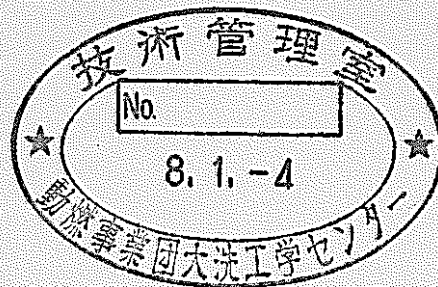


「常陽」MK-III計画に係る安全評価

(6. 仮想事故に係わる解析・評価)

1995年9月



動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

1 9 9 5 年 9 月



「常陽」MK-III計画に係る安全評価

(6. 仮想事故に係わる解析・評価)

島川佳郎*1

要 旨

「常陽」MK-III計画に係る安全評価の一環として、仮想事故（炉心溶融再臨界事故）の解析・評価の見直しを行っている。本資料は、それらの解析・評価のうち、炉心崩壊過程の解析、炉容器歪み量の評価及びナトリウム噴出量の評価の3項目についてまとめたものである。

(1) 炉心崩壊過程の解析

MK-III炉心において炉心が溶融・落下することを仮定すると、即発臨界に達した時点での反応度挿入率は約12\$/sとなる。また、これを保守的に30\$/sとして「VENUS」コードにより計算した機械的エネルギーの放出量は約180MWs（TNT換算約40kg）となる。

(2) 炉容器歪み量の評価

機械的エネルギーの放出量を保守的にTNT換算50kgとし、1/5モデルによる耐衝撃構造試験の結果に基づいて、実機における炉容器歪み量の評価が行われているが、このような簡易的手法による評価のバックアップとする目的で、最新の手法を取り入れた「AUTODYN-2D」コードによる衝撃応答解析を別途行った。その結果、このような最新の手法に基づく評価結果は、簡易的手法に基づく評価結果に比べてかなり厳しくなることが判明した。

(3) ナトリウム噴出量の評価

「もんじゅ」の耐衝撃模擬試験の試験結果等を踏まえ、MK-III炉心における機械的エネルギーの放出量に対する炉容器内から格納容器内へのナトリウム噴出量を評価すると67.5kg程度となる。したがって、ナトリウム燃焼解析で想定している噴出量（230kg）は十分保守的なものである。

*1 大洗工学センター 実験炉部技術課

目 次

1. 緒言	1
2. 炉心崩壊過程の解析	15
3. 炉容器歪み量の評価	19
4. ナトリウム噴出量の評価	48
5. 結言	60
6. 謝辞	61
7. 参考文献	62
付録－A 仮想事故の解析・評価の概要	63

表リスト

第2.2-1表	起因事故過程の解析条件及び解析結果	9
第2.3-1表	ボイド炉心の物質反応度価値分布	13
第2.3-2表	ボイド炉心の炉内出力分布	14
第3.2-1表	衝撃応答解析結果（サーベイ解析結果）	26
第3.4-1表	衝撃応答解析結果	35
第4.3-1表	耐衝撃模擬試験結果（火薬薬量と変形量及び水流出量との関係）	53
第4.3-2表	耐衝撃模擬試験結果と解析結果との比較	54
第4.3-3表	現実的な解析条件によるMK-II炉心のナトリウム噴出量	55
第4.3-4表	MK-II炉心におけるナトリウム噴出量の推定	56

図リスト

第1-1図	仮想事故における解析・評価の流れ	4
第2.2-1図	起因事故過程における反応度挿入	10
第2.3-1図	「VENUS」コードの2次元計算体系	15
第2.3-2図	再臨界事故過程の解析結果 (原子炉出力及び放出エネルギーの時間変化)	16
第2.3-3図	再臨界事故過程の解析結果 (炉心中心付近での温度及び圧力の時間変化)	17
第2.3-4図	再臨界事故過程の解析結果 (炉心の最終変形状態)	18
第3.1-1図	「常陽」の衝撃応答解析・評価の流れ	21
第3.2-1図	圧力源特性と炉容器の変形メカニズム	27
第3.2-2図	衝撃応答解析モデル	28
第3.2-3図	衝撃応答解析における圧力源特性(サーベイ解析用)	29
第3.3-1図	衝撃応答解析における圧力源特性	32
第3.4-1図	炉容器の衝撃応答状況(ケース1)	36
第3.4-2図	炉容器の衝撃応答状況(ケース2)	38
第3.4-3図	炉容器の衝撃応答状況(ケース3)	40
第3.4-4図	炉容器の衝撃応答状況(ケース4)	42
第3.4-5図	炉容器の衝撃応答状況(ケース5)	45
第4.2-1図	炉容器からのナトリウム噴出過程	50
第4.3-1図	耐衝撃模擬試験結果(試験体(内筒)の構造と水流出量との関係)	57
第4.3-2図	耐衝撃模擬試験結果(火薬量と水流出量との関係)	57
第4.3-3図	耐衝撃模擬試験結果(試験体スケールと水流出量との関係)	57
第4.3-4図	耐衝撃模擬試験の解析モデル	58

1. 緒 言

高速実験炉「常陽」では、照射効率の向上、各種試験能力の拡充等を目指して、炉心及び冷却系の高性能化を図るMK-Ⅲ計画を進めている。本資料は、MK-Ⅲ計画に係る安全評価（原子炉設置変更許可申請書添付書類10）における仮想事故の解析・評価の見直しに関連して実施した、炉心崩壊過程の解析、炉容器歪み量の評価及びナトリウム噴出量の評価の3項目についてまとめたものである。

一般に、高速炉炉心は反応度最大の構成となっていないため、炉心の変形や溶融が生じると大きな正の反応度が投入され、機械的エネルギーの放出に至る可能性があることがその開発当初から懸念されていた。そのため、初期の高速炉の建設に当たっては、再臨界事故の解析を行って機械的エネルギーの放出量の評価を行うことが一般的に行われていた。「常陽」にあっても、このような流れに沿って、技術的見地からは起こるとは考えられない事故ではあるが、炉内のナトリウムが瞬時に喪失して炉心が溶融・落下し、溶融・落下した炉心燃料が再臨界状態となって機械的エネルギーの放出に至るという「炉心溶融再臨界事故」を従来より仮想事故の事故シナリオとして想定している。

「常陽」の仮想事故の解析・評価に当たっては、下記のような「炉心溶融再臨界事故」の事故経過の解析、事故に伴って大気中に放出された放射性物質による線量当量の評価等を行い、線量当量の評価結果を各種指針（「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」⁽¹⁾）及び「プルトニウムを燃料とする原子炉の立地評価上必要なプルトニウムに関するめやす線量について」⁽²⁾）に示されているめやす線量と比較することにより、原子炉施設の立地条件の妥当性を確認している（詳細については付録-Aを参照のこと）。

（1）事故経過の解析

- ① 炉心崩壊過程の解析
- ② 炉容器歪み量の評価
- ③ ナトリウム噴出量の評価
- ④ ナトリウム燃焼解析

（2）線量当量の評価

- ① 放射性物質の大気中への放出量の計算
- ② 線量当量の評価

このたびのMK-Ⅲ炉心への変更の際しても、仮想事故の解析・評価の考え方は従来のもの踏襲することとした。また、上記のような一連の解析・評価における事故シナリオや解析・評価方法についても、変更前のものと同様とすることとした。ただし、MK-Ⅲ炉心への変更による原子炉出力の上昇とそれに伴う炉内線源の増加、線量当量の評価に用いる気象データ及び社会環境データの更新等の解析・評価条件の変更に関しては、それらを反映した解析・評価の見直しを行っている。

仮想事故の解析・評価の流れを第1-1図に示す。解析・評価の各項目の内容と、MK-III改造に係る変更前後での具体的な見直しの内容は以下に示すとおりである。

(1) 炉心崩壊過程の解析

炉内から瞬時にナトリウムが喪失することを仮定すると、炉心は中心部から溶融して溶融燃料は重力落下により集積し、正の反応度が挿入されて即発臨界に達する。即発臨界となった溶融燃料の核反応は、燃料物質の飛散により終息するが、その炉心崩壊過程で大きな機械的エネルギーが発生する。

MK-II炉心からMK-III炉心への変更により炉心が大型化することを反映して機械的エネルギーの放出量の見直しを行った結果、機械的エネルギーの放出量は、変更前の解析結果である約120MWs (TNT換算約30kg) から約180MWs (TNT換算約40kg) に増加した。

(2) 炉容器歪み量の評価

機械的エネルギーの放出に伴う炉容器歪み量の評価は、変更前より、機械的エネルギーの放出量をTNT換算50kgとして行われている。これは、上記のMK-III炉心における機械的エネルギーの放出量を包絡するものであるため、変更後にあっても特に炉容器歪み量の評価の見直しを行う必要はない。ただし、変更前の炉容器歪み量の評価手法は1/5モデルによる耐衝撃構造試験の結果を外挿するという簡易的なものであるため、このような簡易的手法による評価のバックアップとする目的で、最新の手法を取り入れた解析コード「AUTODYN-2D」を用いた衝撃応答解析を別途行っている。

(3) ナトリウム噴出量の評価

機械的エネルギーの放出に伴う炉容器内から格納容器内へのナトリウム噴出量は、変更前には、機械的エネルギーの放出量をTNT換算約30kgとして計算が行われ、約230kgと評価されている。しかしながら、その後実施された「もんじゅ」耐衝撃模擬試験で得られた試験結果に基づいて再評価した結果、ナトリウム噴出量は高々10~30kgであることが明らかにされている。

「もんじゅ」耐衝撃模擬試験で得られた知見を踏まえ、MK-III炉心における機械的エネルギーの放出量 (TNT換算約40kg) に対するナトリウム噴出量を評価すると67.5kg程度となる。

(4) ナトリウム燃焼解析

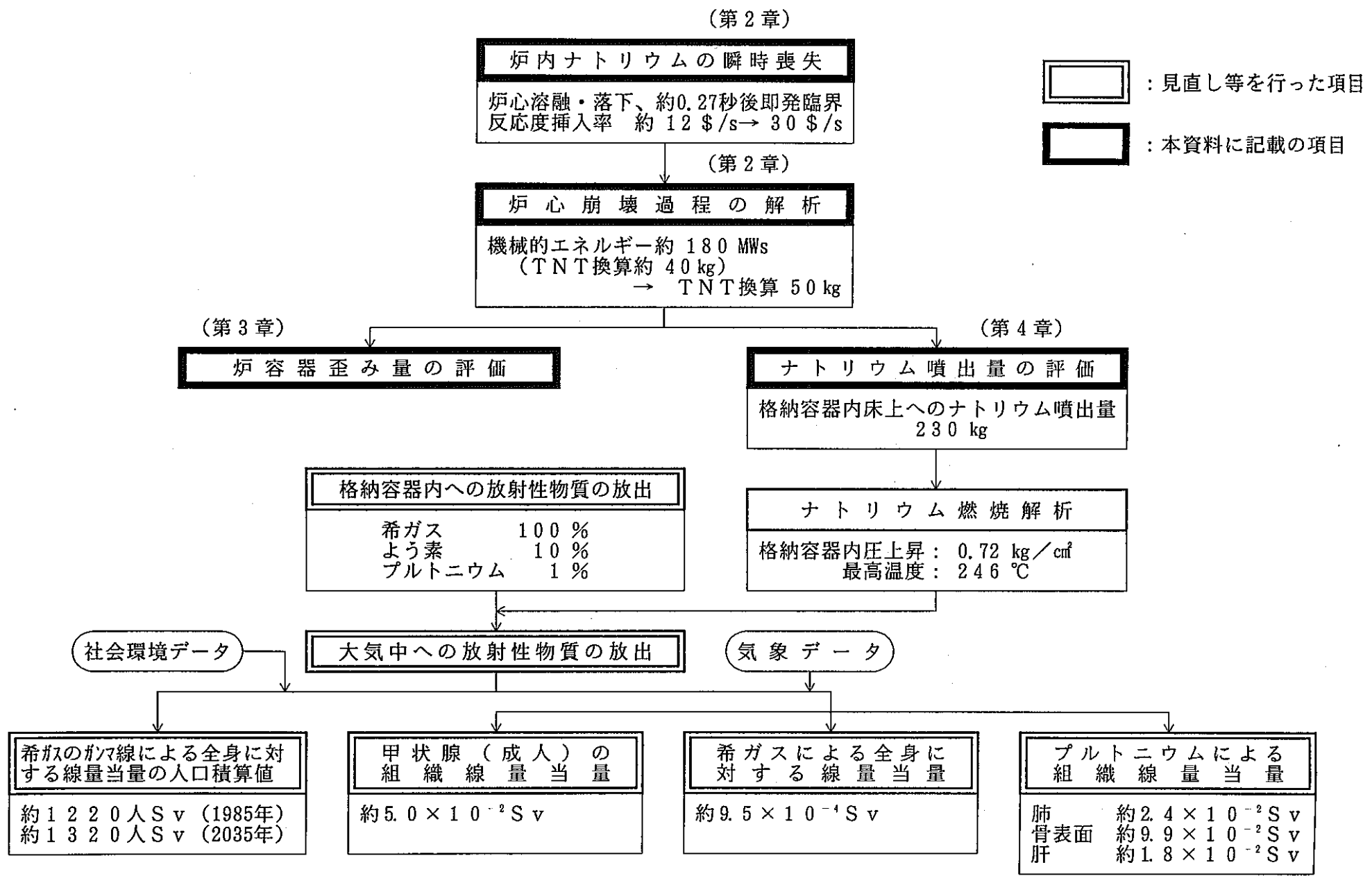
炉容器内から格納容器内に噴出したナトリウムによる熱的影響 (格納容器内の圧力及び温度の上昇) については、従来よりナトリウム噴出量を230kgとしたナトリウム燃焼解析により評価されている。これは、上記のMK-III炉心におけるナトリウム噴出量を包絡するものであるため、変更後にあっても特にナトリウム燃焼解析の見直しを行う必要はない。

(5) 線量当量の評価

機械的エネルギーの放出に伴い格納容器内に放出される希ガス、よう素及びプルトニウムの量を炉内存在量のそれぞれ100%、10%及び1%とし、ナトリウム燃焼解析で求められた格納容器内の圧力変化を考慮して、格納容器内から大気中に放出される放射性物質の量を計算している。また、放射性物質の大気放出量に基づき、各種指針（「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」⁽³⁾等）に記載の評価方法に沿って、下記の線量当量の評価を行っている。なお、線量当量の評価に当たっては、原子炉出力の上昇に伴う炉内線源の増加、線量当量の評価に用いる気象データ及び社会環境データの更新等を反映して評価条件を見直している。

- ① 甲状腺（成人）の組織線量当量
- ② 希ガスによる全身に対する線量当量
（スカイシャイン線及び直接線による線量当量を含む）
- ③ プルトニウムによる組織線量当量
- ④ 希ガスのガンマ線による全身に対する線量当量の人口積算値

以上のような解析・評価の見直しのうち、本資料では、炉心崩壊過程の解析、炉容器歪み量の評価及びナトリウム噴出量の評価の3項目についてまとめる。なお、線量当量の評価の見直しに関しては、別途作成した被ばく評価に関する資料⁽⁴⁾を参照されたい。



第1-1図 仮想事故における解析・評価の流れ

2. 炉心崩壊過程の解析

2. 1 概要

炉内から瞬時にナトリウムが喪失することを仮定すると、炉心は中心部から溶融して溶融燃料は重力落下により集積する。その結果、大きな正の反応度が挿入され、溶融燃料は即発臨界に達して核的暴走状態に至る。溶融燃料の核反応は、燃料物質の飛散により終息するが、その炉心崩壊過程で機械的エネルギーが発生する。

本章では、このような仮想事故時の炉心崩壊過程の解析についてまとめる。

MK-II炉心からMK-III炉心への変更に伴う機械的エネルギーの放出量の見直しに当たり、その解析・評価手法は、以下に示すような従来のMK-II炉心を対象とした解析・評価手法と同じものとしている。なお、本解析の詳細については「高性能炉心の仮想事故等の計算」⁽⁵⁾を参照のこと。

- (1) 起因事故過程の解析として、炉心が溶融・落下する過程で挿入される反応度の計算を行う。
- (2) 起因事故過程の解析で求めた反応度挿入率（特に、即発臨界到達時の反応度挿入率）を入力条件として、これに続く再臨界事故過程の解析を「VENUS」コードを用いて行い、機械的エネルギーの放出量を求める。

2. 2 起因事故過程の解析

起因事故過程において、炉心が溶融・落下する過程で挿入される反応度の計算は、以下に示すとおり行っている。

- (1) 第2. 2-1表に示すように、炉心部を各集合体列ごとに同心円状の7領域に分割し、各領域の初期燃料温度を定める。
- (2) 炉内からナトリウムが喪失すると、本来ならば約 $-5\% \Delta k/k$ の負のナトリウムボイド反応度が投入されるため原子炉出力が急速に低下するが、この効果を見捨て、原子炉出力は定格出力のまま保たれるものとする。また、発生エネルギーは、事故開始と同時にすべて燃料に与えられるものとする。
- (3) 軸方向最高出力点（炉心中心高さ）の燃料温度が 2650°C となった時刻にその領域の溶融が始まるものとする。また、燃料の融解熱は考慮しないものとする。各領域の溶融開始時刻は下記の式により計算する。

$$t_i = \int_{T_{fi0}}^{2650} C_p \, dT_{fi} / Q_i$$

ここで、 t_i : 領域 i の溶融開始時刻 [s]
 Q_i : 領域 i の燃料の出力密度 [W/g]
 T_{fi} : 領域 i の燃料温度 [$^{\circ}\text{C}$]
 T_{fi0} : 領域 i の燃料温度初期値 [$^{\circ}\text{C}$]
 C_p : 燃料の比熱 [W·s/g $^{\circ}\text{C}$]

領域 i の燃料の出力密度 Q_i は、次のとおり計算する。

$$Q_i = Q_{tot} \cdot P_{fi} / (V_c \cdot R_f \cdot \rho_f)$$

ここで、 Q_{tot} : 原子炉出力 (= $140 \times 10^6 \text{W}$)
 P_{fi} : 領域 i のピーキングファクタ (第2. 2-1表)
 V_c : 炉心全体積 (= $2.619 \times 10^6 \text{cm}^3$)
 R_f : 炉心の燃料体積比 (= 0.377)
 ρ_f : 燃料の密度 (= 10.33g/cm^3)

燃料の比熱 C_p は、次のとおり計算する。

$T_f < 2650^\circ\text{C}$ (Godfrey の式)

$$C_p = (2.033 \times 10^{-2} + 1.699 \times 10^{-4} T - 1.829 \times 10^{-7} T^2 + 7.872 \times 10^{-11} T^3 - 1.059 \times 10^{-14} T^4) \times 4.186 \quad \text{ただし、} T \text{ [K]}$$

$T_f \geq 2650^\circ\text{C}$

$$C_p = 0.1202 \times 4.186$$

- (4) 以上の計算式に基づいて求めた各領域の溶融開始時刻 (t_i) 及び第1領域が溶融を開始した時点を中心とした溶融開始遅れ時間 (Δt_i) は、第2.2-1表に示すとおりとなる。
- (5) 溶融した炉心は重力落下し、最終的には100%理論密度の燃料と構造材とが均質に混ざり合った状態(縮合炉心)になるものとする。縮合後の炉心高さ (h) は、下記の式により計算する。

$$h = h_0 (R_s + R_f \cdot D_f) = 29.1 \text{ cm}$$

ここで、 h_0 : 縮合前の炉心高さ (= 50 cm)
 R_s : 炉心の構造材体積比 (= 0.228)
 R_f : 炉心の燃料体積比 (= 0.377)
 D_f : 燃料の理論密度 (= 0.94)

また、重力落下に要する時間は、重力加速度を 980 cm/s^2 として、次のように求められる。

$$[2 \times (h_0 - h) / 980]^{1/2} = 0.207 \text{ s}$$

- (6) 別途実施された核計算によると、炉心が縮合した状態での投入反応度は次のとおり求められている。

① 炉心が完全縮合した場合 : $0.134 \Delta k/k$

② 炉心が半分縮合した場合 : $0.067 \Delta k/k$

これらをもとに、全炉心が重力落下した場合の投入反応度 (ρ_{tot}) の時間変化として、次のフィッティング式が得られる。

$$\rho_{tot}(t) = 3.143 \times t^2$$

- (7) 各領域の溶融落下に伴う投入反応度は、全炉心が重力落下した場合の反応度に各領域の出力分担率(第2.2-1表に示す)を乗じたものになると考え、起因事故過程において挿入される反応度を下記の式により計算する。

$$\Delta \rho (t) = \sum_{i=1}^7 [W(t - \Delta t_i) \cdot \rho_i \cdot f(t - \Delta t_i)]$$

