

ATR 大破断事故解析コード —SENHOR/FLOOD/HEATUP—

技 術 資 料		
開示区分	レポート No.	受領日
T	N1410 97-030	97.8.29
この資料は技術管理室保存資料です 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 技術協力部技術管理室		

1997年8月

動力炉・核燃料開発事業団

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。

〒107 東京都港区赤坂1-9-13

動力炉・核燃料開発事業団

技術協力部 技術管理室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to: Technical Evaluation and Patent Office, Technology Management Division, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 9-13, 1-chome, Akasaka, Minato-ku, Tokyo 107, Japan

© 動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation) 1997

目 次

1. 概要	1
1.1 解析コード体系	1
1.2 解析コード	1
1.2.1 SENHOR コード	1
1.2.2 FLOOD コード	2
1.2.3 HEATUP コード	2
2. 解析モデル	4
2.1 SENHOR コード	4
2.1.1 破断口モデル	4
2.1.2 流動計算モデル	4
2.1.3 リザーバ計算モデル	9
2.1.4 構造物との熱授受モデル	11
2.1.5 燃料温度計算モデル	12
2.1.6 熱出力計算モデル	12
2.1.7 ECCS 計算モデル	12
2.2 FLOOD コード	13
2.2.1 流動計算モデル	13
2.2.2 APCI 蓄圧器圧力計算モデル	14
2.2.3 ターンアラウンド評価モデル	14
2.3 HEATUP コード	15
2.3.1 燃料温度計算モデル	15
2.3.2 対流熱伝達率計算モデル	15
2.3.3 限界出力比計算モデル	15
2.3.4 ギャップ熱伝達率計算モデル	16
2.3.5 バルーニング、パーフォレーション判定モデル	16
2.3.6 水-金属反応計算モデル	17
2.3.7 熱輻射計算モデル	18
3. 破断模擬実験	19
3.1 実験装置	19
3.2 実験条件及び実験方法	21

3.2.1 実験条件	21
3.2.2 実験方法	22
3.3 実験結果	22
3.3.1 下降管大破断実験	23
3.3.2 主蒸気管大破断実験	23
4. 実験解析	24
4.1 実験解析モデル	24
4.2 下降管大破断実験解析	24
4.2.1 熱水力挙動解析(SENHOR)	24
4.2.2 再冠水解析(FLOOD)	24
4.2.3 燃料温度解析(HEATUP)	24
4.3 主蒸気管大破断実験解析	25
4.3.1 熱水力挙動解析(SENHOR)	25
4.3.2 再冠水解析(FLOOD)	25
4.3.3 燃料温度解析(HEATUP)	25
5. まとめ	26
6. 参考資料	27

付録

付録1 ATR プラントの評価例と感度解析結果

1. 概要

新型転換炉(ATR)の安全評価事象である「原子炉冷却材喪失」の内、大破断事故に分類される事象における熱水力過渡変化、炉心再冠水挙動及び燃料温度過渡変化の評価では、大破断時熱水力過渡変化解析コードSENHOR、炉心再冠水特性解析コードFLOOD及び燃料温度解析コードHEATUPをそれぞれ用いている。

ここでは、大破断事故解析時に使用する各コード間の関係（解析フロー）及び各コードの概要を示す。

1.1 解析コード体系

安全評価のための冷却材喪失事故（以下LOCAという）解析コードフローを図1-1に示す。LOCA解析コードシステムは、ATRの大破断時熱水力過渡変化解析コードSENHOR、中小破断時総合熱水力過渡変化解析コードLOTRAC、燃料温度解析コードHEATUP及び炉心再冠水特性解析コードFLOODから構成され、大破断事故解析には、図1-1の枠線内に示すSENHOR、FLOOD及びHEATUPを用いた一連の解析により安全評価を行う。

SENHORは、非常用炉心冷却設備（以下ECCSという）作動特性を考慮してブローダウン時の原子炉冷却設備内の熱水学的な挙動及び燃料の温度挙動を解析すると同時に、原子炉熱出力変化特性も解析する。

SENHORから得られた原子炉熱出力及び蒸気ドラム圧力の時間変化等を基にFLOODにより、急速注水系（以下APCIという）の注水量変化と炉心での蒸発量を考慮した平均再冠水速度を解析し、燃料被覆管温度ターンアラウンド開始時間とターンアラウンド後の熱伝達率を求める。

SENHORから得られた熱水学的挙動のデータ及びFLOODから得られた燃料被覆管温度ターンアラウンド開始時間等を基に、HEATUPにより、燃料要素の詳細な温度変化を解析し、燃料被覆管最高温度及び被覆管酸化量を求める。

1.2 解析コード

1.2.1 SENHORコード

大破断時熱水力過渡変化解析コードSENHORは、大破断解析用に開発されたコードであり、ブローダウン時の原子炉冷却設備内の熱水学的な挙動及び燃料の温度挙動を解析する。

解析モデルでは、図1-2に示すように、原子炉冷却設備を蒸気ドラム、下降管、再循環ポンプ、ウォータドラム（あるいは下部ヘッダ）、入口管、圧力管集合体、燃料集合体、出口管からなる体系と考える。また、炉心側のチャンネルのモデル化は、高出力チャンネル（チャンネル1本分の保有水量）と平均出力チャンネル（残りのチャンネル分の保有水量）の2本でモデル化し、圧損バランスより各々

の流量配分を計算している。

本コードは、配管内の流動、圧力分布、エネルギー分布と蒸気ドラム及びウォータドラム内の圧力、保有水量、エネルギーの変化及び燃料要素の温度変化を求める。

本コードの入力は、原子炉熱出力、再循環流量等の初期条件、プラントの形状及び水力学的データ、燃料要素及び炉心仕様、ECCSの性能特性、再循環ポンプ特性、想定破断の位置、破断面積等であり、出力は、最小限界出力比（以下MCPRという）等の熱的余裕を示す指標、HEATUPで使用する炉心での冷却材の圧力、流量、エンタルピ、原子炉熱出力の時間変化、FLOODで使用する蒸気ドラム圧力の時間変化、ECCS注入開始時間等である。

これまで、最大3MW出力の燃料集合体を用いた試験により、本コードの検証が行われている。

1.2.2 FLOODコード

炉心再冠水特性解析コードFLOODは、ATRのLOCA時における燃料被覆管温度ターンアラウンド開始時間及びターンアラウンド後の熱伝達率を解析する。

解析モデルは、図1-3に示すように、蒸気ドラム等のヘッダ、それらを繋ぐ配管、ヘッダと配管の間に介在する弁からなる。

配管内の流動は水単相ピストン型として扱い、両端の圧力差による軸方向一次元モデルの運動量方程式とヘッダ及び配管接合部での質量保存式により求める。

本コードの入力は、プラントの形状、燃料要素及び炉心仕様に関するデータ、ECCS性能特性、SENHORにより求められる原子炉熱出力及び蒸気ドラム圧力の時間変化、ECCS注入開始時間等であり、出力は、ECCS注入流量の時間変化、配管内水位変化、平均再冠水速度、燃料被覆管温度ターンアラウンド開始時間、ターンアラウンド後の熱伝達率等である。

1.2.3 HEATUPコード

燃料温度解析コードHEATUPは、燃料集合体温度挙動を解析する。

解析モデルは、図1-4に示すような、燃料要素、冷却材、圧力管、断熱ガス層、カランドリア管、減速材を含む燃料集合体軸方向に直角な1断面である。

燃料被覆管表面熱伝達は、対流及び輻射による熱伝達を考慮する。対流熱伝達率は、次のモデルに基づいて計算する。

- a. 未飽和単相強制対流熱伝達率；Dittus-Boelterの式²⁾
- b. 強制対流核沸騰熱伝達率；Jens-Lottesの式³⁾

- c. 強制対流膜沸騰熱伝達率 ; HTLの式⁴⁾
- d. 蒸気単相強制対流熱伝達率 ; McEligotの式⁵⁾

また、金属-水反応計算はBaker-Justの式⁶⁾に基づいて計算する。

本コードの入力は、燃料要素及び炉心仕様に関するデータ、SENHORにより求められた炉心での冷却材圧力、流量、エンタルピ及び原子炉熱出力の時間変化、FLOODにより求められた燃料被覆管温度ターンアラウンド開始時間、ターンアラウンド後の熱伝達率等であり、出力は、燃料エンタルピ、MCPR、燃料被覆管最高温度、金属-水反応量等である。

2. 解析モデル

2.1 SENHORコード

2.1.1 破断口モデル

(1) 破断口の位置、体様、面積

SENHORは、流路面積、長さ等を任意に与えられる最大9セクション（1セクション内最大9メッシュに等分割）で構成された配管を最大10本まで組み合わせることができ、下降管、再循環ポンプ吸込管、再循環ポンプ吐出管、入口管、圧力管、出口管、主蒸気管等を模擬することが可能である（図1-2参照）。破断口的位置は、この中の任意の位置に設定できる。また、破断口の体様は、両端破断とスプリット破断の何れでも設定できる。さらに、破断口的面積は、入力により任意に設定することができる。

(2) 破断口よりの冷却材の流出

破断口からの冷却材の流出は、臨界流モデルにより評価する。臨界流モデルは、その適用範囲から冷却材の状態により、未飽和の場合Henry-Fauskeの式⁷⁾、二相流の場合小笠原の式⁸⁾、過熱蒸気の場合Moodyの单相理論式⁹⁾を用いている。

SENHORでは、図2-1に示すような、これらの式を組み合わせた臨界流量テーブルを使用している。

2.1.2 流動計算モデル

(1) 流動基本式

配管内の流動計算は、以下の基本式に基づいている。

(a) 单相流についての基本式

单相流の方程式は次のように与えられる。

(i) 質量保存の式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z}(\rho v) = M \quad (1)$$

(ii) 運動量保存の式

$$\frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial t}(\rho v) + \frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial Z}(\rho v^2) + \frac{\partial P}{\partial Z} = K \quad (2)$$

(iii) エネルギー保存の式

$$\frac{\partial}{\partial t} \left\{ \rho \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ \rho v \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \right\} - \frac{\partial P}{\partial t} = U \quad (3)$$

(1)～(3)式の右辺M、K及びUは、外部から流体に加えられる質量、運動量及びエネルギーをそれぞれ表し、漏出、壁面摩擦、重力、加熱等に起因するものである。

(b) 二相流についての基本式

二相流の方程式は、ボイド率 α を用いて次のように与えられる。

(i) 質量保存の式

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ \alpha \rho_g + (1-\alpha) \rho_l \} + \frac{\partial}{\partial Z} \{ \alpha \rho_g v_g + (1-\alpha) \rho_l v_l \} = M \quad (4)$$

(ii) 運動量保存の式

$$\frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial t} \{ \alpha \rho_g v_g + (1-\alpha) \rho_l v_l \} + \frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial Z} \{ \alpha \rho_g v_g^2 + (1-\alpha) \rho_l v_l^2 \} + \frac{\partial P}{\partial Z} = K \quad (5)$$

(iii) エネルギー保存の式

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \left\{ \alpha \rho_g \left(H_g + \frac{v_g^2}{2g} \right) + (1-\alpha) \rho_l \left(H_l + \frac{v_l^2}{2g} \right) \right\} + \\ & \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ \alpha \rho_g v_g \left(H_g + \frac{v_g^2}{2g} \right) + (1-\alpha) \rho_l v_l \left(H_l + \frac{v_l^2}{2g} \right) \right\} - \frac{\partial P}{\partial t} = U \end{aligned} \quad (6)$$

(4)、(5)、(6)式の右辺は単相流の場合と同じである。

ここで、

- ρ : 密度(kg/m³)
 - v : 流速(m/s)
 - g : 重力加速度(m/s²)
 - P : 圧力(kg/m²)
 - H : エンタルピ(kgm/kg)
 - M : 外部から流体に加えられる質量(kg/m³s)
 - K : 外部から流体に加えられる運動量(kgs/m³s)
 - U : 外部から流体に加えられるエネルギー(kgm/m³s)
 - α : ボイド率(-)
 - Z : 長さ(m)
 - t : 時間(s)
- (添字)
- g : 飽和蒸気

1 : 飽和水

上記の基本式を用いて、リザーバ（蒸気ドラム及びウォータドラム）を境界条件として流動計算を行う。

(2) 二相流体挙動モデル

配管内における蒸気と水の二相流体の挙動はスリップモデルで評価する。ボイド率の計算は以下に示すとおり、炉心側についてはHTLの式¹⁰⁾、下降管側についてはSmithの式¹¹⁾に基づいている。

(a) HTLの式

$$\alpha = \frac{1}{\left\{1 + \frac{\rho_g (1-x)}{\rho_l x}\right\}^n} \quad (7)$$

$$n = 1.0 + f_p f_G$$

$$f_p = A_1 \sqrt{\log(P/P_c)} + A_2 |\log(P/P_c)|$$

$$f_G = A_3 - A_4 \left(\frac{G}{3000}\right) + A_5 \left(\frac{G}{3000}\right)^2 - A_6 \left(\frac{G}{3000}\right)^3 \quad (20 \leq G \leq 4500 \text{ kg/m}^2 \text{ s})$$

$$f_G = 0.0 \quad (G > 4500 \text{ kg/m}^2 \text{ s})$$

(b) Smithの式

$$\alpha = \frac{1}{1 + s \frac{\rho_g (1-x)}{\rho_l x}} \quad (8)$$

$$s = e + (1-e) \left\{ \frac{\left[\frac{\rho_l + e(1-x)}{x} \right]^{\frac{1}{2}}}{1 + e \frac{(1-x)}{x}} \right\} \quad (9)$$

$$e = 0.4$$

ここで、

- α : ボイド率(-)
- ρ : 密度(kg/m³)
- x : クオリティ(-)

- P : 圧力(kg/cm²a)
 P_c : 臨界圧力(225.56 kg/cm²a)
 G : 質量速度(kg/m²s)
 A₁~A₆ : 定数(-)
 s : スリップ比(-)

(添字)

- g : 飽和蒸気
 l : 飽和水

(3) 摩擦圧力損失モデル

摩擦圧力損失 ΔP は以下の式で求める。

$$\Delta P = f \frac{L}{D} \frac{G^2}{2g\rho A^2} \phi^2 \quad (10)$$

ここで、

- ΔP : 摩擦圧力損失(kg/m²)
 G : 流量(kg/s)
 A : 配管流路面積(m²)
 D : 配管内径(m)
 L : 配管長さ(m)
 ρ : 冷却材比重量(kg/m³)
 g : 重力加速度(m/s²)
 f : 摩擦圧損係数(-)
 φ² : 二相摩擦増倍係数(-)

摩擦圧損係数 f は、一般的な層流理論式 (Re<2400)、Blasiusの式 (2400<Re<1.2×10⁵)、Nikuradseの式 (Re>1.2×10⁵) の組み合わせ¹²⁾にて計算を行っている。

また、二相摩擦増倍係数φ²は、指針で妥当性が認められたThomのデータ (250psi以上)¹³⁾とMartinelli-Nelsonの式 (250psi以下)¹⁴⁾の組み合わせにて計算を行っている。

(4) 再循環ポンプモデル

再循環ポンプの挙動は、ポンプの可動部分と流体との間の運動量交換を評価できる以下の動的モデルで計算している。

(a) ポンプ揚程を与える式

$$\frac{H}{H_0} = f_{p1}\omega^2 + f_{p2}\omega q + f_{p3}(q - f_{p4}\omega)|q - f_{p4}\omega| \quad (11)$$

(b) ポンプ回転数を与える式

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{\tau}(T_M - T_P) \quad (12)$$

(c) ポンプトルクを与える式

$$T_P = f_{r1}\omega^2 + f_{r2}\omega q + f_{r3}(q - f_{r4}\omega)|q - f_{r4}\omega| \quad (13)$$

(d) モータトルク

モータトルク T_M は、ポンプトリップ以前は $T_M = 1.0$ 、ポンプトリップ後は $T_M = 0.0$ とする。

(e) 二相ポンプモデル

再循環ポンプに入る冷却材が二相状態となった場合のポンプ揚程 H^* は、Aerojet Nuclear Company (ANC) で提唱されたモデル¹⁵⁾により、単相時のポンプ揚程 H_1 と二相完全劣化時のポンプ揚程 H_2 とから、下式で補間して求めている。

$$H^* = H_1 - M(\alpha)(H_1 - H_2) \quad (14)$$

ここで、

H	: ポンプ揚程(m)
H_0	: ポンプ定格揚程(m)
q	: ポンプ流量比(Q/Q_0)
Q	: ポンプ体積流量(m^3/h)
Q_0	: ポンプ定格体積流量(m^3/h)
ω	: ポンプ回転数比(Ω/Ω_0)
Ω	: ポンプ回転数(rpm)
Ω_0	: ポンプ定格回転数(rpm)
T_P	: ポンプトルク比(T/T_0)
T_M	: モータトルク比(-)
$f_{p1} \sim f_{p4}$: ポンプQ-H特性を与える係数(-)
$f_{r1} \sim f_{r4}$: ポンプQ-T特性を与える係数(-)
τ	: ポンプ回転数半減時間(s)
t	: 時間(s)
H^*	: 二相状態時のポンプ揚程(m)
H_1	: 単相時のポンプ揚程(m)
H_2	: 二相完全劣化時のポンプ揚程(m)
$M(\alpha)$: 二相劣化係数(-)

α : ボイド率(-)

2.1.3 リザーバ計算モデル

(1) リザーバ圧力計算基本式

リザーバについては、各配管からの流出入、ECCSによる注入を考慮して以下の質量バランス、エネルギーバランス式を解いて、熱平衡状態として圧力を求める。

・質量バランス

$$\frac{dM}{dt} = \sum G_{in} - \sum G_{out} \quad (15)$$

・エネルギーバランス

$$\frac{dE}{dt} = \sum G_{in} h_{in} - \sum G_{out} h_{out} + Q_{WL} \quad (16)$$

ここで、

M : 系内質量(kg)
E : 系内エネルギー(kcal)
G : 流量(kg/s)
h : エンタルピ(kcal/kg)
Q_{WL} : 壁からの流入熱量(kcal)

(添字)

in : 流入
out : 流出

(2) ウォータドラム内サブクール水ミキシングモデル

ECCS水の注水時の挙動は、ウォータドラム内をサブクール相と飽和相に分け、ECCS水を一旦サブクール相に入れる。そのサブクール水が、あるミキシング効率で飽和相と混合するモデルで計算する。

・サブクール水ミキシング量、エネルギーの計算式

$$\frac{dM_{mix}}{dt} = M_f \frac{A_L}{A_C} \eta \quad (17)$$

$$\frac{dE_{mix}}{dt} = \frac{dM_{mix}}{dt} h_{sub} \quad (18)$$

・サブクール相でのバランス式

$$\frac{dM_{sub}}{dt} = \sum G_{insub} - \beta \sum G_{out} + G_{ECCS} - \frac{dM_{mix}}{dt} \quad (19)$$

$$\frac{dE_{sub}}{dt} = \sum G_{insub} h_{in} - \beta \sum G_{out} h_{sub} + G_{ECCS} h_{ECCS} - \frac{dE_{mix}}{dt} \quad (20)$$

・飽和相でのバランス式

$$\frac{dM_{sat}}{dt} = \sum G_{insat} - (1-\beta) \sum G_{out} + \frac{dM_{mix}}{dt} \quad (21)$$

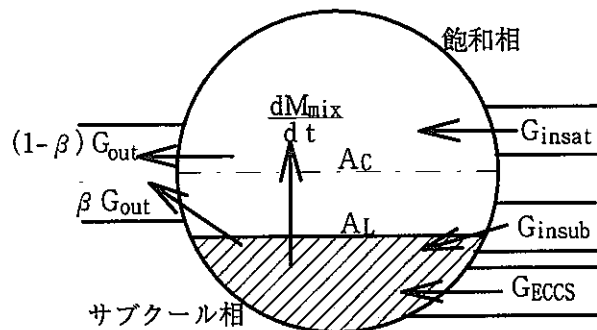
$$\frac{dE_{sat}}{dt} = \sum G_{insat} h_{in} - (1-\beta) \sum G_{out} h_{sat} + Q_{WL} + \frac{dE_{mix}}{dt} \quad (22)$$

ここで、

- M : 質量(kg)
- E : エネルギー(kcal)
- G : 流量(kg/s)
- h : エンタルピ(kcal/kg)
- t : 時間(s)
- Q_{WL} : 壁からの流入熱量(kcal)
- M_f : サブクール水満水時の質量(kg)
- A_c : ウォータドラム中央液面表面積(m²)
- A_L : サブクール水液面表面積(m²)
- η : サブクール水ミキシング効率(1/s)
- β : サブクール水の体積割合(-)

(添字)

- mix : サブクール水ミキシング
- sub : サブクール相
- sat : 飽和相
- in : 流入
- out : 流出
- ECCS : ECCS



2.1.4 構造物との熱授受モデル

構造材壁の熱容量計算は、配管、リザーバともに平板1次元のモデルで構造材壁を厚さ方向にノード分割して計算する。

(a) 構造材壁熱伝導

$$\nabla K \nabla T = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \quad (23)$$

(b) 構造材壁内側境界

$$-K \left. \frac{\partial T(r)}{\partial r} \right|_{r=r_1} = H \{T_w - T(r_1)\} \quad (24)$$

(c) 構造材壁内表面熱伝達率

構造材壁内表面の冷却材との熱伝達率は、配管では、Dittus-Boelterの式²⁾ (冷却材が単相の場合)とJens-Lottesの式³⁾ (冷却材が二相の場合)、リザーバでは、Jacobの式¹⁶⁾を使用する。

なお、構造材壁外表面は、保守側に断熱としている。

・ Dittus-Boelterの式 (配管内冷却材が単相の場合)

$$H = 0.023 \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \frac{\lambda}{D} \quad (25)$$

・ Jens-Lottesの式 (配管内冷却材が二相の場合)

$$H = \frac{1}{0.82} q^{3/4} \exp(P/63) \frac{1}{3600} \quad (26)$$

・ Jacobの式 (リザーバ内)

$$H = \frac{4}{0.0229} (0.00358q)^{0.68} \frac{1}{3600} \quad (27)$$

ここで、

K	: 構造材熱伝導率(kcal/ms°C)
T	: 温度(°C)
ρ	: 構造材比重量(kg/m ³)
C	: 構造材比熱(kcal/m ² °C)
t	: 時間(s)
H	: 熱伝達率(kcal/m ² s°C)
r	: 板厚方向距離(m)
q	: 熱流束(kcal/m ² h)
λ	: 冷却材熱伝導率(kcal/ms°C)

- P : 圧力(kg/cm²)
- D : 流量等価直径(m)
- Re : レイノルズ数(-)
- Pr : プラントル数(-)
- (添字)
- W : 冷却材
- 1 : 板厚方向最内ノード

2.1.5 燃料温度計算モデル

燃料温度計算は、2.3節に示すHEATUPと同様のモデルにより行う。

2.1.6 熱出力計算モデル

(1) 中性子動特性

中性子束 ϕ は、以下に示す即発中性子1群、遅発中性子6群の1点近似中性子動特性方程式を解いて求める。

$$\frac{d\phi}{dt} = \frac{\Delta k - \beta}{\ell} \phi + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i \quad (28)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell} \phi - \lambda_i C_i \quad (29)$$

ここで、

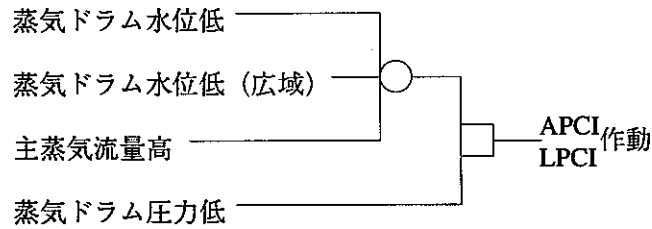
- Δk : 全反応度($\Delta k/k$)
- β : 遅発中性子割合($\beta = \sum \beta_i$) (-)
- ℓ : 即発中性子寿命(s)
- λ_i : 遅発中性子先行核崩壊定数(s⁻¹)
- C_i : 遅発中性子先行核密度(-)

(2) 崩壊熱

崩壊熱の計算は、核分裂生成物及びアクチニドによるものを考慮し、指針で妥当性が認められたANSI/ANS-5.1-1979に基づいた崩壊熱曲線¹⁷⁾を使用する。

2.1.7 ECCS計算モデル

ECCSの作動ロジックを以下に示す。ECCSの作動開始時間は、SENHORで計算される蒸気ドラム圧力等のプロセス量が設定値に達した時点から検出遅れ、弁開放遅れ、ディーゼル起動遅れ、ポンプ起動遅れ等を考慮して計算する。



なお、急速注水系及び低圧注水系（以下LPCIという）の注水特性の計算は、2.2節に示すFLOODコードと同様のモデルにより行っている。

2.2 FLOODコード

2.2.1 流動計算モデル

配管内の流動温度計算は、以下の基本式に基づいて行う。

- ・質量保存則

$$\sum_i G_i = \sum_k G_k \quad (30)$$

- ・運動量保存則

$$\frac{L}{gA} \frac{dG}{dt} + \frac{\zeta}{2g\rho A^2} G^2 + \frac{fL/D}{2g\rho A^2} G^2 + \rho\Delta H = P_i - P_o \quad (31)$$

(31)式左辺第1項は慣性項、第2項は局所圧損、第3項は摩擦圧損、第4項は水頭損失であり、右辺は、駆動力となる配管両端の圧力差である。

ここで、

- G : 流量(kg/s)
- A : 配管流路面積(m²)
- D : 配管内径(m)
- L : 配管長さ(m)
- ΔH : 配管エレベーション差(m)
- ρ : 冷却材比重量(kg/m³)
- P_i : 入口圧力(kg/m²)
- P_o : 出口圧力(kg/m²)
- g : 重力加速度(m/s²)
- t : 時間(s)

- ζ : 局所圧損係数(-)
 f : 摩擦圧損係数(-)

2.2.2 APCI蓄圧器圧力計算モデル

APCIの蓄圧器圧力は、窒素ガスを断熱変化と仮定して下記の状態方程式により計算する。

$$P = P_0 \left(\frac{V_0}{V} \right)^k \quad (32)$$

ここで、

- P : ガス圧力(kg/m²)
 P_0 : 初期ガス圧力(kg/m²)
 V : ガス体積(m³)
 V_0 : 初期ガス体積(m³)
 k : 断熱指数(1.4)

2.2.3 ターンアラウンド評価モデル

燃料被覆管温度ターンアラウンド開始時間 (ECCS水が炉心到達後、蒸発による蒸気冷却効果で燃料被覆管温度が低下し始める時間) 及びターンアラウンド後の熱伝達率は、図2-2及び図2-3に示す大洗工学センターでの実験に基づく評価曲線を使用する。

