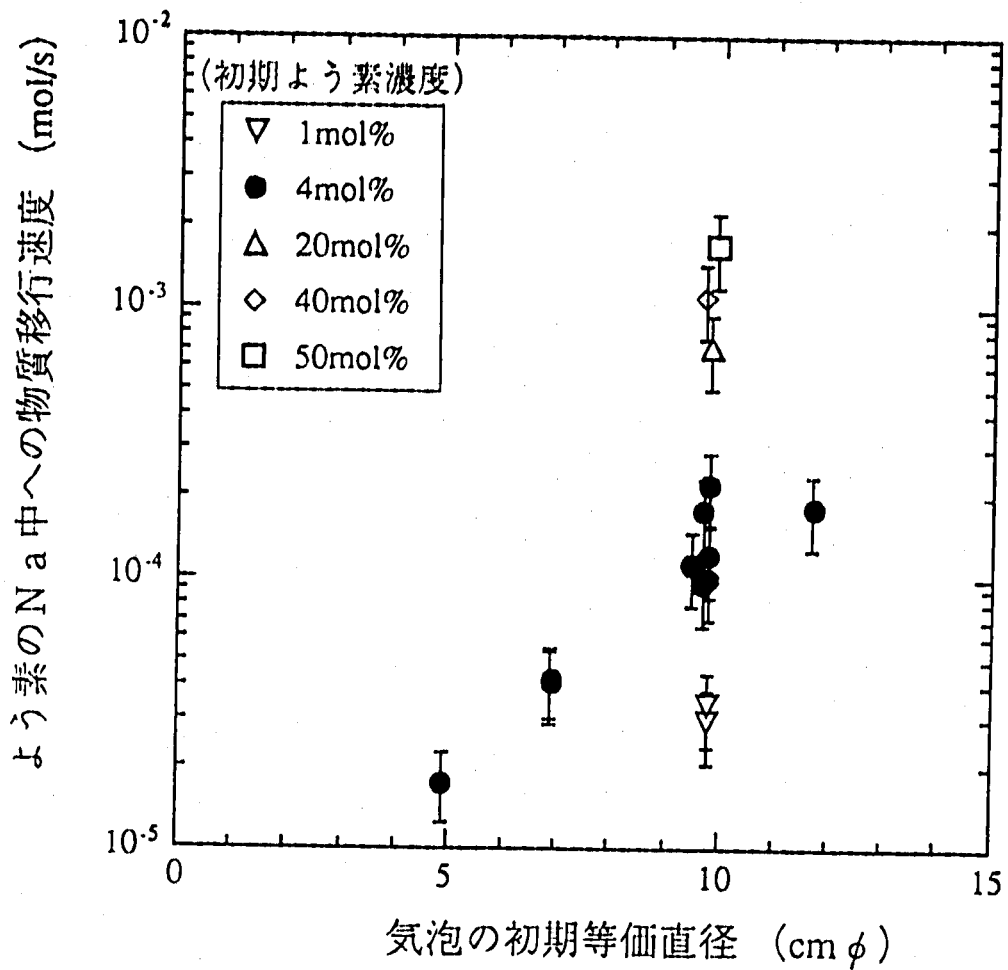
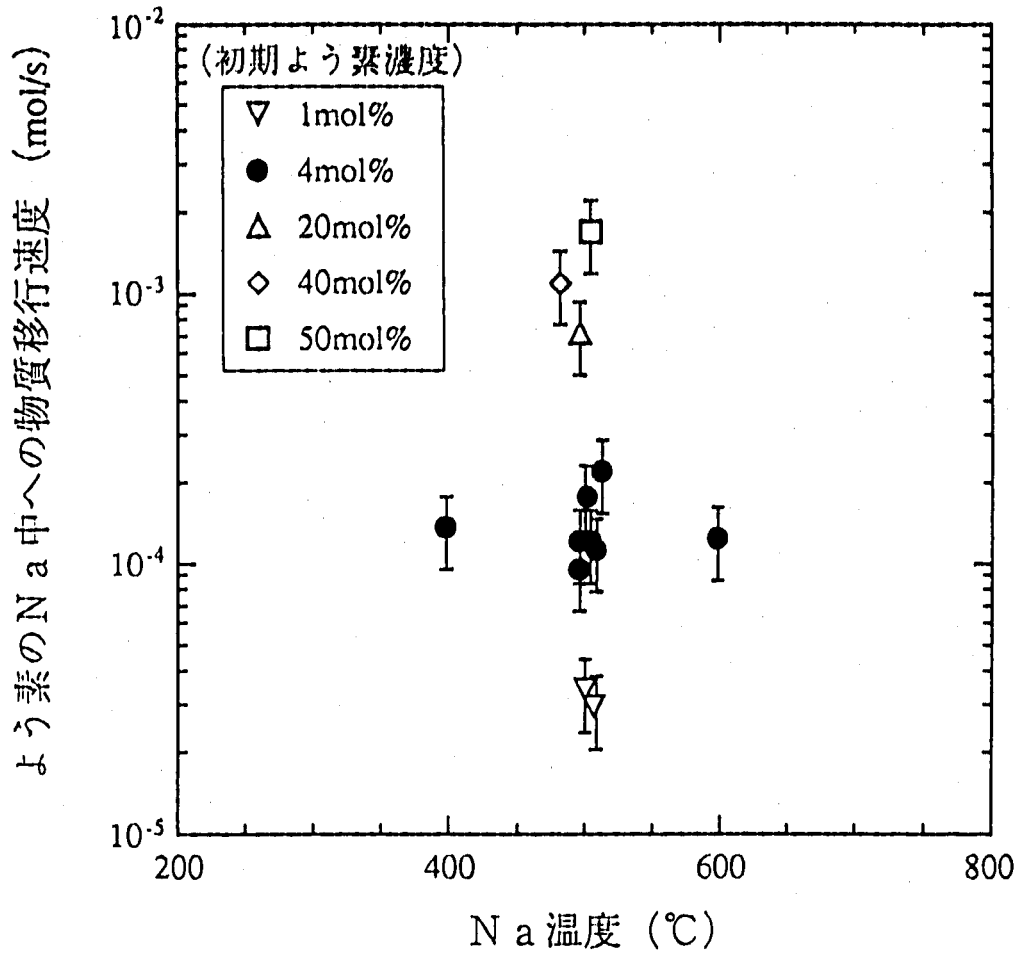