- ここで、 $\Delta \rho (t)$: 起因事故過程において挿入される反応度 [$\Delta k/k$]
 ρ_i : 領域 i が完全縮合した場合の投入反応度 [$\Delta k/k$]
 $W(t)$: $= 0 (t < 0)$
 $= 1 (t \geq 0)$
 $f(t)$: 全炉心が重力落下した場合の反応度投入式 $\rho_{tot}(t)$ を、
 全炉心縮合時の投入反応度 $0.134 \Delta k/k$ で割って規格化した反応度投入曲線。
 Δt_i : 領域 i の溶融開始遅れ時間 [s]

- (8) 上記の手順で求めた起因事故過程の挿入反応度を、第 2. 2-1 図に示す。
 同図に示すように、事象開始後約 0.27 秒で炉心は即発臨界に達する。また、
 その時点での反応度挿入率は約 $12 \$/s$ となる。

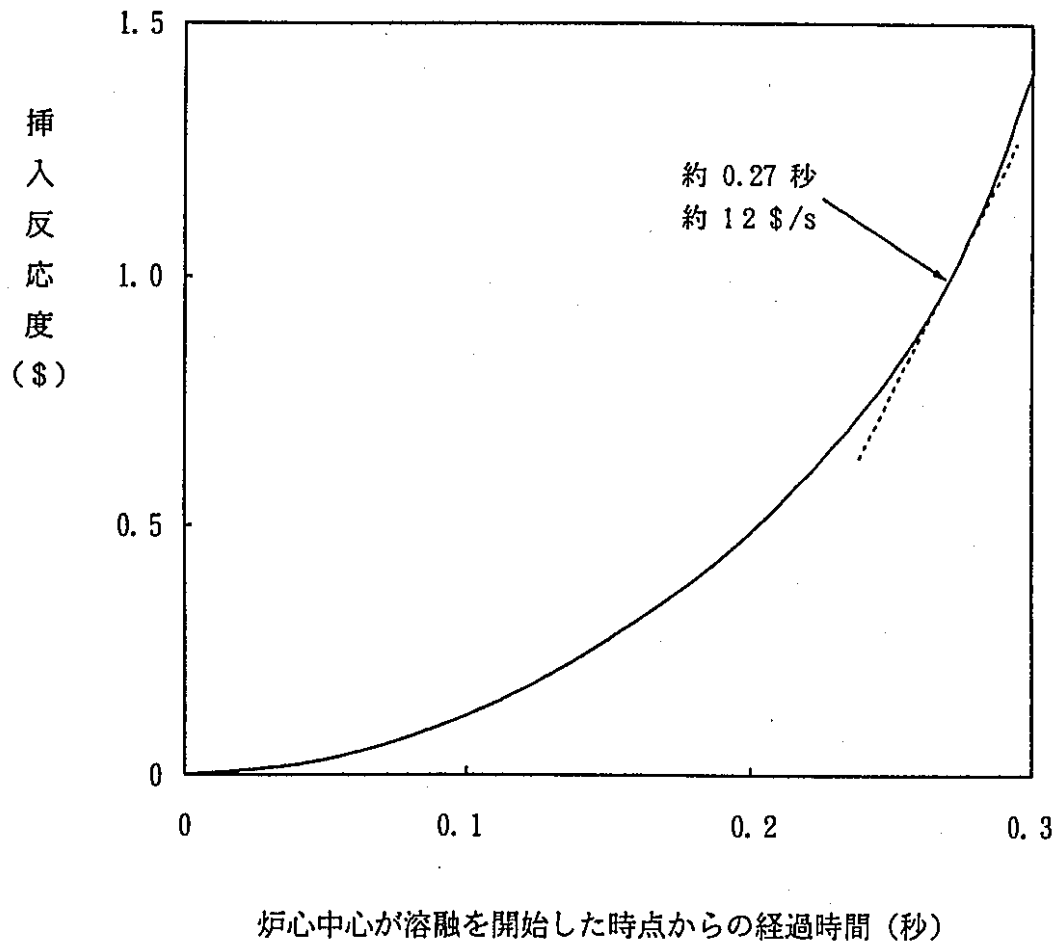
第2.2-1表 起因事故過程の解析条件及び解析結果

領域	集合体列	集合体出力	燃料温度初期値 (注1)	ピーキング係数 (注2)	出力分担率	溶融開始時間	溶融開始遅れ時間
1	0列	2.34MW	1261℃	1.65	0.0156	2.3680秒	0.0 秒
2	1列	2.34MW	1261℃	1.53	0.0894	2.5537秒	0.1857秒
3	2列	2.20MW	1213℃	1.47	0.1638	2.7325秒	0.3645秒
4	3列(内側)	1.97MW	1134℃	1.36	0.0761	3.0863秒	0.7183秒
5	3列(外側)	2.15MW	1196℃	1.41	0.1075	2.8763秒	0.5083秒
6	4列	1.92MW	1117℃	1.34	0.2857	3.1614秒	0.7934秒
7	5列	1.69MW	1038℃	1.08	0.2619	4.0904秒	1.7224秒

(注1) 燃料及び被覆管の平均温度をそれぞれ1160℃及び460℃とし、下記の式で計算する。

$$\left[1160 + (1160 - 460) \times (\text{集合体出力} / \text{集合体平均出力}) \right]$$

(注2) 軸方向炉心中心高さでの値。



第 2. 2 - 1 図 起因事故過程における反応度挿入

2. 3 再臨界事故過程の解析

再臨界過程の解析には、2次元炉心崩壊事故解析コード「VENUS」を用いる。本コードは、2次元圧縮性流体の熱流動計算と1点近似動特性計算をカップリングしたものである。計算体系を第2.3-1図に示す。

(1) 解析条件

主要な解析条件は、下記のとおりとした。

(a) 反応度挿入率

前節の起因事故過程の解析の結果、即発臨界に達した時点での反応度挿入率は約12\$/sとなった。この値は、現行の「常陽」設置変更許可申請書に記載されている反応度挿入率30\$/sを大きく下回っている。

本解析では、極めて保守的な想定ではあるが、反応度挿入率を30\$/sとして再臨界過程の解析を行うものとする。

(b) 炉心特性に関わる解析条件

反応度係数、出力分布等の炉心特性に関わる解析条件は、ドライバー燃料85体を装荷した最大炉心を考え、この炉心がボイド化したときの炉心特性を標準平衡炉心の炉心特性に基づいて推定することにより定めている。

なお、ドップラ係数及び物質反応度値分布については、ノミナル値に対して誤差30%を考慮した値を用いている。

項目	解析条件
反応度挿入率	30 \$/s
反応度初期値	1 \$
ドップラ係数	$-6.65 \times 10^{-4} \text{Tdk/dT}$
物質反応度値	第2.3-1表
炉内出力分布	第2.3-2表
即発中性子寿命	$2.47 \times 10^{-7} \text{s}$
実効遅発中性子割合	4.15×10^{-3}

(2) 解析結果

原子炉出力及び放出エネルギーの時間変化を第2.3-2図に、炉心中心付近での温度及び圧力の時間変化を第2.3-3図に、炉心の最終変形状態を第2.3-4図に示す。主要な解析結果は下記のとおりである。

項目	解析結果
ピーク出力	$2.11 \times 10^6 \text{ MW}$
平均炉心温度	8082 K
全放出エネルギー	2707 MWs
運動エネルギー	14.1 MWs
内部エネルギー	163.7 MWs
機械的エネルギー (注)	177.8 MWs

(注) 運動エネルギーと内部エネルギーの和

このように、機械的エネルギーの放出量は約180 MWs となった。1ポンドの火薬が機械的エネルギー2 MWs に相当する⁽⁶⁾ものとしてTNT火薬の薬量に換算すると、約40 kgとなる。

第2.3-1表 ボイド炉心の物質反応度値分布

単位: $\Delta k/k'$ ($\Delta \rho/\rho$)

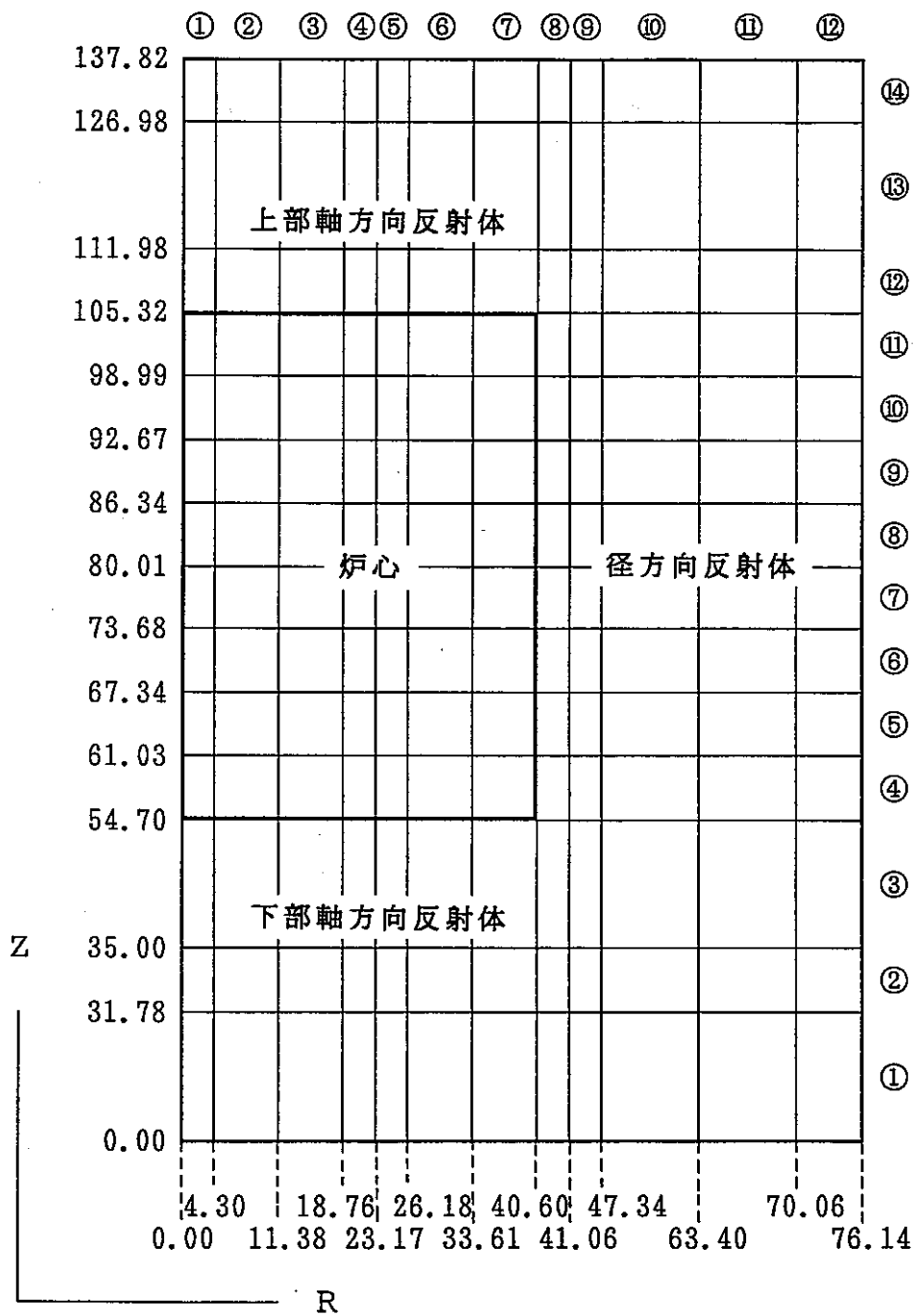
	第0列	第1列	第2列	第3列 (内側)	第3列 (外側)	第4列	第5列	径方向反射体				
上部 軸方向 反射体	5.48E-5	3.16E-4	5.67E-4	2.50E-4	2.41E-4	6.33E-4	5.62E-4	-1.47E-4	4.61E-4	8.53E-4	2.03E-4	9.90E-5
	2.59E-4	1.53E-3	3.03E-3	1.60E-3	1.68E-3	3.77E-3	3.18E-3	-7.90E-4	2.13E-3	3.26E-3	2.76E-4	2.12E-5
	2.91E-4	1.62E-3	2.94E-3	1.43E-3	2.00E-3	4.69E-3	3.64E-3	2.24E-4	2.26E-3	3.08E-3	3.14E-4	4.65E-5
炉 心 部	1.01E-3	5.32E-3	1.48E-2	7.49E-3	8.44E-3	2.17E-2	1.77E-2	4.39E-4	4.26E-3	5.22E-3	5.31E-4	8.42E-5
	1.22E-3	6.43E-3	1.78E-2	8.63E-3	1.03E-2	2.70E-2	2.37E-2	3.74E-4	4.93E-3	5.80E-3	5.90E-4	9.64E-5
	1.36E-3	7.18E-3	1.98E-2	9.25E-3	1.16E-2	3.08E-2	2.79E-2	3.50E-4	5.67E-3	6.74E-3	6.92E-4	1.15E-4
	1.43E-3	7.52E-3	2.08E-2	9.56E-3	1.23E-2	3.26E-2	2.99E-2	3.36E-4	5.96E-3	7.16E-3	7.44E-4	1.24E-4
	1.39E-3	7.33E-3	2.03E-2	9.39E-3	1.19E-2	3.17E-2	2.90E-2	3.35E-4	5.79E-3	7.00E-3	7.34E-4	1.23E-4
	1.26E-3	6.63E-3	1.84E-2	8.77E-3	1.07E-2	2.81E-2	2.54E-2	3.43E-4	5.17E-3	6.28E-3	6.68E-4	1.11E-4
	1.08E-3	5.68E-3	1.57E-2	8.03E-3	9.00E-3	2.31E-2	1.99E-2	3.48E-4	4.12E-3	5.13E-3	5.61E-4	9.30E-5
	8.63E-4	4.54E-3	1.26E-2	7.11E-3	6.96E-3	1.76E-2	1.37E-2	3.54E-4	2.57E-3	3.79E-3	4.41E-4	7.17E-5
下部 軸方向 反射体	3.55E-4	1.94E-3	3.41E-3	1.54E-3	2.04E-3	5.52E-3	4.84E-3	7.53E-4	3.51E-3	6.41E-3	7.11E-4	9.19E-5
	3.14E-5	1.82E-4	3.39E-4	1.62E-4	1.93E-4	5.61E-4	6.51E-4	1.53E-4	4.37E-4	5.96E-4	2.54E-5	-7.18E-6
	1.56E-4	9.09E-4	1.68E-3	7.64E-4	1.01E-3	2.69E-3	2.57E-3	7.07E-4	1.89E-3	2.65E-3	5.07E-4	2.57E-4

第2.3-2表 ボイド炉心の炉内出力分布

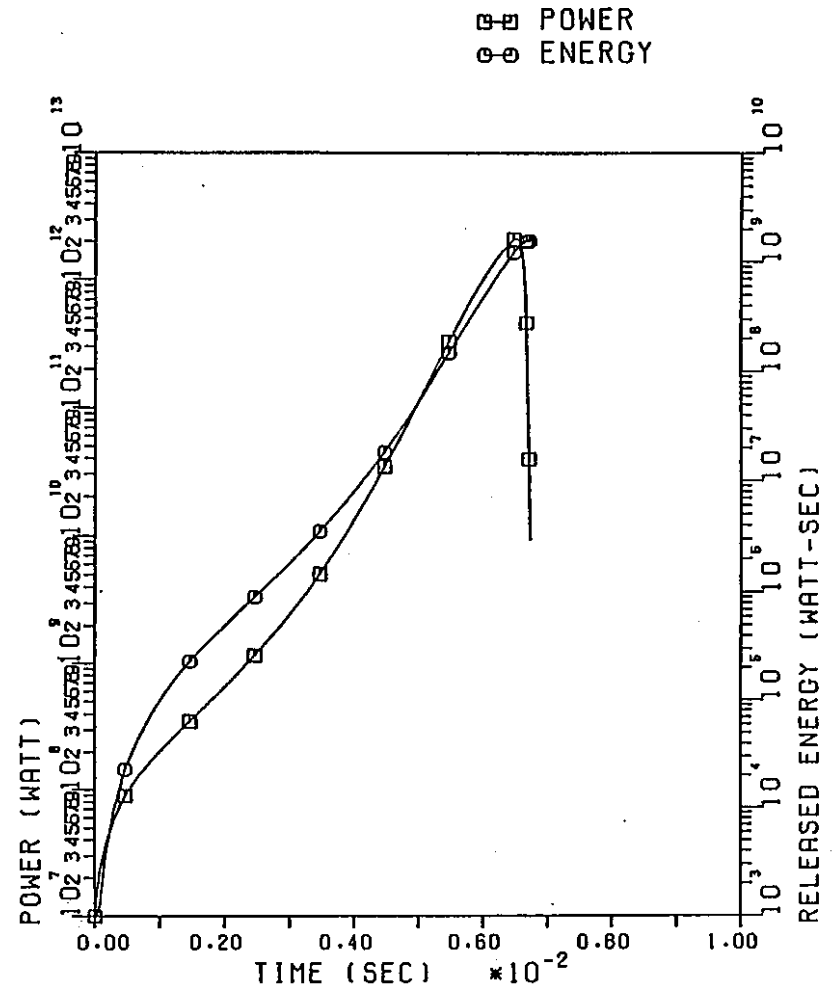
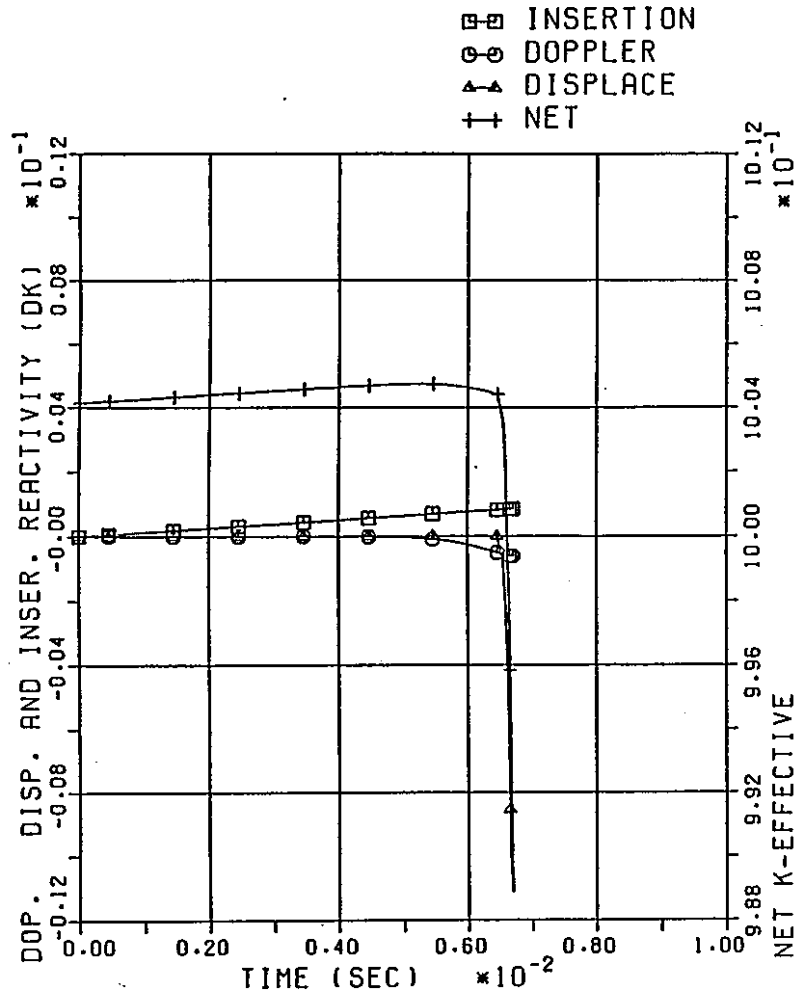
	第0列	第1列	第2列	第3列 (内側)	第3列 (外側)	第4列	第5列
炉 心 部	2.101E-3 3.892E-2	2.065E-3 2.295E-1	1.912E-3 4.251E-1	1.751E-3 1.946E-1	1.872E-3 2.774E-1	1.648E-3 7.327E-1	1.320E-3 6.847E-1
	2.481E-3 4.597E-2	2.458E-3 2.732E-1	2.299E-3 5.111E-1	2.099E-3 2.333E-1	2.244E-3 3.326E-1	1.976E-3 8.787E-1	1.553E-3 8.055E-1
	2.745E-3 5.085E-2	2.710E-3 3.012E-1	2.517E-3 5.596E-1	2.301E-3 2.558E-1	2.458E-3 3.643E-1	2.162E-3 9.613E-1	1.690E-3 8.767E-1
	2.852E-3 5.284E-2	2.820E-3 3.134E-1	2.616E-3 5.816E-1	2.394E-3 2.661E-1	2.555E-3 3.787E-1	2.249E-3 1.000E+0	1.756E-3 9.109E-1
	2.790E-3 5.169E-2	2.757E-3 3.064E-1	2.561E-3 5.694E-1	2.346E-3 2.608E-1	2.506E-3 3.714E-1	2.209E-3 9.823E-1	1.731E-3 8.980E-1
	2.553E-3 4.729E-2	2.526E-3 2.808E-1	2.352E-3 5.228E-1	2.156E-3 2.397E-1	2.308E-3 3.421E-1	2.045E-3 9.093E-1	1.618E-3 8.392E-1
	2.363E-3 4.377E-2	2.340E-3 2.601E-1	1.923E-3 4.274E-1	2.005E-3 2.229E-1	1.972E-3 2.922E-1	1.758E-3 7.814E-1	1.286E-3 6.671E-1
	1.673E-3 3.100E-2	1.654E-3 1.838E-1	1.542E-3 3.428E-1	1.416E-3 1.574E-1	1.534E-3 2.274E-1	1.400E-3 6.224E-1	1.185E-3 6.148E-1