ターンアラウンド開始時間は、下式で求める。

$$T_t = \frac{1.3}{v_a} \quad (33)$$

ターンアラウンド後の熱伝達率は、下式で求める。

$$h_m = 267 v_a^{0.49} \quad (34)$$

また、ターンアラウンド評価式に用いる平均再冠水速度は、下式で求める。

$$v_a = \frac{V}{\Delta t A} \quad (35)$$

ここで、

- T_t : ターンアラウンド開始時間(s)
 h_m : ターンアラウンド後の熱伝達率(kcal/m²h°C)
 v_a : 平均再冠水速度(m/s)

- V : 炉心部でのECCS水体积(m³)
 A : 炉心流路面積(m²)
 Δt : 炉心にECCS水が到達してからの時間(s)

2.3 HEATUPコード

2.3.1 燃料温度計算モデル

(a) 燃料要素熱伝導

$$\nabla K_F \nabla T_F + Q_F = \rho_F C_F \frac{\partial T_F}{\partial t} \quad (36)$$

(b) 燃料外側境界

$$-K_F \left. \frac{\partial T_F(r)}{\partial r} \right|_{r=r_{NT}} = H_F \{T_F(r_{NT}) - T_W\} + R \quad (37)$$

ここで、

- K : 熱伝導率(kcal/ms°C)
 T : 温度(°C)
 Q : 発熱量(kcal/m³s)
 ρ : 比重量(kg/m³)
 C : 比熱(kcal/m²°C)
 t : 時間(s)
 H : 熱伝達率(kcal/m²s°C)
 R : 輻射伝熱量(kcal/m²s)
 r : 半径方向距離(m)

(添字)

- F : 燃料要素
 W : 冷却材
 NT : 半径方向最外ノード

2.3.2 対流熱伝達率計算モデル

対流熱伝達率は、各沸騰状態毎に表2-1に示す式により計算する。

2.3.3 限界出力比計算モデル

限界出力比は、大洗工学センターにおける実物大模擬燃料集合体での実験に基づく限界熱流束相関式¹⁸⁾を用いて算出する。

2.3.4 ギャップ熱伝達率計算モデル

Ross and Stouteの式より、ギャップ熱伝達率は次式¹⁹⁾で表わされる。

$$h_g = h_s + h_r + h_f \quad (38)$$

$$h_s = AP_c \quad (39)$$

$$h_r = \phi_1 \frac{\sigma_B \left\{ (T_{fo} + 273.15)^4 - (T_{ci} + 273.15)^4 \right\}}{\left\{ \frac{A_f}{A_c} \left(\frac{1}{\epsilon_c} - 1 \right) + \left(\frac{1}{\epsilon_f} - 1 \right) + 1 \right\}} (T_{fo} - T_{ci}) \quad (40)$$

$$h_f = \phi_2 \frac{K_f}{C(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) + D_{GAP}} \quad (41)$$

ここで、

- h_g : ギャップ熱伝達率(kcal/m²s°C)
- h_s : 接触熱伝達率(kcal/m²s°C)
- h_r : 輻射熱伝達率(kcal/m²s°C)
- h_f : ギャップガス熱伝達率(kcal/m²s°C)
- A : 固体-固体接触熱伝達係数(kcal/kg°C)
- P_c : ペレットと燃料被覆管の接触圧(kg/m²)
- σ_B : ステファンボルツマン定数(-)
- A_f : ペレット表面積(m²)
- A_c : 燃料被覆管内表面積(m²)
- ϵ_f : ペレット表面熱輻射率(-)
- ϵ_c : 燃料被覆管内表面熱輻射率(-)
- T_{fo} : ペレット表面温度(°C)
- T_{ci} : 燃料被覆管内表面温度(°C)
- ϕ_1 : 輻射熱伝達率補正係数(-)
- ϕ_2 : ギャップガス熱伝達率補正係数(-)
- K_f : ギャップガス熱伝導率(kcal/ms°C)
- $C(R_1+R_2)$: 燃料と燃料被覆管の表面のあらかの和を補正したもの(m)
- (g_1+g_2) : 燃料と燃料被覆管での温度ステップ厚さの和(m)
- D_{GAP} : 半径方向のギャップサイズ(m)

2.3.5 バルーニング、パーフォレーション判定モデル

パーフォレーションの判定は、図2-4に示すような軽水炉の試験データ^{20),21)}に基づいて行う。

ある燃料被覆管円周方向応力に対して、燃料被覆管温度がパーフォレーション温度を越えると、パーフォレーションが生ずる。

バルーニングは、ある燃料被覆管円周方向応力に対するパーフォレーション温度より200° F低い燃料被覆管温度で起こり始めるものとする。

なお、パーフォレーション判定として、軽水炉のデータを使用している。これは、ATRの燃料被覆管は材質、形状ともにBWRと殆ど同じであること、また図2-5に示すように、動力炉・核燃料開発事業団で実施したATR燃料被覆管を用いたパーフォレーション炉外評価試験の結果においても軽水炉の試験データと大きな違いことから、軽水炉のパーフォレーションデータが使用可能と判断したためである。

円周方向応力は、(42)式により求める。

$$\sigma = \frac{D}{2t} \Delta P \quad (42)$$

ここで、

- σ : 円周方向応力(kg/mm²)
- D : 燃料被覆管内径(mm)
- t : 燃料被覆管厚さ(mm)
- ΔP : 燃料被覆管内圧と冷却材圧力の差圧(kg/mm²)

2.3.6 水-金属反応計算モデル

金属-水反応はBaker-Justの式⁶⁾に基づいて次の式で計算する。

$$W_{Zr}^2 = K_{wo} t \cdot \exp\left(\frac{-Q_w}{RT}\right) \quad (43)$$

ここで、

- W_{Zr} : 酸化Zr重量(g/cm²)
- t : 時間(s)
- R : ガス定数(cal/mol K)
- T : 燃料被覆管の温度(K)
- K_{wo} : 反応速度定数(g²/cm⁴s)
- Q_w : 発熱量(cal/mol)

また、単位時間当たりの発熱量は(44)式で与えられる。

$$Q_{Zr} = Q_{zro} \frac{dW_{Zr}}{dt} \quad (44)$$

ここで、

- Q_{zro} : Zrの反応熱 = 1560 kcal/kg
= 1.56 × 10⁻³ kcal/mg

2.3.7 熱輻射計算モデル

輻射伝熱量は、チャンネル内の燃料要素と圧力管の間について考慮する。

$$A_i B_i = \sigma A_i \varepsilon_i \{T_i(r_z, Z)\}^4 + (1 - \varepsilon_i) \sum_{j=1} A_j F_{ji} B_j \quad (45)$$

(45)式から、表面からの正味放射熱は次式で与えられる。

$$R_i = \frac{1}{A_i} \left[\sigma A_i \varepsilon_i \{T_i(r_z, Z)\}^4 - \varepsilon_i \sum_{j=1} A_j F_{ji} B_j \right] \quad (46)$$

ここで、

- A : 表面積(m²)
- F : アンゲルファクタ(-)
- T : 絶対温度(K)
- σ : ステファンボルツマン定数(kcal/m²sK⁴)
- ε : 輻射率(-)
- R : 正味の熱輻射密度(kcal/m²s)
- B : 全輻射密度(kcal/m²s)

チャンネル断面形状モデルは、図1-4に示すとおりである。

なお、燃料被覆管及び圧力管の輻射率は0.7を使用している。動力炉・核燃料開発事業団における輻射率測定試験によれば、輻射率は0.8程度となる結果が得られている。0.7を使用することは、燃料要素からの放熱を小さく計算することになるため、保守側の評価となる。

3. 破断模擬実験

3.1 実験装置

実験は、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センタにある ATR 安全性実験装置を用いて行った。実験装置は、図 3-1 に示すように、蒸気ドラム、ウォータドラム、圧力管、入口管、出口管、再循環ポンプ、逆止弁等から構成されている。圧力管は実寸で出来ており、電気間接加熱方式の実物大模擬燃料集合体が挿入されている。模擬燃料集合体は 6 体あり、そのうち 5 体は出力 200kW の低出力模擬燃料集合体で崩壊熱出力を模擬できる。残りの 1 体は高出力模擬燃料集合体で定格運転時の出力からスクラム後の崩壊熱にいたるまでの出力変化を模擬できる。また、実験装置には、ECCS として急速注水系 (APCI)、高圧注水系 (HPCI) 及び低圧注水系 (LPCI) が設置されている。

破断は、ラプチャディスクを破断させることにより模擬する。試験ループでは、各部圧力、差圧、温度、水位、タービンフローメータによる各チャンネル入口流量等を計測する。

約 60 万 kWe 級 ATR プラントを対象とした時の主要な構成機器の仕様を以下に示す。

(1) メインループ

実験装置は表 3-1 に示すような電気式温水ボイラで、約 60 万 kWe 級 ATR プラントに対して容積比が約 1/20 のスケールで模擬されている。運転圧力及び温度については、プラントと同一の条件で運転ができるようになっている。蒸気ドラム、ウォータドラム等は約 1/20 スケールであるが、圧力管と燃料集合体（電気ヒータ）は実寸で製作されており、特に炉心部における熱流動挙動の模擬性を高くしている。図 3-2 に、実験に使用したループのフローシートを示す。同図に示すように、ATR プラントの主要な機器は全て設置されており、特に配管中の流動抵抗の大きな逆止弁、燃料体及び遮蔽プラグについては実機の形状を模擬している。ウォータドラムの入口には、ATR プラントを模擬して 2 基の逆止弁が設置されている。

(2) 圧力管

圧力管は図 3-3 に示すように、内径、全長とも実寸で製作されており、次に述べる模擬燃料体と組み合わせることにより、クラスタ内流路形状を完全に模擬できるようになっている。

(3) 模擬燃料体及び電源

模擬燃料体は最高 6000kW の発熱が可能であり、約 60 万 kWe 級 ATR プラン

トの最大チャンネル出力（4800kW）や事故時の出力上昇も模擬できるようになっている。模擬燃料体の構造は、被覆管内に絶縁材が充填された間接加熱の電気ヒータである。図 3-4 に示すように、軸方向出力分布は約 60 万 kWe 級 ATR プラントの出力分布を 5 ステップで模擬し、径方向の出力分布については、サイリスタ制御電源（交流 400V、外周 3300kW、中周 2000kW、内周 700kW）によって外層、中間層及び内層ピンがそれぞれ独立に出力制御ができるようになっている。また、ガドリニア添加ピンの出力についても独立に出力制御できる。出力の制御は計算機によって行い、破断後の出力上昇やスクラム後の出力低下をプラントの特性に従って任意に制御できる。

また、軸方向温度分布測定のために、図 3-5 に示すように 174 点のクロメル-アルメル熱電対を軸方向 6 断面のヒータピンの表面に取り付けてある。

(4) 再循環ポンプ

実機の再循環ポンプはフライホイールによりコストダウンするが、実験装置の再循環ポンプはフライホイールを装備していない。この挙動を模擬するために、実験装置の再循環ポンプは、モータの駆動電源を周波数制御することにより、任意のポンプ回転数半減時間を選定できるようになっている。

(5) 急速注水系（APCI）

注水量は、以下に示すように、約 60 万 kWe 級 ATR プラントと実験装置の容量比（20：1）から、

$$45\text{m}^3 \text{ (約 60 万 kWe 級 ATR プラントの注水量)} \times \frac{1}{20} = 2.25\text{m}^3$$

とした。

窒素ガス初期圧力は、75kg/cm² とした。蓄圧器とウォータドラム間の配管については、注水時の圧力損失が流量約 120m³/h で差圧 35kg/cm² になる様に、注水配管に設置されている手動弁（V4-103）の開度を調整した。

また、蓄圧器の水温は、50℃に昇温した。

(6) 実験計測

温度は非接地のシース型クロメル-アルメル熱電対を、圧力と差圧は歪ゲージ圧力計を、流量はタービン流量計を用いた。表 3-2～3 に計測点一覧を示す。サンプリング速度は、温度については 10Hz で、圧力、流量、差圧等については 50Hz である。温度はクロメル-アルメル熱電対の出力を JIS の起電力表に従って温度換算し、その他のデータはそれぞれのセンサーの校正値に基づいて工業値変換した。差圧については、70kg/cm²g の圧力で再循環ポンプを停止した条件でゼロ点

調整しているため、測定した値は検出座間の $70\text{kg/cm}^2\text{g}$ の飽和水の水頭圧を差し引いたものになっている。

3.2 実験条件及び実験方法

3.2.1 実験条件

約 60 万 kWe 級 ATR プラントを対象とした時の大破断事故模擬実験の実験条件を以下の通り設定した。

(1) 冷却材条件

実験の冷却材条件は下表に示すような幅に入っており、プラント条件をほぼ完全に模擬した。

冷却材条件	プラント条件	実験条件
蒸気ドラム圧力($\text{kg/cm}^2\cdot\text{g}$)	70.2	$70\pm 2\%$
圧力管入口温度($^{\circ}\text{C}$)	274	$274\pm 3\%$
圧力管入口流量(kg/s)	8.5	$8.5\pm 5\%$

(2) 破断口径

最大破断口径は、6 インチ (100%破断) とした。根拠は、以下に示すように実機の最大破断面積 (0.256m^2) にプラントと実験装置の体積比 (20:1) 及び実験解析の結果からの最適値である放出係数 (0.65) を考慮して求めた。

$$0.256(\text{m}^2) \times \frac{1}{20} \div 0.65 = \pi \cdot \frac{D^2}{4}$$

$$D = 0.158(\text{m}) \approx 6(\text{インチ})$$

(3) チャンネル数

チャンネル数は、実験装置が有する 6 チャンネルを全て使用し、

高出力チャンネル (最大 6MW) 1 ch

低出力チャンネル (最大 200kW) 5 ch

の構成とした。

(4) チャンネル出力

本実験では高出力チャンネルは 5MW で、5 つの低出力チャンネルは 200kW で一定とした。模擬燃料体各層の出力分布は、表 3-4 に示す出力に設定した。

約 60 万 kWe 級 ATR プラントで大破断が起これば、冷却材が喪失し炉心内の

ボイド体積率が増加する。このため、正のボイド反応度が添加され炉出力が上昇するが、その後中性子束高で直ちにスクラムする。実験では、この様な出力変化を模擬した出力変化を模擬燃料体に与えた。

(5) 再循環ポンプ

下降管大破断実験では、再循環ポンプは破断と同時にトリップさせた。これは、両端破断を模擬するために、再循環ポンプを急速に停止して、破断後に逆止弁が速やかに閉鎖するようにしたものである。

主蒸気管大破断実験では、再循環ポンプは破断と同時に 10 秒の回転数半減時間でコストダウンさせた。

(6) ECCS

APCI は、蒸気ドラム圧力 $40\text{kg/cm}^2\text{g}$ で注水することとした。

3.2.2 実験方法

次の様な手順で実験を実施した。

(1) 昇温・昇圧

実験ループは、加熱模擬燃料体（高出力チャンネル+ $200\text{kW}\times 5$ 体）を用いて実験条件まで昇温・昇圧する。また、蓄圧器は、冷却水を張った後、約 50°C まで昇温し、窒素ガスで加圧する。

(2) 実験開始

蒸気ドラム圧力を $70\pm 1\text{kg/cm}^2$ に設定した後、蒸気ドラム圧力、チャンネル流量等の条件設定を確認し、実験を開始する。

(3) 破断および過渡変化

ラプチャディスク破断後、再循環ポンプのトリップ又はコストダウン制御及び模擬燃料体の出力制御を開始する。

ECCS の作動は、圧力と水位を監視しながら手動にて行う。

(4) 実験終了

ドライアウトした被覆管が全てクエンチして系内の状態が安定する等、実験目的の達成を確認した後、模擬燃料体の電源を切り実験を終了する。

3.3 実験結果

下降管大破断実験結果及び主蒸気管大破断実験結果を以下に示す。

3.3.1 下降管大破断実験

下降管大破断実験におけるプラントプロセス量の経時変化を図 3-6 に示す。燃料体は、破断直後にドライアウトし被覆管温度が上昇するが、減圧沸騰によるウォータドラムからの冷却水の供給によって数秒後にクエンチし、温度が下がる。その後、更に冷却材の喪失が進み、圧力が低下して APCI が注入されると、ウォータドラム内で蒸気が凝縮してウォータドラムと蒸気ドラム間差圧が減少し、燃料体への冷却水の供給が不足して燃料体は再びドライアウトする。この時の被覆管温度の上昇は、燃料体の出力が崩壊熱レベルになっているのでゆるやかである。APCI の冷却水が燃料体に到達すると燃料体がクエンチされることから、被覆管温度はターンアラウンドする。なお、図 3-7 に示すように、ECCS 水の注入によってウォータドラム内の水温に分布が生じるが、各チャンネルのドライアウト及びターンアラウンドのタイミングの間には大きな差はない。

3.3.2 主蒸気管大破断実験

主蒸気管大破断の実験結果を図 3-8 に示す。主蒸気管大破断は減圧が激しく、破断と同時にウォータドラム内の冷却材がフラッシングして冷却材が炉心に押し流されるため、燃料体は破断直後にはドライアウトしない。その後、更に冷却材の喪失が進み、圧力が低下すると共に、APCI が注入されるとウォータドラム内の蒸気が凝縮され、フラッシングがなくなり、ウォータドラムと蒸気ドラム間差圧が減少し、冷却水の炉心への供給が不足して燃料体はドライアウトする。この時の被覆管温度の上昇は、燃料体の出力が崩壊熱レベルまで低下しているのでゆるやかである。APCI の冷却水が炉心に到達すると、被覆管温度はターンアラウンドする。

4. 実験解析

4.1 実験解析モデル

今回の解析は、2章で述べた設計に使用されているモデルや相関式と同一のものを用いて実施した。なお、放出係数については、実験解析の結果からの最適値である0.65を用いた。SENHOR及びFLOODにおけるプラントのノード分割は、図4-1及び図4-2に示す通りである。

4.2 下降管大破断実験解析

3.3.1節に示した下降管大破断実験の実験解析を実施した。解析結果を以下に示す。

4.2.1 熱水力挙動解析(SENHOR)

蒸気ドラム圧力変化の解析結果を図4-3に示す。解析結果は、蒸気巻込みによって減圧が速くなる特徴を良く再現している。ウォータドラム圧力変化(図4-4参照)及びウォータドラム-蒸気ドラム間差圧変化(図4-5参照)についても実験をほぼ再現していることから、SENHORは炉心の流動も再現しているといえる。蒸気ドラム水位変化は、図4-6に示すように蒸気ドラム下端付近での再現性は必ずしも良くないが、全体的傾向を良く再現している。

4.2.2 再冠水解析(FLOOD)

APCIの注水流量変化は、図4-7に示すように実験結果をほぼ再現している。APCIの窒素ガス圧は、図4-8に示すように解析結果は実験結果に比べて減圧が速くなっている。これは、実際には窒素ガスが構造材や冷却水(50℃)から熱が流れて等温変化に近い減圧特性を示すのに対して、解析では断熱変化を仮定しているためである。なお、窒素ガス圧の減圧が実験結果より速いにもかかわらずAPCIの注水流量がほぼ一致しているのは、図4-4に示すようにAPCI注水時のウォータドラム圧力の解析結果が、実験結果と比較して若干低いためである。

4.2.3 燃料温度解析(HEATUP)

被覆管温度変化の解析結果を図4-9に示す。解析にNon-returnモデルを用いていることから、初期ドライアウト後のクエンチは再現されていないが、実験結果と比較して十分保守側の値である。解析結果のターンアラウンド時間が実験結果より遅れているのは、再冠水解析で、APCIの注水流量について10%の漏洩を仮定していることやターンアラウンド時間に保守的な仮定をしているためである。

4.3 主蒸気管大破断実験解析

3.3.2 節に示した主蒸気管大破断実験の実験解析を実施した。解析結果を以下に示す。

4.3.1 熱水力挙動解析(SENHOR)

蒸気ドラム圧力及びウォータドラム圧力は、それぞれ図 4-10 及び図 4-11 に示すように解析結果は実験結果をほぼ再現している。ウォータドラム-蒸気ドラム間差圧についても、図 4-12 に示すようにほぼ再現されている。また、図 4-13 に示すように流れ方向の圧力分布もほぼ一致していることから、炉心の流動も再現しているといえる。蒸気ドラム水位は、図 4-14 に示すように、解析結果は実験結果の全体的傾向を良く再現している。

4.3.2 再冠水解析(FLOOD)

図 4-15 に示すように、APCI の注水流量の解析結果は実験結果に比べ、若干低くなっている。これは、図 4-16 に示すように、APCI の窒素ガス圧の解析結果が実験結果より保守側になっていることに加え、図 4-11 に示すように APCI 注水時のウォータドラム圧力の解析結果が実験結果と比較してやや高くなっていることによる。

4.3.3 燃料温度解析(HEATUP)

被覆管温度変化の解析結果を図 4-17 に示す。解析結果のドライアウトが実験結果より約 1 秒早く、ドライアウト後の温度上昇も解析結果の方が大きい。解析結果は実験結果をほぼ再現している。被覆管最高温度（以下 PCT という）は、実験結果に対して、解析結果は十分保守側になっている。解析結果のターンアラウンド時間が実験結果より遅れているのは、下降管破断実験の解析と同様に、再冠水解析の保守性が主な原因である。

また、ウォータドラム内ミキシング率の影響を図 4-18 に示す。安全評価解析では、ミキシング率として 2.0%/sec を用いている。ミキシング率の最適値は 1.0%/sec であり、この図から安全評価解析でのミキシング率の設定は PCT を評価する上で保守側になっていることが分かる。

5. まとめ

ATR の冷却材喪失事故を模擬した下降管大破断実験及び主蒸気管大破断実験の解析を冷却材喪失事故解析コード・システム (SENHOR/FLOOD/HEATUP) を用いて実施した。その結果、ATR の設計で用いている大破断事故解析手法は、破断時の熱水力現象をほぼ再現できると共に、被覆管最高温度を適切な保守性で解析できることが確認された。

6. 参考資料

- (1) Hayamizu, Y., Mochizuki, H., Midorikawa, H., "Development of the LOCA Analysis Code System of the ATR," Proc. of 8th Annual Conference of CNS, Saint John, Canada (1987)
- (2) F.W.Dittus and L.M.K.Boelter, "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type" Publications in Engineering, University of California, Berkeley (1930)
- (3) W.H.Jens and P.A.Lottes, "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop, and Density Data for High Pressure Water" USAEC Report ANL-4627 (1951)
- (4) S.Sugawara, "Post Dryout Heat Transfer of an ATR 36-Rod Bundle" Proc. of NUPTHO-2, Tokyo, Japan (1986)
- (5) D.M.McEligot et al., "Effect of Large Temperature Gradients on Convective Heat Transfer" Transactions of ASME (1965)
- (6) L.Jr.Baker and L.C.Just, "Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures-III" ANL-6548 (1962)
- (7) R.E.Henry and H.K.Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices, and Short Tubes" Transactions of ASME (1971)
- (8) 小笠原英雄, "二相流臨界流の理論" 日本機械学会論文集 31 卷 225 号 (1965)
- (9) F.J.Moody, "Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixtures" Transactions of ASME (1965)
- (10) S.Sugawara, "Steam-Water Void Fraction for Vertical Vp Flow in a 73.9mm Pipe" Int. Journal of Multiphase Flow (1984)
- (11) S.L.Smith, "Void Fractions in Two-Phase Flow: a Correlation Based upon an Equal Velocity Head Model" Proc. Inst. Mech. Engrs. (1969-70)
- (12) 日本機械学会編 機械工学便覧 8-11 (1977)
- (13) J.R.S.Thom, "Prediction of Pressure Drop During Forced Circulation Boiling of Water" Int. J. Heat Mass Transfer (1964)
- (14) R.C.Martinelli and D.B.Nelson, "Prediction of Pressure Drop During Forced Circulation Boiling of Water" Transactions of ASME (1948)
- (15) K.V.Moore and W.H.Rettig, "RELAP4-A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis" ANCR-1127, Aerojet Nuclear Company, December (1973)
- (16) M.Jacob, "Heat Transfer" John Wiley and Sons (1949)
- (17) "American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors" ANSI/ANS-5.1 (1979)
- (18) 菅原悟, "ATR 燃料開発に関する伝熱流動研究" 日本機械学会第 68 期全国大会講演論文集 Vol. C (1990.9)
- (19) 植松真一、中島靖雄、菊池圭一他、"ATR 実証炉燃料設計手法について" 動燃技報 No. 87 (1993.9)

- (20) M.F.Osborne et al., "The Effect of Irradiation on the Failure of Zircaloy-Clad Fuel Rods"
ORNL-3626 (1972)
- (21) F.A.Schraub et al., "Fuel Rod Failures During Simulated Loss-of-Coolant Conditions"
APED-5479 (1968)

表2-1 対流熱伝達率計算モデル

沸騰状態	モデル	式
未飽和单相 強制対流	Dittus-Boelter ²⁾	$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$ $H_F = Nu \frac{\lambda}{D_e}$
強制対流核沸騰	Jens-Lottes ³⁾	$\Delta T_s = 0.82 q^{1/4} e^{-P/63}$ $H_F = \frac{q}{\Delta T_s} = \frac{1}{0.82} q^{3/4} e^{P/63}$
強制対流膜沸騰	HTL ⁴⁾	$Nu = 0.02 Pr_w^{0.4} \left[Re_g \left\{ x + \frac{\rho_g}{\rho_l} (1-x) \right\} \right]^{0.8}$ $+ 0.63 u_g^{1.2} \rho_g h_{lg} \left(\frac{1-x}{x} \right) \frac{1}{\Delta T_s}$ $H_F = Nu \frac{\lambda_g}{D_e} \times 0.8$
蒸気单相強制対流	McEligot ⁵⁾	$Nu = 0.021 Pr_b^{0.4} Re_b^{0.8} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^{-0.5}$ $H_F = Nu \frac{\lambda_g}{D_e}$

変数 H_F	: 熱伝達率	(kcal/m ² h°C)	Nu	: ヌッセルト数
λ	: 熱伝導率	(kcal/mh°C)	Re	: レイノルズ数
D_e	: 流路等価直径	(m)	Pr	: プラントル数
q	: 表面熱流束	(kcal/m ² h)	T	: 温度 (K)
ΔT_s	: 冷却材と壁の温度差	(°C)		
P	: 圧力	(kg/cm ²)	添字 g	: 飽和蒸気
x	: クオリティ	(-)	l	: 飽和水
u	: 流速	(m/s)	b	: 冷却材
h_{lg}	: 蒸発潜熱	(kcal/kg)	w	: 壁

表3-1 実験装置基本仕様

最高使用圧力	84kg/cm ² G
最高使用温度	298℃
冷却材	純水
蒸気ドラム	寸法 $\phi 1525^{\text{ID}} \times t65 \times 4827^{\text{L}}$ 容積 8.05m ³
ウォータドラム	寸法 $\phi 387.4^{\text{ID}} \times t34.9 \times 4040^{\text{L}}$ 容積 0.47m ³
入口管	口径 2.5B (内径63.2mm)
出口管	口径 3B (内径74.0mm)
圧力管	内径 117.8mm
クラスタ	ピン本数 36本 ピン外径 14.5mm タイロッド本数 1本 タイロッド外径 14.5mm 流路面積 4786mm ² 有効発熱長 3700mm
発熱量	6000kW × 1体 200kW × 5体