図4.2 FP気泡Na中溶解実験装置の試験容器



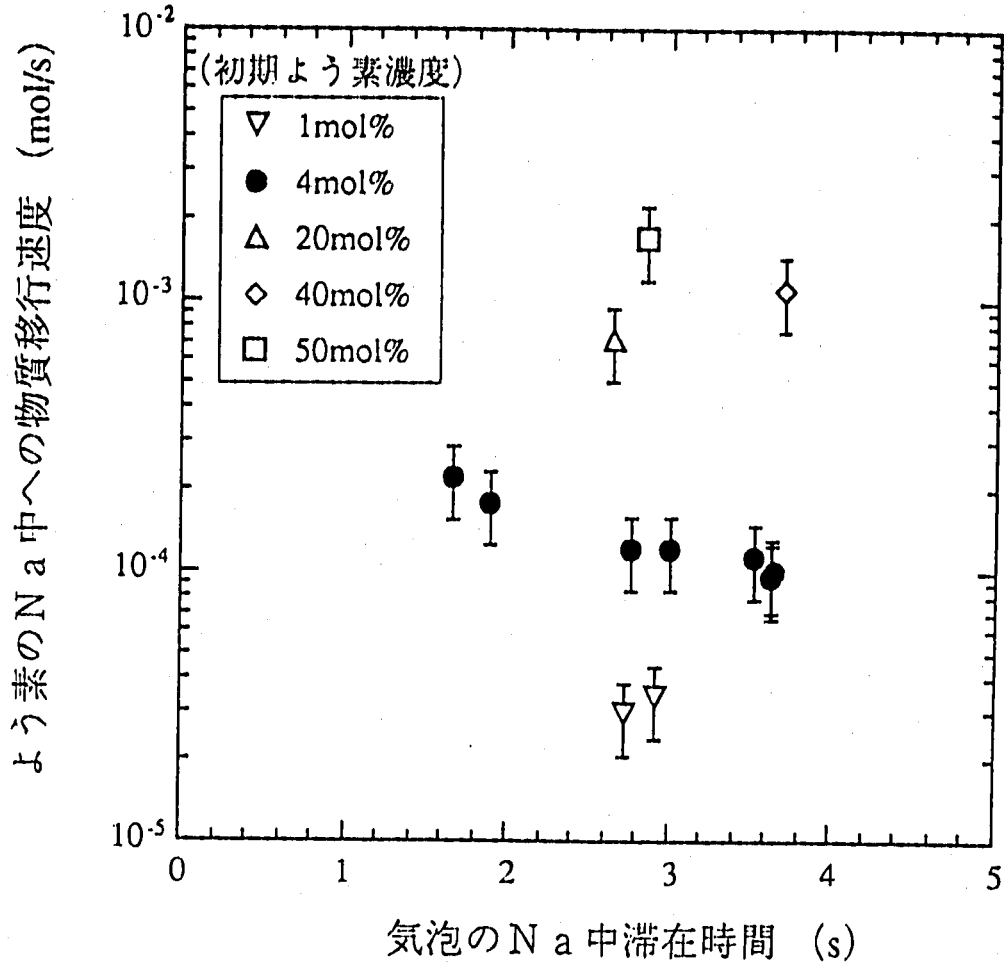
- [実験条件]
- ・ 初期等価直径 : 5 ~ 12 cm φ
 - ・ 初期よう素濃度 : 1 ~ 50 mol%
 - ・ Na温度 : 500 °C
 - ・ Na液深 : 1 ~ 2 m

図4.3 よう素のNa中への物質移行速度と気泡の初期等価直径の関係



- [実験条件]
- ・ 初期等価直径 : 10 cm φ
 - ・ 初期よう素濃度 : 1 ~ 50 mol%
 - ・ Na 温度 : 400 ~ 600 °C
 - ・ Na 液深 : 1 ~ 2 m

図4.4 よう素のNa中への物質移行速度とNa温度の関係



[実験条件] ・初期等価直径 : 10 cm φ
 ・初期よう素濃度 : 1 ~ 50 mol%
 ・Na温度 : 500 °C
 ・Na液深 : 1 ~ 2 m