(注) 上段：単位体積当りの出力相対値 (VENUSコードへの入力値)

下段：積分出力の相対値 (最大値を1.0に規格化した積分出力)

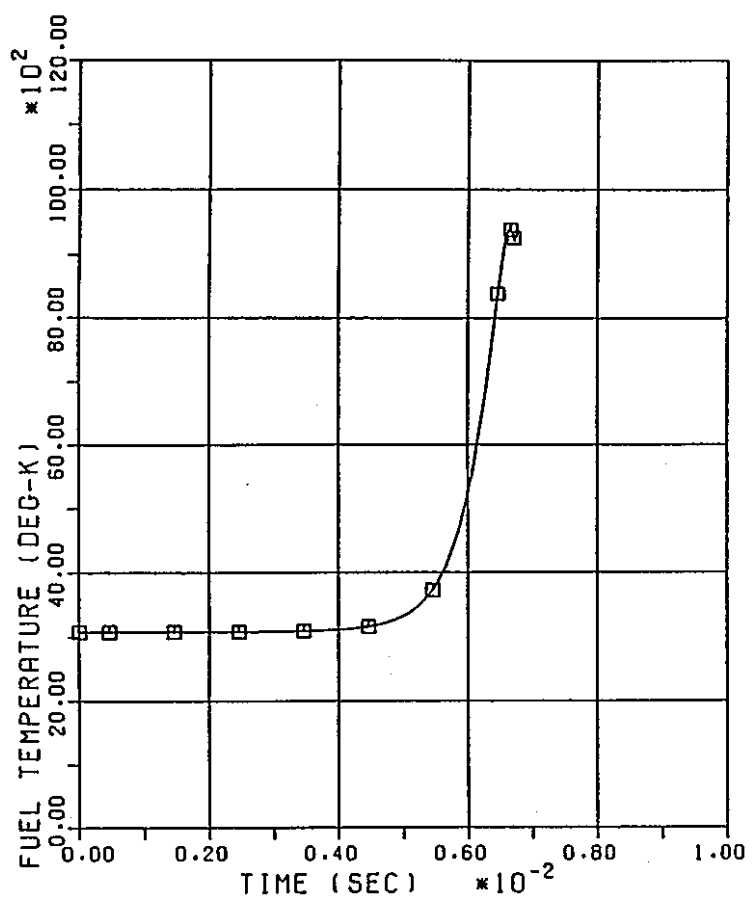


第 2. 3 - 1 図 「VENUS」コードの 2 次元計算体系

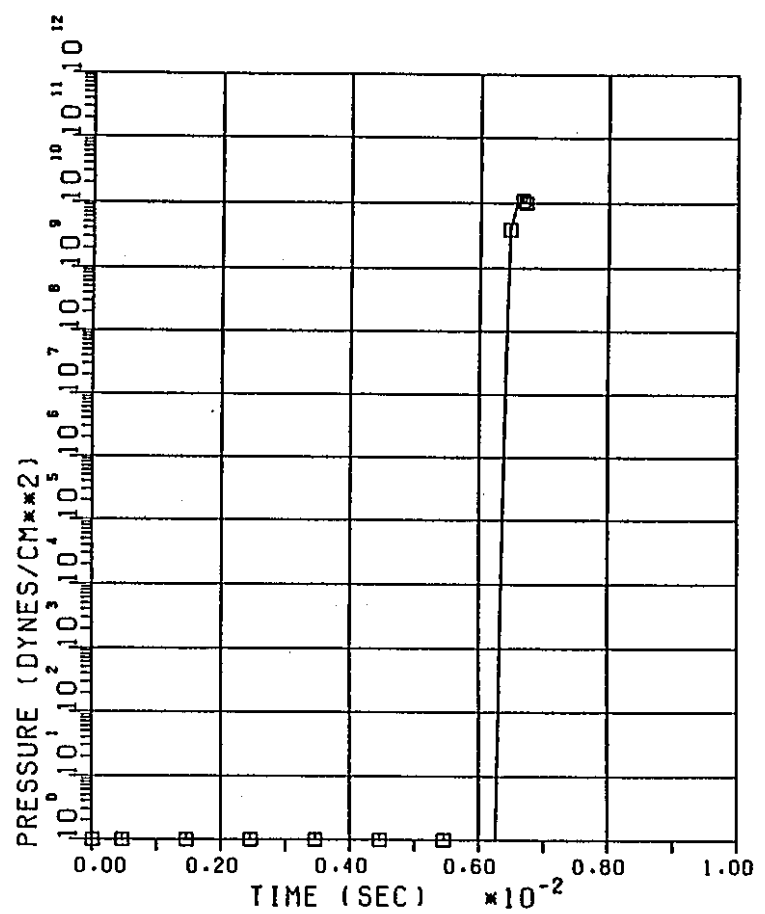


第 2. 3 - 2 図 再臨界事故過程の解析結果
(原子炉出力及び放出エネルギーの時間変化)

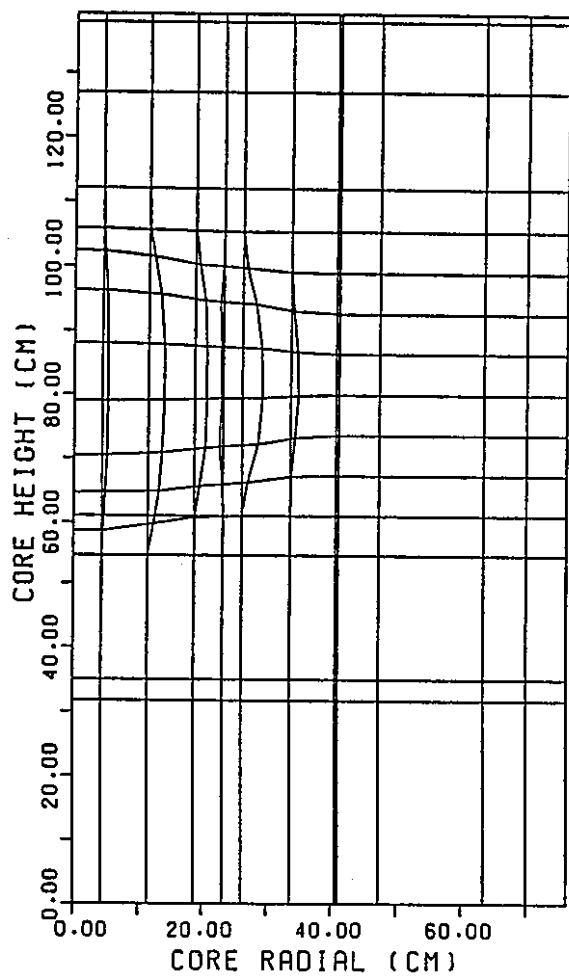
TEMPERATURE



PRESSURE



第2. 3-3 再臨界事故過程の解析結果
(炉心中心付近での温度及び圧力の時間変化)



第 2. 3 - 4 図 再臨界事故過程の解析結果
(炉心の最終変形状態)

3. 炉容器歪み量の評価

3. 1 概要

変更前におけるMK-II炉心を対象とした炉容器歪み量の評価は、下記のように、炉容器及び炉心構造物を模擬した1/5モデルによる耐衝撃構造試験の結果に基づいて行われている⁽⁷⁾。

- (1) 本試験では、炉心部での機械的エネルギーの放出が爆薬（ペントライト）の爆発で模擬されており、爆発による炉容器及び炉心構造物の歪み分布が測定されている。
- (2) ペントライトの爆発により発生するエネルギー（ E_0 ）は、Coleの式により計算されている。また、炉容器及び炉心構造物の歪みにより吸収されるエネルギー（ E_{ab} ）は、炉容器及び炉心構造物の変形が周方向応力による周方向歪みによって生じるものとし、塑性仕事量を計算することにより求められている。このようにして、爆発により発生するエネルギーと炉容器及び炉心構造物の吸収エネルギーとの比（エネルギー吸収率： $E_{ab}/E_0 \sim 0.5$ ）が求められている。
- (3) 実機における炉容器及び炉心構造物の歪み分布は試験体と相似であり、かつ、エネルギー吸収率も試験体と同じく約0.5になるものと考え、実機における炉容器及び炉心構造物の歪みが評価されている。その結果、機械的エネルギーは炉心構造物、炉容器により順次吸収されること、炉容器と黒鉛遮へい体との間隙が十分確保されているため、機械的エネルギーの作用が黒鉛遮へい体及び安全容器に及ぶことはないことが確認されている。

なお、MK-III炉心における機械的エネルギーの放出量（TNT換算約40kg：約180MWs）は、現行の「常陽」の設置変更許可申請書に記載されている値（TNT換算50kg：約220MWs）に包絡されている。したがって、変更後にあっても、特に上記の炉容器歪み量の評価の見直しを行う必要はないものとしている。

しかしながら、上記の簡易的評価にあっては、実機での機械的エネルギーの放出量を65MWs（ペントライト50kg相当の値）として評価が行われている。これは、現申請書に記載されている構造設計で仮定している機械的エネルギー（TNT換算50kg：約220MWs）に比べて小さく、本評価では炉容器歪み量が過小評価されている可能性が高い。

以上のような経緯を踏まえ、上記の簡易的手法に基づく評価のバックアップとし、かつ、「常陽」の炉容器の耐衝撃性に関する構造裕度を評価する目的で、最新の手法を取り入れた解析コード「AUTODYN-2D」を用いた衝撃応答解析を行うこととした。本章では、その解析・評価結果をまとめる。

本解析・評価の流れを第3.1-1図に示す。「常陽」を対象とした炉容器の衝撃応答解析を行うのは今回が初めてでもあり、本解析では「もんじゅ」の衝撃応答解析を通じて得られた知見等も踏まえて、以下に示す手順で解析・評価を進めることとした。

(1) 衝撃応答解析モデルの設定

「もんじゅ」等の衝撃応答解析におけるモデル化手法を参考として、炉容器の変形に影響を与える因子（カバーガスのクッション効果、炉心槽の変形効果等）についてそれらの効果を把握するためのサーベイ解析を行い、「常陽」の衝撃応答解析に適切な解析モデルを設定する。

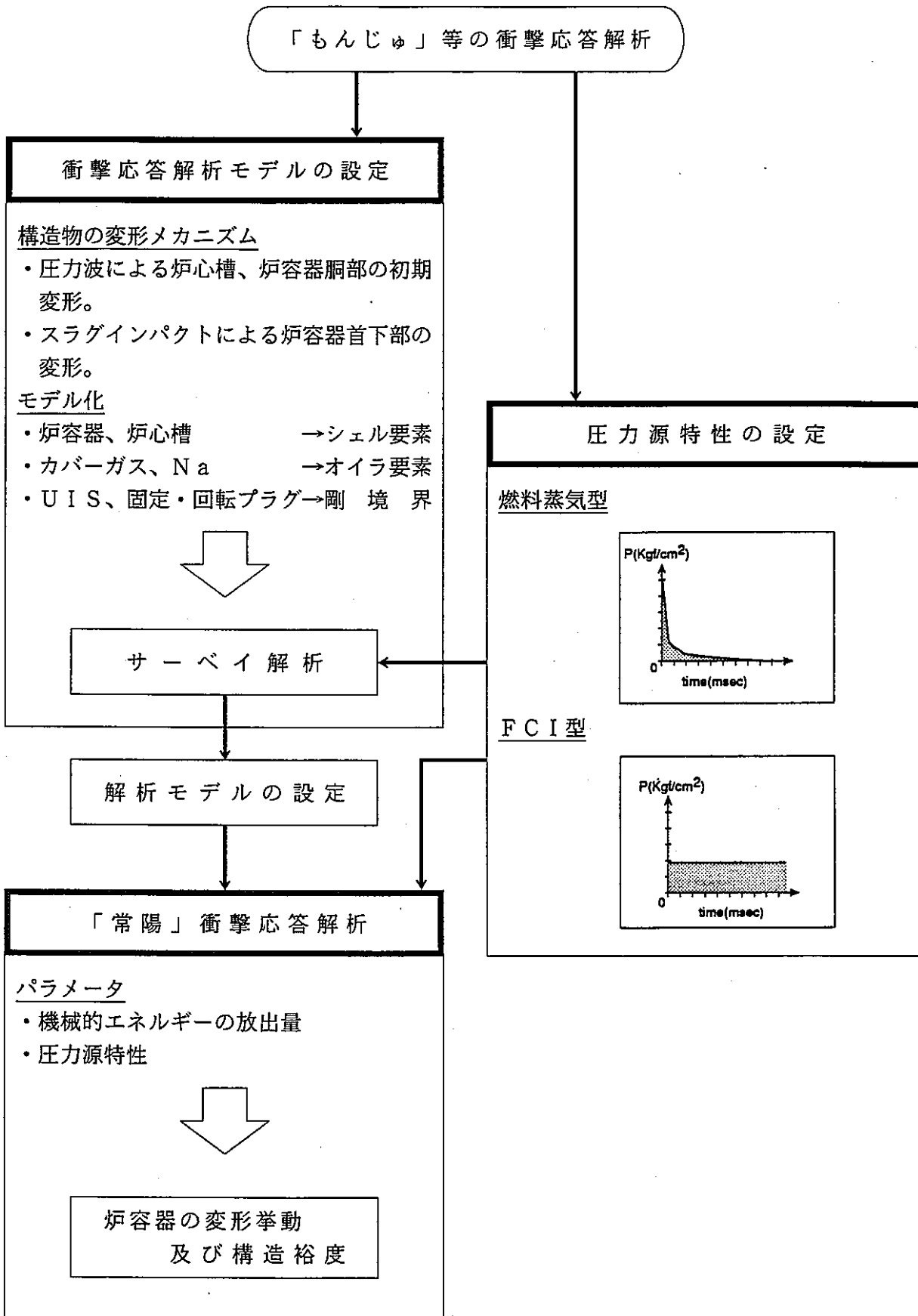
(2) 圧力源特性の設定

衝撃応答解析を実施するに当たり、再臨界事故時の炉心膨張過程の特性を圧力と膨張量との関係（圧力源特性： $P-\Delta V$ 特性）として表す。「常陽」の仮想事故を対象とした圧力源特性は評価されていないので、ここでは、「もんじゅ」での評価例や最近の知見に基づいて、「常陽」の衝撃応答解析用の圧力源特性を設定する。

(3) 衝撃応答解析

上記のように設定した解析モデルに対し、機械的エネルギーの放出量と圧力源特性をパラメータとした衝撃応答解析を行い、炉容器の変形挙動を明らかにするとともに、「常陽」の炉容器の耐衝撃性に関する構造裕度を評価する。

なお、本解析・評価の詳細については、「『常陽』改造後の仮想事故時の耐衝撃解析 成果報告書」⁽⁸⁾を参照のこと。



第 3. 1 - 1 図 「常陽」の衝撃応答解析・評価の流れ

3. 2 衝撃応答解析モデルの設定

本節では、炉容器の変形に影響を与える因子についてそれらの効果を把握するためのサーベイ解析を行い、「常陽」の衝撃応答解析に適切な解析モデルを設定する。

(1) 炉容器の変形挙動と考慮すべき影響因子

(a) 圧力源特性

炉容器の変形挙動は、機械的エネルギーの放出時の圧力源特性（ $P-\Delta V$ 曲線の形状）によって大きく異なるものとなる。圧力源特性には、一般に、「燃料蒸気型」及び「FCI型」の2つのモデルが考えられている。これらの圧力源特性を考えた場合の炉容器の変形挙動を第3.2-1図に示す。

「燃料蒸気型」の圧力源特性は、出力上昇で高温となった炉心燃料が等エントロピー膨張すると仮定して定められたものである。この場合、その初期圧力が高くなるため、圧力源からの圧力波によって炉心槽及び炉容器胴部が変形し、続いて上方に加速されたナトリウムスラグによって圧縮されたカバーガスが炉容器首下部を変形させる。その結果、炉容器は「B」型の変形挙動を示す。

一方、「FCI型」の圧力源特性は、炉心から炉上部プレナム中に噴出した熔融燃料とナトリウムの熱伝達（FCI）を主要な圧力発生のメカニズムと仮定して定められたものである。この場合、その初期圧力が低くなるため炉心槽及び炉容器胴部の変形はほとんどない。その反面、緩慢なエネルギーの放出が続くため、炉容器の変形は首下部に集中することとなる。その結果、炉容器は「P」型の変形挙動を示す。

(b) カバーガスの有無

ナトリウムのスラグインパクトで発生する荷重は、炉容器のカバーガスのクッション効果により低減される。

したがって、炉容器のカバーガス容積が大きくなるほど、炉容器の首下部の変形が緩和される。

(c) 炉心槽変形の有無

耐衝撃性評価においては、圧力源からの機械的エネルギーを、原子炉構造のどの部位でどれだけ担保するかが問題となる。

したがって、炉心槽やUISなど、冷却材バウンダリではないものの変形を考慮し、その変形により吸収されるエネルギーをカウントすることにより、炉容器の変形量を小さくすることができる。ただし、その効果の有無が不確定であるものや効果の小さいものについては、解析結果の保守性の観点から、その取り扱いに注意する必要がある。

(2) モデル設定のためのサーベイ解析

(a) 解析モデル

「もんじゅ」等の衝撃応答解析におけるモデル化手法を参考として、第3.2-2図に示すようなサーベイ解析モデルを設定した。

本解析モデルでは、その変形を考慮する部位として、炉容器及び炉心槽をシェル要素でモデル化し、ナトリウム及びカバーガスをオイラー要素でモデル化している。また、固定プラグ・回転プラグ及びUISについては剛境界、炉心支持板については炉心支持構造物や炉心構成要素などの重量を考慮した剛シェルとしてモデル化し、ディッププレートや炉容器出口ノズルは無視している。

なお、炉心槽のモデル化に当たっては、内側の炉心支持枠（2層構造：径方向に3分割されている）については強度がないものとして無視し、外側の炉心槽（5層構造：20mm×3、25mm×2）の変形によるエネルギー吸収のみを考慮するものとする。この外側の炉心槽を1枚のシェルで近似すると、その等価的な板厚は117.4mmとなる。しかしながら、このような多層構造の炉心槽が初期圧力による衝撃波のエネルギーをどのように吸収するかを予測するのは実際には困難であるため、炉心槽の等価板厚については、以下に述べるように、解析上のパラメータとして扱うこととした。

(b) 解析条件

モデル設定のためのサーベイ解析として、下記の5ケースの解析を行った。なお、ケースS4は、炉心槽のうち内側の2層が変形するとしたものであり、ケースS5は、炉心槽のうち内側の1層のみ変形するとしたものである。

また、「常陽」MK-Ⅲ炉心に対して設定する圧力源特性については次節で詳しく述べるが、本サーベイ解析では、第3.2-3図に示す圧力源特性（「もんじゅ」の圧力源特性をベースに、サーベイ解析の目的に照らして、初期圧力による衝撃波で炉容器胴部の変形が過大にならないように定めた）を暫定的に用いている。

解析ケース	カバーガス	炉心槽変形	炉心槽の板厚
S1	無	無	—
S2	有	無	—
S3	有	有	117.4 mm
S4	有	有	50 mm
S5	有	有	25 mm

(c) 解析結果

各ケースの炉容器及び炉心槽に生じる歪みの最大値並びにエネルギー収支を第3. 2-1表にまとめた。

圧力源特性を「燃料蒸気型」としているため、いずれのケースにおいても炉容器の変形は「B」型となる。すなわち、初期圧力による衝撃波で炉容器胴部の変形が生じ、続いてナトリウムスラグインパクトによるカバーガスの最大圧縮時に炉容器首下部の変形が生じている。

a) カバーガスのクッション効果 (S1～S2)

カバーガスはそのクッション効果により炉容器首下部の変形緩和をもたらすが、ケースS1とS2を比較しても大きな差は見られない。これは、カバーガスの体積が比較的小さい(約7 m³) ため、事象発生からスラグインパクトまでの圧力源の圧力が高く、カバーガスのクッション効果が顕著にあらわれなかったためと考えられる。

b) 炉心槽の変形効果 (S2～S5)