表3-2 測定箇所一覧表 (1)

項目	記号	測定値	メーカー	型式	レンジ	精度	備考
圧力	PRT-G	蒸気ドラム	共和電業	PGM-100KE	100kg/cm ²	±0.5%	大気圧、蒸気ドラム満水の条件でゼロバランスを取って推測した値
	PRT-3-8	ウォータードラム	〃	〃	〃	〃	
	PRT-LW	高出力チャンネル (下端)	〃	〃	〃	〃	
	PRT-UP	高出力チャンネル (上端)	〃	〃	〃	〃	
	PRT-IN	高出力チャンネル (入口)	〃	〃	〃	〃	
	PRT-RCP	R C P 出口	〃	〃	〃	〃	
	PRT-CV1	逆止弁間	〃	〃	〃	〃	
	PRT-AC	A P C I 圧力	〃	〃	〃	〃	
差圧	DRT-E	高出力チャンネル (上-下間)	SSK	DP GX	10kg/cm ²	±0.5%	70kg/cm ³ Gの飽和水の初期静水頭圧力を含まない値
	DRT-3-1	No. 1 圧力管 (上-下間)	〃	〃	5〃	〃	
	DRT-3-2	No. 2 圧力管 (上-下間)	〃	〃	5〃	〃	
	DRT-3-3	No. 3 圧力管 (上-下間)	〃	〃	〃	〃	
	DRT-3-4	No. 4 圧力管 (上-下間)	〃	〃	〃	〃	
	DRT-3-5	No. 5 圧力管 (上-下間)	〃	〃	〃	〃	
	DRT-SW	蒸気ドラム-ウォータードラム間	〃	〃	10〃	〃	
	DRT-SD	蒸気ドラム (上-下間)	〃	〃	1〃	〃	
流量	FRT-2	高出力チャンネル入口	トキコ	FLP0547	±40m ³ /h	±2%	タービン流量計による測定値
	FRT-3-1	No. 1 圧力管入口	〃	〃	〃	〃	
	FRT-CP	再循環ポンプ出口	〃	〃	400m ³ /h	〃	
	FRT-AC	A P C I 流量	〃	〃	〃	〃	
	FRT-HP	H P C I 流量	〃	〃	100m ³ /h	〃	
水位	LR-102	下降管水位	富士電気	FFF 35W	15m	±0.5%	常温水校正 70kg/cm ³ G飽和水校正
	LRT-SD	蒸気ドラム水位	〃	FFC 34W	±1m	〃	
温度	TRT-1	蒸気ドラム (蒸気部)	助川電気	K (CA)	500℃	0.75級	クロメル-アルメル熱電対の出力をJISの起電力表に基づいて温度変換した値
	TRT-2	蒸気ドラム (水部)	〃	〃	〃	〃	
	TRT-WD1	ウォータードラム (入口管破断口側)	〃	〃	〃	〃	
	TRT-WD2	ウォータードラム (中央部)	〃	〃	〃	〃	
	TRT-WD3	ウォータードラム (ECCS ノズル部)	〃	〃	〃	〃	
	TRT-3-1	No. 1 圧力管入口	〃	〃	〃	〃	
	TRT-3-2	No. 1 圧力管出口	〃	〃	〃	〃	
	TRT-N-1	高出力チャンネル出口	〃	〃	〃	〃	

表3-3 測定箇所一覧表 (2)

項目	記号	測定値	メーカー	型式	レンジ	精度	備考
温度	TRT-N-2	高出力チャンネル (出口)	助川電気(株)	K (CA)	500℃	0.75級	クロメル-アルメル熱電対の出力をJISの起電力表に基づいて温度変換した値
	TRT-N-3	高出力チャンネル (発熱部上端)	〃	〃	〃	〃	
	TRT-N-4	高出力チャンネル (発熱部中央)	〃	〃	〃	〃	
	TRT-N-5	高出力チャンネル (発熱部下端)	〃	〃	〃	〃	
	TRT-N-1N	高出力チャンネル (入口)	〃	〃	〃	〃	
	TRT-AC	A P C I注水温度	〃	〃	〃	〃	
	TRT-HP	H P C I注水温度	〃	〃	〃	〃	
	TRT-P-1	圧力管外表面 (発熱部下端)	〃	〃	〃	〃	
	2		〃	〃	〃	〃	
	3		〃	〃	〃	〃	
	4		〃	〃	〃	〃	
	TRT-P-5	圧力管外表面 (発熱部1/4高さ)	〃	〃	〃	〃	
	6		〃	〃	〃	〃	
	7		〃	〃	〃	〃	
	8		〃	〃	〃	〃	
	TRT-P-9	圧力管外表面 (発熱部中央部中央)	〃	〃	〃	〃	
	10		〃	〃	〃	〃	
	11		〃	〃	〃	〃	
	12		〃	〃	〃	〃	
	TRT-P-13	圧力管外表面 (発熱部3/4高さ)	〃	〃	〃	〃	
14		〃	〃	〃	〃		
15		〃	〃	〃	〃		
16		〃	〃	〃	〃		
TRT-P-17	圧力管外表面 (発熱部上端)	〃	〃	〃	〃		
18		〃	〃	〃	〃		
19		〃	〃	〃	〃		
20		〃	〃	〃	〃		
出力	QRT-H0	全出力	横河電気(株)	2885	6000kW	±0.5%	
	QRT-H1	内層	〃	〃	700kW	〃	
	QRT-H2	中間層	〃	〃	2000kW	〃	
	QRT-H3	外層	〃	〃	3300kW	〃	
	QRT-H4	ガドリピン	〃	〃	1000kW	〃	
回転数	RPM-1	再循環ポンプ	富士電機(株)	—	3000RPM	±1.5%	

表3-4 下降管大破断実験 出力分布

外層 (18本)	最大出力 (kW) ピン出力 (kW/本)	3070 171
中間層 (8本)	最大出力 (kW) ピン出力 (kW/本)	1320 165
ガドリニア 添加ピン (4本)	最大出力 (kW) ピン出力 (kW/本)	40 10
内層 (6本)	最大出力 (kW) ピン出力 (kW/本)	720 120
全出力 (kW)		5150 (最大値)

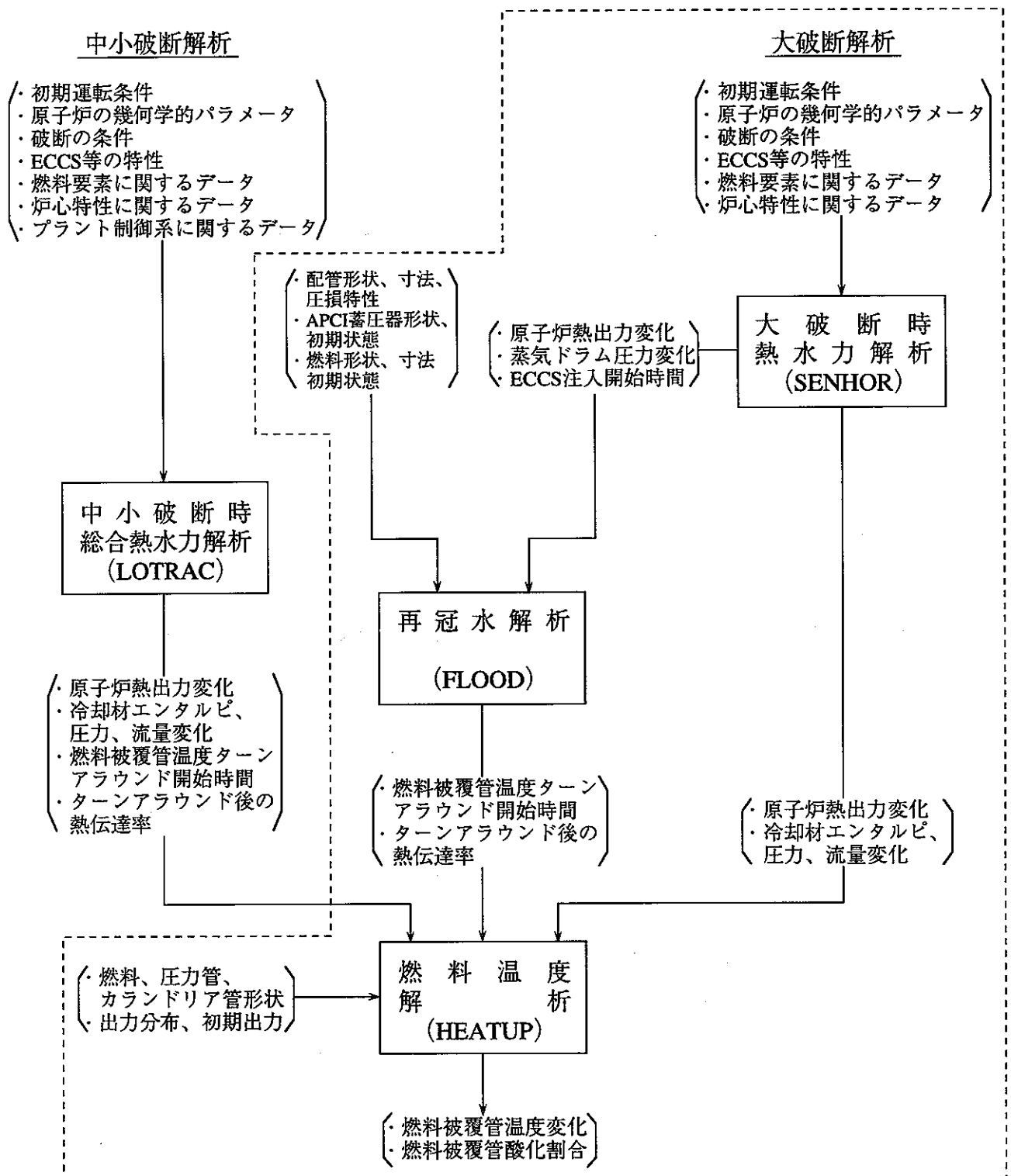


図1-1 LOCA 解析コードフロー

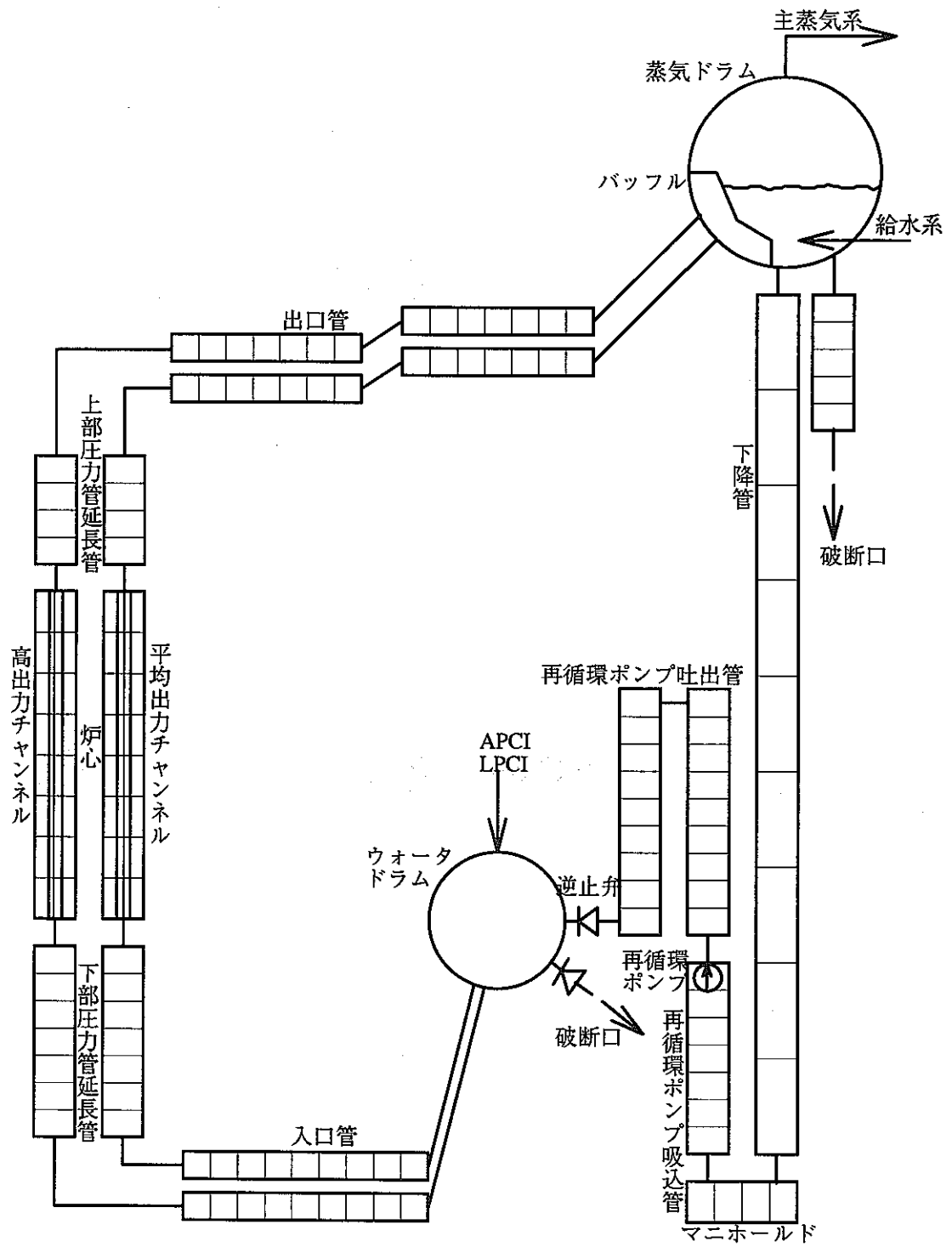


図1-2 大破断事故時、熱水力過渡変化解析モデル (SENHORコード)

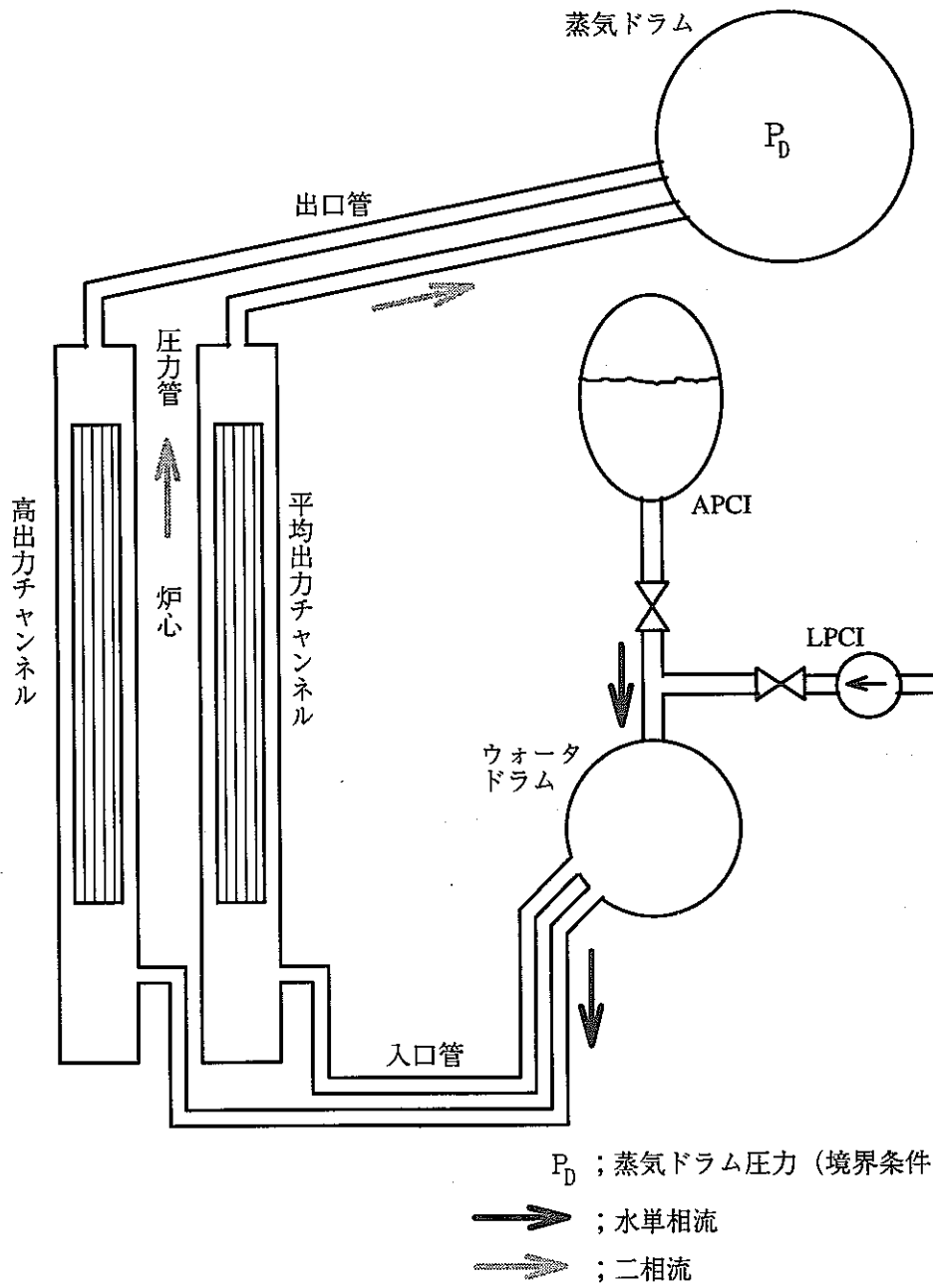


図1-3 炉心再冠水特性解析モデル (FLOODコード)

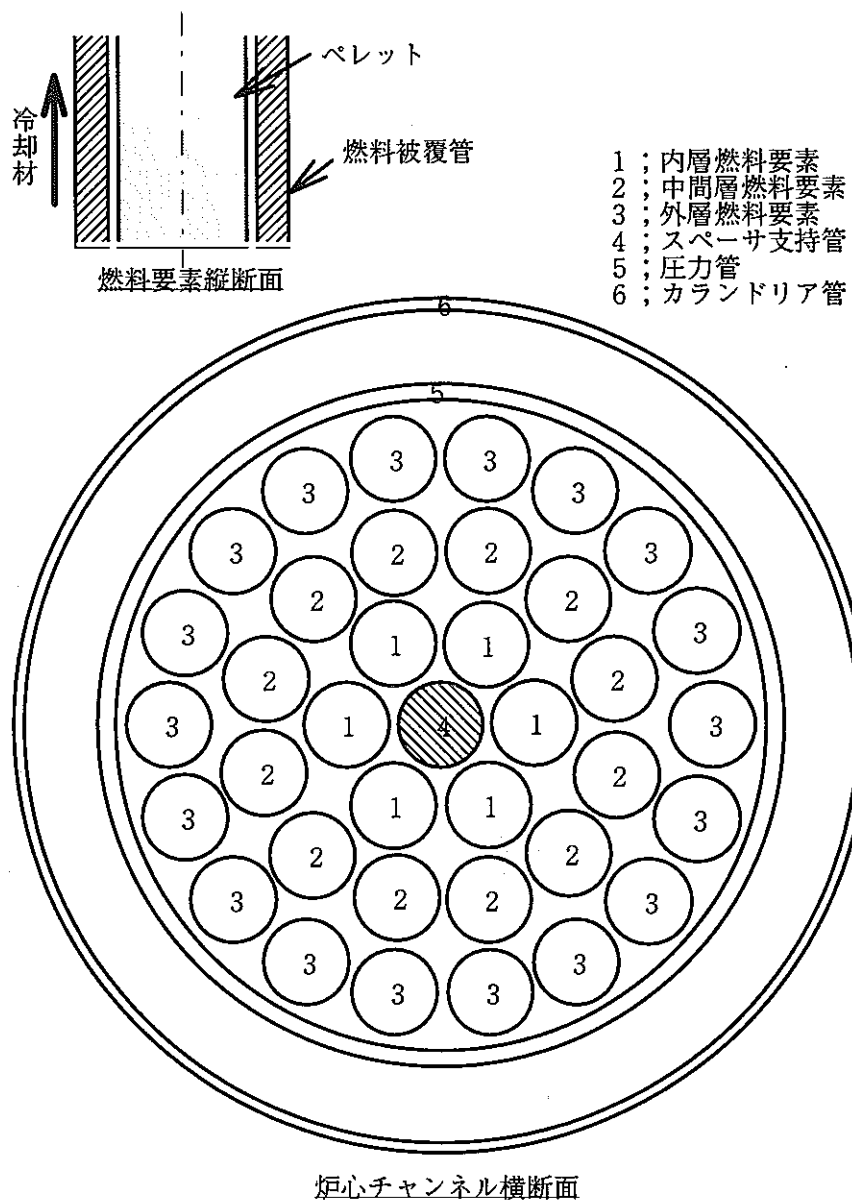


図1-4 燃料温度詳細解析モデル (HEATUPコード)

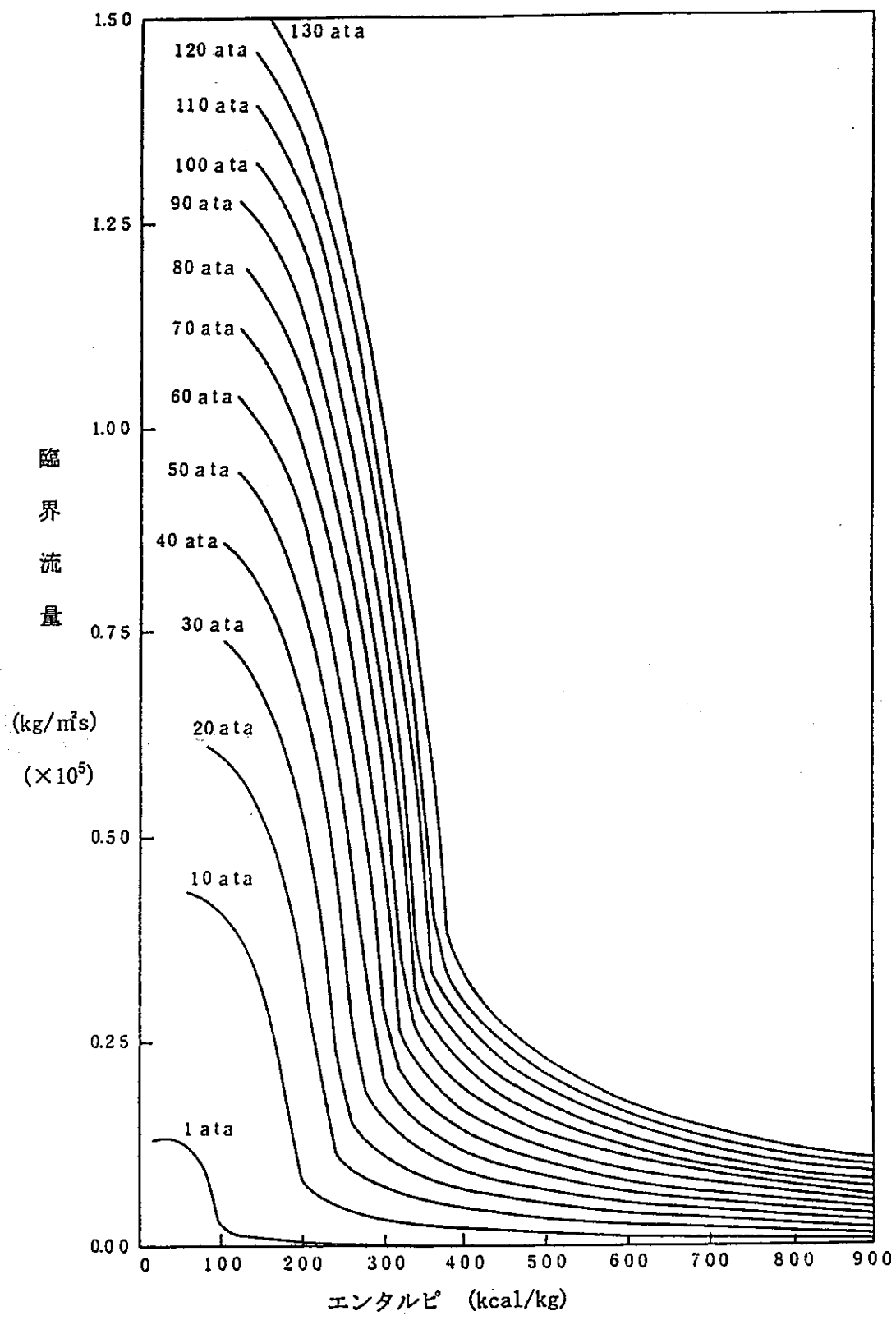
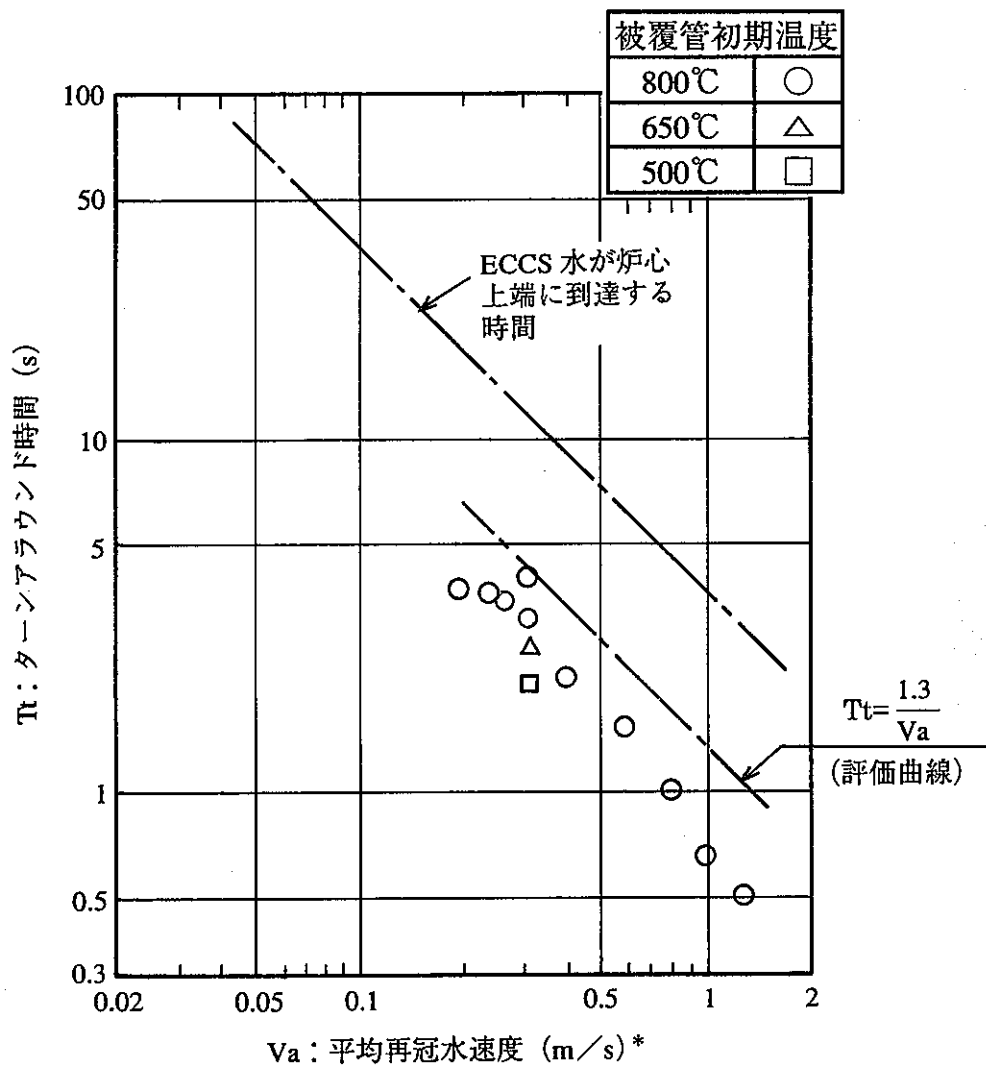