図4.5 よう素のNa中への物質移行速度と気泡のNa中滞在時間の関係

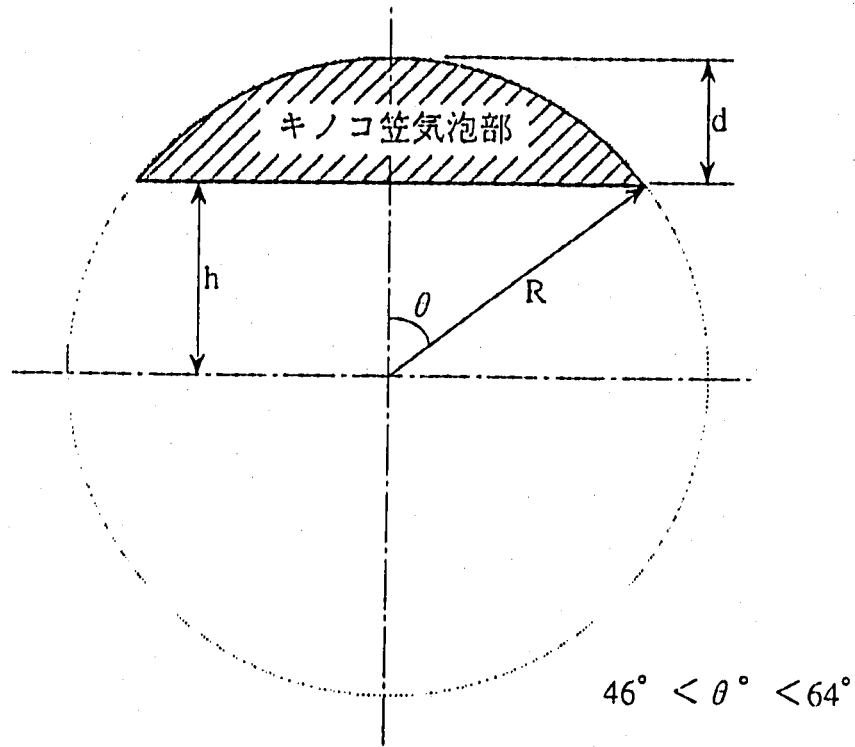
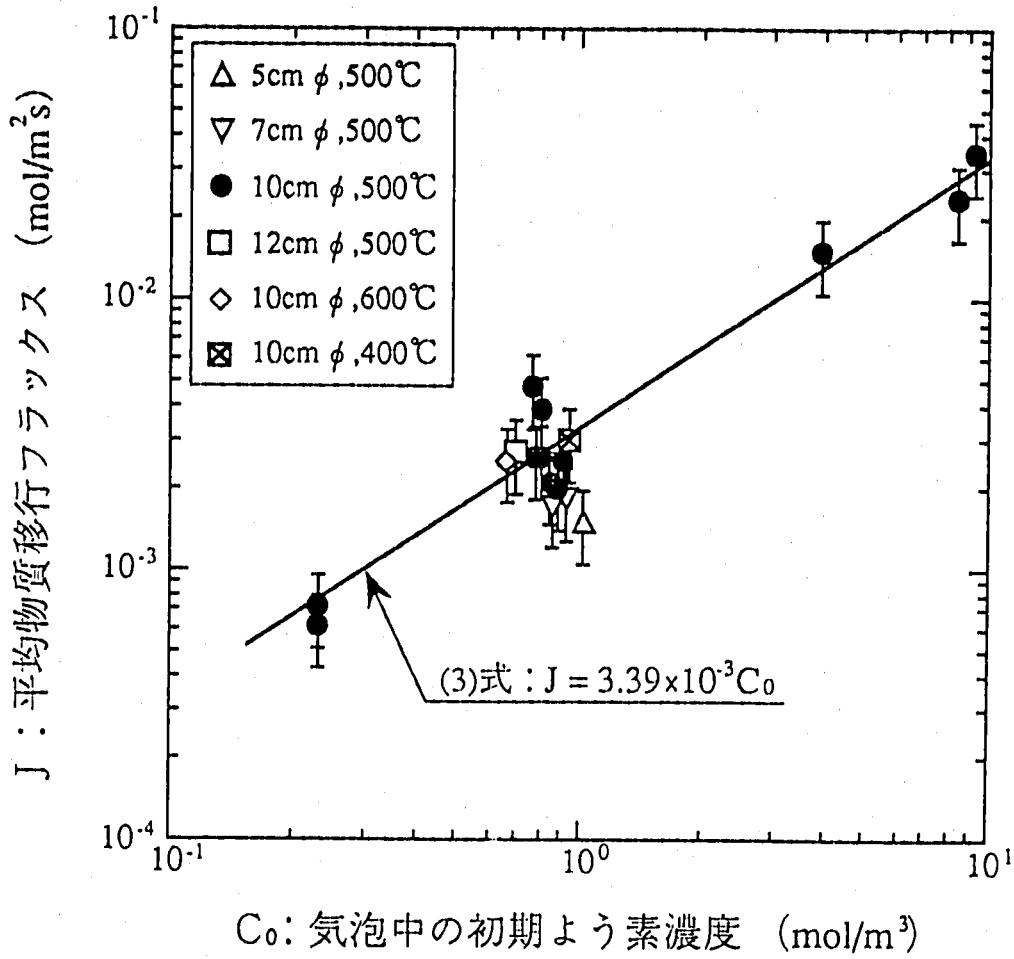
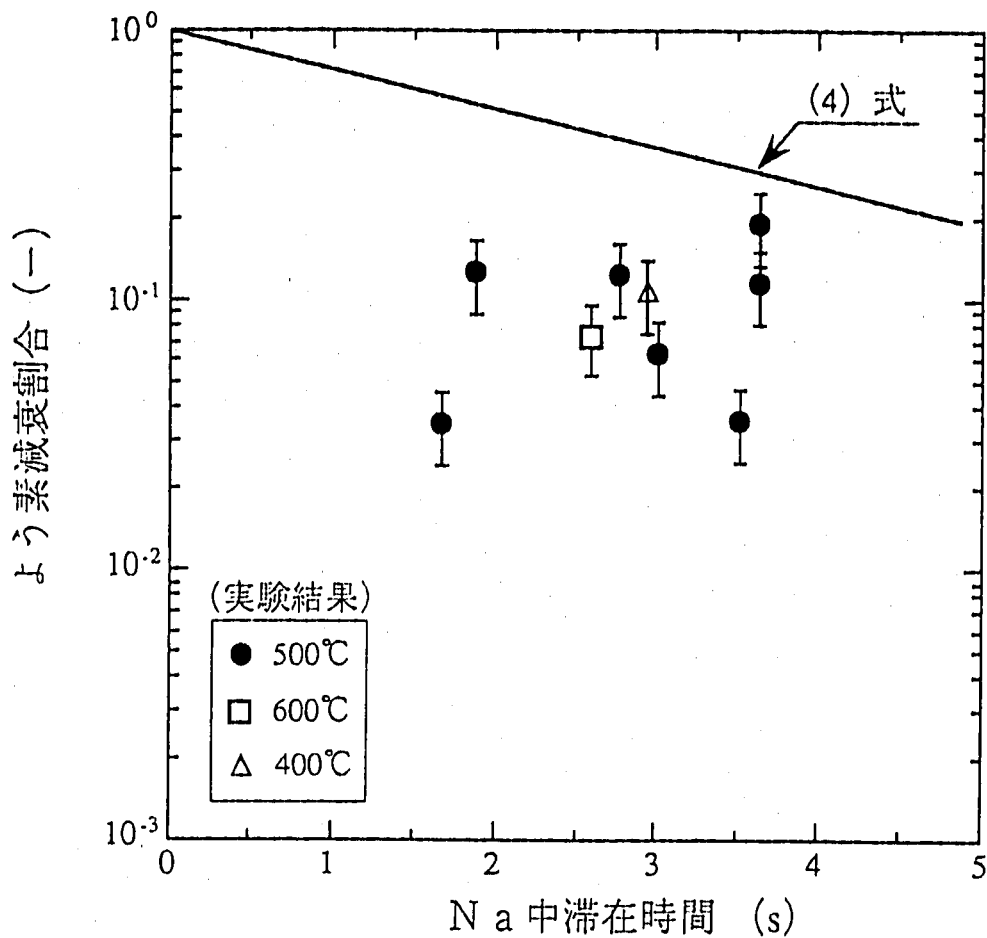