炉心槽の変形は炉容器胴部の変形緩和をもたらし、その効果は炉心槽の板厚が小さくなるほど顕著となる。ただし、炉心槽と炉容器胴部の変形エネルギーの和はケースS3～S5において約24 MWs と一定であり、吸収する総エネルギーとしては大差はない。これは、初期の衝撃波によるエネルギーを炉心槽と炉容器胴部の変形が分担し合っていることを示している。

一方、炉容器首下部の変形は全ケースを通じて13～14%程度で大きな差は見られない。これは、炉心槽と炉容器胴部の変形エネルギーの和がほぼ一定であることに起因していると考えられる。

(3) 「常陽」の衝撃応答解析モデルの設定

以上のサーベイ解析の結果に基づき、「常陽」の衝撃応答解析モデルを次のように設定する。

(a) 「燃料蒸気型」の圧力源特性を設定する場合については、炉心槽の変形が炉容器胴部の変形を大きく緩和していることを考慮して、ケースS3～S5の解析モデルの中から選定するのが適切である。ここでは、これら3ケースの間であるケースS4の解析モデル(カバーガス有、炉心槽変形有、炉心槽板厚50 mm)を選定するものとする。

なお、サーベイ解析の結果によると、「燃料蒸気型」の圧力源特性を設定した場合でも、炉容器胴部よりも炉容器首下部の変形の方が大きく、かつ、ケースS3～S5の炉容器首下部の変形量がほぼ同程度となっている。したがって、炉心槽の板厚をどのように選んでも、炉容器の最大変形量を評価する観点からは、大きな差は生じないものと考えられる。

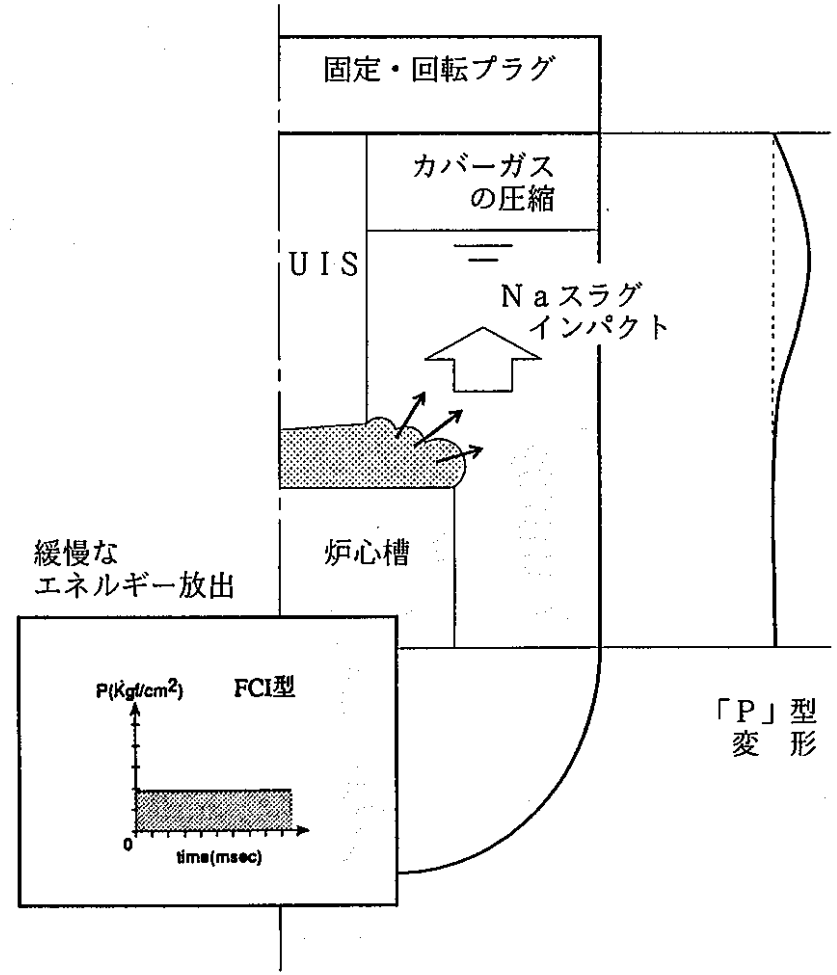
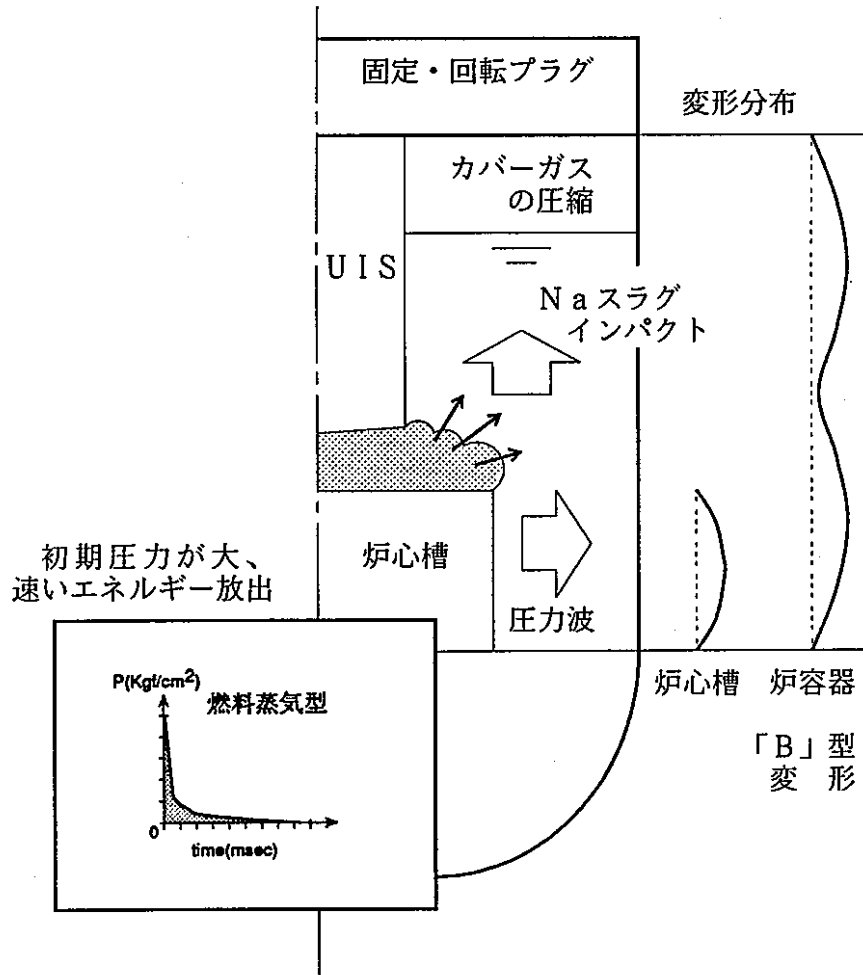
(b) 一方、「FCI型」の圧力源特性を設定する場合については、初期圧力による炉心槽及び炉容器胴部の変形はほとんどないため、特に炉心槽をモデル化する必要はない。したがって、ケースS2の解析モデル（カバーガス有、炉心槽変形無）を選定するものとする。

第3. 2-1表 衝撃応答解析結果 (サーベイ解析結果)

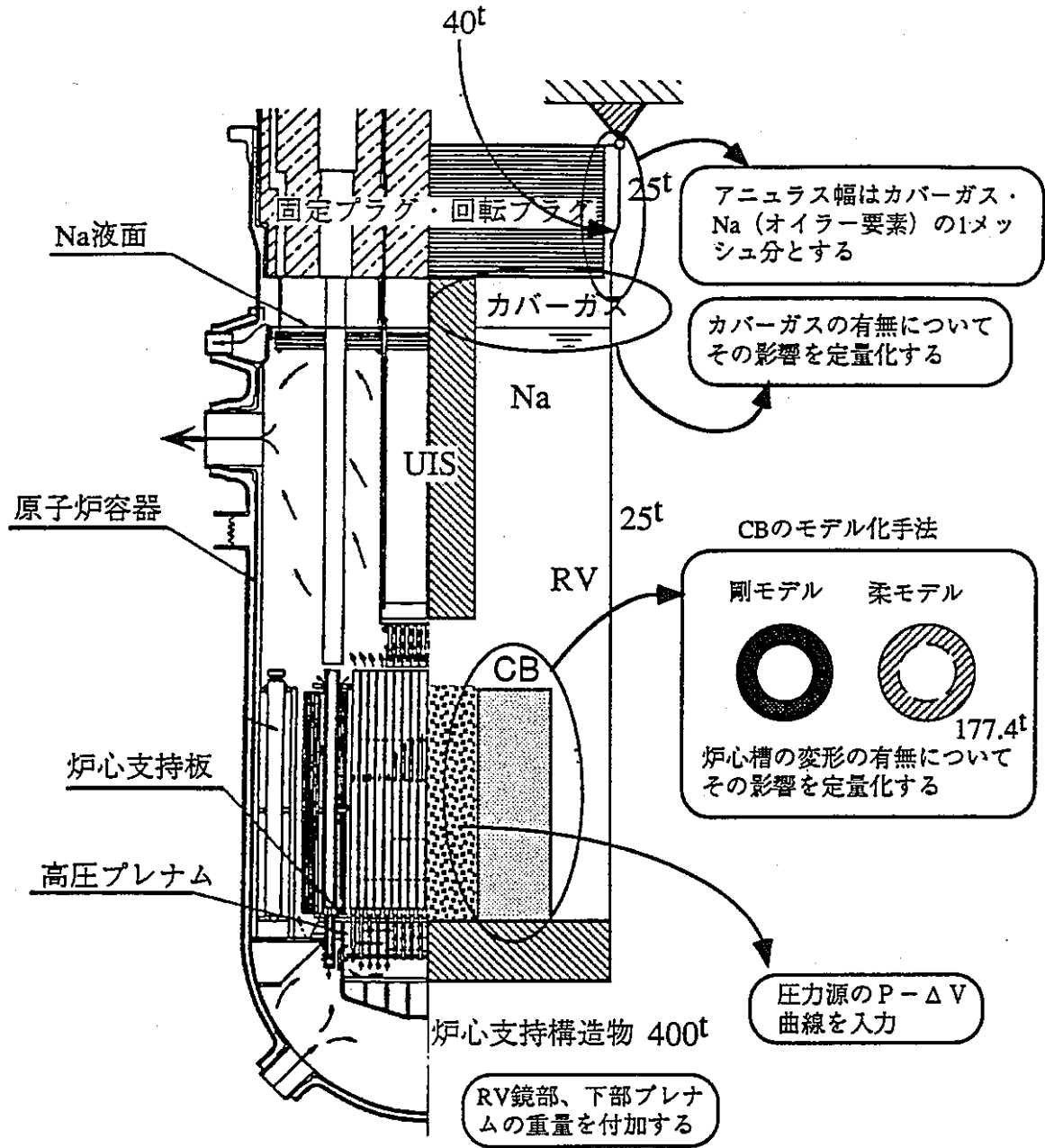
ケース	解析モデル			最大歪み			吸収エネルギー		
	カバーガス	炉心槽変形	炉心槽板厚	炉心槽	炉容器胴部	炉容器首下部	炉心槽	炉容器胴部	炉容器首下部
S 1	無	無	—	—	14.4%	12.9%	—	3.0MWs	1.7MWs
S 2	有	無	—	—	14.5%	14.3%	—	3.1MWs	1.8MWs
S 3	有	有	117.4mm	1.9%	9.9%	14.4%	4.4MWs	2.0MWs	2.2MWs
S 4	有	有	50 mm	6.0%	7.8%	14.1%	7.0MWs	1.7MWs	2.1MWs
S 5	有	有	25 mm	11.5%	6.8%	13.5%	8.9MWs	1.5MWs	3.4MWs

燃料蒸気型

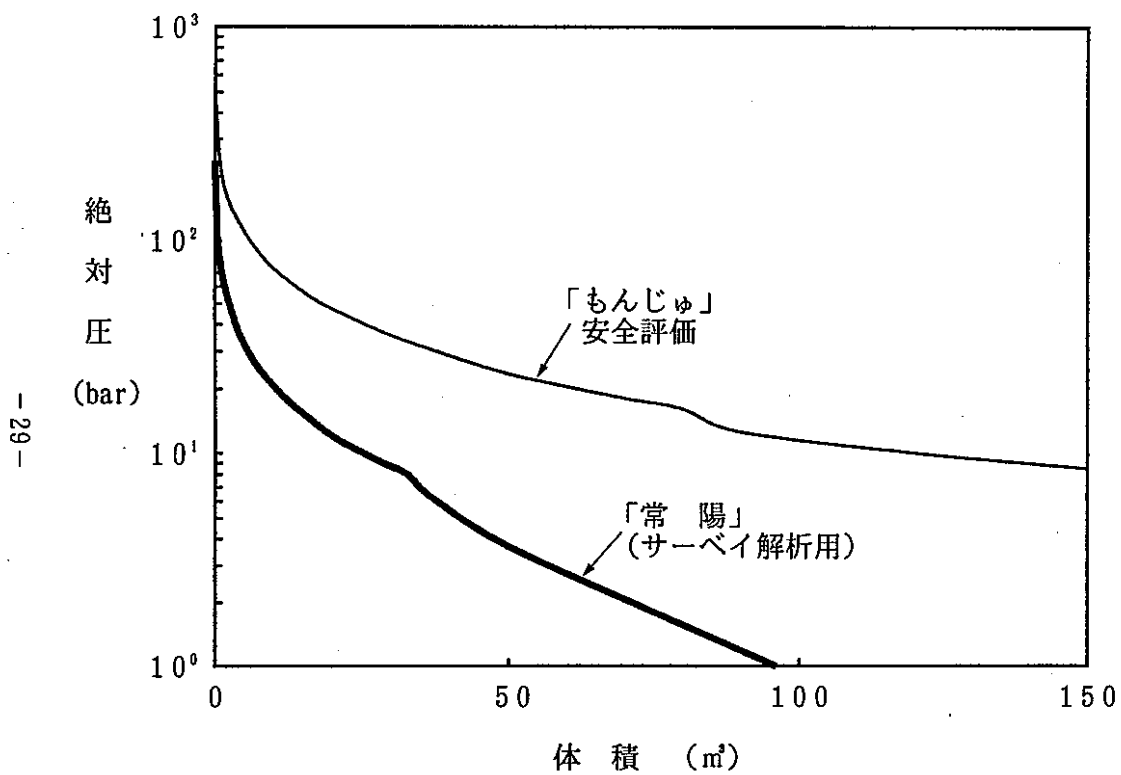
F C I 型



第 3. 2 - 1 図 圧力源特性と炉容器の変形メカニズム



第3. 2-2 図 衝撃応答解析モデル



「もんじゅ」		「常陽」	
体積 (m³)	圧力 (bar)	体積 (m³)	圧力 (bar)
0	473	0	236.5
0.84	272	0.345	136
1	221	0.411	110.5
2.5	151	1.028	75.5
5	111	2.055	55.5
7.5	88.5	3.083	44.25
10	73.5	4.111	36.75
15	57	6.166	28.5
20	47.5	8.221	23.75
30	35.5	12.33	17.75
40	28.5	16.44	14.25
50	23.5	20.55	11.75
60	20.5	24.66	10.25
70	18	28.77	9
80	16	32.88	8
90	12.5	37	6.25
332	1	136.5	0.5

第3.2-3図 衝撃応答解析における圧力源特性
(サーベイ解析用)

3. 3 圧力源特性の設定

本節では、「もんじゅ」での評価例や最近の知見に基づいて「常陽」の衝撃応答解析用の圧力源特性を設定する。

(1) 「燃料蒸気型」及び「FCI型」の圧力源特性

圧力源特性には、「燃料蒸気型」及び「FCI型」の2つのモデルがある。

「燃料蒸気型」の圧力源特性は、出力上昇で高温となった炉心燃料が等エントロピー膨張すると仮定し、その蒸気圧の変化から $P-\Delta V$ 曲線を算出するもので、米国の「CRBR」等の安全評価で用いられている。また、「もんじゅ」の安全評価でも、基本的にはこのような考え方をベースとして、圧力源特性が設定されている。

一方、「CRBR」、「もんじゅ」等の原型炉クラスの高速増殖炉の許認可後、「SIMMER-II」コードが実用化し、再臨界時の機械的エネルギーの放出過程を模擬できるようになった。「SIMMER-II」コードによる最近の解析によると、炉容器の変形等に寄与する圧力源（ナトリウムスラグを押し上げる圧力）は、主として炉心から炉上部プレナム中に噴出した熔融燃料とナトリウムの熱伝達（FCI）により支配され、「燃料蒸気型」の圧力源特性とは著しく異なり、圧力一定で近似するのが妥当といえる $P-\Delta V$ 特性となることが明かとなっている。このような圧力源特性を、一般に「FCI型」と呼ぶ。

(2) 「もんじゅ」の衝撃応答解析における圧力源特性

「もんじゅ」の安全評価（(5)項事象：「1次冷却材流量減少時反応度抑制機能喪失事象」）では、以下に示すような手順で圧力源特性が設定されている（第3.2-3図参照）。

- (a) 「VENUS-PM」コードによる炉心崩壊過程の解析で求められた炉心内の温度分布に基づき、燃料蒸気の等エントロピー膨張を仮定して、仕事量と $P-\Delta V$ 特性を計算する。なお、仕事量（燃料蒸気が1気圧まで膨張する際に成し得る仕事量）は400MWsとなる。
- (b) さらに、燃料蒸気による仕事量に加えて、熔融燃料の熱エネルギーの1%が機械的エネルギーに転換されるものとし、FCIによる仕事量102MWsを加える。
- (c) このように、熔融燃料が燃料蒸気の等エントロピー膨張とFCIの両方の形態で機械的エネルギーを放出するという仮定は極めて保守的なものであるが、機械的エネルギーの放出量の合計は502MWsとなる。なお、この値は圧力をゲージ圧としたものであり、絶対圧で考えると機械的エネルギーはさらに大きくなる。

(d) なお、FCIによるP- Δ V特性は、当時のFCI模擬コードで求められたが、後述の「SIMMER-II」コードによる圧力一定の「FCI型」のP- Δ V特性と異なり、むしろ、「燃料蒸気型」のP- Δ V特性に近いものとなっている。

(3) 「常陽」の衝撃応答解析における圧力源特性

「常陽」の衝撃応答解析における「燃料蒸気型」及び「FCI型」の圧力源特性を以下に示すように設定する。

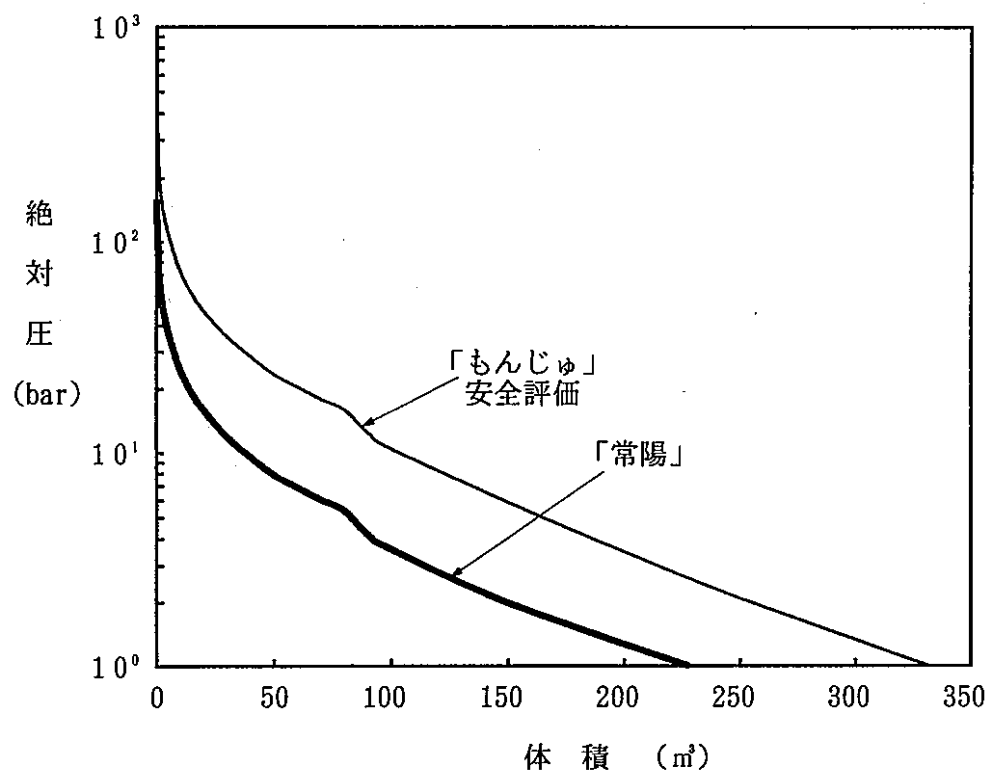
(a) 「燃料蒸気型」の圧力源特性

「燃料蒸気型」の圧力源特性は第3.3-1図に示すとおりとする。これは、圧力源特性の圧力が機械的エネルギーの放出量の比だけ小さくなるものと考え、「もんじゅ」のP- Δ V特性における圧力に、「常陽」と「もんじゅ」の機械的エネルギーの放出量（絶対圧で考えた場合の1気圧までのエネルギー放出ポテンシャル）の比を乗じて定めたものである。