図 2-1 臨界流量

(未飽和；Henry-Fauske⁷⁾、二相流；小笠原⁸⁾、過熱蒸気；Moody 理論式⁹⁾)



* 断面積は炉心部

図 2-2 ターンアラウンド時間

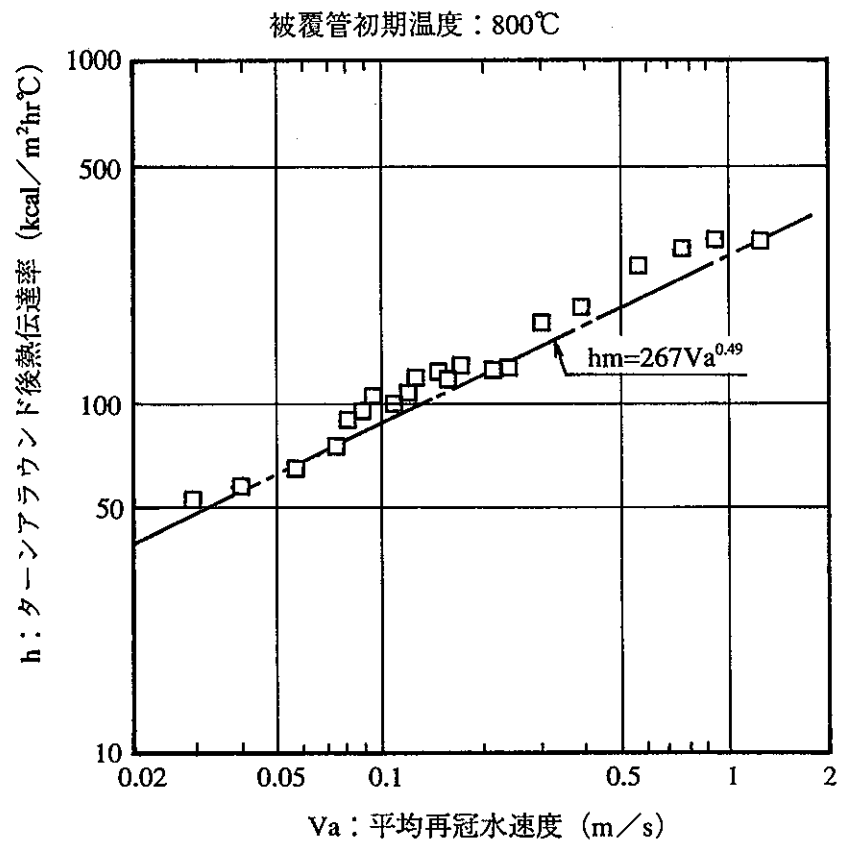


図 2-3 ターンアラウンド後熱伝達率

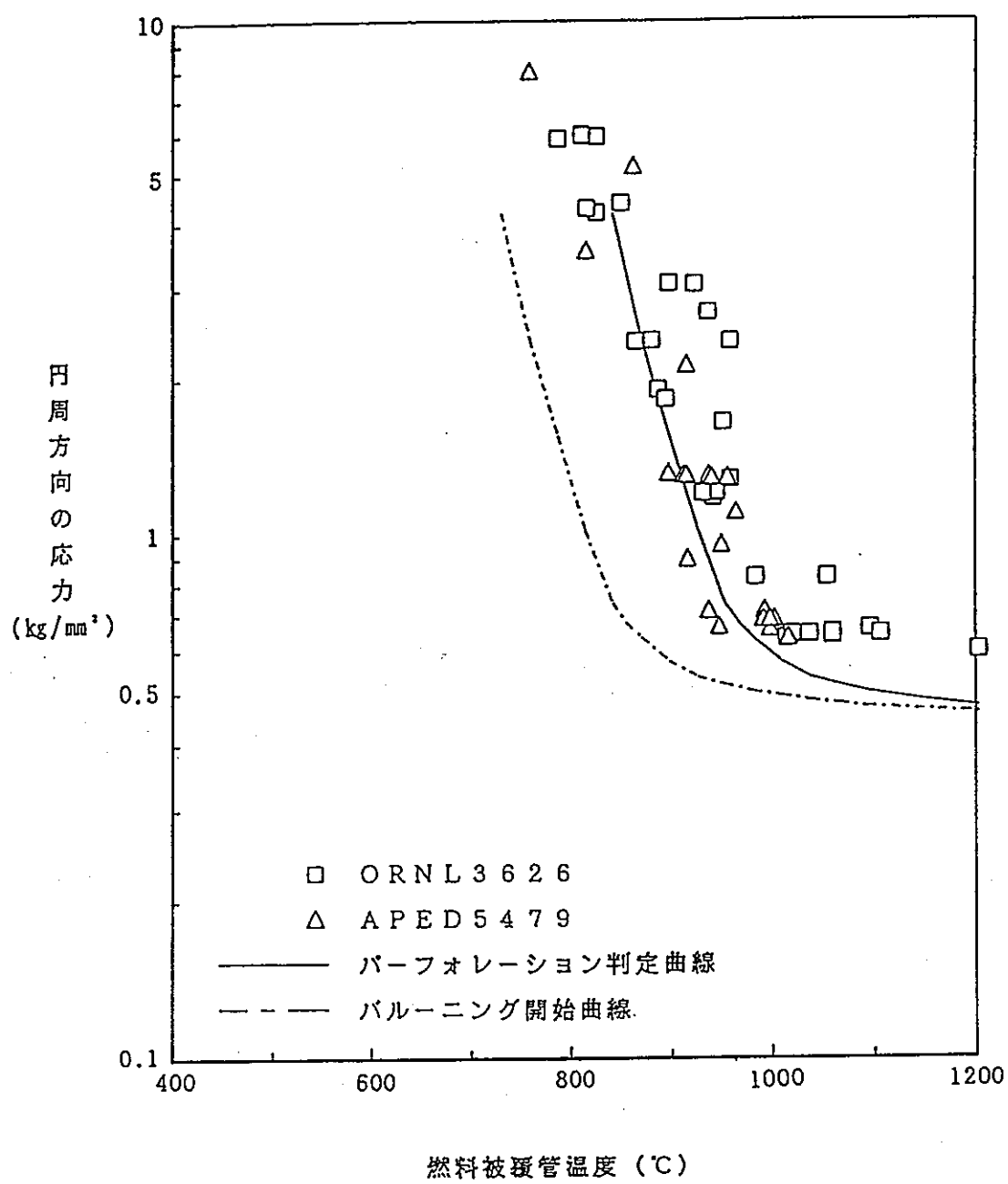


図 2-4 バルーニング開始曲線とパーフォレーション判定曲線

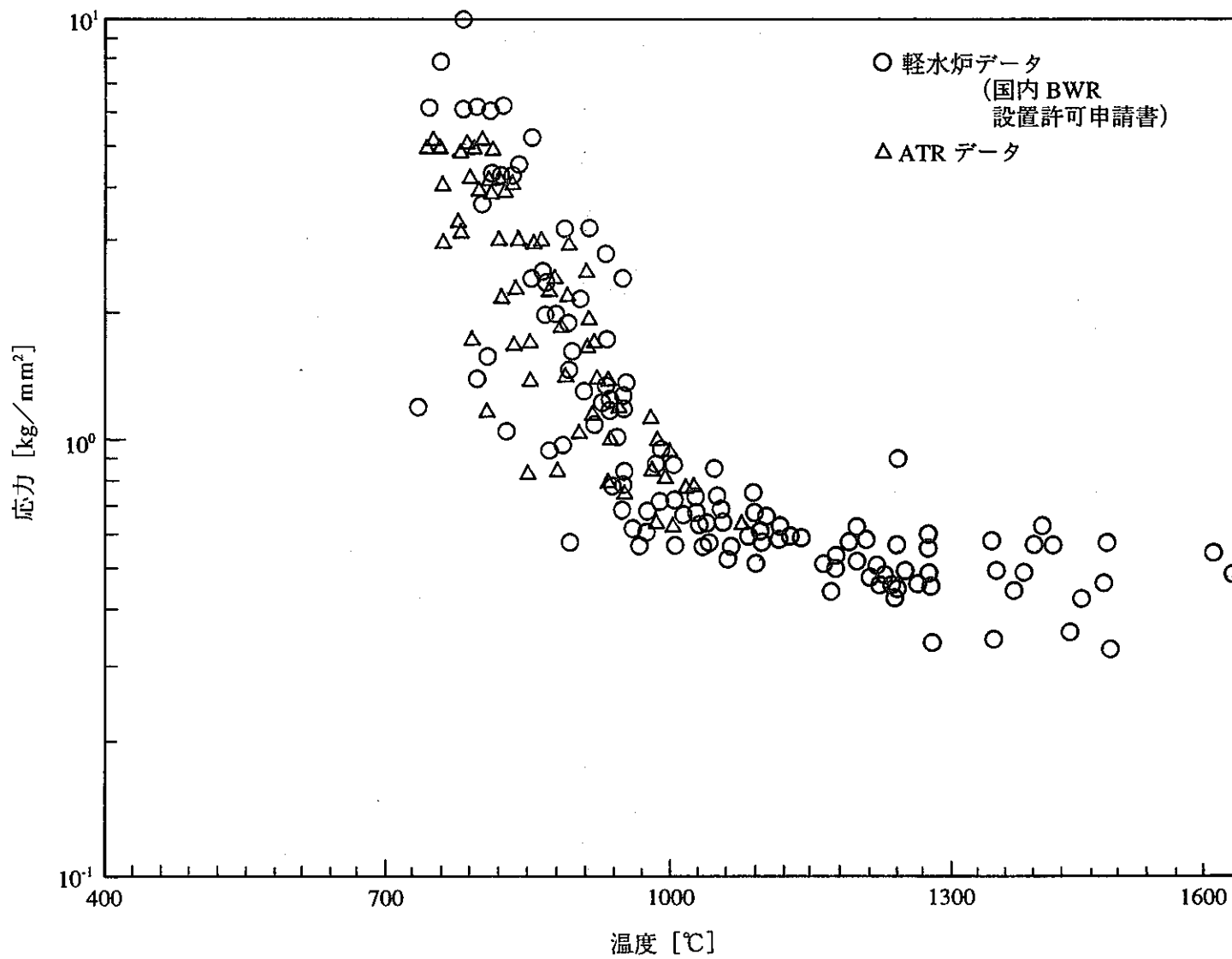


図 2-5 パーフォレーション特性の軽水炉データと ATR データとの比較

「このデータの一部は、通商産業省委託事業（新型転換炉技術確証試験）により得られたものである」

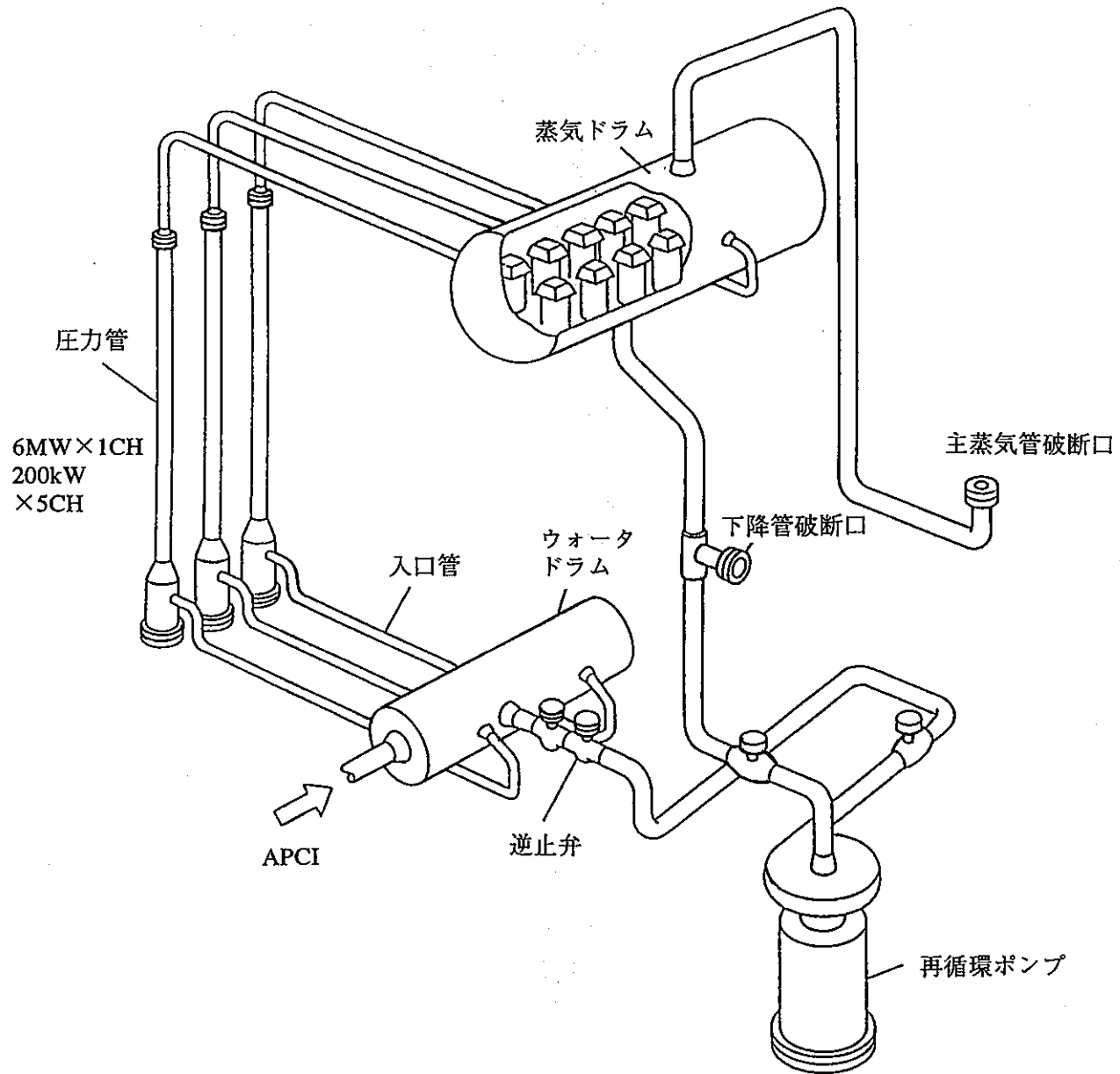


図 3-1 ATR 安全性実験装置

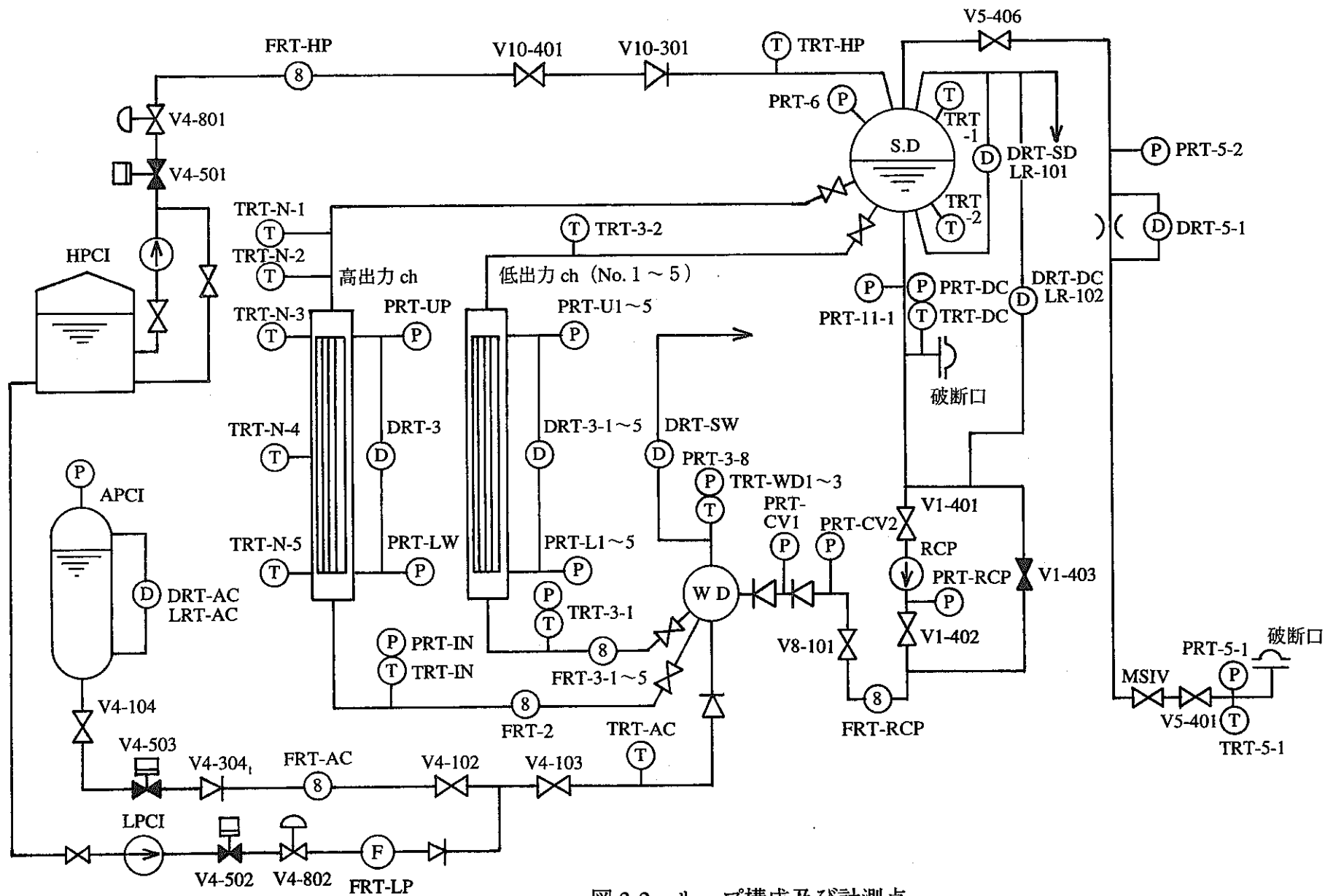


図 3-2 ループ構成及び計測点

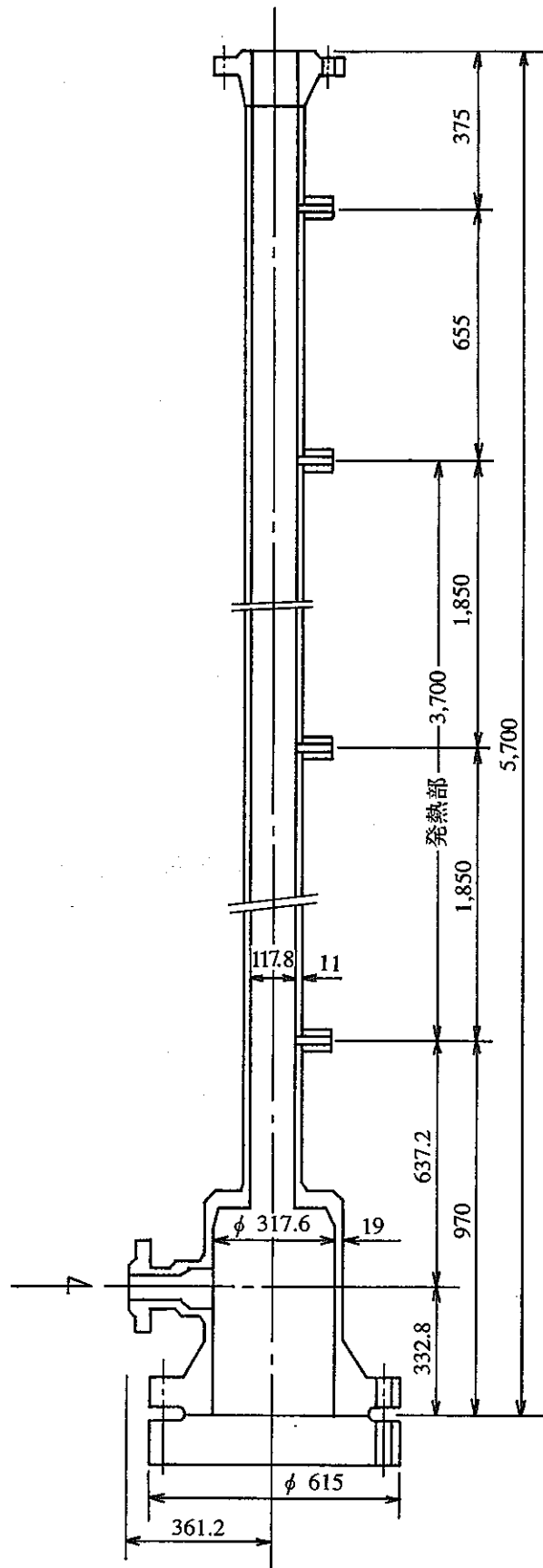


图 3-3 压力管

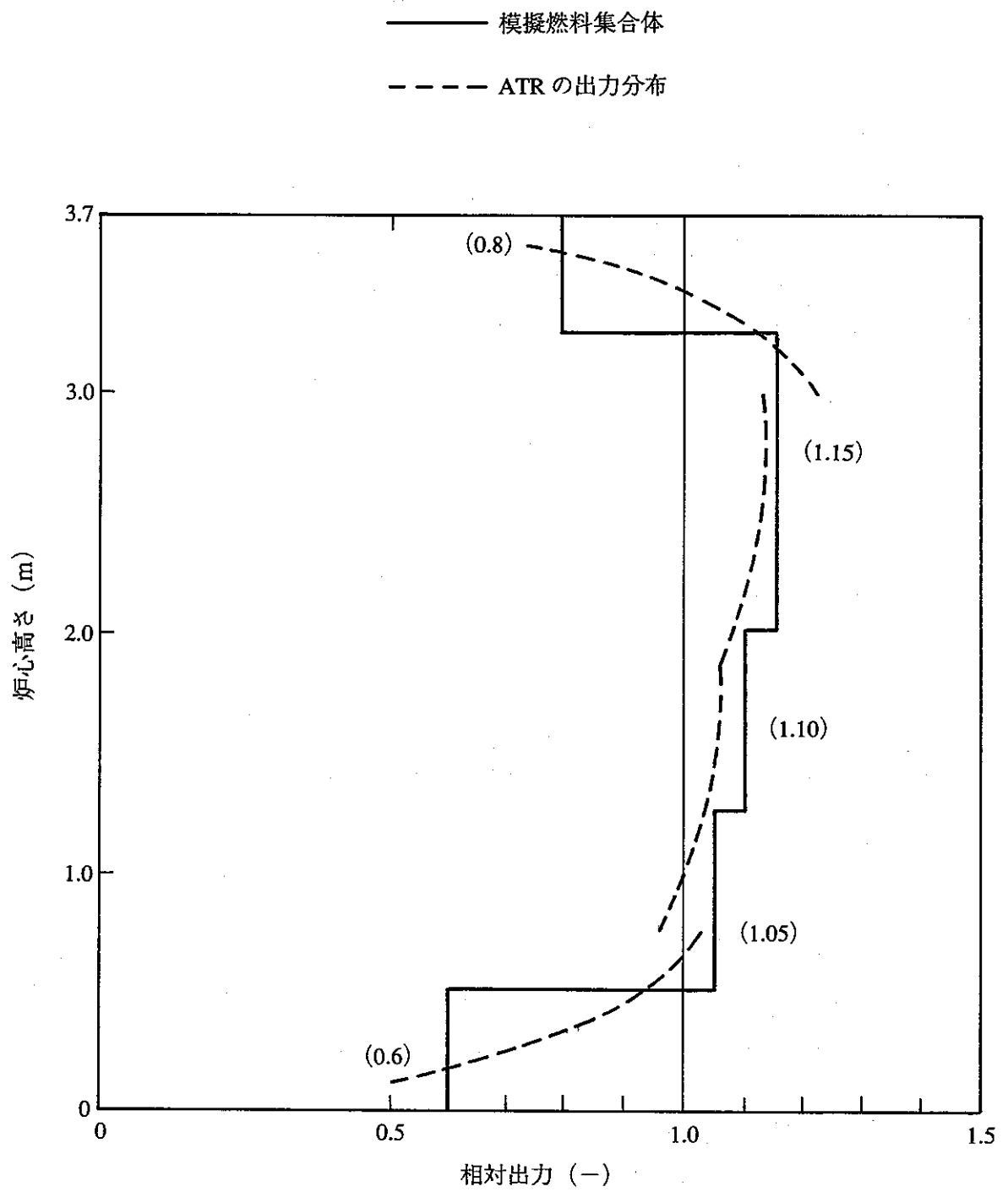
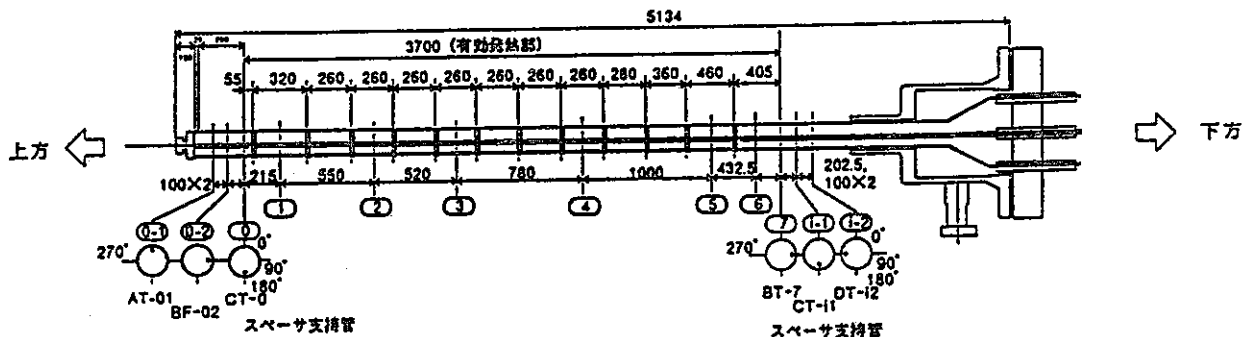