図4.6 気泡表面積の考え方
(キノコ笠状気泡)



- [実験条件]
- ・ 初期よう素濃度 : 1 ~ 50 mol%
 - ・ 初期等価直径 : 5 ~ 12 cm ϕ
 - ・ Na 温度 : 400 ~ 600 °C
 - ・ Na 液深 : 1 ~ 2 m

図4.7 平均物質移行フラックスと初期よう素濃度の関係



- [実験条件]
- ・初期等価直径 : 10 cm ϕ
 - ・初期よう素濃度 : 4 mol%
 - ・Na 温度 : 400 ~ 600 °C
- [解析条件]
- ・気泡体積 : 500 cm³
 - ・初期よう素濃度 : 4 mol%
 - ・気泡表面積 : 500 cm²

図4.8 よう素減衰割合とNa 中滞在時間で比較した実験と解析の結果

5. P S A手法の適用性検討

5. 崩壊熱除去系の信頼性に関する予備的評価

5.1 はじめに

大型炉モデルプラントに対するレベル1-PSAを実施しており、崩壊熱除去機能喪失確率を求めるためにシステムモデルを構築し、信頼性評価を行っている。解析対象プラントは、動燃設計60万KW大型高速炉プラントをモデルとしている。これまでに得られた評価結果の概要について以下に述べる。

炉心崩壊熱レベルの減衰に伴って、崩壊熱除去に最低限必要な除熱モードとそのループ数の組合せが変化する場合には、崩壊熱除去系の使命時間を複数のフェーズに区切って異なる成功基準を対応させたフェイズドミッション評価が必要となる。本評価では、モンテカルロ法によるマルコフ過程のシミュレーションを基にしてシステムの信頼度を評価するフェイズドミッション解析コードを用いて評価を実施した。

評価モデルとなるフォールトツリーの構築に際しては、フェイズドミッション解析コードを利用するため、複数の機器故障の和事象を系統単位で1つにまとめた“マクロイベント”を構成単位としている。サポートシステムについては設計情報がないため、系統内に含まれる主要な機器を仮定してマクロイベントを作成した。さらに、もんじゅPSAで作成されたサポートシステムの詳細モデルと定量値の比較を行うことにより、信頼度評価上重要な機器等の見落としがない様に設定した。

5.2 解析対象、解析条件について

5.2.1 解析の対象

解析対象とした60万KWプラントの崩壊熱除去系は、図5.1に示す様に、2次主冷却系の各ループから分岐したIRACSタイプの補助冷却系（ACS）3系統と、主冷却系からは独立したDRACSタイプのメンテナンス冷却系（MCS）1系統からなっている。

評価に際しては、水・蒸気系による除熱機能は考慮しないものとした。

5.2.2 サポートシステムについて

サポートシステムについては、設計内容がはっきりしている段階ではないので、以下のように仮定をおこない、評価モデルに取り入れた。

フロントラインシステムの構成機器に対するサポート系として以下の系統を仮定した。

- 非常用メタクラ／パワーセンタ電源系（ポンプ、ブロー等駆動電源）
- 無停電電源系（ダンプ、ベーン等駆動電源）
- 機器冷却系（ボニーモータ、電磁ポンプの冷却）

これらのサポート系統は、さらに下位のサポート系によってサポートされる。各サポート系統間の機能依存関係を以下の様に設定した（図5.2）。

- 非常用メタクラ／パワーセンタ電源系 ← 所外電源、DG電源、換気空調系
- 無停電電源系 ← 非常用コントロールセンタ電源系、バッテリー電源
- DG電源 ← 補機冷却海水系
- 機器冷却系 ← 補機冷却水系、非常用メタクラ／パワーセンタ電源系
- 補機冷却水系 ← 補機冷却海水系、非常用メタクラ／パワーセンタ電源系
- 補機冷却海水系 ← 非常用メタクラ／パワーセンタ電源系
- 非常用コントロールセンタ電源系 ← 非常用メタクラ／パワーセンタ電源系、換気空調系
- 換気空調系 ← 補機冷却海水系

各サポート系の系統構成は、補助冷却系がA,B,Cの3系統構成であることに合わせて基本的に独立3系統とする。メンテナンス冷却系のサポート系については、メンテナンス時の系統構成を考慮して、A,C系統の両方から（AND gateで）サポートされていると仮定した。

5.2.3 起因事象と成功基準

炉心崩壊熱除去のために最低限必要な、除熱モードとそのループ数との組み合わせ、即ち崩壊熱除去系の成功基準については、設計情報を参考にして以下の様に設定した。

- 原子炉停止直後からACS 1ループのみの強制循環運転によっても除熱可能とする。
- 全交流動力電源喪失事象に対応するため、炉停止直後からもACS 3ループの自然循環運転によっても除熱可能とする。
- 炉停止直後1時間後からは、それまでに熱除去に成功していたとの条件の基にACS 1ループの自然循環によっても除熱可能となる。
- メンテナンス冷却系は、炉停止後24時間後から使用可能となる。

全ループが使用可能である起回事象に対しての成功基準をまとめると、以下の様になる。この成功基準を基本ケースとする。

炉停止後時間 (hr)	成功基準
0～1	ACS 1 ループ強制循環 または ACS 3 ループ自然循環
1～24	ACS 1 ループ自然循環
24～168	ACS 1 ループ自然循環 または メンテナンス冷却系強制循環

崩壊熱除去系の使命時間は168時間とした。ただし、ナトリウム漏洩事象等のために使用不可能なループが生じて系統からの放散熱が減少する場合は720時間の使命時間を設定した。

5.2.4 起回事象と失敗基準

崩壊熱除去系の作動を必要とする起回事象の内容によっては、起回事象発生時点で使用不可能なループが生ずることもあり、ループの冗長性が減ることによって成功基準が変化する。大型炉モデルプラントに対するレベル1-PSAの中で選定された起回事象を、崩壊熱除去に利用可能なループ数と除熱モードとの組み合わせ、及び外部電源の使用可能性とから、5種類に分類した(表5.1)。この5種類の起回事象グループに対応した失敗基準は次の様になる。