その際、「常陽」の機械的エネルギーの放出量は180MWs（TNT換算約40kg）とし、「もんじゅ」の機械的エネルギーの放出量は502MWsを絶対圧の1気圧までのエネルギー放出ポテンシャルに置き換えたものとしている。なお、保守的な解析を行う観点からは「常陽」の機械的エネルギーの放出量を220MWs（TNT換算約50kg）とする必要があるが、この場合、初期圧力による衝撃波で炉容器胴部の変形が過大となり、耐衝撃性が確保されないことが後述の解析結果から見ても明らかなので、本解析では、機械的エネルギー放出量を180MWsとして評価を進めることとしている。

(b) 「FCI型」の圧力源特性

「FCI型」の圧力源特性は、20気圧及び30気圧の一定圧力で炉心が膨張する特性を考える。



体積 (m ³)	圧 力 (bar)	
	「もんじゅ」	「常陽」
0	473	159.1
0.84	272	91.48
1	221	74.33
2.5	151	50.78
5	111	37.33
7.5	88.5	29.76
10	73.5	24.72
15	57	19.17
20	47.5	15.98
30	35.5	11.94
40	28.5	9.585
50	23.5	7.904
60	20.5	6.895
70	18	6.054
80	16	5.381
90	12.5	4.204
332	1	0.336

第 3.3 - 1 図 衝撃応答解析における圧力源特性

3. 4 衝撃応答解析

本節では、3. 2節で設定した解析モデルに対し、機械的エネルギーの放出量と圧力源特性をパラメータとした衝撃応答解析を行い、炉容器の変形挙動を明らかにするとともに、「常陽」の炉容器の耐衝撃性に関する構造裕度を評価する。

(1) 解析ケース

解析ケースは下表に示すとおりとする。なお、ケース2及びケース3については、「常陽」の炉容器の耐衝撃性に関する構造裕度を評価する観点から、機械的エネルギーの放出量を変更し、 $P-\Delta V$ 特性における圧力を、それぞれ、0.75倍及び0.50倍とした圧力源特性を設定している。

解析ケース	$P-\Delta V$ 特性	圧力	機械的エネルギーの放出量
1	燃料蒸気型	$\times 1.00$	約180MWs
2	〃	$\times 0.75$	約135MWs
3	〃	$\times 0.50$	約90MWs
4	FCI型	20気圧一定	—
5	〃	30気圧一定	—

(2) 解析結果及び評価

各ケースの炉容器及び炉心槽に生じる歪みの最大値並びにエネルギー収支を第3.4-1表にまとめた。また、第3.4-1図～第3.4-5図に、各ケースの炉容器の衝撃応答状況を示す。

炉容器の最終変形分布は、ケース1～3では「B」型、ケース4及び5では「P」型となるが、いずれのケースでも、炉容器の歪みは首下部で最も大きくなり、機械的エネルギー放出量が180MWsのケース1では15.4%となる。また、「FCI」型の圧力源特性を考えているケース5では、炉容器胴部及び炉心槽によるエネルギー吸収が期待できないため、首下部での歪みは25.7%に達する。

冒頭に記した簡易的手法による評価では、炉容器の歪み制限値を13.7%としているが、この歪み制限値を満足する機械的エネルギーの放出量の限界は、ケース1～3のような「燃料蒸気型」の圧力源特性の場合、160MWs程度であると考えられる。

なお、「もんじゅ」では、機械的エネルギーの放出量が500MWs以上であるにもかかわらず、炉容器の最大歪み量は10%以下に留まっているが、これは、カバーガス体積の差（「もんじゅ」：約70m³、「常陽」：約7m³）によるものと考えられる。すなわち、「常陽」ではカバーガス体積が小さいためカバーガスによるクッション効果が小さく、スラグインパクト時の圧力が下がらないので、炉容器首下部の変形に寄与する圧力源の大きさが「もんじゅ」に比べて相対的に大きくなったものと考えられる。

本解析の結果を以下にまとめる。

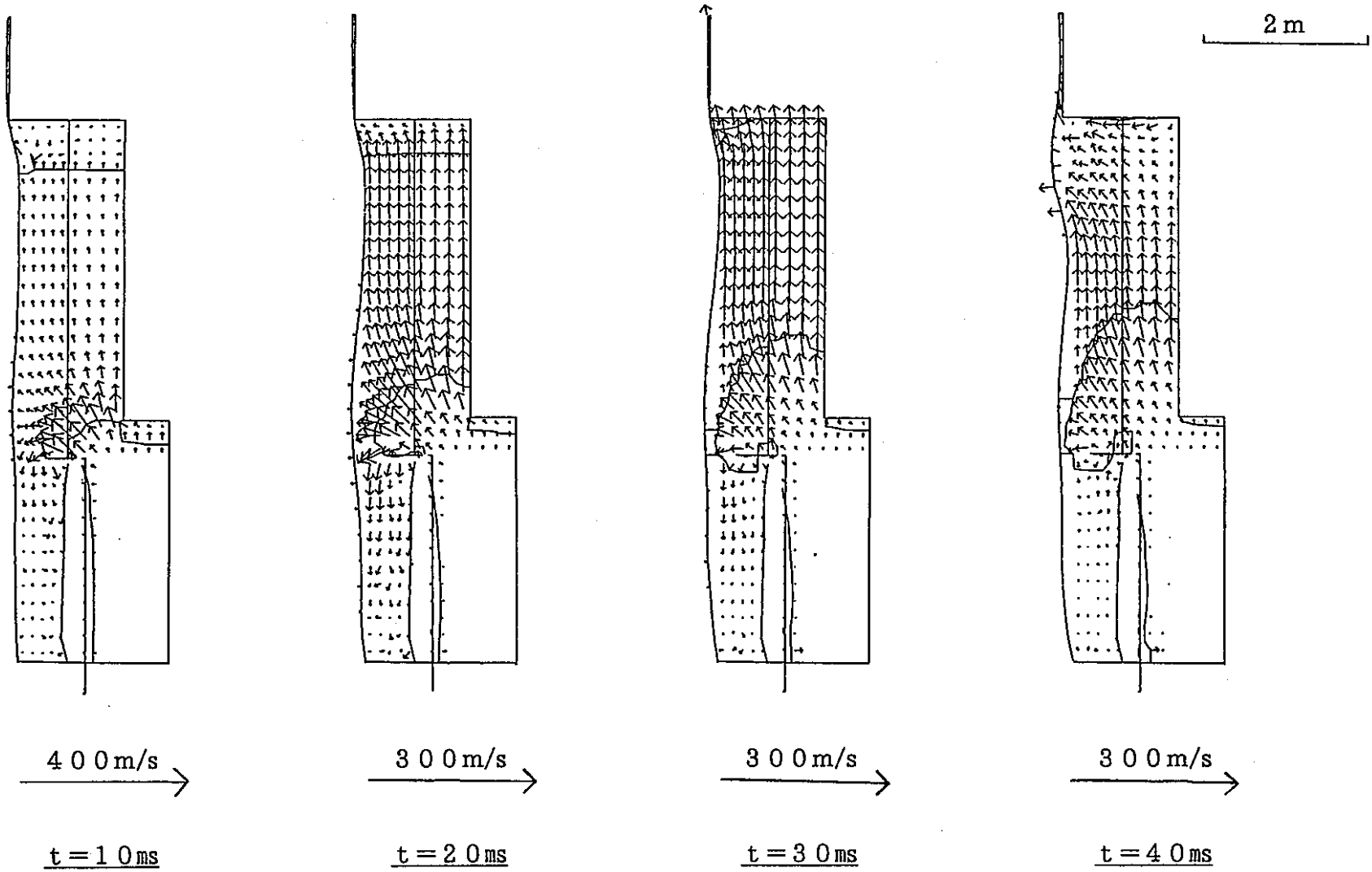
- (a) 機械的エネルギーの放出量を180MWsとした場合でも、炉容器の歪み量は従来の簡易的手法による評価結果に比べて厳しくなり、歪み制限値（13.7%）を満足できない。
- (b) 特に、炉容器首下部の歪み量が大きくなるが、これにはカバーガス体積が小さいという、「常陽」の構造上の要因も関係している。

なお、本解析では「常陽」の炉容器の耐衝撃性を確認するには至らなかったが、解析・評価条件を次のように変更することにより、炉容器の歪み量を低減することが可能と考えられる。

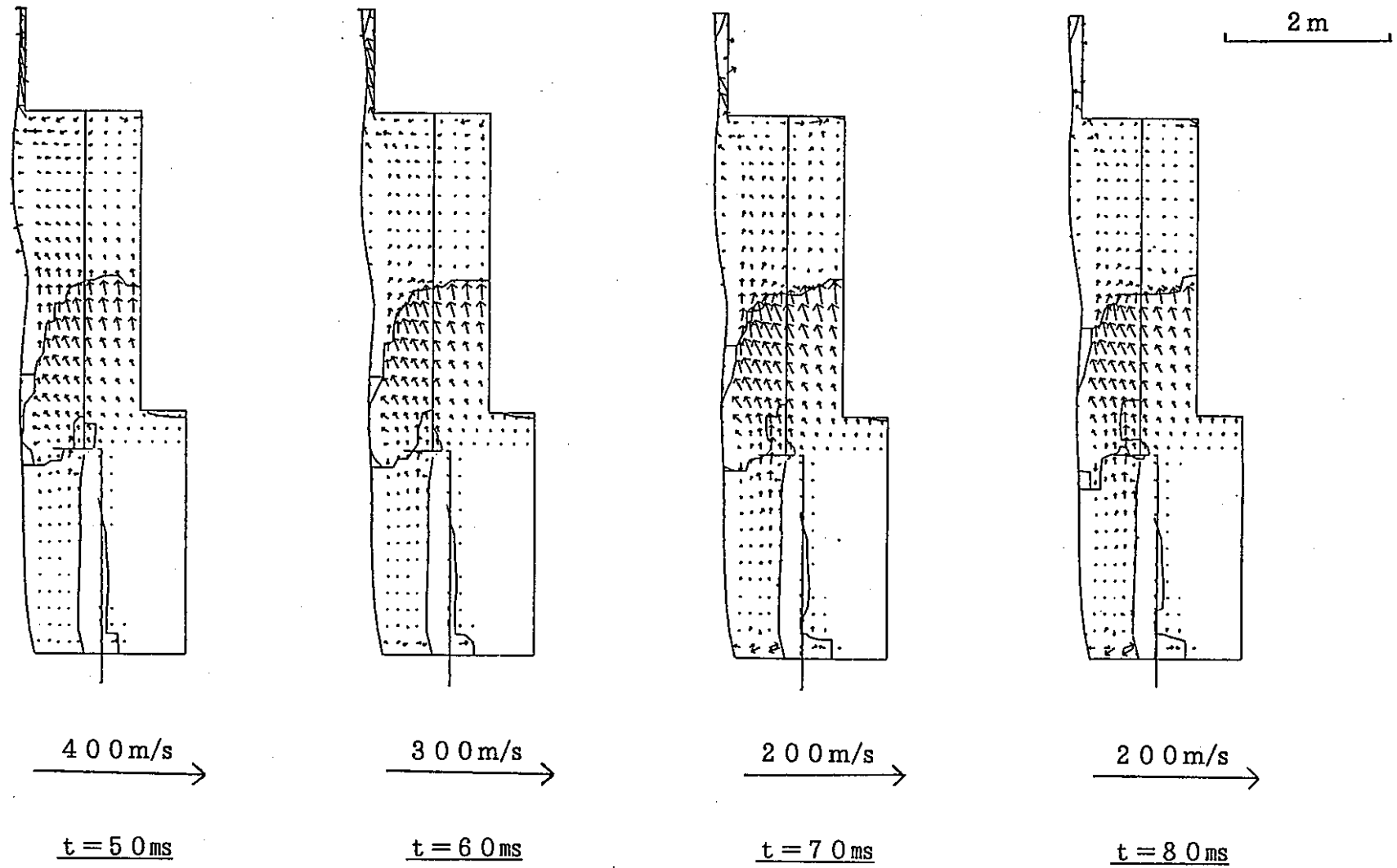
- (a) 本解析でモデル化した炉心槽の他に、炉心構成要素（反射体、遮へい集合体など）、UIS、ディッププレート、熱遮へい層等の構造物をモデル化し、それらのエネルギー吸収効果をカウントすることにより、炉容器の歪み量を低減させる。
- (b) 歪み速度が大きい場合、材料の降伏点が上昇し材料が堅くなる特性が期待できる。この特性を解析に取り入れることにより、炉容器の歪み量を低減させる。

第3.4-1表 衝撃応答解析結果

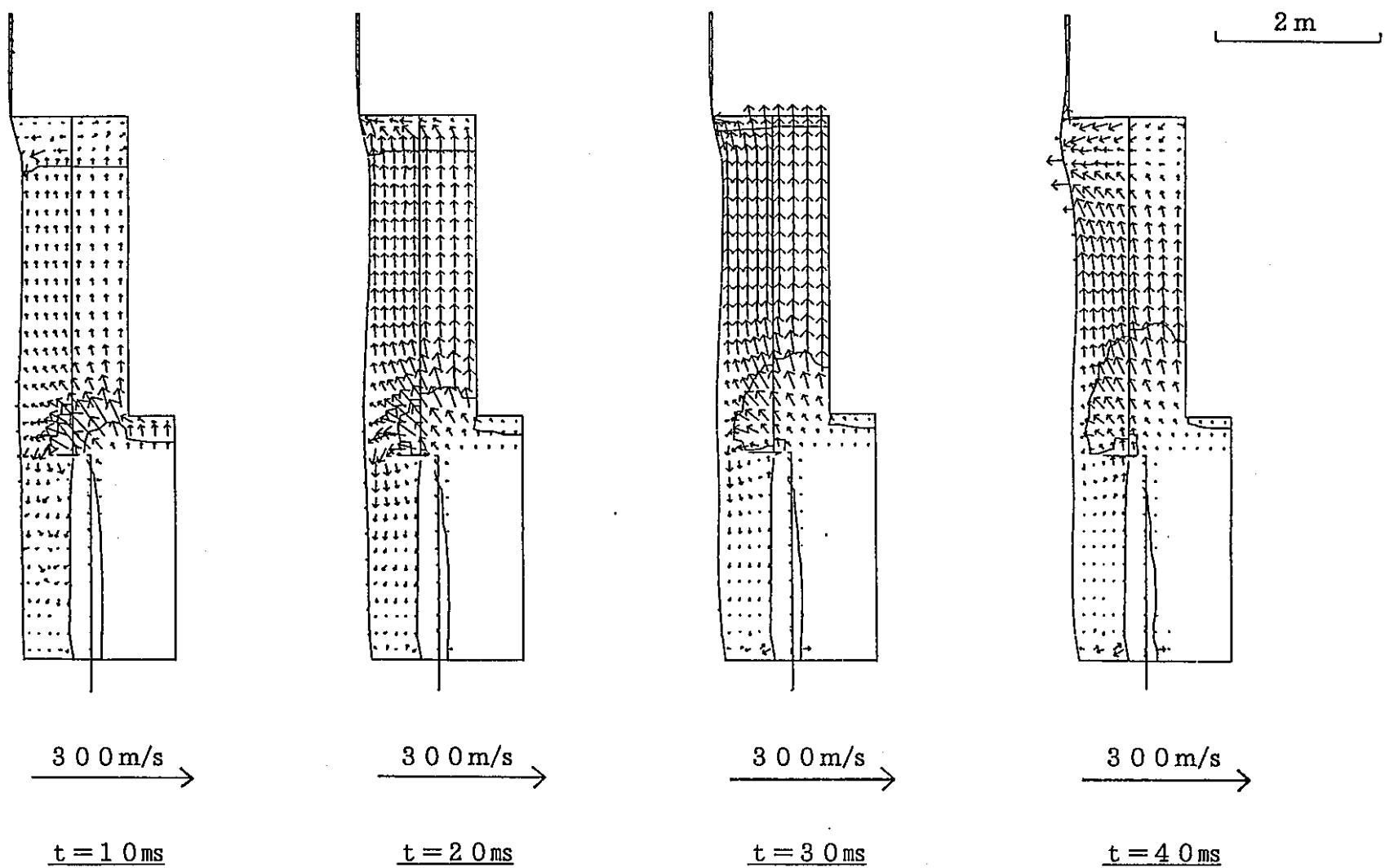
ケース	圧力源特性	最大歪み			吸収エネルギー		
		炉心槽	炉容器胴部	炉容器首下部	炉心槽	炉容器胴部	炉容器首下部
1	燃料蒸気型 (約180MWs)	5.8%	9.6%	15.4%	6.4MWs	22 MWs	25MWs
2	燃料蒸気型 (約135MWs)	4.2%	4.7%	13.4%	4.3MWs	10 MWs	20MWs
3	燃料蒸気型 (約90MWs)	2.3%	2.6%	10.5%	2.4MWs	4 MWs	15MWs
4	FCI型 (20気圧一定)	—	2.4%	11.1%	—	1.4MWs	17MWs
5	FCI型 (30気圧一定)	—	—	25.7%	—	12 MWs	76MWs



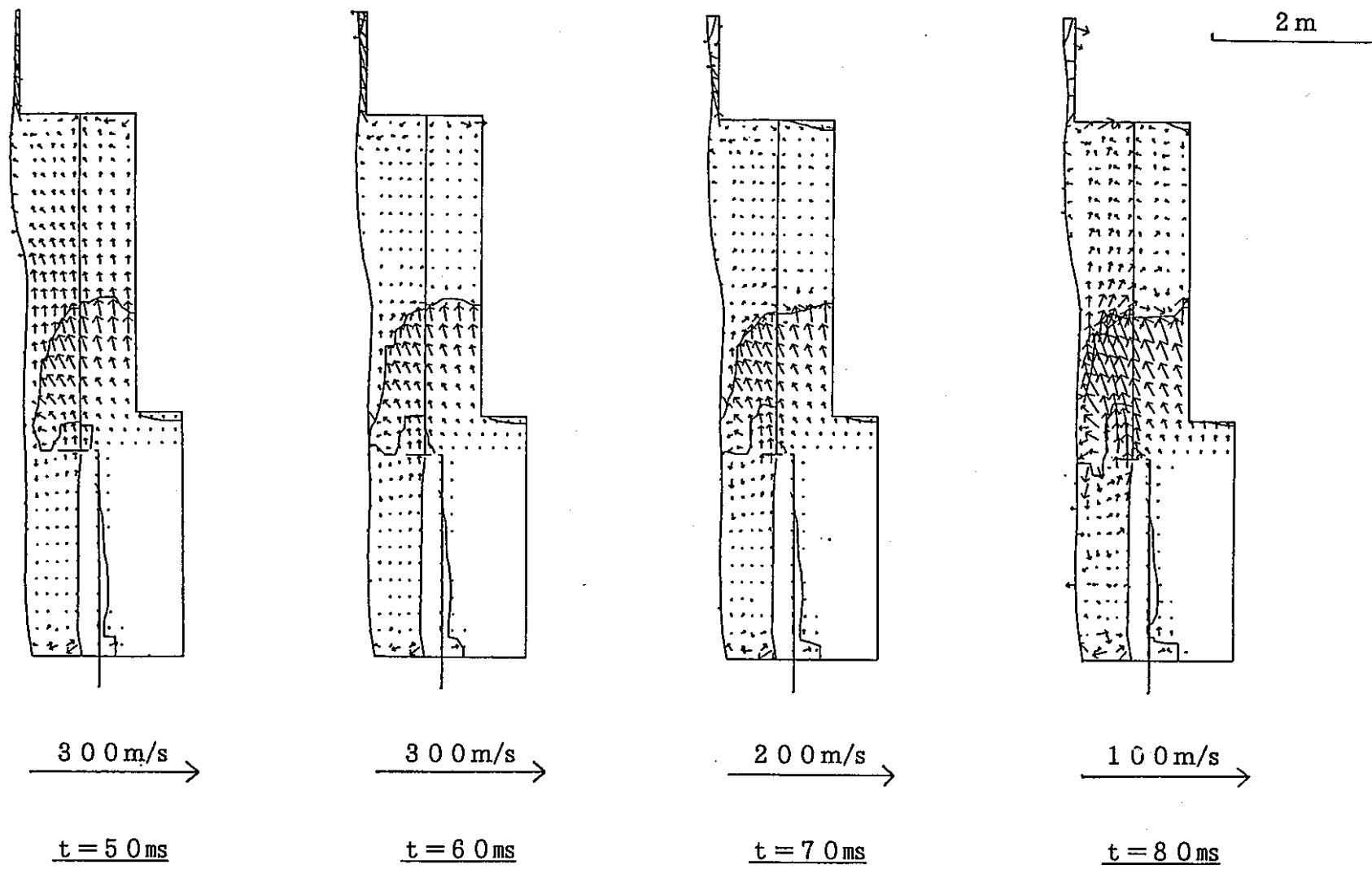
第3.4-1図(1/2) 炉容器の衝撃応答状況(ケース1)