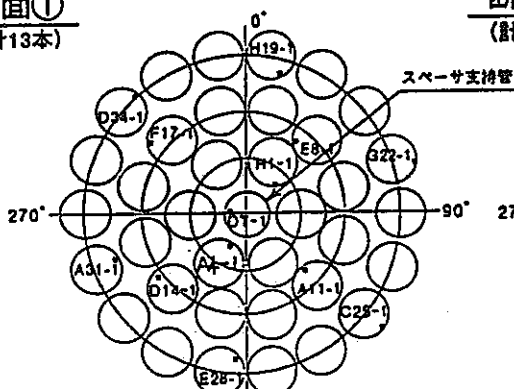
図 3-4 模擬燃料体の軸出力分布

	56.97 (外周ピン)	54.49	52.01	
39.63	51.81 (中間ピン)	49.55	47.30	
36.04	36.26 (内周ピン)	34.69	33.12	29.72
25.23				27.04
				18.92
493	1234	740	740	493
	3700			

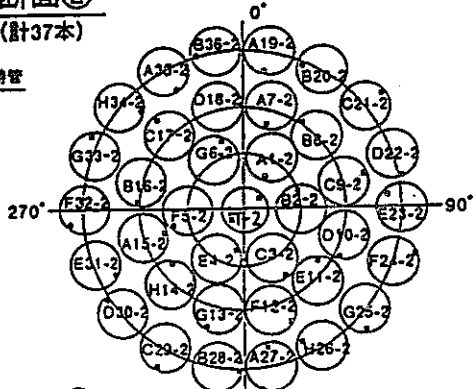
出力分布 (kW/m)



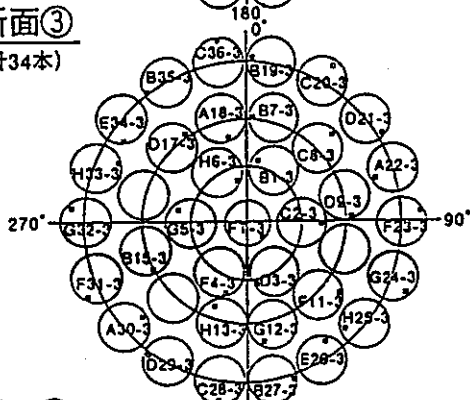
断面①
(計13本)



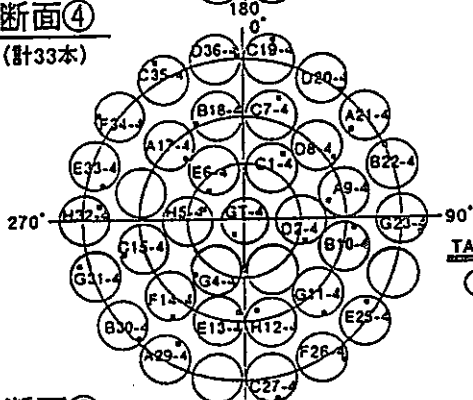
断面②
(計37本)



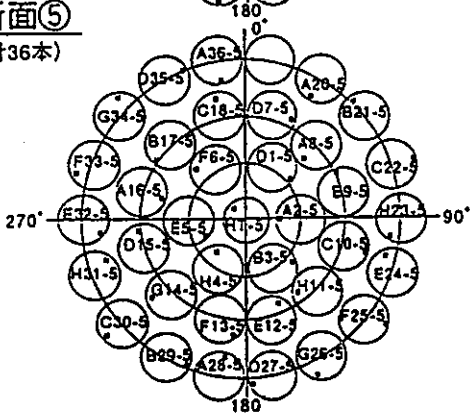
断面③
(計34本)



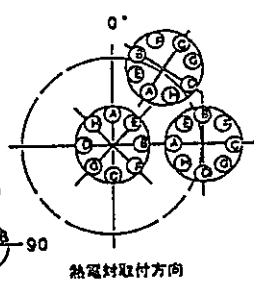
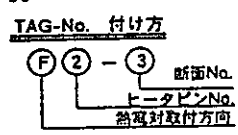
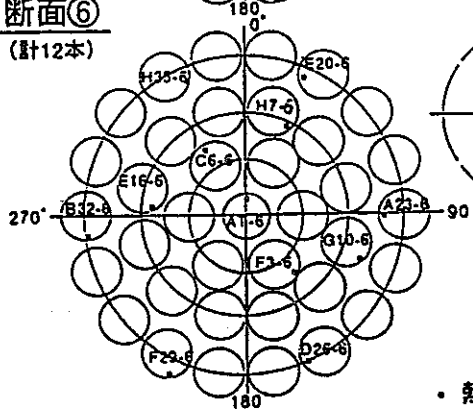
断面④
(計33本)



断面⑤
(計36本)



断面⑥
(計12本)



・熱電対位置

図 3-5 模擬燃料体の温度計装図

注：各断面は下方からの視図

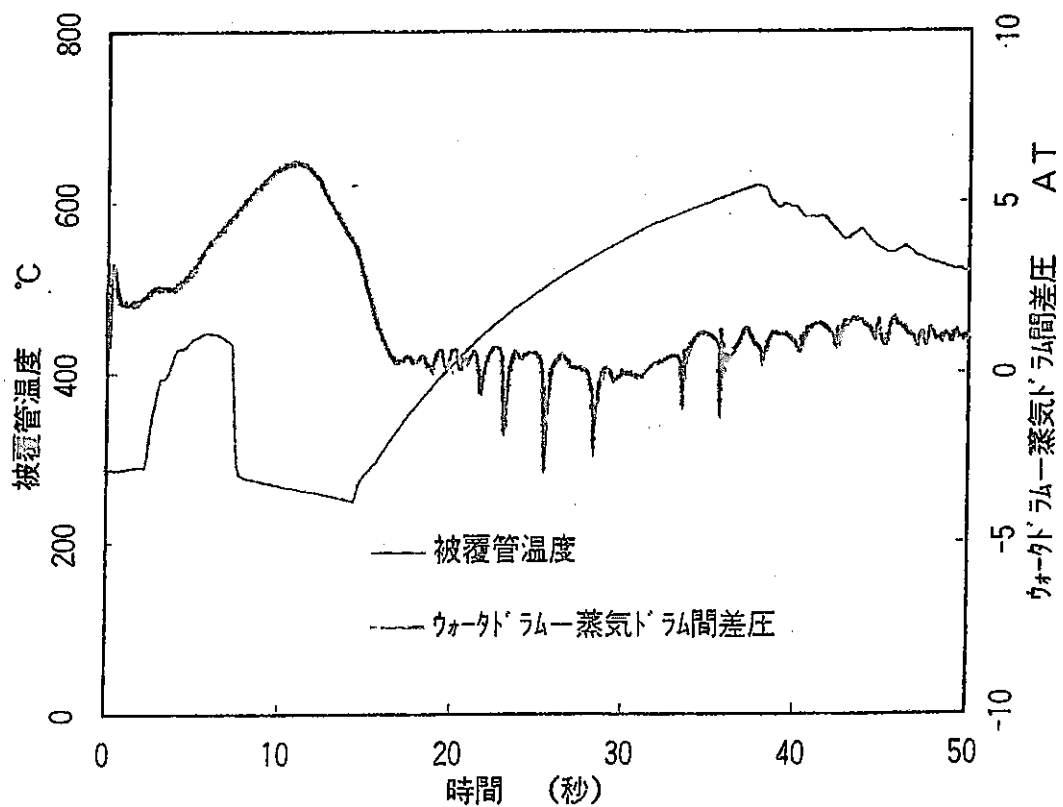
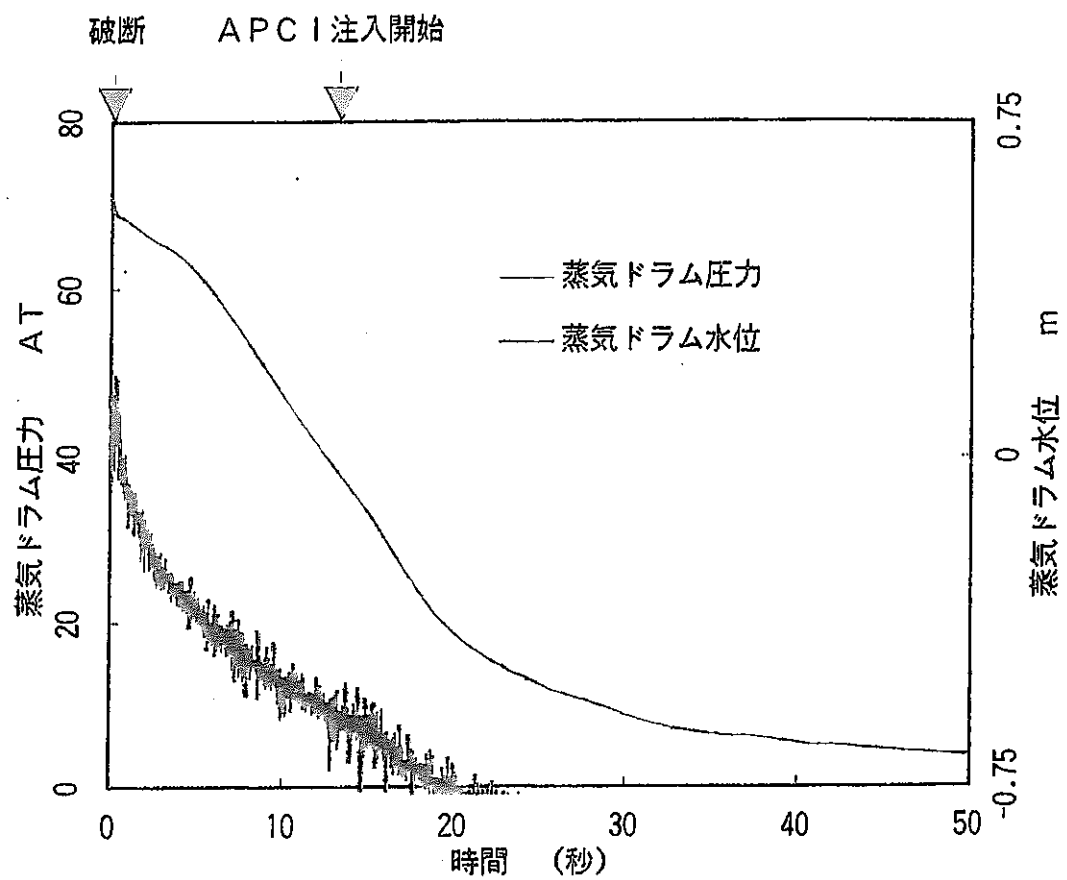


図 3-6 下降管大破断実験時の熱流動挙動

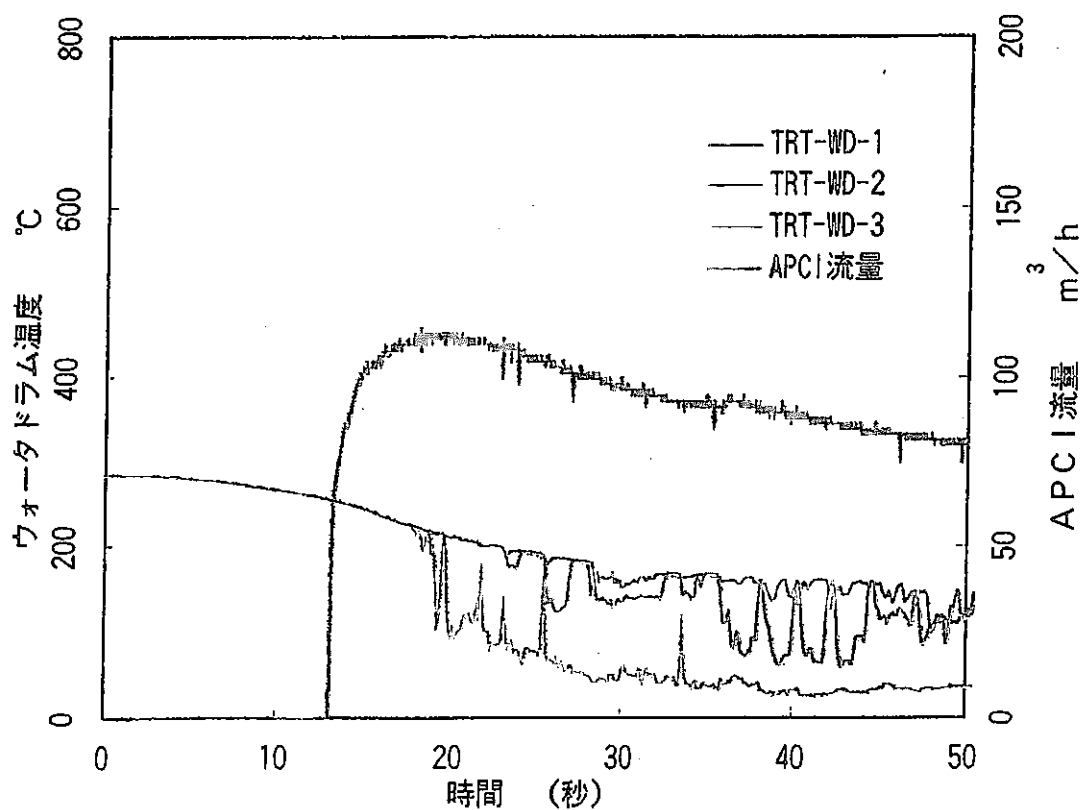
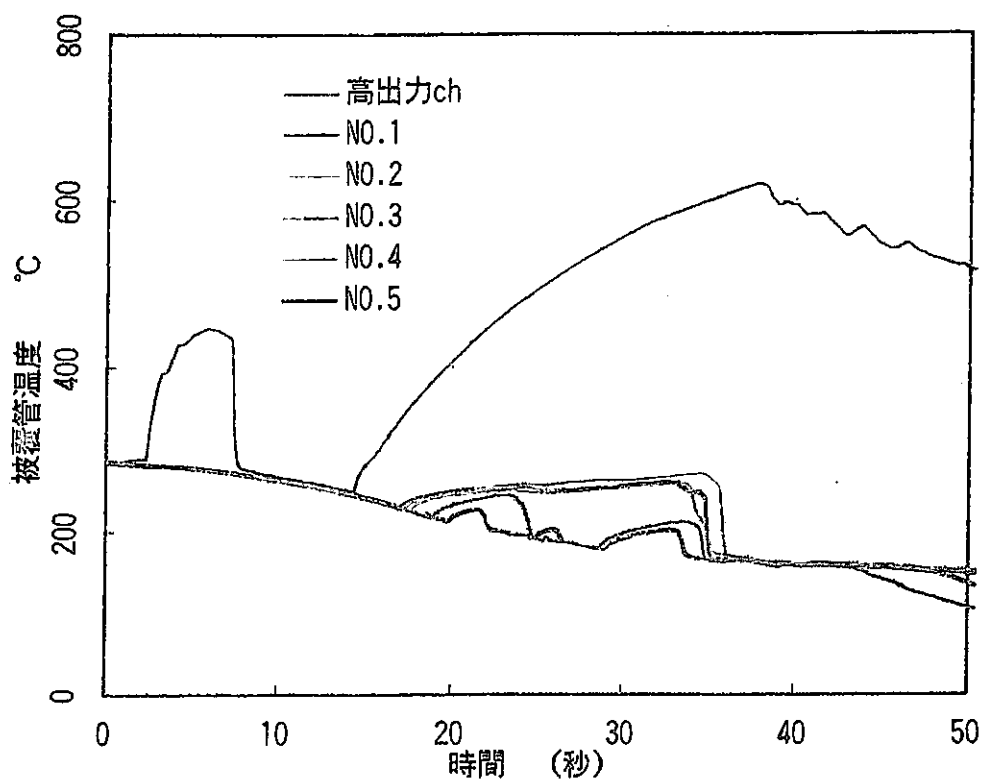


図 3-7 ECCS 水注入時の各部温度変化 (下降管大破断実験)

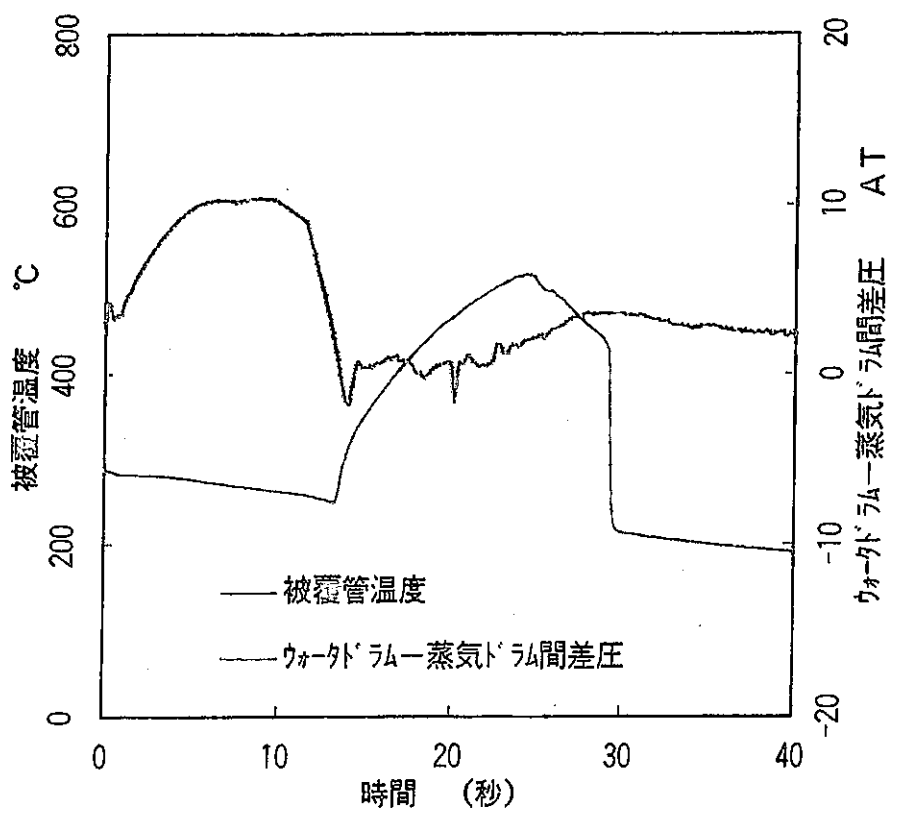
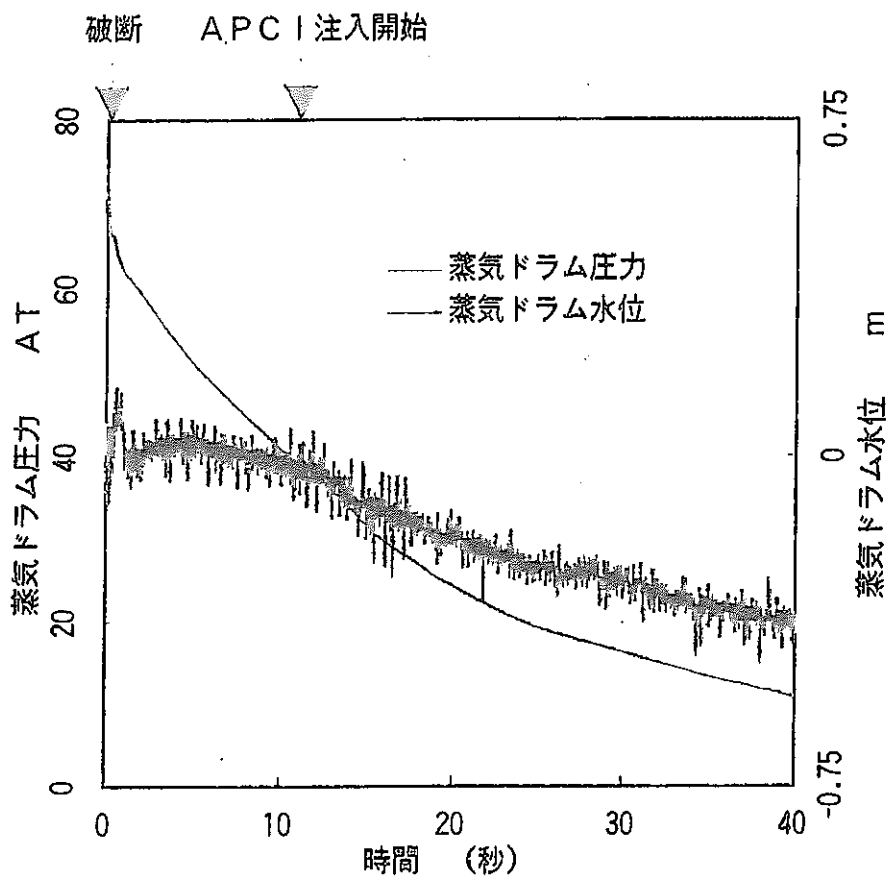