- 全ループ使用可能 (シーケンス1)
- 外部電源喪失事象 (シーケンス2)

炉停止後時間 (hr)	失敗基準
0～1	ACS 3 ループ強制循環失敗 かつ ACS 1 ループ自然循環失敗
1～24	ACS 3 ループ自然循環失敗
24～168	ACS 3 ループ自然循環失敗 かつ メンテナンス冷却系強制循環失敗

- 1ループについて強制循環、自然循環両方とも利用不可能 (シーケンス3)

炉停止後時間 (hr)	失敗基準
0～1	ACS 2 ループ強制循環失敗
1～24	ACS 2 ループ自然循環失敗
24～720*	ACS 2 ループ自然循環失敗 または メンテナンス冷却系強制循環失敗

* 放散熱量が減ずることから使命時間を720時間としてある

○1 ループについて強制循環のみ使用不可能（シーケンス4）

炉停止後時間 (hr)	失敗基準
0～1	ACS 2 ループ強制循環失敗 かつ ACS 1 ループ自然循環失敗
1～24	ACS 3 ループ自然循環失敗
24～168	ACS 3 ループ自然循環失敗 かつ メンテナンス冷却系強制循環失敗

○メンテナンス冷却系使用不可能（シーケンス5）

炉停止後時間 (hr)	失敗基準
0～1	ACS 3 ループ強制循環失敗 かつ ACS 1 ループ自然循環失敗
1～168	ACS 3 ループ自然循環失敗

5.2.5 解析条件

今回の評価では、共通要因故障、メンテナンスアウトージ（計画外の機器修理活動に伴うアウトージ）、及びテストアウトージを考慮しないものとした。修復を考慮した評価で必要となる猶予時間については、使命時間の全期間に渡って5 hrとした。この5 hrの値は、熱容量モデルによる簡易計算により求めた炉停止直後の猶予時間である。炉停止後の時間経過に伴って崩壊熱が減衰することにより、猶予時間も増加していくので、5 hrで一定としたことは保守的な設定である。故障率等の定量値データについては、基本的に、もんじゅレベル1-PSAで使用された値を使っている。

修復の効果や、自然循環除熱容量の増大に伴う成功基準変更の効果を検討するため、以下の4ケースについて評価をおこなった。

CASE1：成功基準は基本ケース、機器の修復なし。

CASE2：成功基準は基本ケース、以下の機器、系統についての修復を考慮。

○外部電源系統：修復率 0.2 hr^{-1}

（外部電源の平均復旧時間と電気系統の平均修理時間とを基に設定）

○ACS空気冷却器ベーン、ACS空気冷却器出口・入口ダンパ、ACS空気冷却器出口止め弁、無停電電源系、バッテリー電源、非常用コントロールセンタ電源系、非常用メタクラ／パワーセンタ電源系：修復率 0.1 hr^{-1} （機器の平均修理時間より設定）

CASE3 : ACS 1 ループ当たりの自然循環除熱容量を増大して、炉停止直後からでも 2 ループの自然循環除熱で除熱可能とした場合。修復の考慮についてはCASE2と同様である。

CASE4 : ACS 1 ループ当たりの自然循環除熱容量をさらに増大して、炉停止直後からでも 1 ループの自然循環除熱で除熱可能とした場合。修復の考慮についてはCASE2と同様である。

5.3 信頼度評価結果

上記 4 種類のケースについて、各シーケンス毎に行った信頼度評価結果を表5.2に示す。

CASE1 について

各々の起因事象発生頻度と、対応する崩壊熱除去機能喪失確率とを掛け合わせて和を取り、PLOHS発生頻度を求めると $3.2E-5/ry$ となった。

CASE1では、起因事象によってACSの1ループが強制循環についてのみ使用不能となるシーケンス4がPLOHS発生頻度の47%を占め、次に、起因事象によってACSの1ループが強制循環にも自然循環にも使用不能となるシーケンス3がPLOHS発生頻度の41%を占めている。どちらのシーケンスも、起因事象によって利用可能な除熱ループの数が低下する。これらのシーケンスの起因事象の発生頻度は、全てのループが利用可能である場合の起因事象と比較して値は小さいが、崩壊熱除去機能喪失確率が大きいため、PLOHS発生頻度を増大させる結果となっている。

外部電源喪失事象を起因事象とするシーケンス2で、炉停止直後に自然循環モード(3ループ)で除熱可能という成功条件がないとした場合すなわち強制循環モードのみに期待する場合に、炉停止直後の崩壊熱除去機能喪失確率を別に計算すると $1.1E-4/demand$ となる。自然循環モード(3ループ)で除熱可能であるとしていることで、起動時の崩壊熱除去機能喪失確率は $6.6E-5/demand$ となり、約0.6倍に減少している。また、ディーゼル発電機電源系は仮定により3系統分離としてあり、動力用電源系統についても強制循環除熱ループと同様に3重の多重度を備えていることになる。自然循環モードによる除熱が可能であることとディーゼル発電機電源系が3系統分離であることで、外部電源喪失時の起動時の崩壊熱除去機能喪失確率は、利用可能除熱ループ数が等しいシーケンス1の場合に対して、約6倍程度の増加で抑えられている。

PLOHS発生頻度の観点からは、外部電源喪失事象の起因事象発生頻度はシーケンス1に対して2桁程

小さいため、結果的に、外部電源喪失事象のPLOHS発生頻度に対する寄与は小さくなっている。

シーケンス1とシーケンス5との結果を比較すると、メンテナンス冷却系が炉停止後24時間後から途中投入可能であることによって、使命時間が168時間の場合には、崩壊熱除去機能喪失確率は約0.4倍に低下していることがわかる。

CASE2 について

修復を考慮したCASE2では、PLOHS発生頻度は $1.3E-5/ry$ となり、CASE1に比較すると約40%の大きさとなる。PLOHS発生頻度に対して支配的なシーケンスは、シーケンス4（約75%）である。