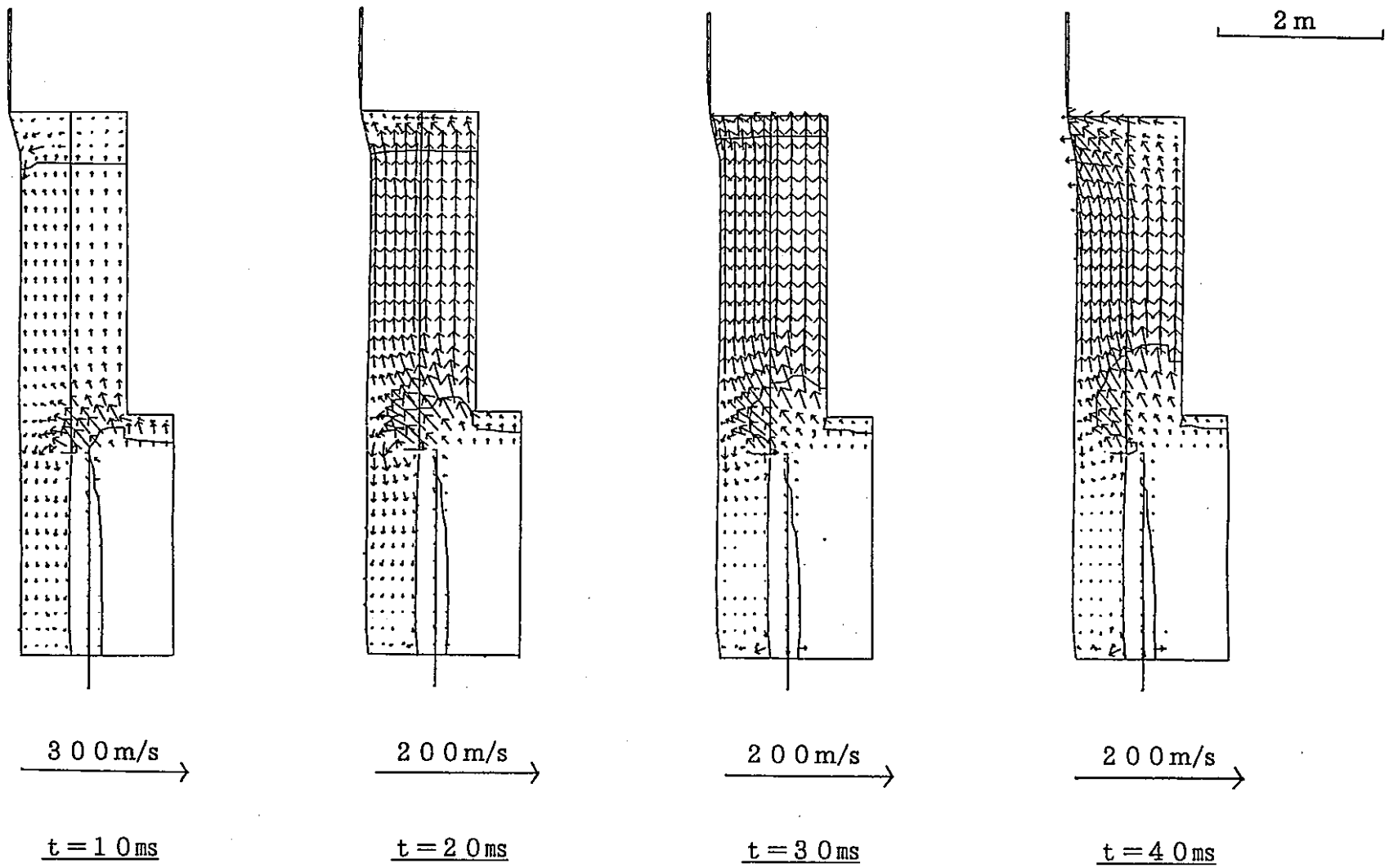
第3. 4-1図 (2/2) 炉容器の衝撃応答状況 (ケース1)



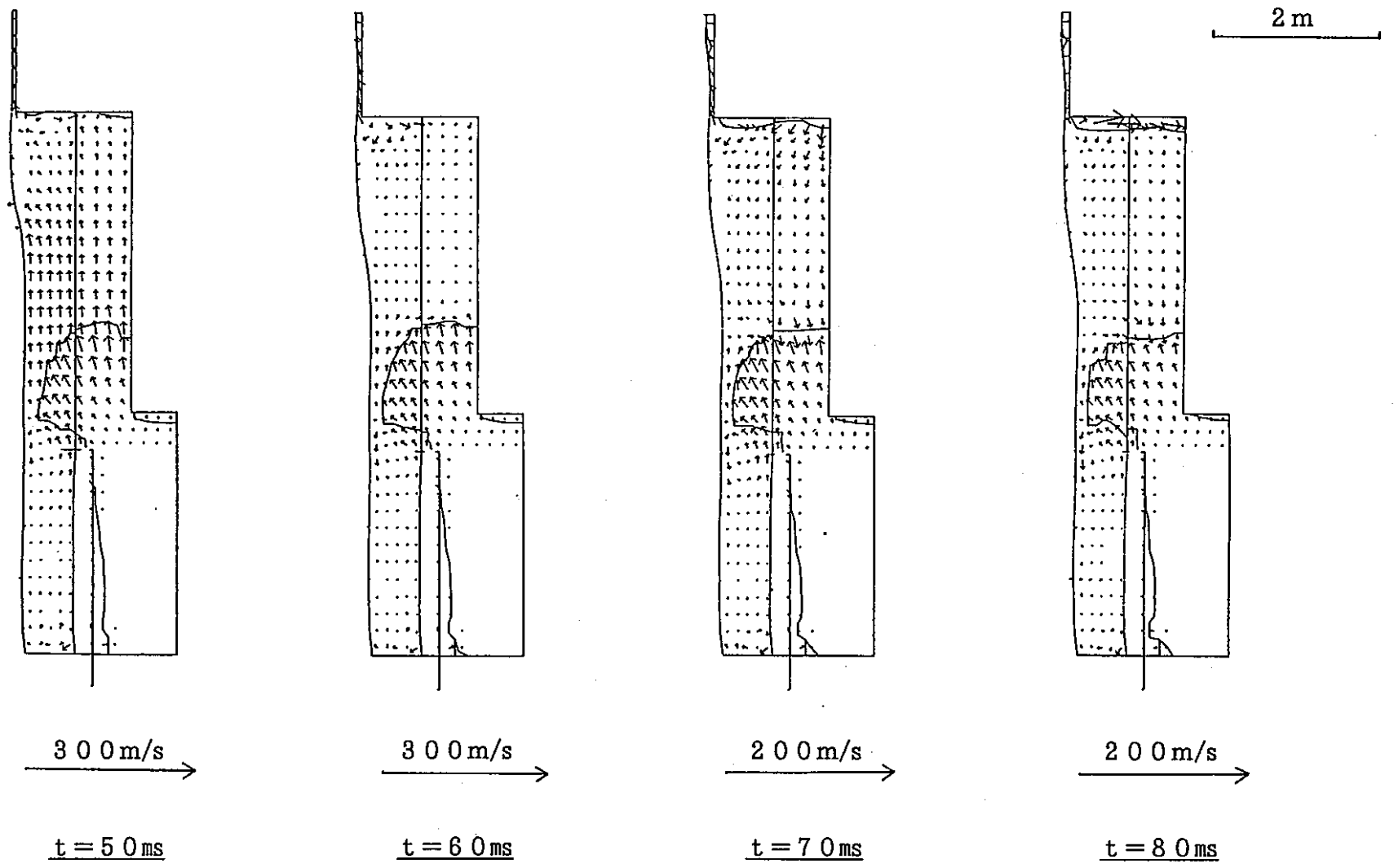
第3. 4-2図 (1/2) 炉容器の衝撃応答状況 (ケース2)



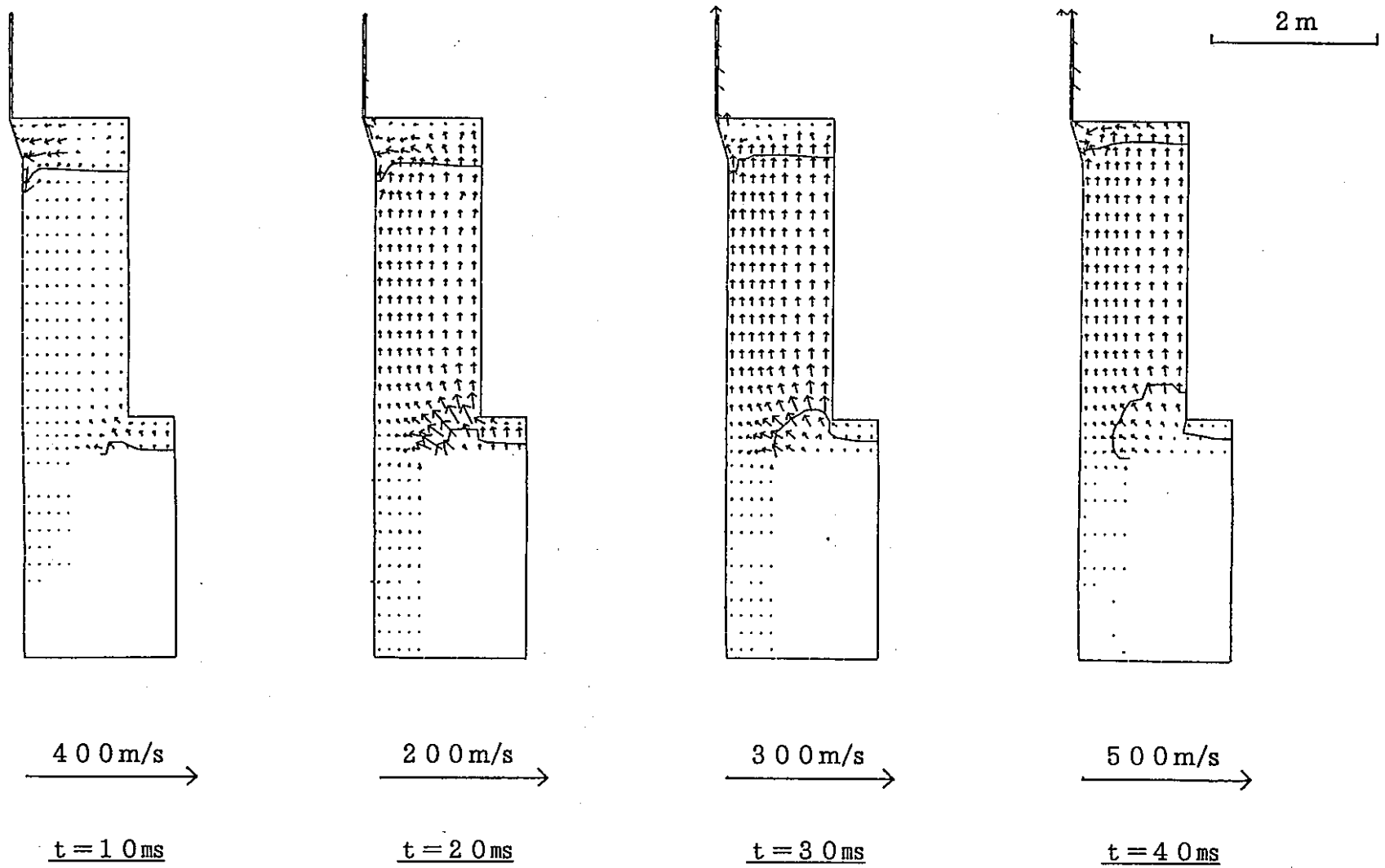
第3.4-2図(2/2) 炉容器の衝撃応答状況(ケース2)



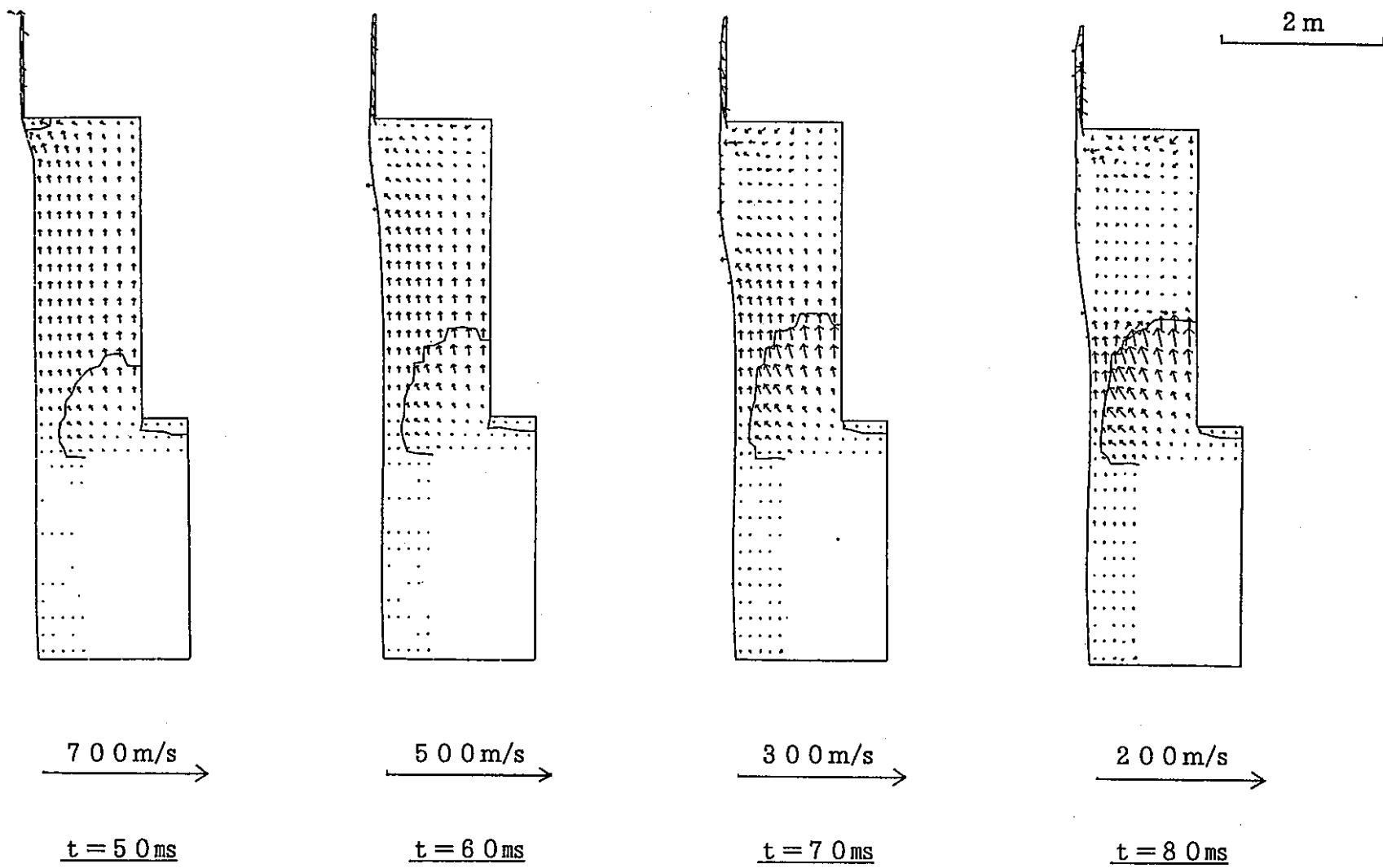
第3.4-3図(1/2) 炉容器の衝撃応答状況(ケース3)



第3. 4-3 図 (2/2) 炉容器の衝撃応答状況 (ケース 3)

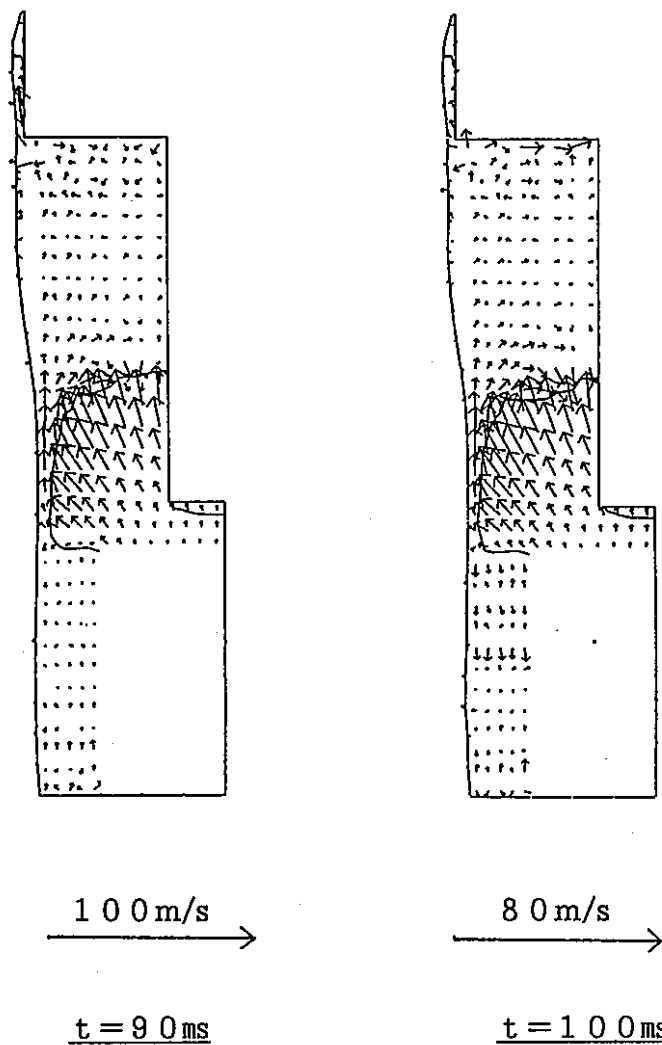


第3.4-4図(1/3) 炉容器の衝撃応答状況(ケース4)

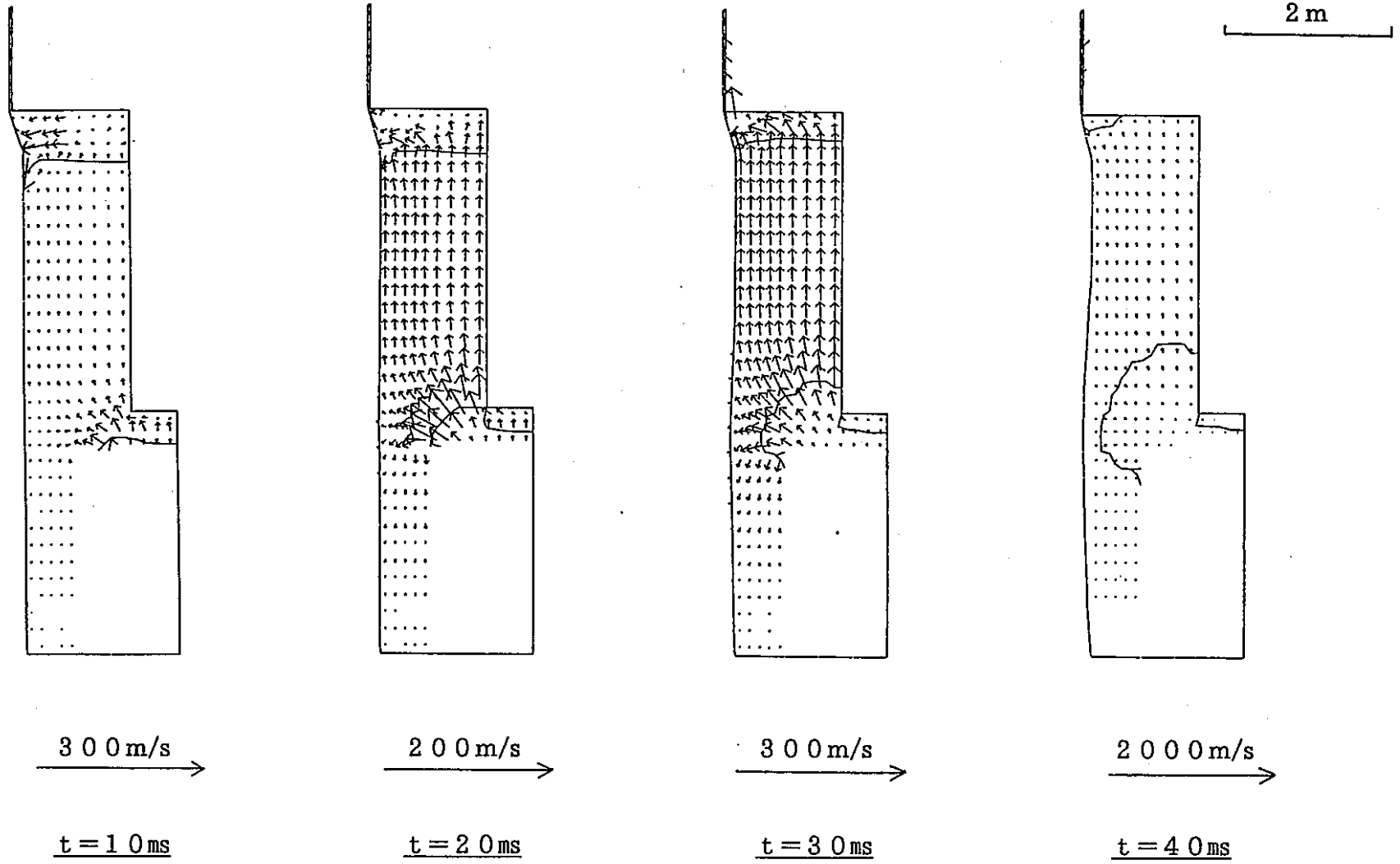


第3.4-4図(2/3) 炉容器の衝撃応答状況(ケース4)