図 3-8 主蒸気管大破断実験時の熱流動挙動

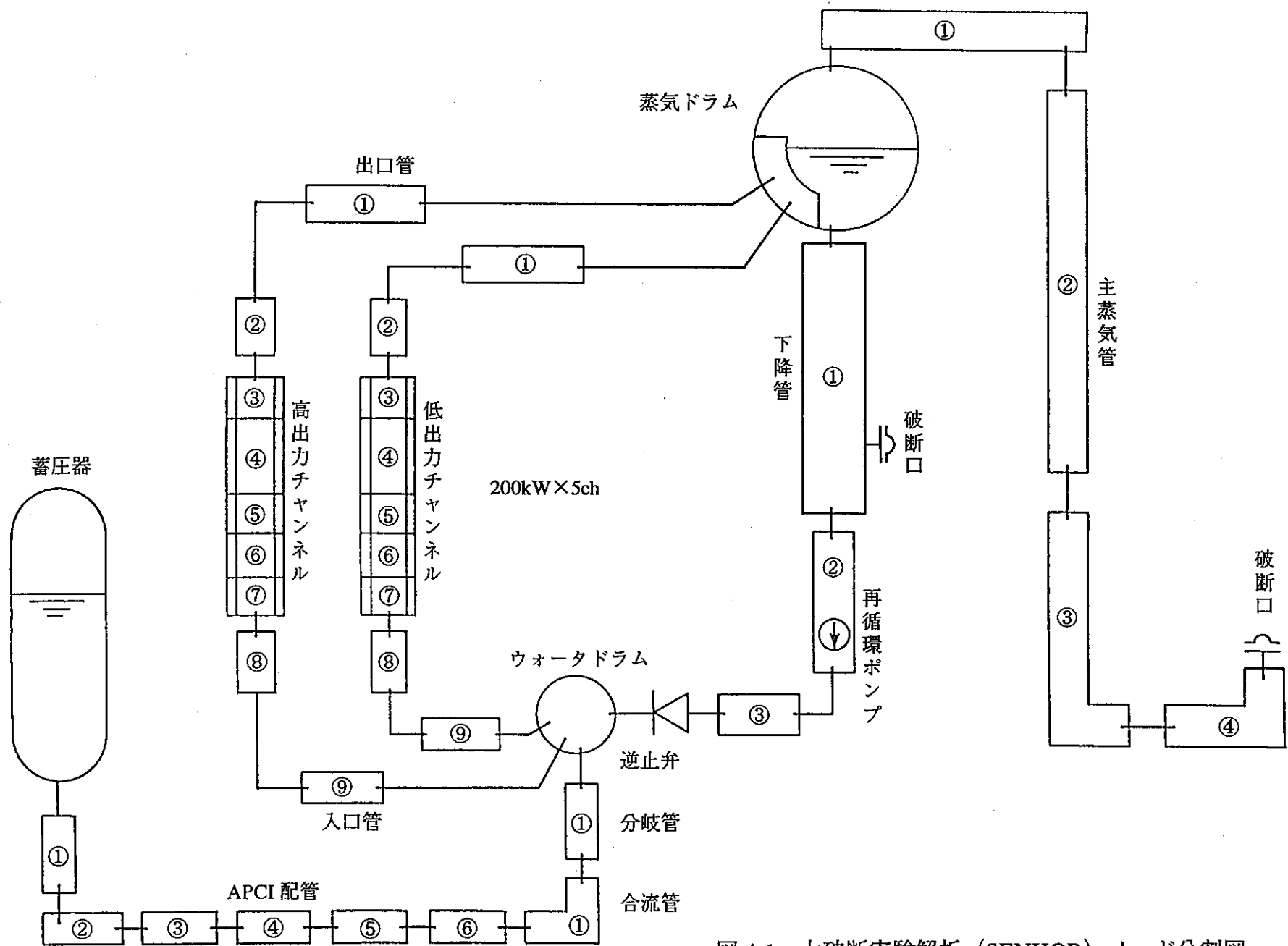


図 4-1 大破断実験解析 (SENHOR) ノード分割図

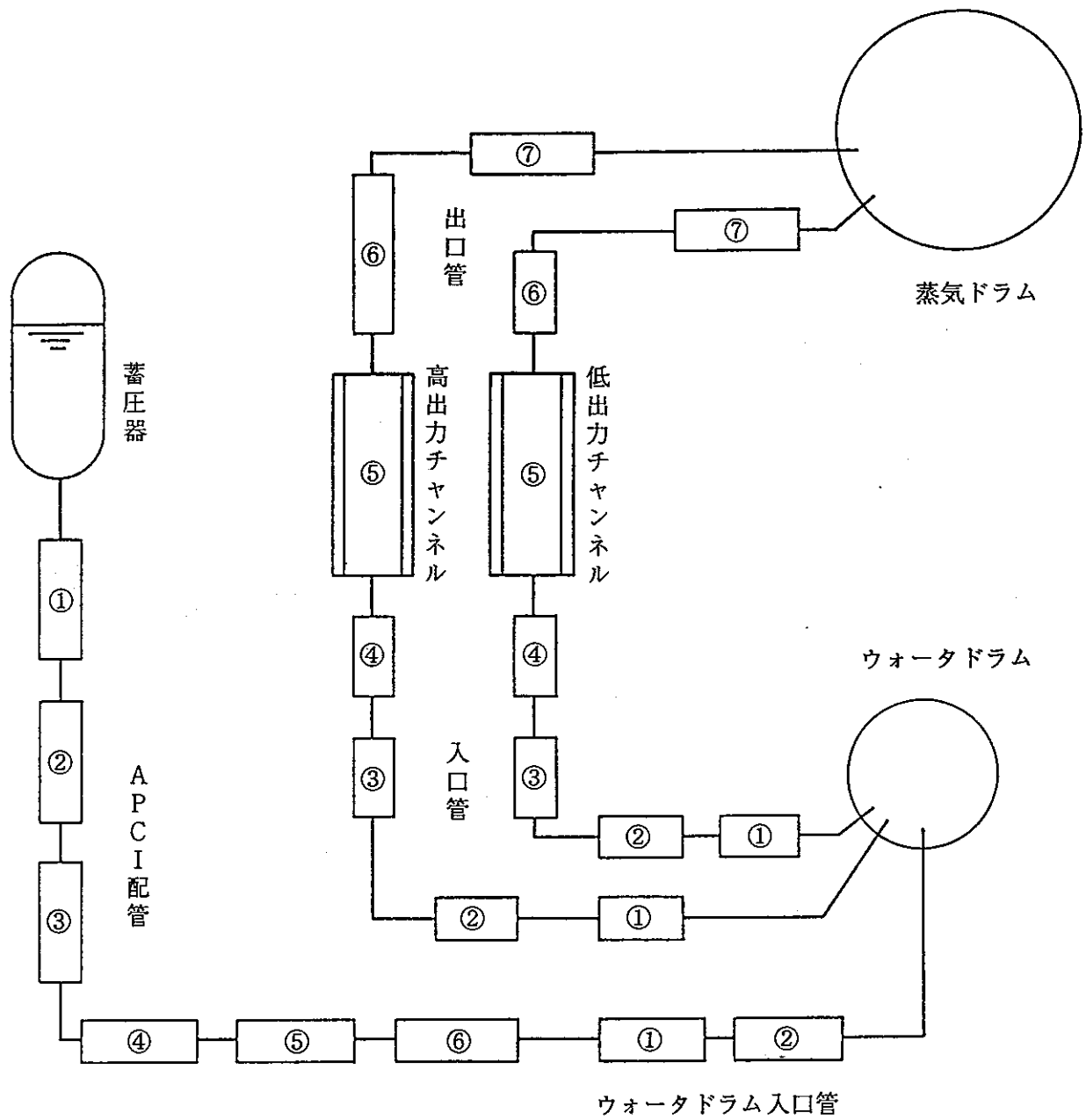


図 4-2 再冠水解析 (FLOOD) ノード分割図

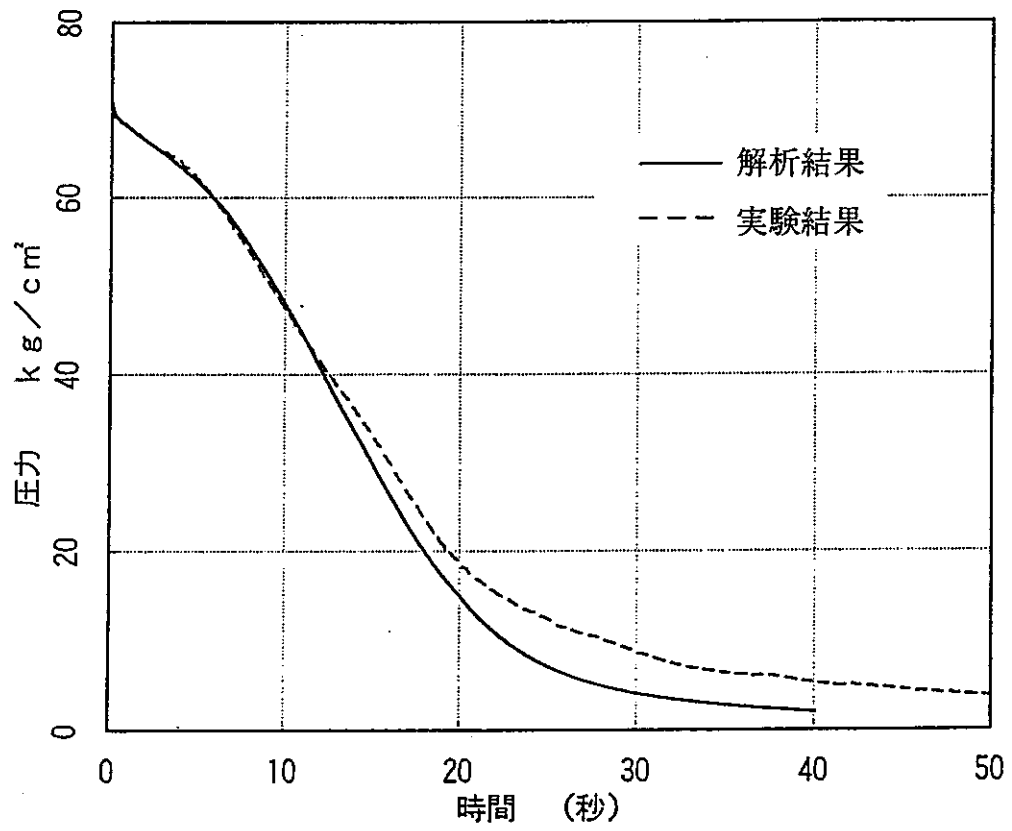


図 4-3 蒸気ドラム圧力変化

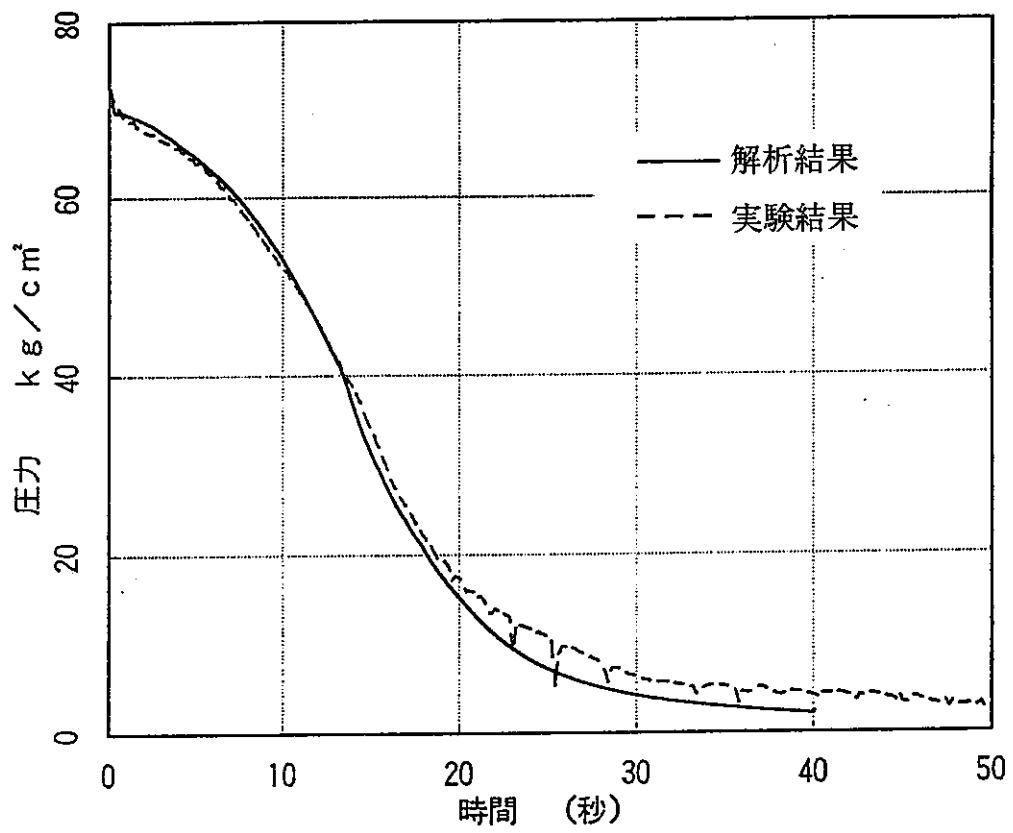


図 4-4 ウォータドラム圧力変化

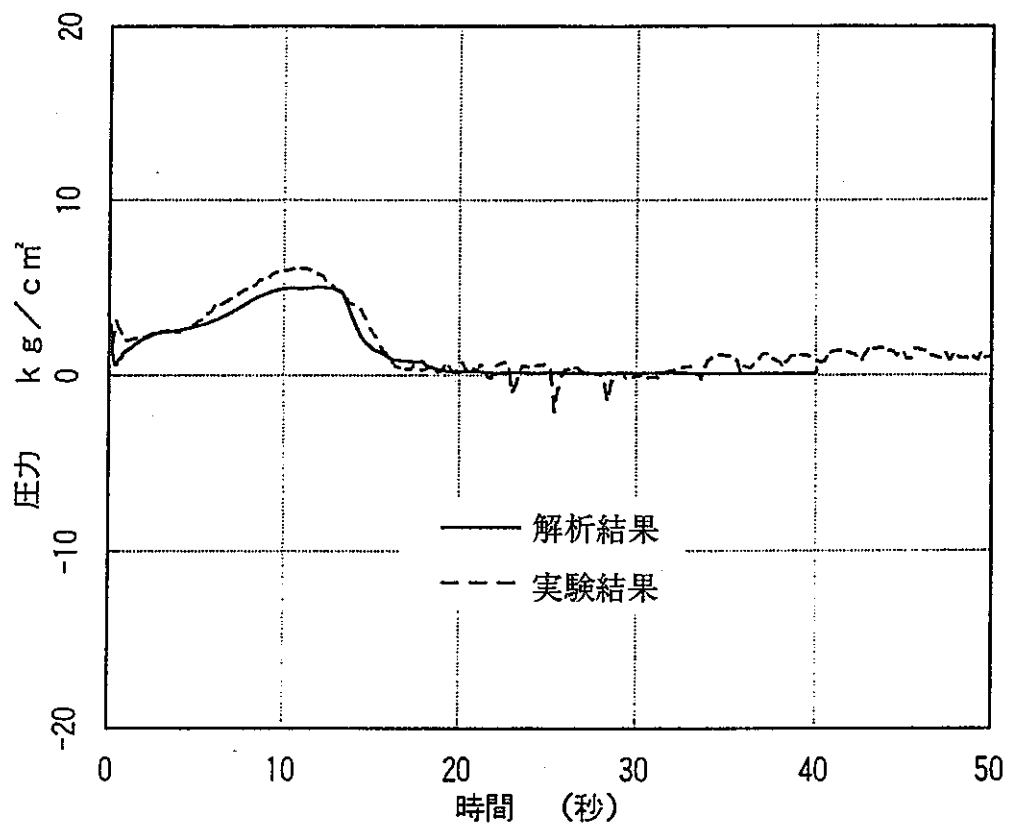


図 4-5 ウォータドラム-蒸気ドラム間差圧変化

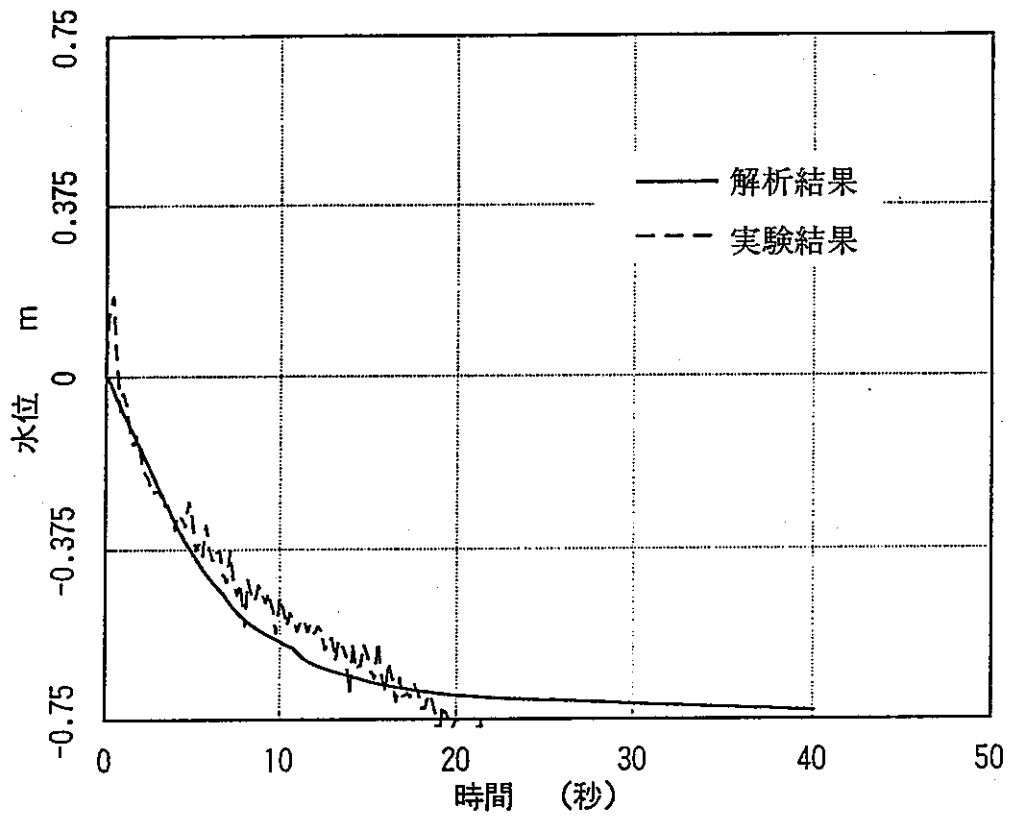


図 4-6 蒸気ドラム水位変化

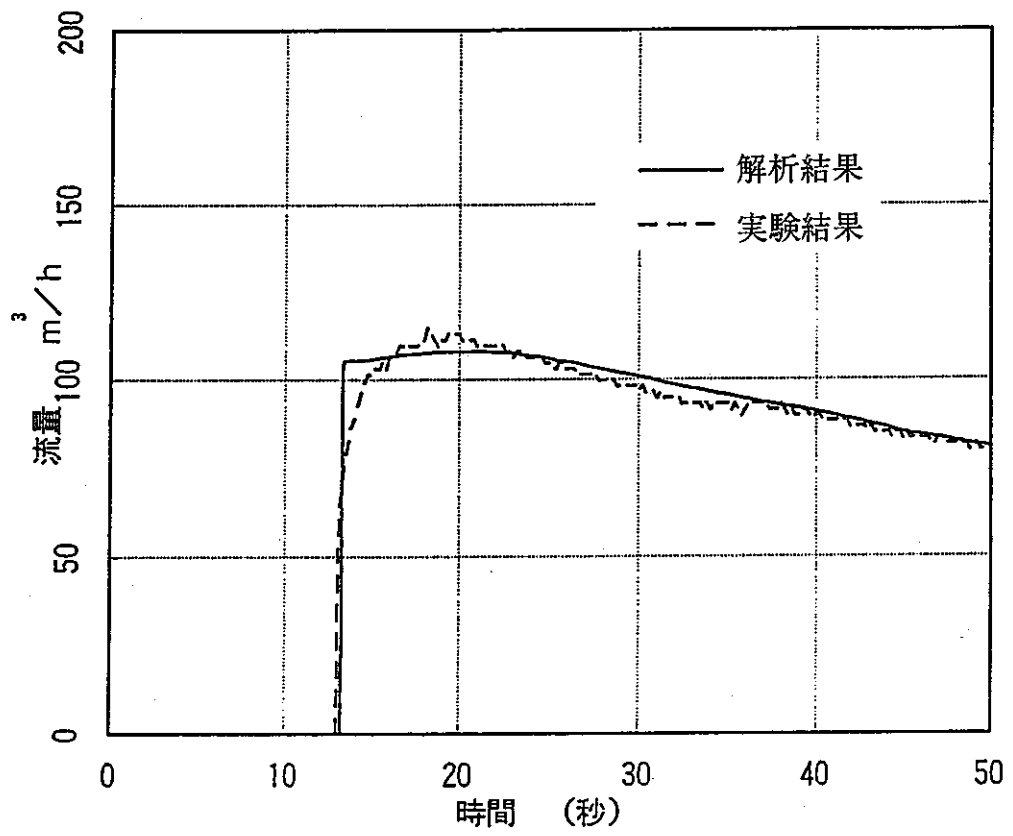


図 4-7 APCI 注水流量変化

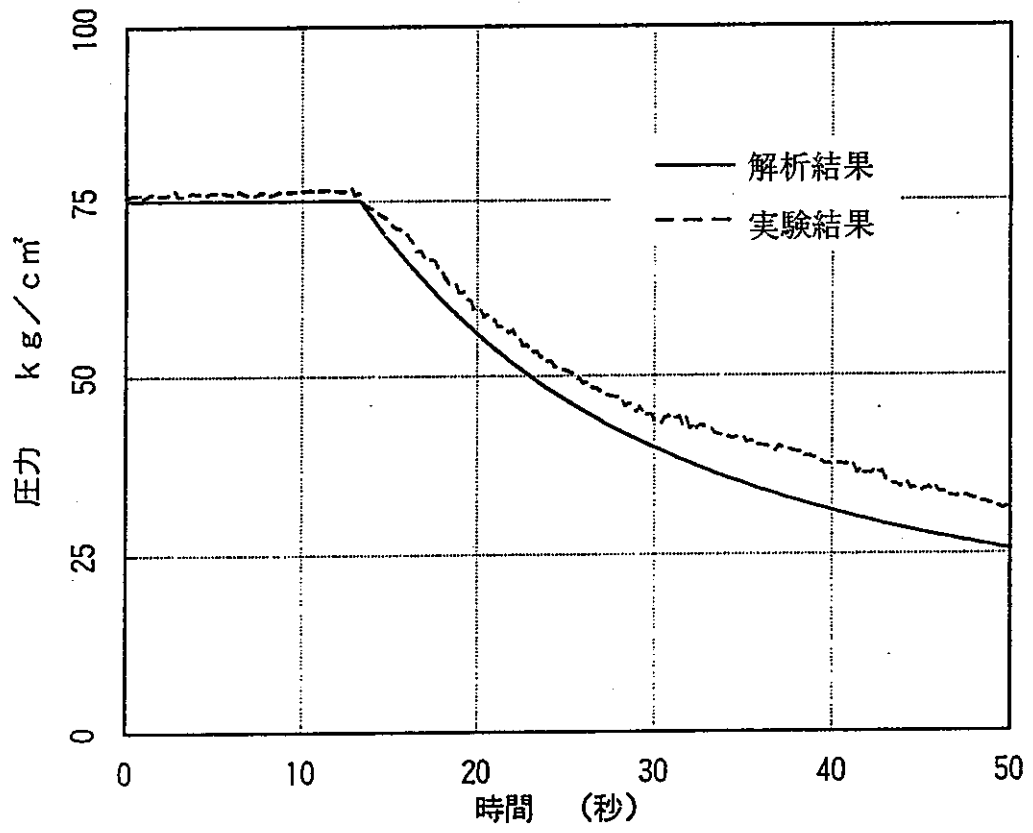


图 4-8 蓄压器压力变化

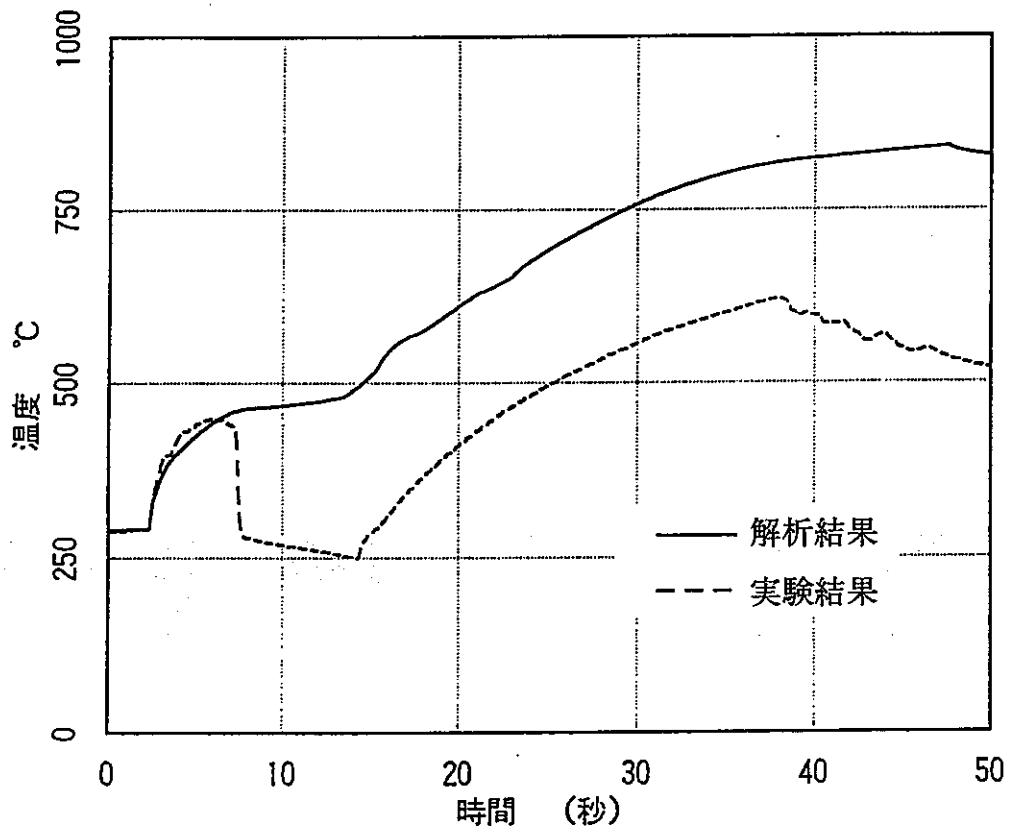


図 4-9 被覆管温度变化 (外層)