“5.2.5 解析条件”で設定した修復操作を考慮することにより、崩壊熱除去機能喪失確率が低減し、特に、シーケンス2、シーケンス3とシーケンス5の崩壊熱除去機能喪失確率がCASE1の値に対して、それぞれ14%、13%、16%と大きく減少している。修復を考慮したマルコフ過程モデルに対して信頼度評価を行った結果、運転時の機器故障についての修復効果が大きく現われ、運転継続に失敗する確率が減少している。このような機器の修復の効果があること、および使命時間の経過に伴って成功基準が緩くなることから、結果的に、どのシーケンスについても起動時の失敗確率が崩壊熱除去機能喪失確率に対して70%以上の寄与を持つようになった。

モンテカルロ法によるサンプリング結果を基にして、CASE2の場合の崩壊熱除去機能喪失確率に対し、各マクロイベントについてのFussell Vesely重要度を算出した。結果を表5.3に示す。

どのシーケンスについても、マクロイベントFNRC（ACS1ループ強制循環、自然循環両モードを阻害する事象のうち、修復可能な機器故障の和事象）が40%～50%程度の重要度を持ち、FC（ACS1ループ強制循環除熱機能のみを阻害する機器故障の和事象）が20%～30%となっている。外部電源喪失事象であるシーケンス2では、ディーゼル発電機電源のマクロイベントであるDGが38%と大きな重要度を持つが、それ以外では一般的にサポートシステムの寄与は小さい。自然循環により崩壊熱除去が可能であるので、フロントラインシステム、特に自然循環除熱を阻害する事象の重要度が高い。

FNRCに含まれる機器は、空気冷却器（AC）に関連した、AC入口ダンパ、AC出口ダンパ、ACベーン、AC出口止め弁等である。これらの機器の開閉失敗や誤動作といった故障モードに対して、機器の平均修理時間より導出した修復率 $0.1hr^{-1}$ の値を採用し、マルコフモデルに組み入れて評価を行なっている。

CASE3 について

ACSの自然循環除熱容量を増大させたCASE3の場合、PLOHS発生頻度は $4.3E-6/ry$ となった。CASE2と比較して約0.4倍となった。

PLOHS発生頻度に対する支配的シーケンスは、除熱ループの多重性が低下しているシーケンス3とシーケンス4で、それぞれ、25%,57%の寄与を持つ。

CASE2の場合に比較して、どのシーケンスについても利用可能な自然循環除熱ループが1だけ増加することになる。シーケンス3以外は、第1フェーズにおいて自然循環除熱について2重の多重性を持つことになり、崩壊熱除去機能喪失確率はCASE2の値に対し約30~50%の大きさとなる。シーケンス3は、第1フェーズにおいて自然循環除熱不可能であったのが、CASE3の成功基準により自然循環除熱可能となった場合であるが、2つの使用可能なループのどちらか一方が故障すれば自然循環による崩壊熱除去に失敗することになり、他のシーケンスに比較すると信頼度の向上の効果が小さく、CASE2の場合に比べて約80%の大きさである。

CASE4 について

CASE4は、炉停止直後からも1ループの自然循環のみで除熱可能とした場合であって、メンテナンス冷却系が使命時間途中から使用可能となって成功基準が変化するだけであり、ACSについての成功基準は使命時間全体にわたって一定となる（強制循環1ループまたは自然循環1ループで除熱可能）。PLOHS発生頻度は $9.0E-7/ry$ となり、CASE3と比較して、約0.2倍にまで減少する結果となった。

PLOHS発生頻度に対する支配的シーケンスは、1ループが使用不可能となるシーケンス3で、約80%の寄与を持つ。

なお、表5.2でCASE4のシーケンス1、シーケンス2、シーケンス4、シーケンス5の各々の崩壊熱除去系の機能喪失確率の値については、モンテカルロ法に由来するバラツキを考慮すると、有意な差はなく、ほとんど同じ値であると言える。

5.4 考察

起因事象によって除熱ループの多重度が低下するシーケンスは、起因事象発生頻度は低いが、PLOHS発生頻度の上からは支配的となる。このようなシーケンスに至る起因事象は、シーケンス3が、ポンプ、配管、熱交換器等のナトリウム機器の漏洩、閉塞であり、シーケンス4については、主冷却系統のポンプ

の軸固着、ポンプ駆動電源系統の故障等である。これらの起因事象発生頻度に対する設備対応が重要である。

基本ケースの成功基準に修復操作を考慮したCASE2では、第1フェーズの区間で、ACS強制循環モードについては、起因事象に依存して3重または2重の多重性を持つが、ACS自然循環除熱モードを達成するには3ループを必要とし、自然循環ループについての多重性がない。第1フェーズは時間間隔が1時間であり、使命時間168時間と比較して短い時間間隔であるが、修復を考慮した信頼度評価ではこの第1フェーズにおける崩壊熱除去機能喪失確率が支配的となり、特に起動時の故障が大きな寄与を持つ結果となっている。CASE3、CASE4の結果における低減効果からも、信頼度を向上させるためには、起動時における自然循環ループについての多重度がより向上するようにしていくことが重要となり、プラント設計段階で1ループ当たりの自然循環除熱容量をより増大させることについての検討を行っておくことが望ましい。

PLOHS発生頻度を $1E-7/ry$ オーダーとするためには、自然循環除熱能力については少なくとも300% (100%×3) の除熱能力を有することが必要であると考えられる。

メンテナンス冷却系は炉停止後24時間後から利用可能となっているが、シーケンス1とシーケンス5とを比べると、機器の修復を考慮し、さらに自然循環ループについての多重度を増加させるにしたがって、信頼度上の効果は小さくなっていくことがわかる。起動時の故障確率低減に寄与するように、炉停止直後から利用可能とすることが望ましい。

重要度評価の結果からもわかるように、自然循環に必要なベーン、ダンパ等については、運転員による手動回復操作に期待することによって崩壊熱除去系の信頼度をより向上させていくことが可能である。設計段階においてもそのような手動操作を考慮した設計（接近性、操作性等）となっていることを確認すべきであろう。

また、起動時の故障確率を減少させていく観点からは、強制循環モードに必要なサポート系統の機器を通常時も運転中とするような設計とすることにより、アンアベイラビリティを小さくしていくことや、開閉等の動作要求を必要としないような運用となるように、設計を進めていくことが重要である。

5.5 まとめ

これまでの予備的評価作業により、崩壊熱除去系の信頼度についての概略的な特徴を把握するとともに、崩壊熱除去系の信頼度をフェイズドミッション解析で評価していくための技術的基盤が整備された。今後は、さらに詳細な修復効果の検討、共通要因故障やメンテナンスアウトエージについての検討を行い、詳細評価としてまとめていく予定である。