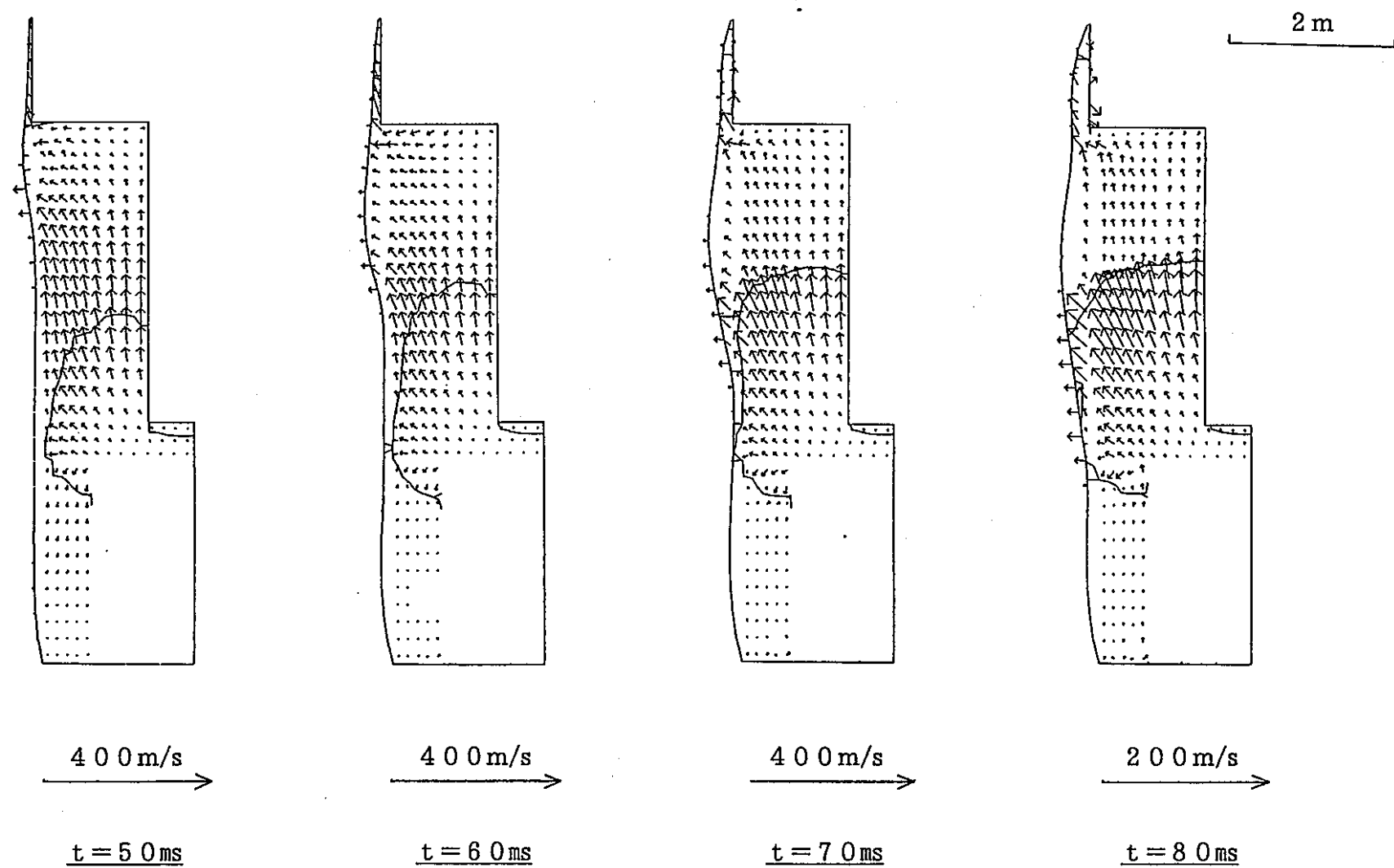
2 m



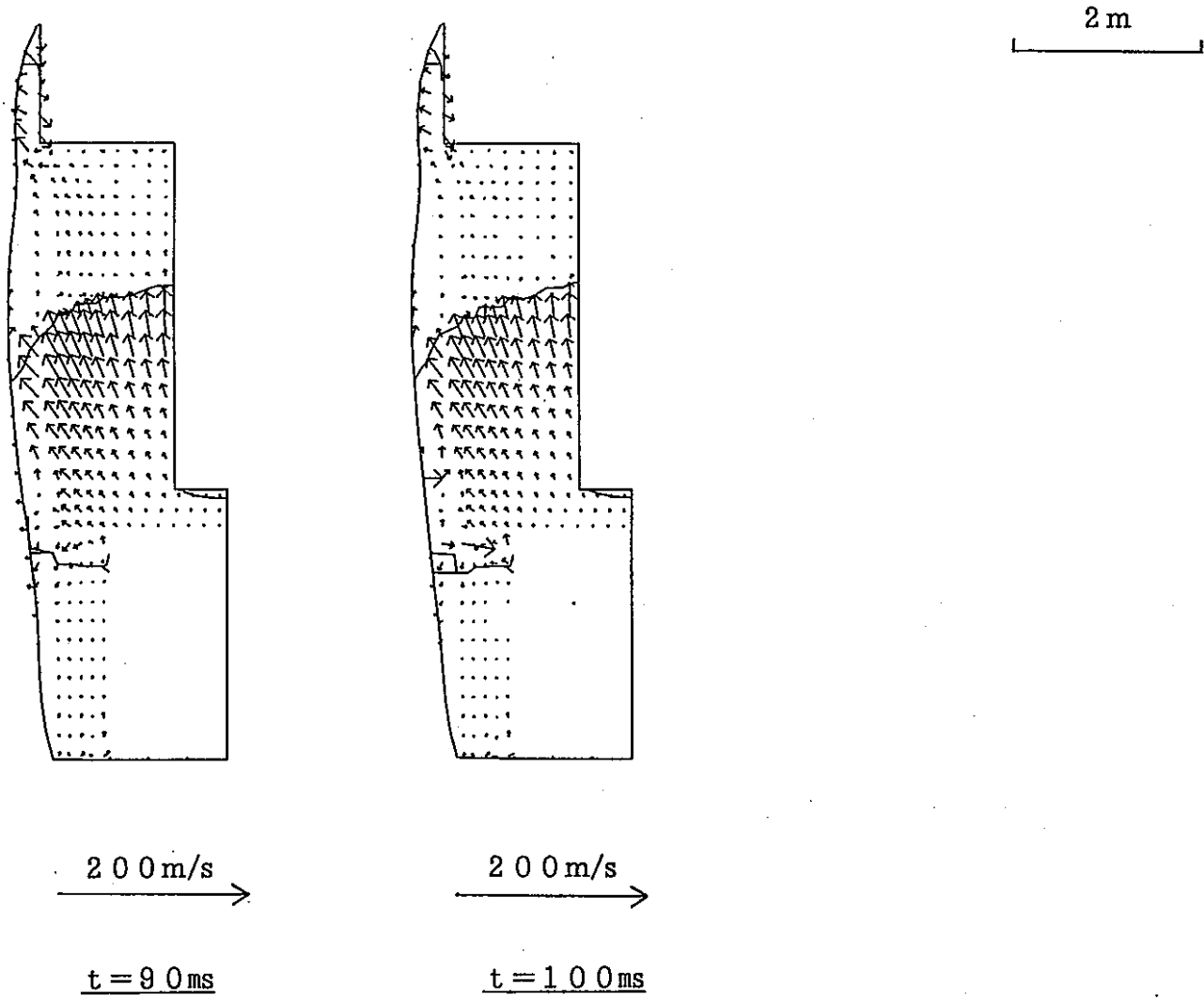
第3. 4-4図 (3/3) 炉容器の衝撃応答状況 (ケース4)



第3. 4-5図 (1/3) 炉容器の衝撃応答状況 (ケース5)



第3. 4-5図 (2/3) 炉容器の衝撃応答状況 (ケース5)



第3. 4-5図 (3/3) 炉容器の衝撃応答状況 (ケース5)

4. ナトリウム噴出量の評価

4. 1 概要

本章では、仮想事故時の機械的エネルギーの放出に伴う炉容器内から格納容器内へのナトリウム噴出量の評価についてまとめる。

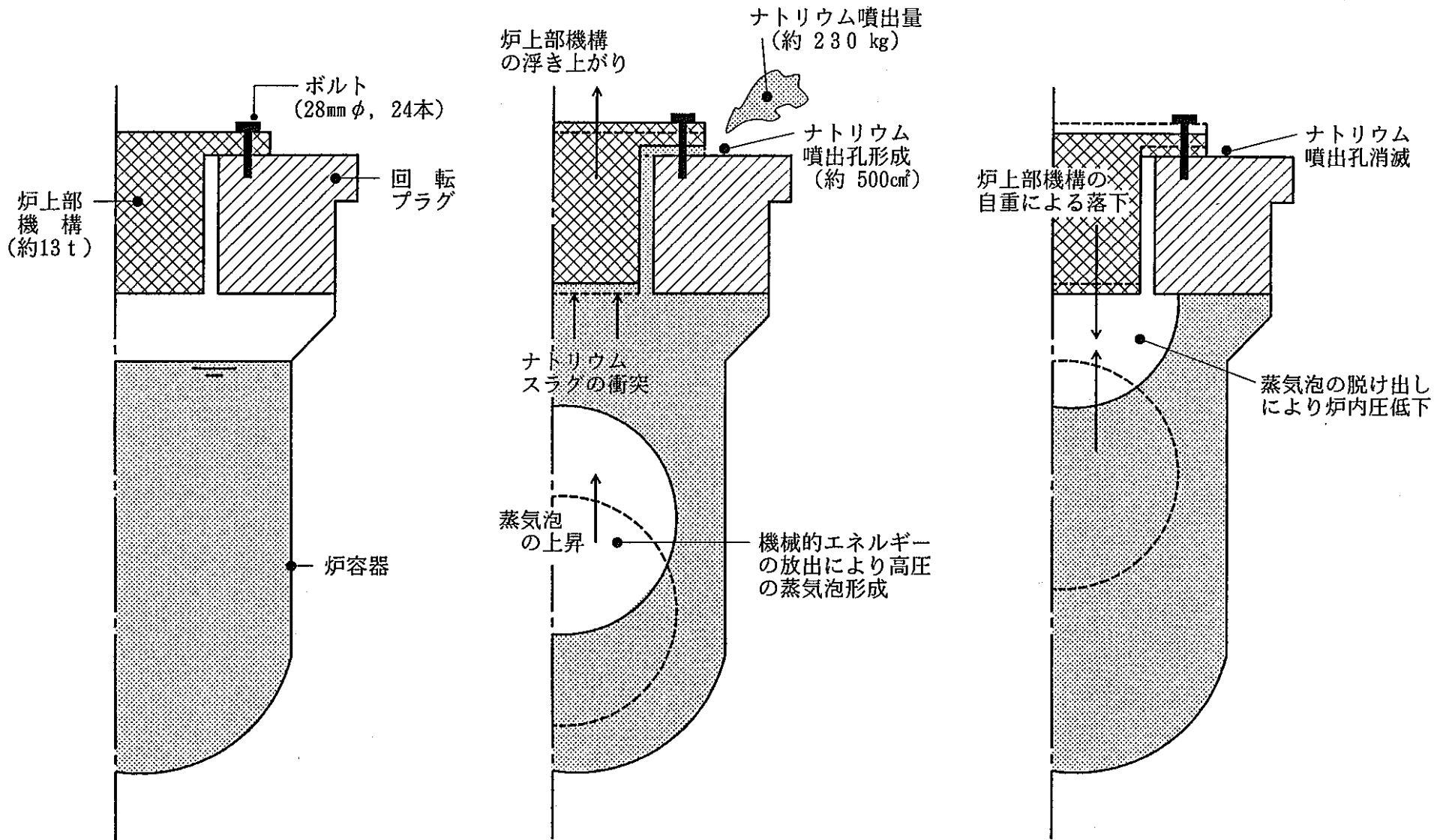
現行の「常陽」設置変更許可申請書に記載されているMK-II炉心を対象としたナトリウム噴出量の計算は、機械的エネルギーの放出量をTNT換算約30kgとして行われており、ナトリウム噴出量は約230kgと評価されている。しかしながら、昭和50年度に実施された「もんじゅ」耐衝撃模擬試験の試験結果及び関連して実施された解析・評価の結果に基づいて再評価すると、ナトリウム噴出量は高々10～30kgであることが明らかにされている。ここでは、これらの知見を踏まえて、MK-III炉心における機械的エネルギーの放出量（TNT換算約40kg）に対するナトリウム噴出量を評価する。

4. 2 MK-II 炉心におけるナトリウム噴出量の評価

現行の「常陽」設置変更許可申請書に記載されている炉容器内から格納容器内へのナトリウム噴出量の評価方法及び評価結果の概要は以下に示すとおりである。

なお、詳細については、「高速実験炉『常陽』出力上昇計画成果報告書 分冊3 (ナトリウム噴出量についての説明書)」⁽⁸⁾を参照のこと。

- (1) ナトリウム噴出量の評価に当たっては、第4. 2-1図に示すようなナトリウムの噴出過程を想定している。すなわち、炉心部で放出された機械的エネルギーにより炉容器内に高圧の蒸気圧が発生し、蒸気泡が形成される。この高圧の蒸気泡により炉心上部のナトリウムスラグが上方向に押し上げられて炉上部機構底面に衝突し、炉上部機構の支持ボルトが伸びて、その結果生じた貫通孔から炉容器内のナトリウムの一部が噴出する。
- (2) ナトリウム噴出量は、炉心上方に押し上げられたナトリウムスラグが炉上部機構底面に衝突した際の炉上部機構の動きを解析することにより求めている。すなわち、上方向の力(蒸気圧+衝突圧)と下方向の力(自重+ボルト抗力)のバランスを考慮した炉上部機構の運動方程式を解くことにより炉上部機構の動きを求め、また、貫通孔の断面積(即ちボルトの伸び)、炉容器の内圧及び貫通孔の圧損特性より求められるナトリウムの噴出流量を時間積分することによりナトリウム噴出量を求めている。なお、解析には、原子炉構造を模擬した疑似2次元解析コード「CAMEL」を用いている。
- (3) このような炉上部機構の動きのみ考えてナトリウム噴出量を求めると、蒸気圧が上部荷重と釣り合うまでナトリウムの噴出が続くため、ナトリウム噴出量は極めて多量なものとなる。しかしながら、実際には、蒸気泡が上昇する過程で凝縮したり、あるいは、蒸気泡が上昇して貫通孔から外部に脱け出たりすることが考えられる。特に、蒸気泡が貫通孔から外部に脱けると炉内圧は大きく低下するので、その時点で(上記(2)で求められたよりも早く)炉上部機構は自重によりもとの位置に戻り、ナトリウムの噴出は止まることとなる。
- (4) 蒸気泡の凝縮や浮上の効果を「SUGAR」コード等により検討した結果、凝縮されにくい大きさの蒸気泡(直径30cm以上とする)が炉上部機構底面まで浮上して噴出が止まるまでの時間は、最大2秒であることが分かった。
- (5) 以上より、ナトリウム噴出の終了時間を2秒としてナトリウム噴出量を計算した結果、222kg(約230kg)のナトリウムが炉容器外に噴出することが示された。



第 4.2 - 1 図 炉容器からのナトリウム噴出過程

4. 3 「もんじゅ」耐衝撃模擬試験に基づく再評価

「もんじゅ」の耐衝撃設計法を確立する目的で、核暴走事故を低爆速S_k火薬で模擬した耐衝撃試験が昭和50年度に行われている。本試験で得られた水流出量に関する試験結果の概要及び本試験結果に基づくMK-II炉心のナトリウム噴出量の再評価の概要は以下に示すとおりである。

なお、詳細については、「高速実験炉『常陽』出力上昇計画成果報告書 分冊3 (耐衝撃模擬試験に基づくナトリウム噴出量の評価)」⁽¹⁰⁾を参照のこと。

(1) 水流出量に関する試験結果の概要

本試験では、試験体の構造、火薬薬量及び試験体スケールという3つのパラメータについて試験体からの水流出量が測定され、次のような結果が得られている。

(a) 試験体の構造

試験体の構造(内筒の有無及び厚さ)と水流出量の関係を第4.3-1図に示す。内筒が存在し、かつ、内筒の厚さが増加するほど爆発エネルギーは試験体胴部の変形に吸収されにくくなり、上方向に向かうエネルギーが増加して水流出量が増加する。

(b) 火薬薬量

火薬薬量と水流出量の関係を第4.3-2図に示す。A-2-1試験の水流出量が第4.3-1図に示すとおりであり、内筒の厚さと水流出量が比例関係にあると仮定すると、火薬薬量と水流出量はほぼ比例する。

$$\left(\frac{A \text{ の水流出量}}{B \text{ の水流出量}} \right) = \left(\frac{A \text{ の火薬薬量}}{B \text{ の火薬薬量}} \right)$$

(c) 試験体のスケール

試験体のスケールと水流出量の関係を第4.3-3図に示す。水流出量は試験体のスケールの2乗にほぼ比例する。

$$\left(\frac{A \text{ の水流出量}}{B \text{ の水流出量}} \right) = \left(\frac{A \text{ のスケール}}{B \text{ のスケール}} \right)^2$$

(2) 「CAMEL」コードによる耐衝撃模擬試験の解析

「CAMEL」コードを用いて、第4.3-4図の解析モデルにより「もんじゅ」耐衝撃模擬試験の解析を行い、試験結果との比較を行った。その結果、次のことが明らかとなった。

(a) 火薬薬量による変形量及び水流出量

A-1-1 試験を対象とし、火薬薬量を変化させて行った解析の結果を第 4.3-1 表に示す。変形量は火薬薬量にほぼ比例して増加し、水流出量は火薬薬量の 2 乗にほぼ比例して増加する。

$$\left(\frac{A \text{ の 変 形 量 }}{B \text{ の 変 形 量 }} \right) = \left(\frac{A \text{ の 火 薬 薬 量 }}{B \text{ の 火 薬 薬 量 }} \right)$$

$$\left(\frac{A \text{ の 水 流 出 量 }}{B \text{ の 水 流 出 量 }} \right) = \left(\frac{A \text{ の 火 薬 薬 量 }}{B \text{ の 火 薬 薬 量 }} \right)^2$$

(b) 試験結果と解析結果の比較

A-1-1 試験を対象とした解析結果を試験結果と比較して第 4.3-2 表に示す。解析結果には、蒸気泡のモデル上の取扱いやその初期圧によってかなりの変動が見られるが、最も非保守側と見られる解析（ガス気泡モデル、初期圧 570 kg/cm²）でも、変形量及び水流出量は試験結果のほぼ 2 倍となり、「CAMEL」コードによる解析では、保守的な結果が得られていることがわかる。

(3) MK-II 炉心におけるナトリウム噴出量の再評価

現行の「常陽」設置変更許可申請書に記載されている MK-II 炉心のナトリウム噴出量の計算結果について、次の 2 とおりの方法で再評価を行った。

(a) 現実的な解析条件によるナトリウム噴出量の評価

ナトリウム噴出量の解析条件のうち、炉容器の板厚、材料強度及びナトリウムの噴出機構に関する条件をより現実的なものに変更した解析を行った。解析結果を第 4.3-3 表に示す。

同表に示すように、現実的評価ケースでは炉容器胴部及び首下部の変形量が増加する反面、プラグボルトの変形量が極端に減少し、それに伴ってナトリウム噴出量も 222 kg から 4 kg に大幅に減少した。これは、炉容器の板厚に関する解析条件を現実的なものに変更し、首下部の板厚を 26.9 cm から実際の設計に則した値（4 cm）とした結果、機械的エネルギーが炉容器首下部の変形に吸収されたことが主な要因である。