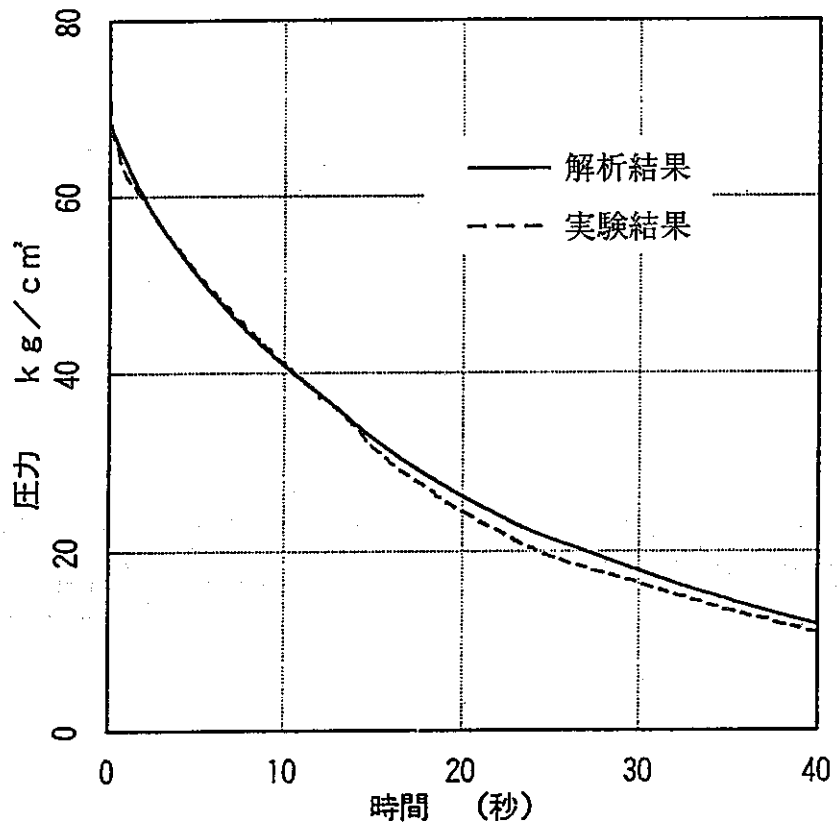


図 4-10 蒸気ドラム圧力変化

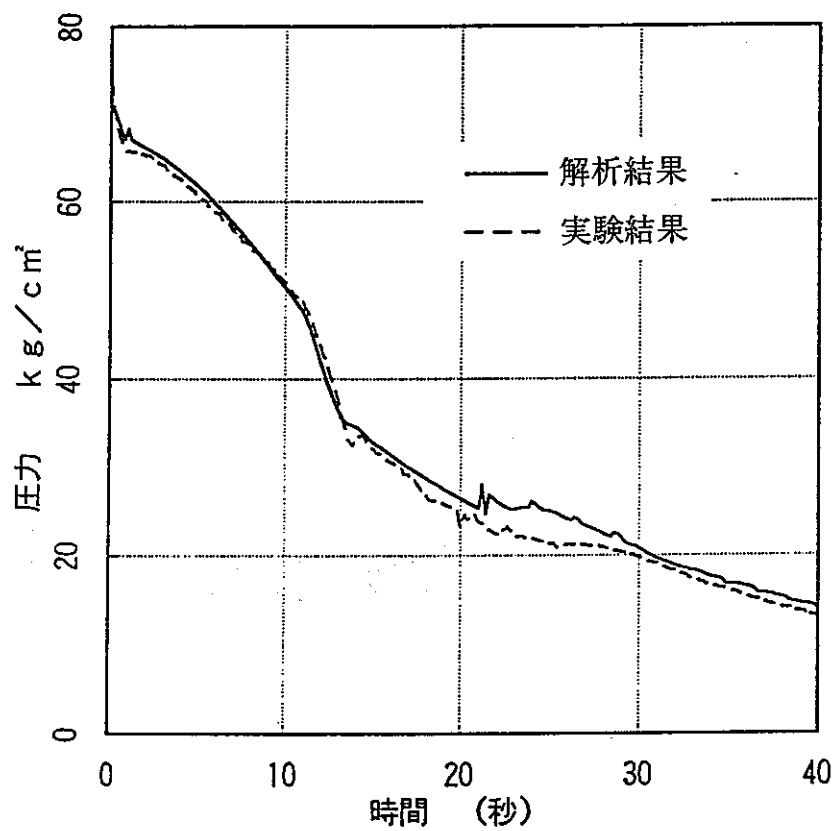


図 4-11 ウォータドラム圧力変化

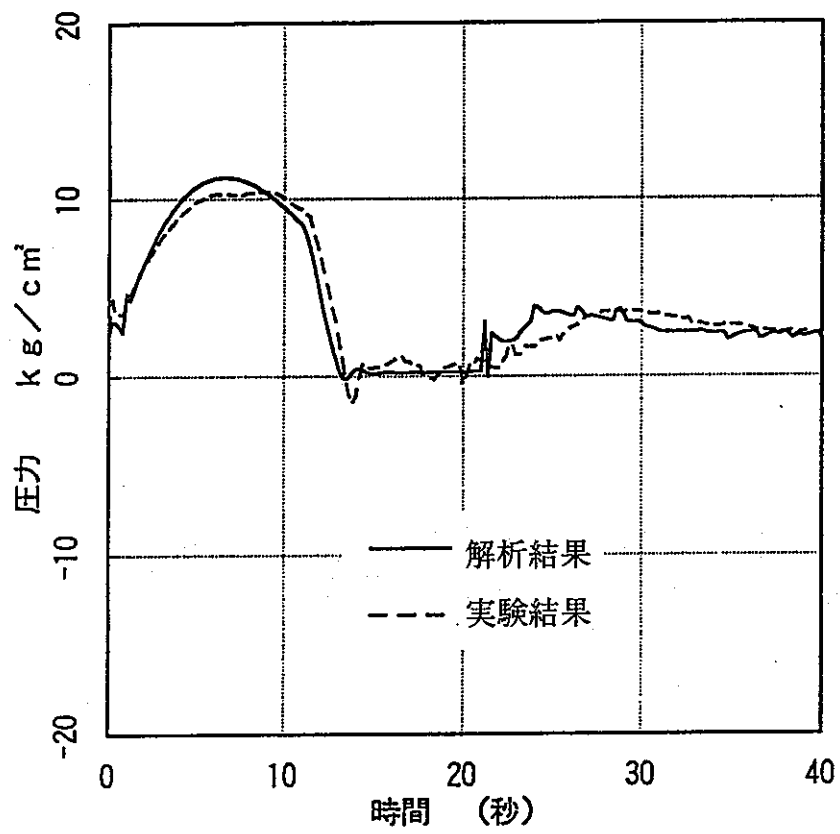


図 4-12 ウォータドラム-蒸気ドラム間差圧変化

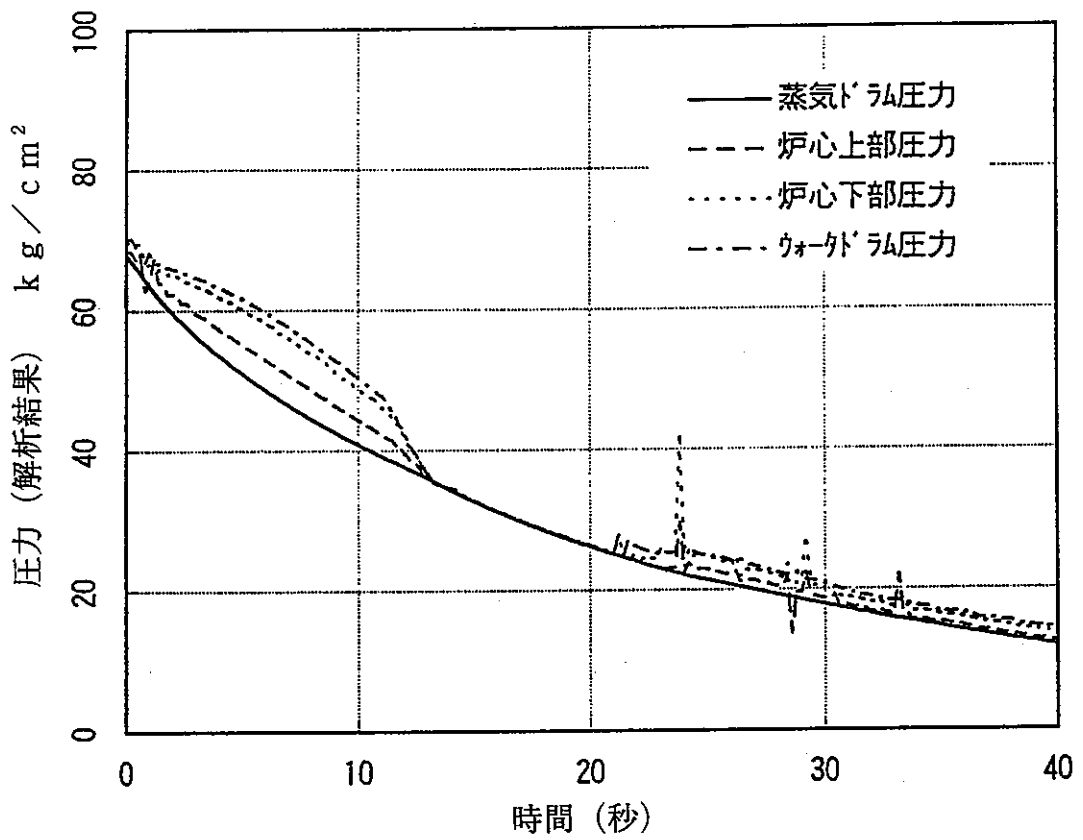
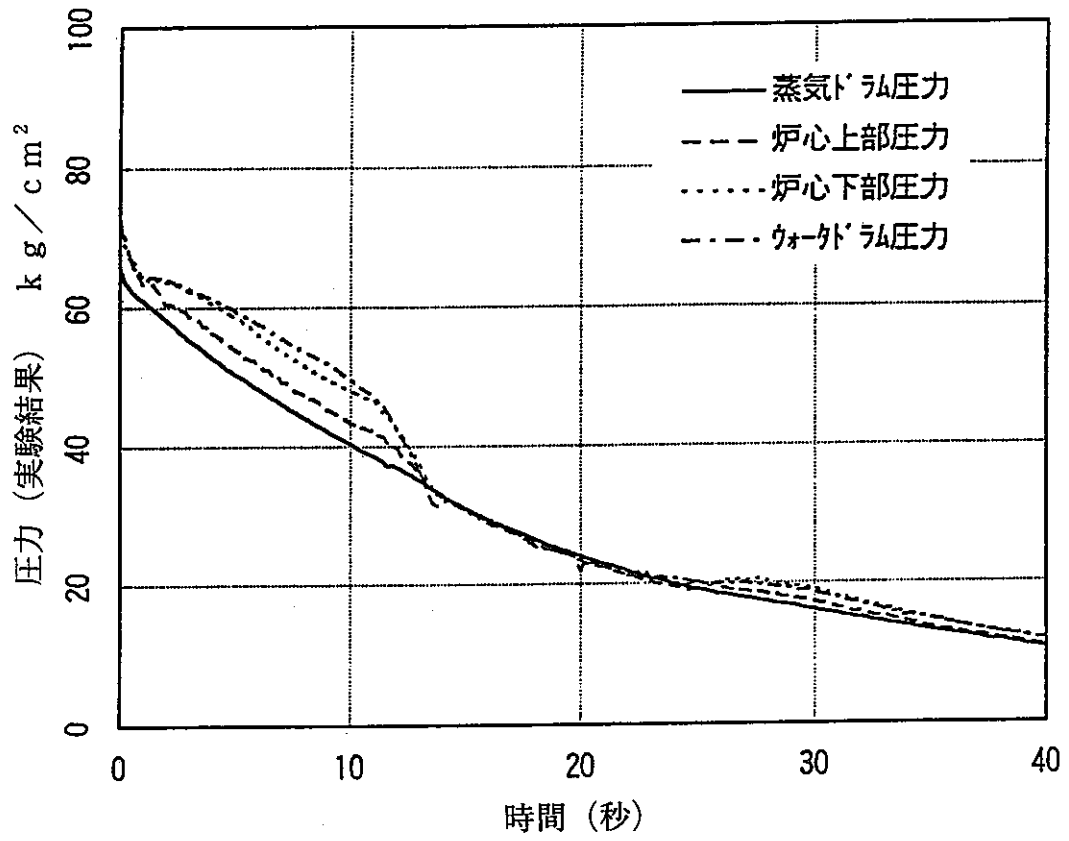


図 4-13 ウォータドラム-蒸気ドラム間の圧力分布

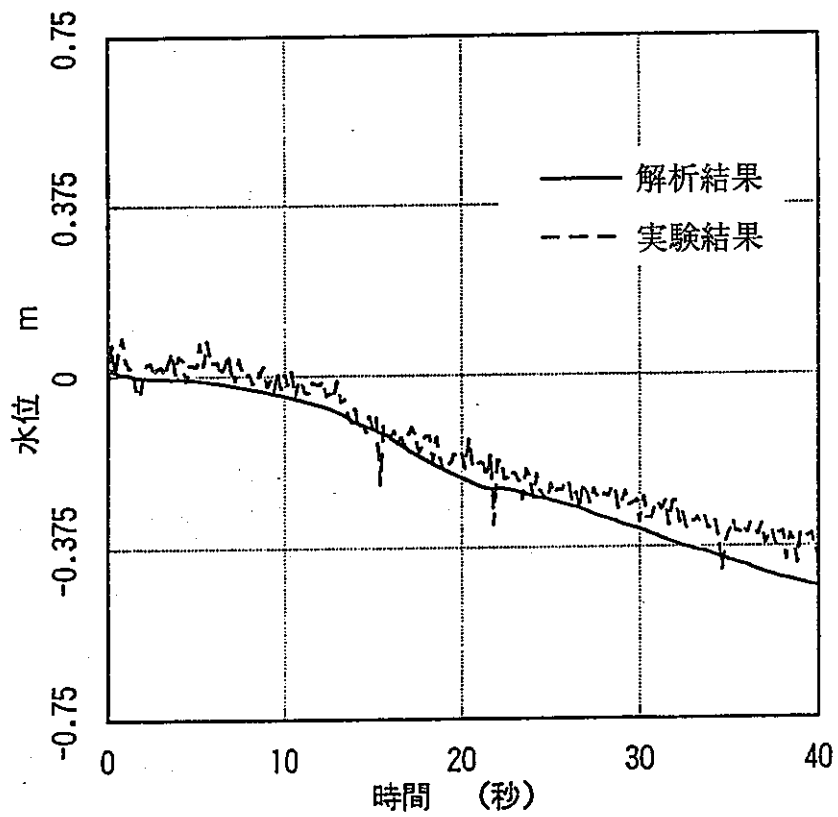


図 4-14 蒸気ドラム水位変化

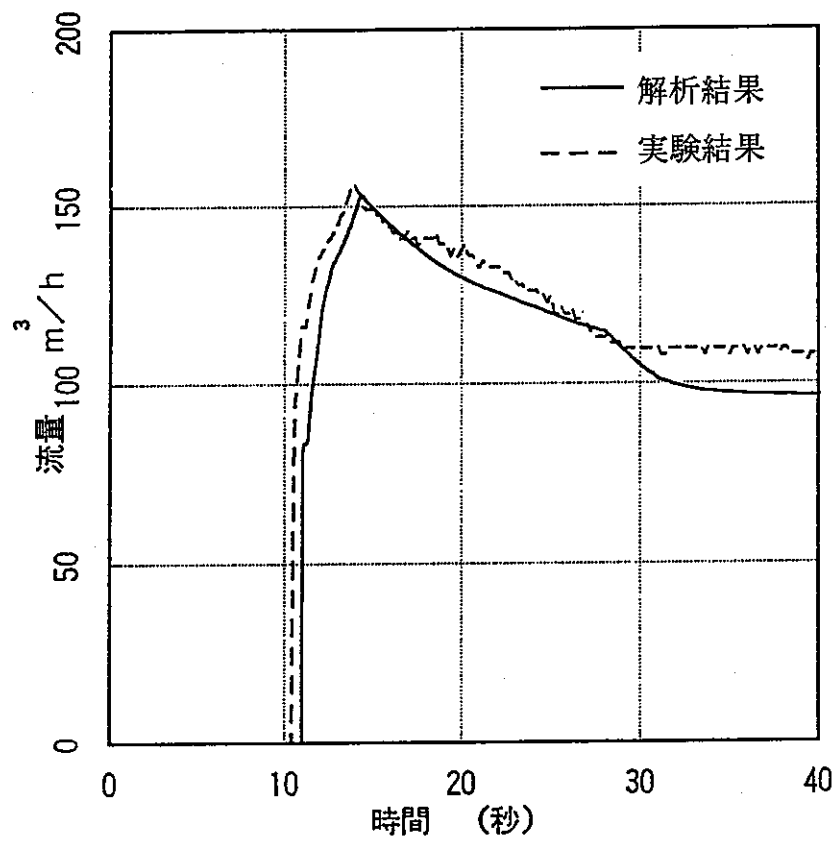


図 4-15 APCI 注水流量変化

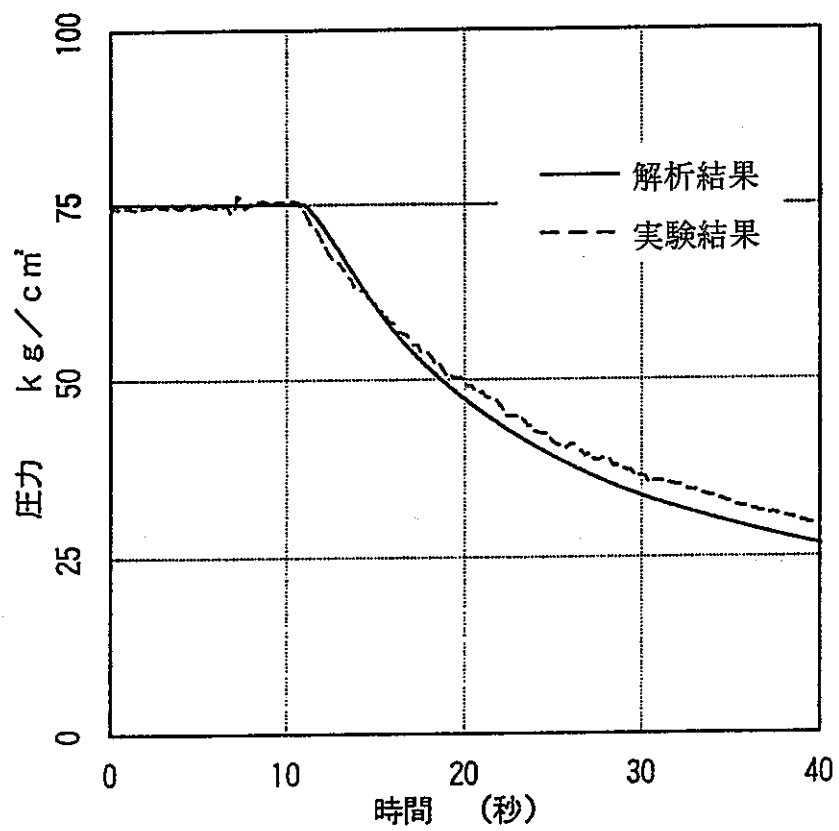


图 4-16 蓄压器压力变化

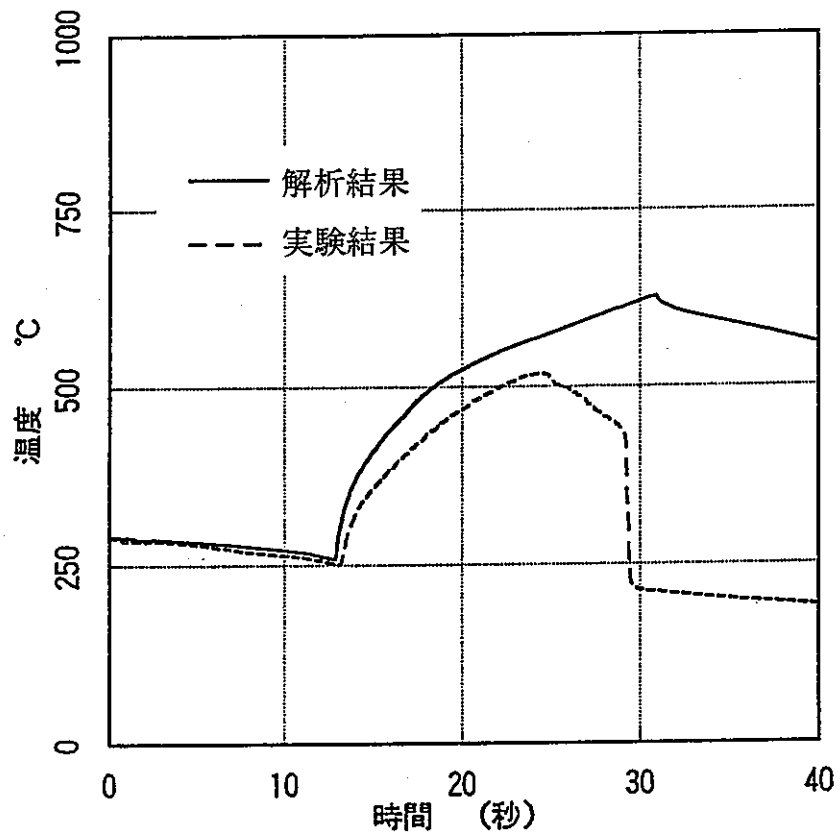


図 4-17 被覆管温度变化 (外層)

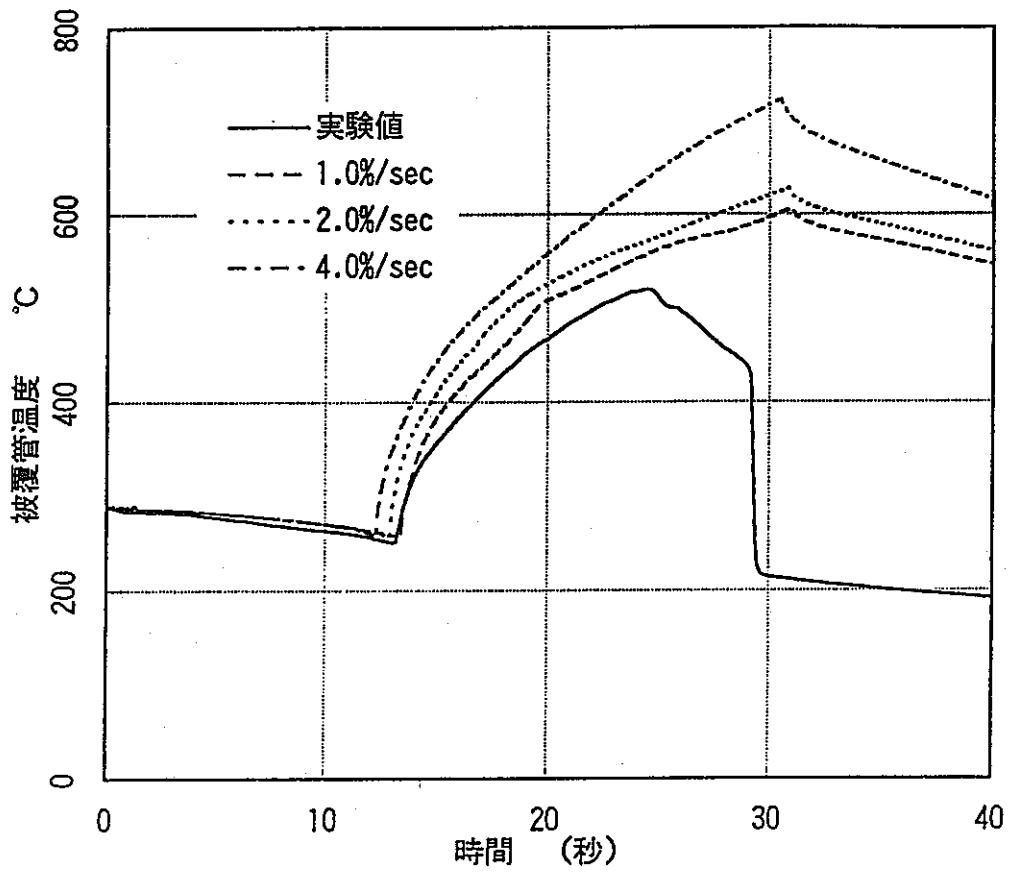


図 4-18 被覆管温度変化に対するミキシング率の影響

付録 1

ATR プラントの評価例と感度解析結果

まえがき

ATR の ECCS 性能評価に際しては、LOCA の形態に応じて、SENHOR-FLOOD-HEATUP (大破断)、LOTRAC-HEATUP (中小破断) のコードを使用する。これらコードシステムの妥当性については、動燃事業団大洗工学センターにおける実験結果により検証されている。

ここでは、代表的な下降管大破断を例に、ATR プラントの ECCS 性能評価結果と同事象の感度解析結果について述べる。

1. ATR プラントの評価例

約 60 万 kWe 級 ATR プラントを対象に下降管の完全両端破断を想定し、ECCS の性能評価を実施する。評価対象のプラント構成を付図 1-1 に示す。破断箇所は、放出流量が最大となる蒸気ドラムと下降管の流量制限オリフィスの間とし、その破断面積は、完全両端破断を想定し、 0.256m^2 とする。

解析条件を付表 1-1～付表 1-5、付図 1-2～付図 1-6 に示す。

解析結果を付図 1-7～付図 1-16 に示す。

蒸気ドラムの圧力は、付図 1-7 に示すように、約 6 秒間は大きく減少しないが、下降管から気相の放出が開始されると、急激に減少し始める。

蒸気ドラムの水位は、付図 1-8 に示すように、初期水位(NWL-170mm)から急激に減少し、約 6 秒以後は蒸気ドラムの下端位置(NWL-1735mm)を切り、下降管内に入る。それと同時に蒸気ドラム圧力の減圧率が大きくなっている。

破断口からの流量は、付図 1-9 に示すように、蒸気ドラムに水面が形成されているか否かで影響を受け、二相放出時の流量が多い部分と、気相放出時の流量が少ない部分に分かれる。

破断直後の原子炉出力は、減圧沸騰によるボイド増加で正のボイド反応度が投入され一時的に増加するが、0.8 秒以降は制御棒による負の反応度が投入されるため、付図 1-10 に示すように約 1.5 秒後から急激に低下する。

炉心の流量は、付図 1-11 に示すように、破断直後には、炉心減圧沸騰による流動抵抗増加、外部電源喪失を想定していることによる再循環ポンプトリップ、破断口へ向かう流動の存在等によって急激に減少するが、約 0.5 秒で逆止弁が閉じるため、流量は少し回復する。その後、系内の圧力降下によりウォータドラム内の冷却材のサブクール度が零になることによってフラッシングを生じ、約 7 秒の時点から流量は増加する。ウォータドラムに接続している逆止弁は破断直後に閉鎖するため、下降管側からウォータドラムには冷却材の供給は行われない。したがって、フラッシングにより一時的に回復した流量も、ウォータドラム内に水が無くなることによって零近くまで低下する。この後、付図 1-7 と付図 1-8 から明らかなように APCI が約 15 秒で作動条件に達するため、付図 1-12 に示すように APCI の流量が確保される。APCI による注入は、配管及びウォータドラムを満水にした後に炉心に到達するとした保守側のモデルを設定しているため、炉心が冷却されるのは、付図 1-13 に示すように約 38 秒以後となる。

燃料棒～冷却材間の熱伝達は、破断前の核沸騰状態から膜沸騰、蒸気単相、膜沸騰状態と変化し、それに応じて熱伝達率は付図 1-14 に示すように変化する。破断が発生すると、炉心流量が急減するため、伝熱は初期の核沸騰から膜沸騰へと遷移し、約 35 秒後に蒸気単相へと移行する。この部分では、伝熱は、被覆管表面から圧力管表面への輻射伝熱のみを考慮する保守的なモデルを仮定しているため、熱伝達率は極めて小

への輻射伝熱のみを考慮する保守的なモデルを仮定しているため、熱伝達率は極めて小さい値となっている。40秒近傍で熱伝達率は再び増加するが、これは APCI の作動によって、被覆管表面で再び膜沸騰を開始したことを意味している。

燃料被覆管表面温度は、上記の熱伝達率の変化に伴って、付図 1-15 に示すように変化する。被覆管表面温度は、初期に炉心流量が急減しクオリティが増加しドライアウトするため上昇する。その後、原子炉には 0.8 秒でスクラム反応度が投入され、原子炉出力が低下するため、沸騰状態は膜沸騰を維持し、温度は低下し始める。しかしながら、クオリティが次第に増加するため、被覆管表面温度は、再び上昇を開始し、APCI による冷却水の到達時点で最高被覆管表面温度(PCT)を示す。PCT は、約 667℃であり、安全評価基準の 1200℃を満足している。

被覆管表面の水-ジルコニウム反応は、付図 1-16 に示すように、PCT の発生するノード部で最も多くなるが、被覆管温度が低いため 50 秒の時点で 0.004%（初期酸化量からの差）程度である。被覆管表面温度は、約 40 秒の時点でターンアラウンドしているため、水-ジルコニウム反応は 50 秒の時点の値からほとんど増加しない。この値は、安全評価基準で定められている 15%に比べて十分小さい値であり、設計基準を満足している。

付表 1-1 原子炉冷却設備配管形状

〈1 ループ〉

機器・配管名	員数	内 径 (m)	長 さ (m)	板 厚 (m)	流路面積 (m ²)	備 考
蒸気ドラム	1	3.6	18.4	115	—	
下 降 管	4	0.4556	17.19	26.2	0.1630	550A(22B) 流量制限器 流路面積0.093 m ²
マニホールド	2	0.6420	5.087	60	0.3238	800A(32B)
ポンプ吸込管	2	0.5964	5.33	35	0.2794	750A(30B)
再循環ポンプ	2	—	—	—	—	
ポンプ吐出管	2	0.5496	29.04	32	0.2372	700A(28B)
ウォータードラム	1	0.8140	17.06	50	0.5205	
入 口 管	308	0.0495	13.2 *	5.5	0.00192	50A(2B)
炉心下部延長部	308	0.1178	3.89	13.6	0.0093	遮へいプラグ、タイプ レート等考慮
炉 心 部	308	0.00932 (水力等価直径)	3.7	4.3	0.00479	
炉心上部延長部	308	0.1178	2.435	13.5	0.0064	遮へいプラグ、タイプ レート等考慮
出 口 管	308	0.0739	20.5 *	7.6	0.00429	80A(3B)

* 管群平均値

付表 1-2 原子炉冷却設備保有体積

〈1ループ〉

機器・配管名		保有体積 (m ³)		ボイド率	液相体積(m ³)	気相体積(m ³)	
蒸気ドラム	バッフル外	気相	77.0		1.0	0	77.0
		液相	二相部	62.3	0.12	54.8	7.5
			サブクール部	11.3	0	11.3	0
	バッフル内		22.3		0.68	7.1	15.2
	小計		172.9		—	73.2	99.7
下降管		11.2		0	11.2	0	
マニホールド		3.1		0	3.1	0	
ポンプ吸込管		3.0		0	3.0	0	
再循環ポンプ		5.2		0	5.2	0	
ポンプ吐出管		13.8		0	13.8	0	
ウォータドラム		8.7		0	8.7	0	
入口管		7.8		0	7.8	0	
炉心下部延長部		11.2		0	11.2	0	
炉心部		5.5		0.33	3.7	1.8	
炉心上部延長部		4.9		0.68	1.6	3.3	
出口管		27.0		0.68	8.6	18.4	
小計(蒸気ドラム体積を含む)		274.3		—	151.1	123.2	
主蒸気管(蒸気ドラム～第1MSIV)		24.4		1.0	0	24.4	
合計		298.7		—	151.1	147.6	

*通常水位(NWL)における保有水量である。

付表 1-3 ECCS 条件

項 目		値	備 考
A P C I 条 件	作 動 圧 力	38 kg/cm ²	作動圧力(40kg/cm ²)に 誤差(2kg/cm ²)見込む
	ウォータドラム注入弁及び蓄圧器 出 口 弁 全 開 時 間	10秒	弁開放開始遅れ時間 1秒 弁開放開始～全開 9秒
	蓄 圧 器 初 期 保 有 水 量	45 m ³ /2基	
	配 管 口 径	350A(14B)	
	配管長さ, エレベーション圧損係数	付表 1 - 4	
L P C I 条 件	作 動 圧 力	10 kg/cm ²	10kg/cm ² 以下で有効注水 可能とする。
	LPCIポンプ出口弁開放おくれ時間 ポンプ定格までのおくれ時間	10秒	
	注 水 流 量	610 m ³ /h (一定)	