表5.1 起因事象の分類

<p>○全ループ使用可能 (シーケンス1)</p> <p>正の反応度挿入 1次主冷却系循環ポンプ故障／トリップ 2次主冷却系流量減少 給水流量喪失 タービントリップ 局部的燃料破損 原子炉トリップ</p>
<p>○外部電源喪失 (シーケンス2)</p> <p>外部電源喪失</p>
<p>○1ループについて強制循環・自然循環ともに利用不可能 (シーケンス3)</p> <p>1次主冷却系漏洩 1次主冷却系逆止弁閉 (1ループ) 2次主冷却系漏洩 蒸気発生器伝熱管破損</p>
<p>○1ループについて強制循環のみ利用不可能 (シーケンス4)</p> <p>1次主冷却系強制循環能力喪失 2次主冷却系強制循環能力喪失</p>
<p>○メンテナンス冷却系使用不能 (シーケンス5)</p> <p>1次メンテナンス冷却系漏洩</p>

表5.2 信頼度評価結果

シナシス名	起因事象発生頻度 f [/ry]	冷却時間 [hr]	CASE1		CASE2		CASE3		CASE4	
			崩壊熱除去系機能喪失確率 I1 [/demand]	PLOHS発生頻度 f X I1	崩壊熱除去系機能喪失確率 I2 [/demand]	PLOHS発生頻度 f X I2	崩壊熱除去系機能喪失確率 I3 [/demand]	PLOHS発生頻度 f X I3	崩壊熱除去系機能喪失確率 I3 [/demand]	PLOHS発生頻度 f X I3
1 全ループ利用可能	1.7E+0	0 168	1.5E-6 2.1E-6	3.5E-6	6.0E-7 6.7E-7	1.1E-6	3.1E-7 3.4E-7	5.6E-7	7.8E-8 9.2E-8	1.5E-7
2 外部電源喪失	5.2E-2	0 168	6.6E-6 1.3E-5	6.8E-7	1.7E-6 1.8E-6	9.4E-8	5.0E-7 5.3E-7	2.8E-8	7.8E-8 8.5E-8	4.4E-9
3 1ループについて 強制循環、自然循環 ともに利用不可能	1.7E-2	0 720	1.4E-4 7.6E-4	1.3E-5	8.1E-5 9.5E-5	1.6E-6	5.8E-5 7.3E-5	1.2E-6	2.0E-5 4.3E-5	7.3E-7
4 1ループについて 強制循環のみ 利用不可能	1.2E-1	0 168	1.1E-4 1.2E-4	1.5E-5	7.6E-5 8.0E-5	9.8E-6	2.0E-5 2.0E-5	2.5E-6	7.6E-8 9.0E-8	1.1E-8
5 メンテナンス冷却系 使用不可能	7.2E-4	0 168	1.4E-6 5.0E-6	3.6E-9	6.1E-7 7.9E-7	5.7E-10	3.4E-7 3.8E-7	2.7E-10	8.9E-8 1.0E-7	7.2E-11

PLOHS発生頻度 [/ry]	CASE1 : 3.2E-5	CASE2 : 1.3E-5	CASE3 : 4.3E-6	CASE4 : 9.0E-7
-------------------	----------------	----------------	----------------	----------------

表5.3 各マクロイベントについてのFussell Vesely 重要度*

*3系統中の1系統分についての重要度

シーケンス名	マクロイベント						
	FC	FNRC	FNNR	CC	EPS	UPS	DG
1	36%	55%	0.3%	5%	2%	0.3%	-
2	20%	43%	0.2%	3%	1%	0.8%	31%
3	41%	44%	0.7%	3%	0.4%	4%	-
4	27%	44%	0.1%	4%	2%	2%	-
5	31%	52%	0.4%	5%	2%	0.5%	-

FC : ACS 1 ループ強制循環除熱モードのみを阻害する事象 (ポンプボニーモータ、ブローア故障等)

FNRC : ACS 1 ループ強制循環・自然循環除熱モードを阻害する事象 (修復可) (ベーン、ダンパの故障等)

FNNR : ACS 1 ループ強制循環・自然循環除熱モードを阻害する事象 (修復不可) (ナトリウム機器の漏洩、閉塞等)

CC : 機器冷却系、補機冷却水系の機能喪失 (1系統)

EPS : 非常用メタクラ/パワーセンター電源系、補機冷却海水系、換気空調系の機能喪失 (1系統)

UPS : 無停電電源系の機能喪失 (1系統)

DG : DG電源の機能喪失 (1系統)