(b) 耐衝撃試験結果からの推測

耐衝撃試験の試験結果及び解析結果から得られた知見に基づいて、種々のスケール効果、エネルギー効果等の補正ファクタを考慮して、「常陽」仮想事故時のナトリウム噴出量を評価した。評価結果を第 4.3-4 表に示す。

同表に示すように、耐衝撃模擬試験結果から推測される「常陽」仮想事故時のナトリウム噴出量は高々 10～30 kg であり、これは現行の「常陽」設置変更許可申請書現申請書に記載の解析結果より 1 桁小さい値である。

第4.3-1表 耐衝撃模擬試験結果
(火薬薬量と変形量及び水流出量との関係)

項目	単位	ガス気泡モデル		
火薬エネルギー (火薬薬量)	MWs	0.09955 (0.5W)	0.1991 (1W)	0.3982 (2W)
蒸気泡の初期圧	kg/cm ²	350	570	850
下部容器変形量	%	3.6	6.6	11.4
容器首下変形量	%	2.5	4.4	7.2
ボルト変形量	%	0.2	0.3	0.7
残留応力	kg/cm ²	5.1	7.6	11.2
水流出量	g	25	86	354

(注1) 「もんじゅ」耐衝撃模擬試験のA-1-1試験に関する解析結果。

(注2) 火薬薬量：W=70g

第4.3-2表 耐衝撃模擬試験結果と解析結果との比較

項目	単位	試験結果	ガス気泡モデル初期圧		火薬状態方程式を採用した場合
			1000kg/cm ²	570kg/cm ²	
下部容器変形量	%	3.22	8.6	6.63	3.2
容器首下変形量	%	2.1	4.7	4.6	6.6
ボルト変形量	%	0.0	0.34	0.2	0.5
残留応力	kg/cm ²	—	4.8	7.6	26.6
水流出量	g	50	95	86	214

(注) 「もんじゅ」耐衝撃模擬試験のA-1-1試験に関する解析結果。

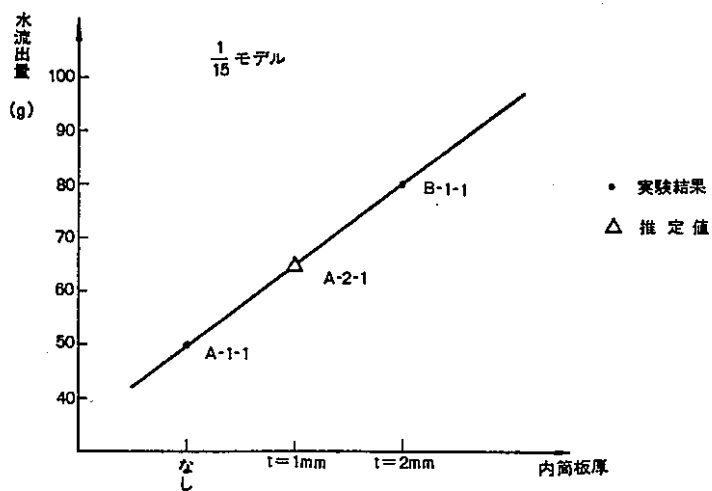
第4.3-3表 現実的な解析条件によるMK-II炉心のナトリウム噴出量

項目	単位	申請書記載ケース	現実的評価ケース
解析コード	—	CAMEL	CAMEL
機械的エネルギー	MWs	120	120
蒸気泡の初期圧	kg/cm ²	1660	1660
炉容器変形量（胴部）	%	2.5	3.6
炉容器変形量（首下部）	%	1.1	6.7
プラグボルト変形量	%	2.8	0.03
準定常圧	kg/cm ²	4.8	4.8
炉上部機構からの噴出量	kg	163	3.2
噴出ファクタ	—	1.367	1.137
全噴出量	kg	222	4

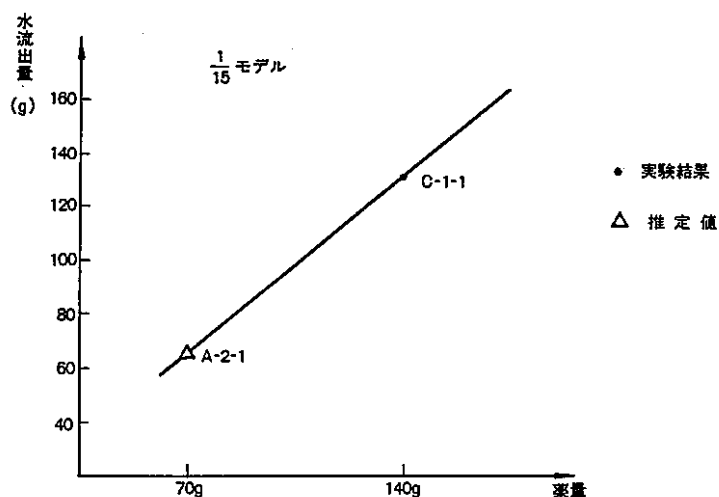
第4.3-4表 MK-II炉心におけるナトリウム噴出量の推定

項目	記号	1 / 15 試験体		1 / 7.5 試験体	
試験による水流出量 (g)	m	75		270	
スケール効果	F1	15 ²		7.5 ²	
噴出ファクタ	F2	0.046		0.046	
エネルギー効果 (試験)	F3	2.3	—	2.3	—
エネルギー効果 (解析)	F4	—	2.3 ²	—	2.3 ²
時間ファクタ	F5	6.7		6.7	
「常陽」噴出量 (kg)	M	12.0	27.5	10.8	24.8

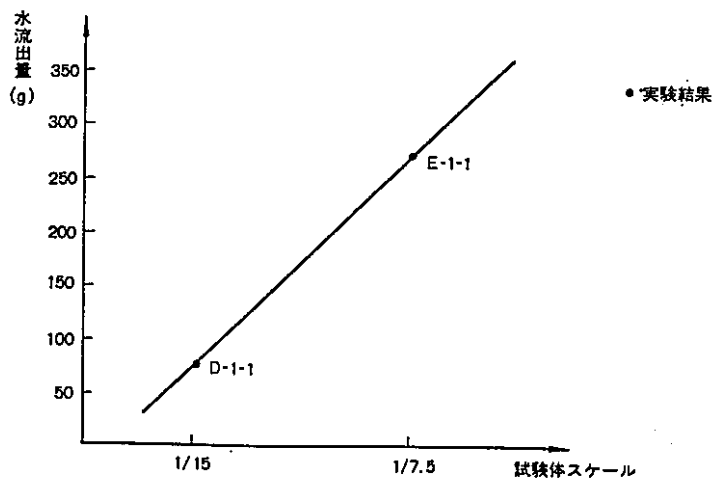
(注) $M = m \cdot F1 \cdot F2 \cdot F3$ (または $F4$) $\cdot F5$



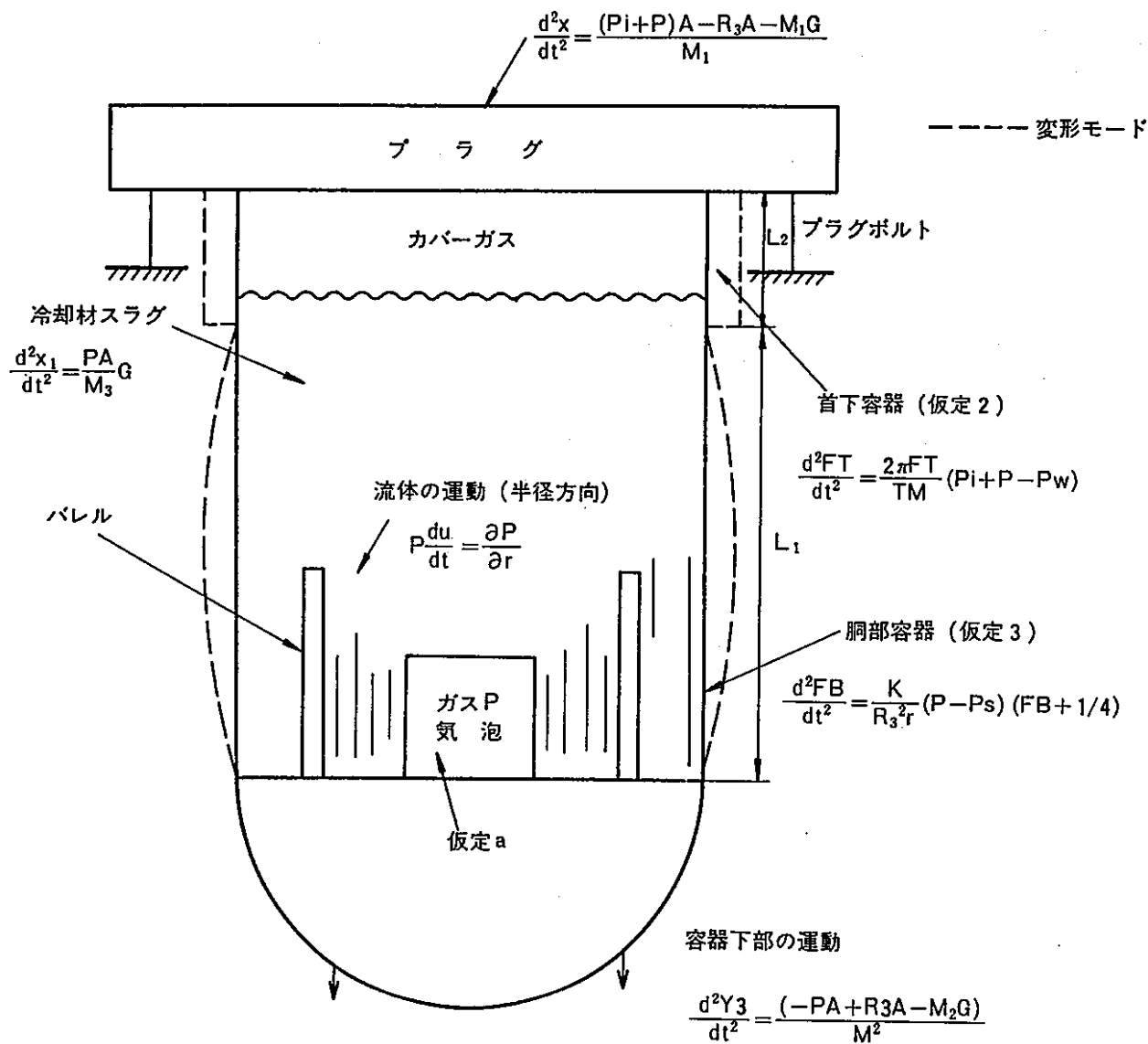
第 4. 3 - 1 図 耐衝撃模擬試験結果
(試験体 (内筒) の構造と水流出量との関係)



第 4. 3 - 2 図 耐衝撃模擬試験結果
(火薬薬量と水流出量との関係)



第 4. 3 - 3 図 耐衝撃模擬試験結果
(試験体スケールと水流出量との関係)



第 4 . 3 - 4 図 耐衝撃模擬試験の解析モデル

4. 4 MK-Ⅲ炉心におけるナトリウム噴出量の評価

以上の知見に基づき、MK-Ⅲ改造後の仮想事故時における炉容器内から格納容器内へのナトリウム噴出量について検討する。

- (1) MK-Ⅲ炉心における仮想事故時の機械的エネルギー放出量は約177MWsであり、MK-Ⅱ炉心の約120MWsに対して約1.5倍に増加している。
- (2) 「もんじゅ」耐衝撃模擬試験の試験結果によると、試験体からの水流出量は火薬薬量に比例する。一方、「CAMEL」コードを用いた耐衝撃模擬試験の解析結果によると、水流出量は火薬薬量の2乗に比例する。
- (3) 「もんじゅ」耐衝撃模擬試験の試験結果等に基づいてMK-Ⅱ炉心におけるナトリウム噴出量の再評価を行った結果、現行の「常陽」設置変更許可申請書に記載のナトリウム噴出量(約230kg)は過度に保守的であり、実際のナトリウム噴出量は高々30kgと推測される。
- (4) 以上のことから、MK-Ⅲ改造後の仮想事故時におけるナトリウム噴出量は、高々、 $30\text{ kg} \times 1.5^2 = 67.5\text{ kg}$ 程度であると推測される。したがって、仮想事故時のナトリウム燃焼解析で想定しているナトリウム噴出量約230kgという値は、MK-Ⅲ改造後においても十分保守的なものである。

5. 結言

「常陽」MK-III計画に係る安全評価の一環として実施した、仮想事故時の解析・評価の見直しのうち、炉心崩壊過程の解析、炉容器歪み量の評価及びナトリウム噴出量の評価の3項目についてまとめた。解析・評価結果の概要は以下に示すとおりである。

- (1) 「VENUS」コードによる炉心崩壊過程の解析の結果、MK-III炉心における機械的エネルギーの放出量は約180MWs (TNT換算約40kg)となる。
- (2) 最新の解析手法を取り入れた「AUTODYN-2D」コードによる衝撃応答解析の結果、MK-III炉心における炉容器歪み量は従来の簡易的手法に基づく評価結果に比べてかなり厳しくなる。
- (3) 「もんじゅ」の耐衝撃模擬試験の結果等を踏まえて、MK-III炉心における炉容器内から格納容器内へのナトリウム噴出量を評価すると、67.5kg程度となる。

6. 謝辞

「VENUS」コードによる炉心崩壊過程の解析は、三菱原子力工業株式会社の小山和也氏（現 新型炉技術開発株式会社）、森井正氏（現 三菱重工業株式会社）によるものである。また、「AUTODYN-2D」コードによる衝撃応答解析は、小山和也氏（前出）、関谷宏氏（三菱重工業株式会社）によるものである。

ここに、以上の方々に感謝の意を表す。

7. 参考文献

- (1) 「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」
(昭和39年5月決定 原子力委員会、平成元年3月一部改訂 原子力安全委員会)
- (2) 「プルトニウムを燃料とする原子炉の立地評価上必要なプルトニウムに関するめやす線量について」
(昭和56年7月決定、平成元年3月一部改訂 原子力安全委員会)
- (3) 「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」
(平成2年8月決定 原子力安全委員会)
- (4) 部内資料：「常陽」MK-Ⅲ計画に係る安全評価(被ばく評価)
- (5) 無 番：「高性能炉心の仮想事故等の計算」報告書
(平成3年12月 三菱原子力工業株式会社)
- (6) JAERI-memo 第3057号 「原子炉の破壊エネルギーの考察」
- (7) PNC ZN241 77-05(3)「高速実験炉『常陽』出力上昇計画成果報告書 分冊3
(JOYOPR-5S120-00：再臨界事故時の炉容器歪量の評価)」
- (8) 無 番：「『常陽』改造後の仮想事故時の耐衝撃解析 成果報告書」
(平成7年3月 新型炉技術開発株式会社)
- (9) PNC ZN241 77-05(3)「高速実験炉『常陽』出力上昇計画成果報告書 分冊3
(JOYOPR-5S090-00：ナトリウム噴出量についての説明書)」
- (10) PNC ZN241 77-05(3)「高速実験炉『常陽』出力上昇計画成果報告書 分冊3
(JOYOPR-5S091-00：耐衝撃模擬試験に基づくナトリウム噴出量の評価)」

付録－A

仮想事故の解析・評価の概要

付録－A 仮想事故の解析・評価の概要

ここでは、MK-III計画に係る変更後の添付書類10における仮想事故の解析・評価について、その概要をまとめておく。

(1) 事故経過の解析

- (a) 定格出力運転時に炉内からナトリウムが瞬時に喪失することを想定する。また、ナトリウムの喪失に伴う負の反応度フィードバックを無視して、原子炉出力が定格出力(140MW)に保たれるものとする。
- (b) 炉心は中心部から溶融を開始し、半径方向に溶融伝播してゆく。溶融燃料は重力落下により集積し、正の反応度が挿入される。溶融開始後約0.27秒で系は即発臨界に達し、その時点での反応度挿入率は約12\$/s(解析では保守的に30\$/sとする)である。
- (c) 炉心崩壊過程の解析は、2次元炉心崩壊事故解析コード「VENUS」を用いて行う。なお、炉心崩壊過程における反応度フィードバックは、炉心崩壊によるフィードバックとドップラ効果のみを考慮し、他の負の反応度フィードバックは無視する。
- (d) 炉心崩壊過程で放出される機械的エネルギーは約180MWsであり、TNT換算で約40kgとなる(ただし、構造設計では保守的に50kgとする)。
- (e) 放出された機械的エネルギーは、水平方向には炉心パレル構造物や原子炉容器の変形により吸収され、垂直方向には回転プラグの固定ボルトや原子炉容器の垂直方向への変形により吸収される。
- (f) 機械的エネルギーの放出に伴い原子炉容器から格納容器内に噴出するナトリウムを230kgとし、これが瞬時に燃焼することを想定する。ナトリウム燃焼解析の結果、格納容器の内圧上昇は0.72kg/cm²に達し、格納容器内の雰囲気及びコンクリート内面の最高温度はそれぞれ246℃及び59℃に達するが、格納容器の健全性は確保される。

(2) 放射性物質の大気中への放出量の評価

- (a) 原子炉から格納容器内に放出される放射性物質の量は、炉内存在量に対して希ガスの100%、よう素の10%及びプルトニウムの1%とする。なお、格納容器内に放出されたよう素のうち90%は無機よう素の形態をとり、残りの10%は有機よう素の形態をとるものとする。
- (b) 格納容器内に放出される放射性物質のうち、無機よう素及びプルトニウムについては、格納容器内でのプレートアウト等によるそれぞれ半減期1時間及び2.1時間の指数関数的な減衰があるものとする。

- (c) 放射性物質の放出経路として、格納容器からアニュラス部へ漏えいし、非常用換気設備、主排気筒を経由して大気中に放出されるもの及び格納容器のドーム部から直接大気中に放出されるものを考えることとする。
- (d) 核分裂生成物の格納容器からアニュラス部への漏えい率及びドーム部から大気中への漏えい率は、格納容器内圧の変動を考慮して設定するものとする。
- (e) 非常用換気設備のフィルタのよう素及びプルトニウムに対する除去効率は90%とし、希ガスに対する除去効率は考慮しないものとする。

以上の条件に基づいて評価した結果、放射性物質の大気中への放出量は下記のとおりとなる。

よう素	: 約 3.1×10^{13} Bq (^{131}I 換算)
希ガス	: 約 6.5×10^{15} Bq (ガンマ線 0.5 MeV 換算)
	: 約 1.3×10^{16} Bq (ベータ線 0.5 MeV 換算)
プルトニウム	: 約 3.2×10^{11} Bq

(3) 周辺公衆の受ける線量当量の評価

- (a) よう素の吸入による甲状腺の組織線量当量、希ガスによる全身に対する線量当量及び希ガスのガンマ線による全身に対する線量当量の人口積算値は、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」に記載の計算方法に沿って算出する。
- (b) プルトニウム吸入による組織線量当量は、「プルトニウムを燃料とする原子炉の立地評価上必要なプルトニウムに関するめやす線量について」に記載の預託線量当量に、呼吸率及びプルトニウムの地表空气中濃度を乗じて算出する。
- (c) よう素の吸入による甲状腺の組織線量当量、希ガスによる全身に対する線量当量及びプルトニウム吸入による組織線量当量の計算で使用する相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q) は、1986年の気象データに基づいて計算された値のうち、陸側最大値及び海側最大値の大きい方の値を用いる。
- (d) 希ガスのガンマ線による全身に対する線量当量の人口積算値は、敷地からみて最も人口積算値が大きくなるほぼ西南西方向30°扇形を計算の対象方位とし、1985年の国勢調査に基づく人口集計、2035年での人口推計を使用する。
- (e) なお、スカイシャイン線及び直接線による線量当量については、炉内に存在する希ガスの100%、ハロゲンの10%及びその他の核種の1%が格納容器内に放出されるものとして事故後無限時間の積算線源強度を求め、線源が格納容器内の床上中心軸上の一点にあるものと仮定して、それによる線量当量を「G-33」コードを用いて計算する。

以上の条件に基づいて評価した結果、周辺公衆の受ける線量当量は下記のとおりとなる。これらは、「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」及び「プルトニウムを燃料とする原子炉の立地評価上必要なプルトニウムに関するめやす線量について」に記載されているめやす線量を十分に下回っている。

甲状腺（成人）の組織線量当量	: 約 5.0×10^{-2} Sv
希ガスのガンマ線による全身に対する線量当量 （スカイシャイン線及び直接線による線量当量を含む）	: 約 1.5×10^{-3} Sv
希ガスのベータ線による皮膚の組織線量当量	: 約 2.0×10^{-3} Sv
プルトニウムによる組織線量当量	
（肺）	: 約 2.4×10^{-2} Sv
（骨表面）	: 約 9.9×10^{-2} Sv
（肝）	: 約 1.8×10^{-2} Sv
希ガスのガンマ線による全身に対する線量当量の人口積算値	
（1985年）	: 約 1220 人Sv
（2035年）	: 約 1320 人Sv