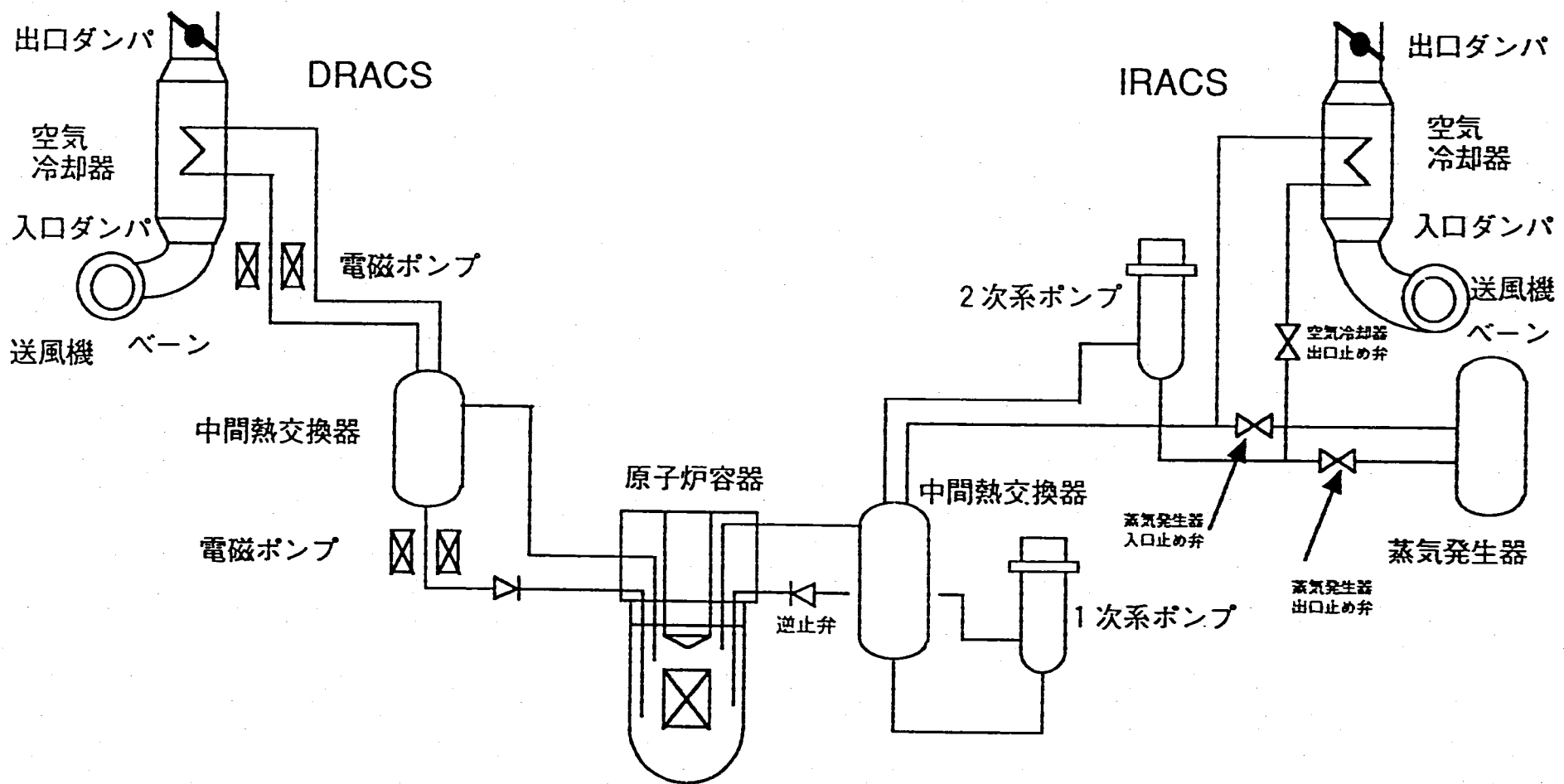


図5.1 崩壊熱除去系 系統概略図

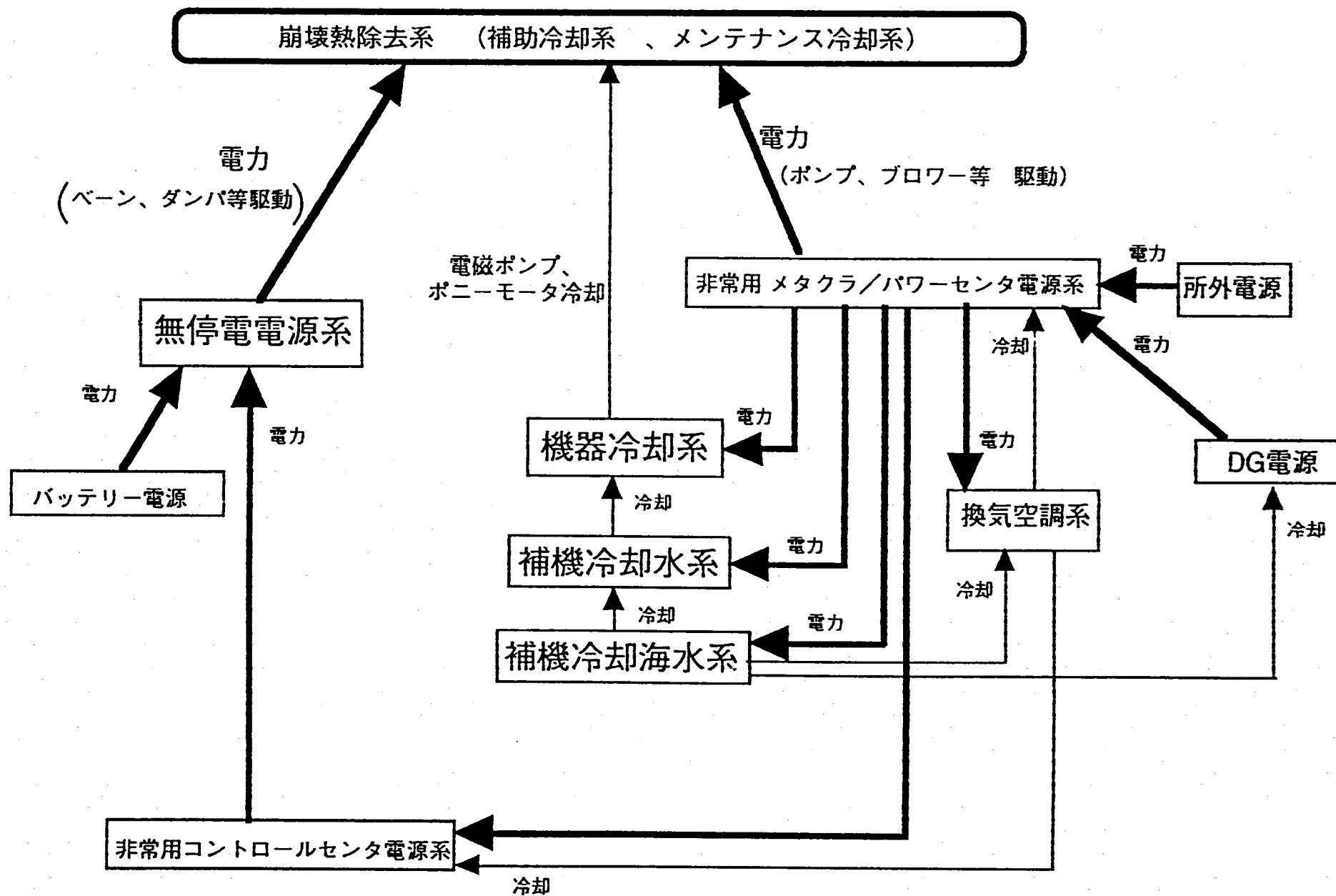


図5.2 崩壊熱除去系サポートシステム