付表 1-4 APCI 配管形状及び圧損係数…

場 所	長 さ (m)	高 低 差 (m)	内 径 (m)	圧 損 (kg/cm ²)	圧損計算時条件		圧損係数 (-)
					流量(m ³ /h)	比重量(kg/m ³)	
蓄圧器内吸込口～ レデューサ (吸込口～①")	1.4	EL+30.4 **～EL+31.8	0.3176	0.106	2000	1000	0.51
レデューサ～ 合流部 (①"～①')	1.2	EL+31.8～EL+32.35	0.4556	0.027	"	"	0.56
合流部～分岐部 (①'～①)	7.6	EL+32.35～EL+32.35	0.4556	0.269	4000	"	1.37
分岐部～ タイライン接合部 (①～②B)	3.9	"	0.3636	2.785	"	"	5.72
タイライン (②B～②A)	2.4	"	"	1.570	"	"	3.23
タイライン接合部～ 注水弁分岐部 (②A～③A)	1.3	"	"	0.026	"	"	0.05
注水弁ライン (③A～V-2A～④A)	5.9	"	"	2.389	"	"	4.91
注水弁合流部～ RHR接合部 (④A～⑤A)	28.32	EL+32.35～EL+14.3	"	1.348	"	"	2.78
RHR接合部～ ウォータドラム (⑤A～A・W/D)	23.2	EL+14.3～EL+14.8	0.3176	7.241	"	"	8.67

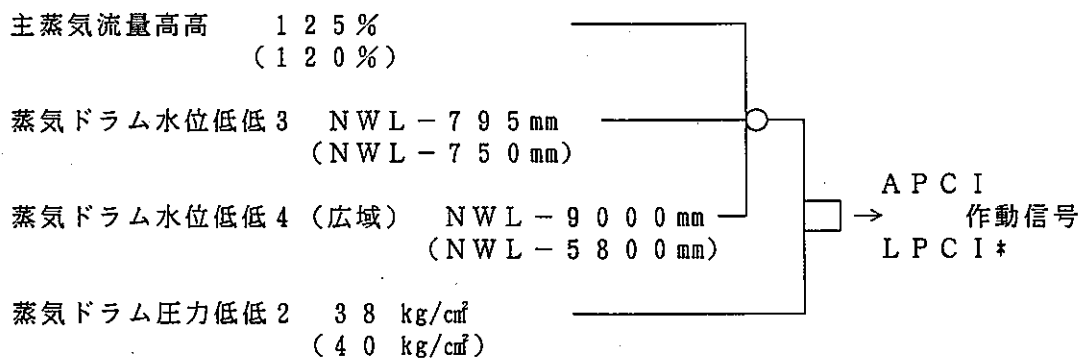
* 圧損係数 $K = \frac{2g\gamma A^2}{G^2} \Delta P$ より求めた値に安全余裕として 1.2 を乗じた値

** EL+30.4 は蓄圧器内吸込口部の EL

*** 蓄圧器出口弁の単一故障を考慮し、蓄圧器出口からウォータドラムまでの圧損が最も大きくなるルートで評価する。

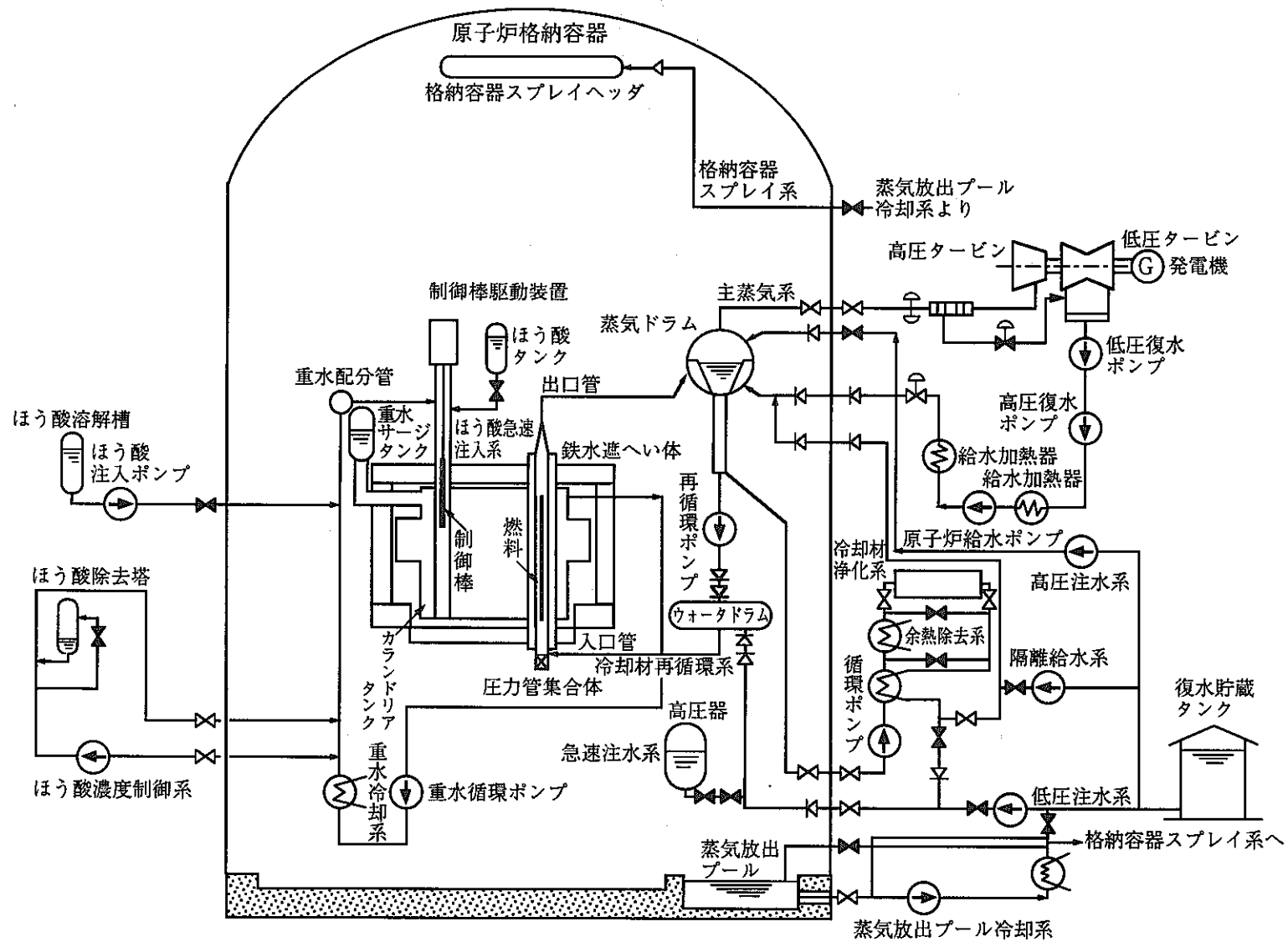
ここで G ; 流量 (kg/s)
A ; 流路面積 (m²)
γ ; 比重量 (kg/m³)
g ; 重力加速度 (m/s²)
ΔP ; 圧損 (kg/m²)

付表 1-5 急速注水系 (APCI)、低圧注水系 (LPCI) 作動信号



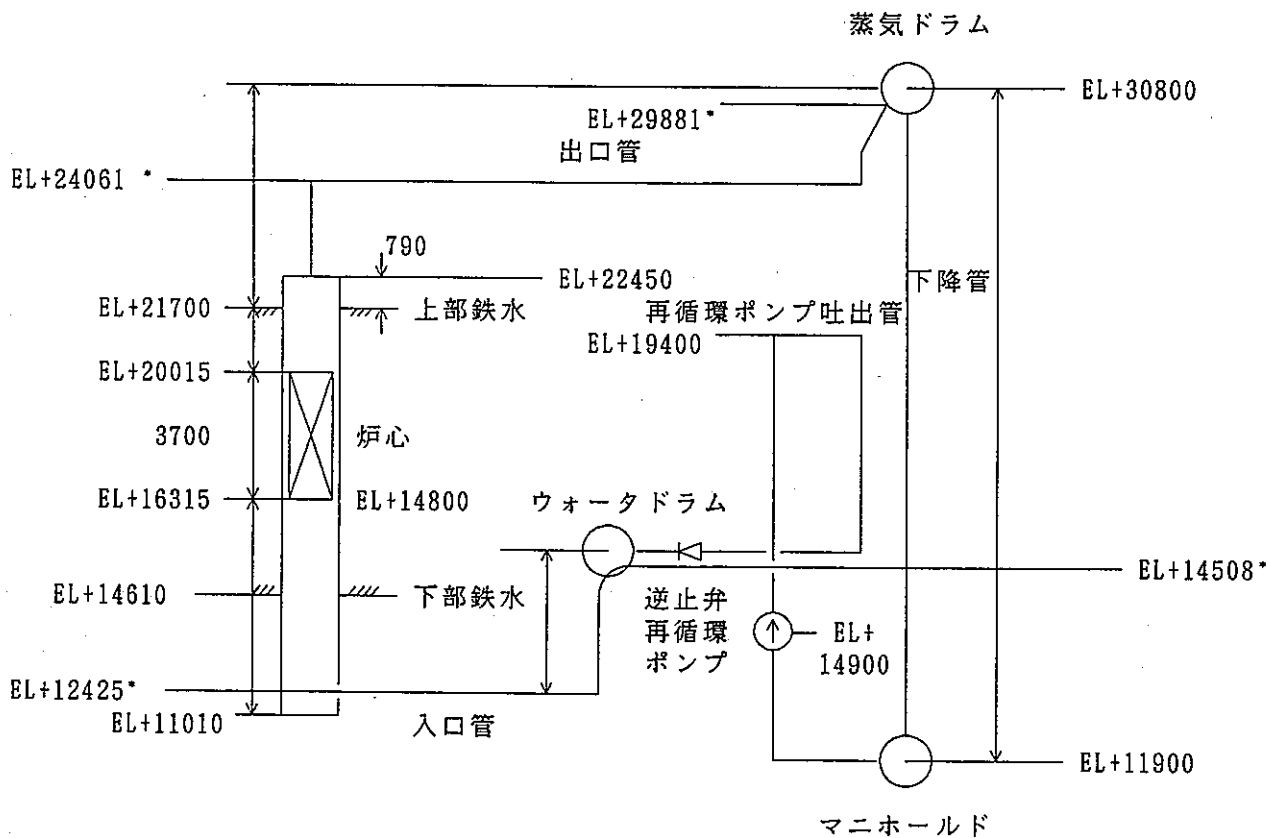
* 低圧注水系は 1 0 kg/cm²以下で有効注水可能とする。

注) () 内は設計値である。

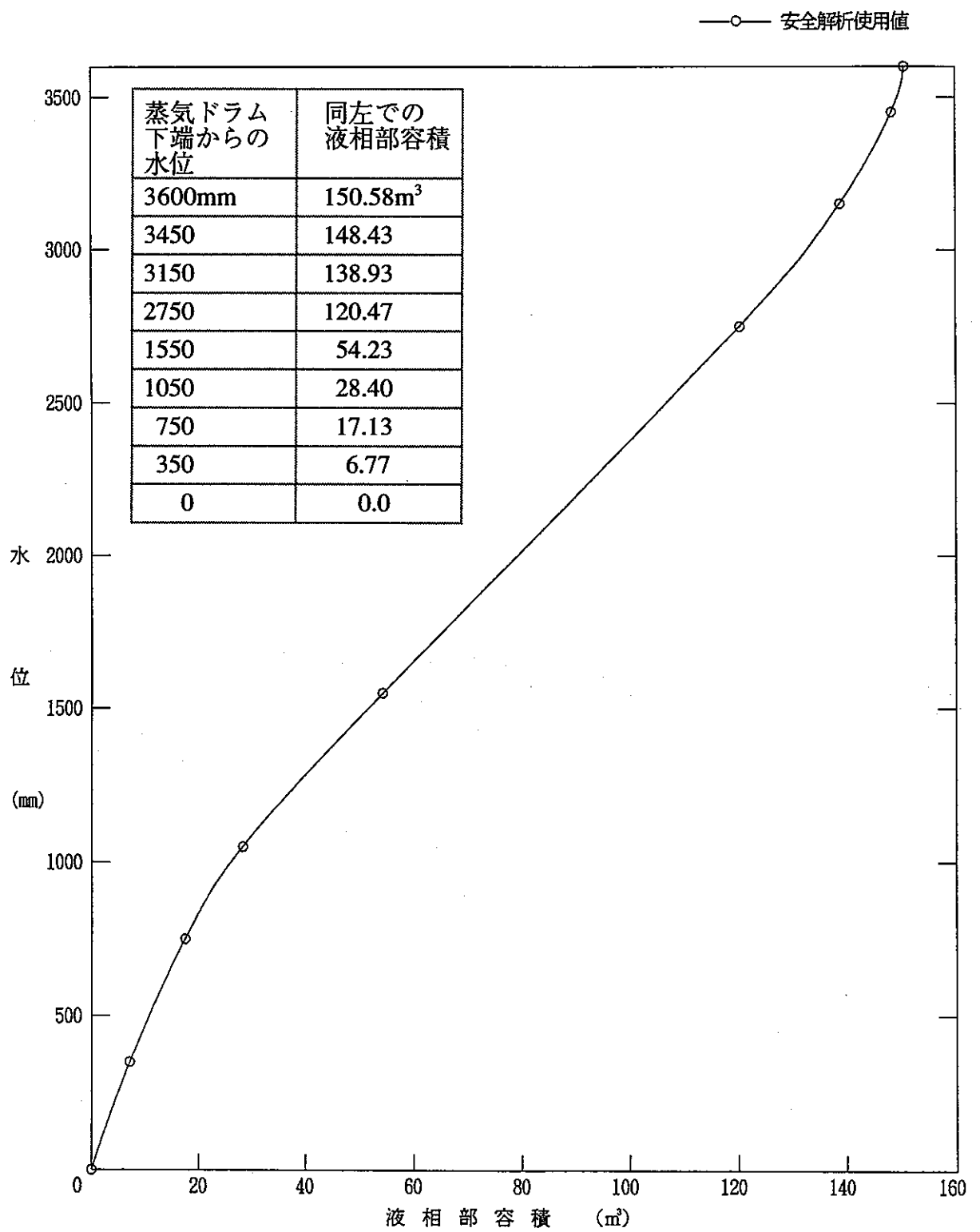


付図1-1 ATRプラント構成例

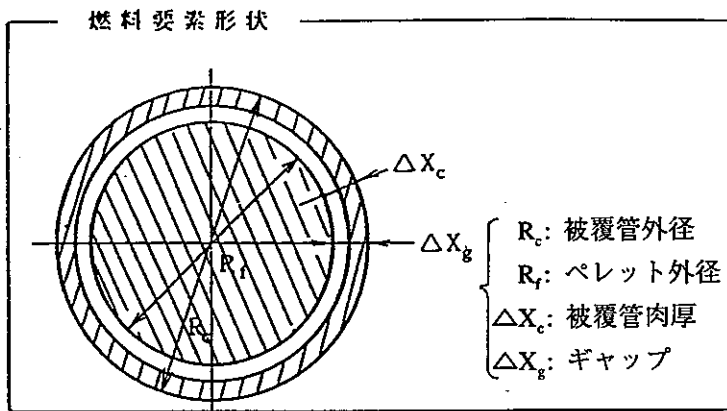
* は管群平均値



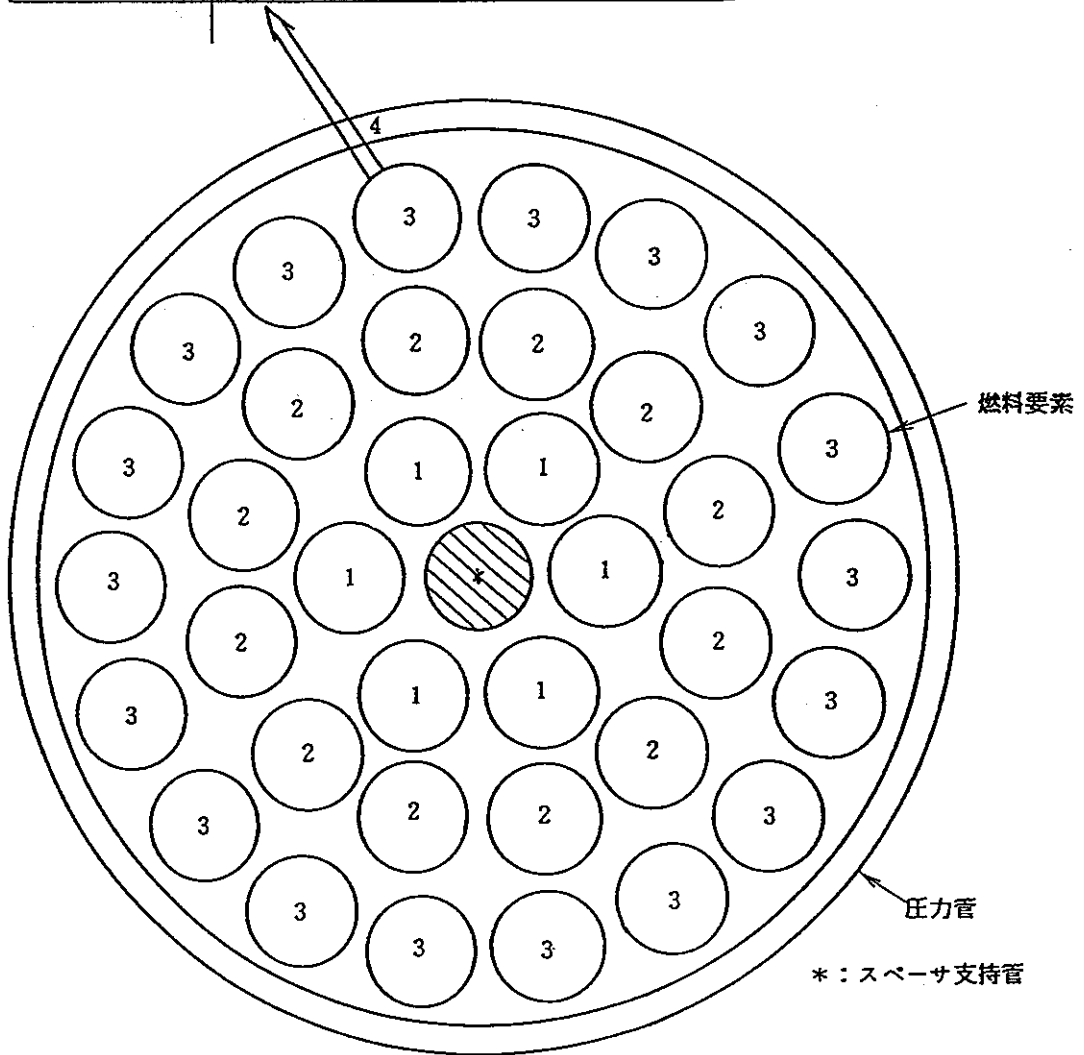
付図 1-2 原子炉冷却設備位置関係



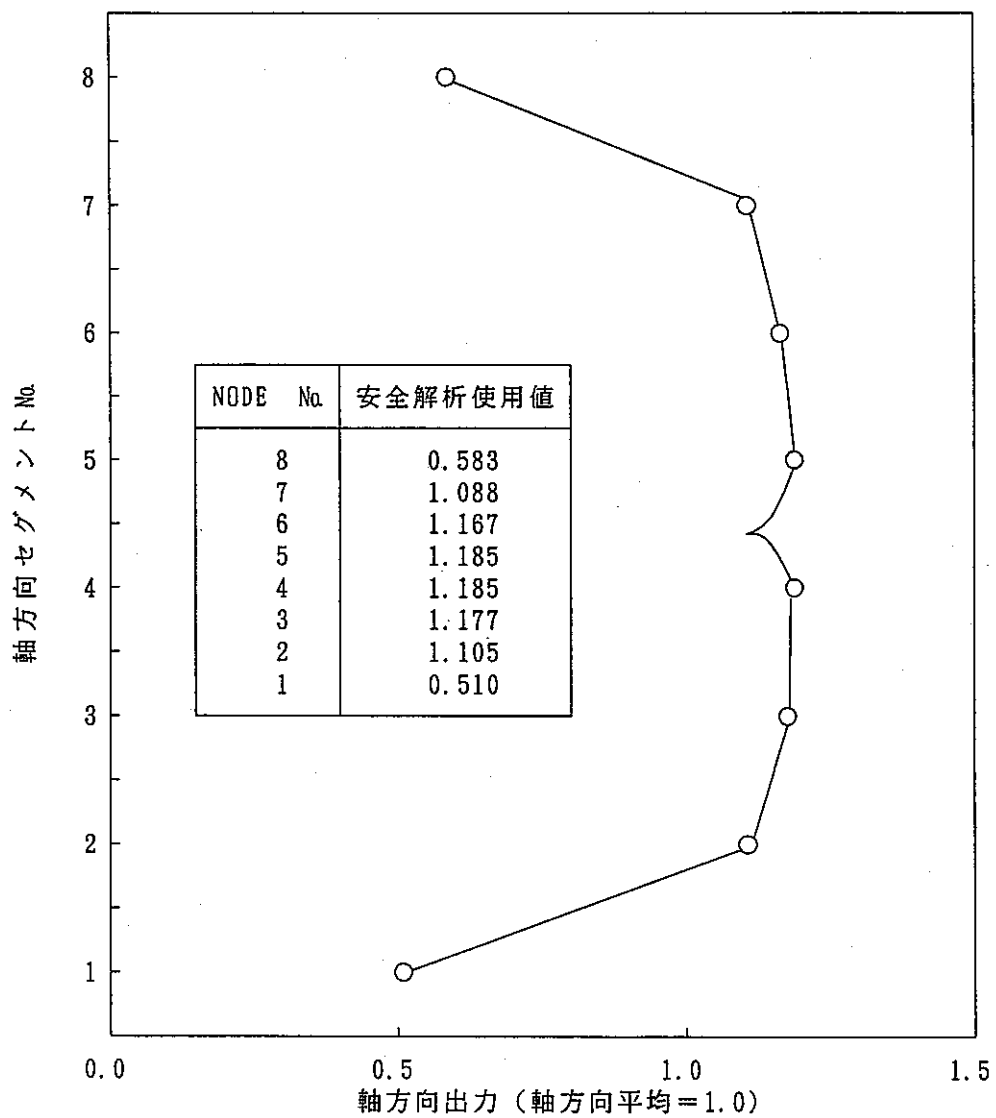
付図 1-3 水位と液相部容積の関係



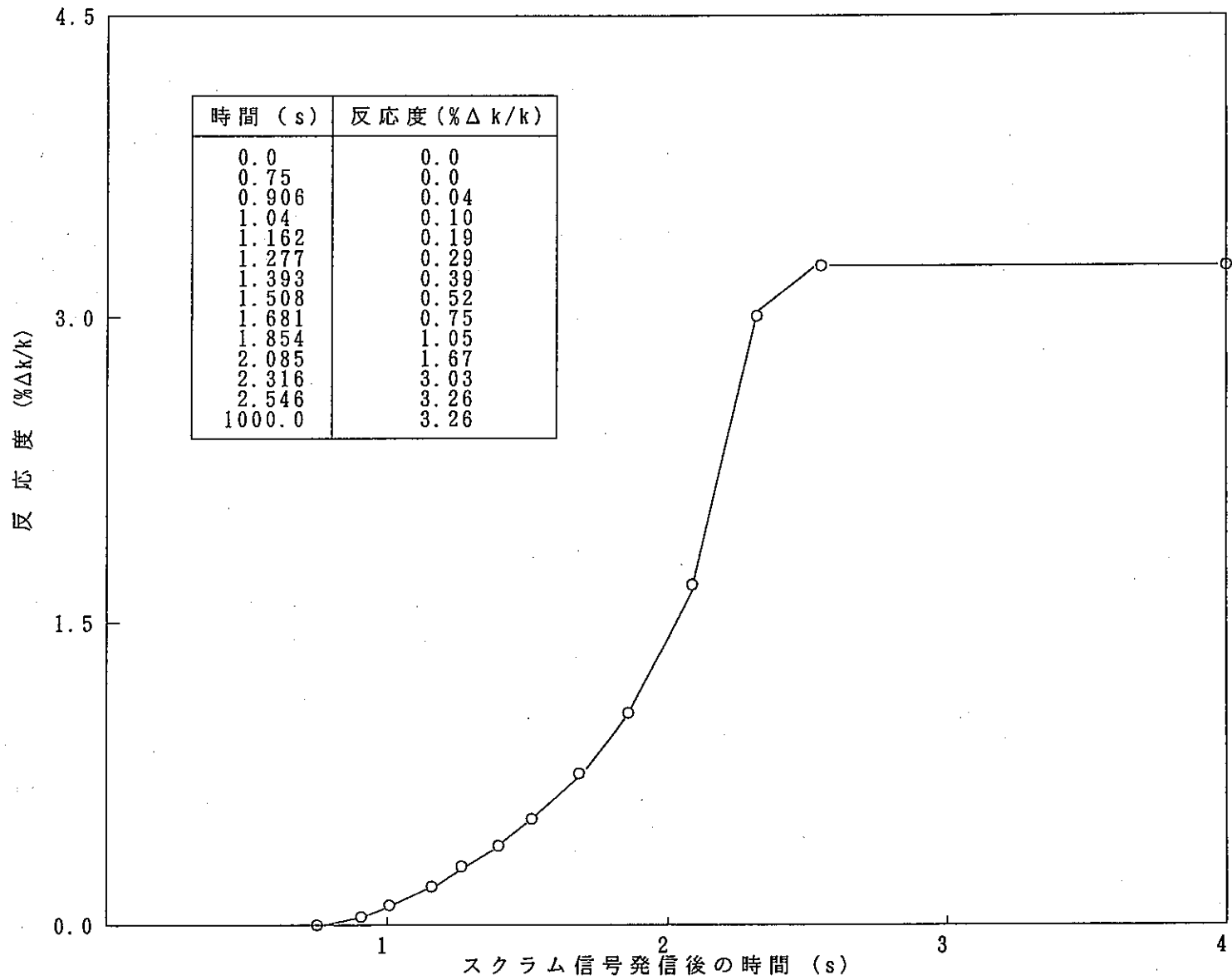
カランドリア管外径	162.2 mm
内径	158.4 mm
圧力管外径	126.4 mm
内径	117.8 mm
スペーサ支持管	14.5 mm
被覆管内径	12.70 mm
肉厚	0.90 mm
ペレット外径	12.4 mm
ギャップ	0.15 mm



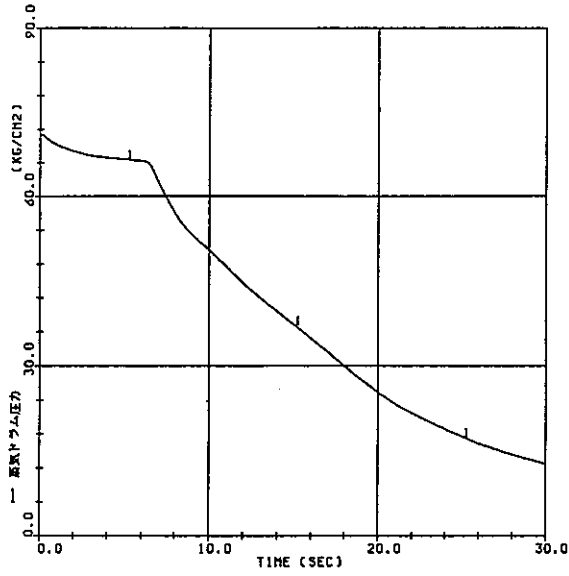
付図1-4 チャンネル形状



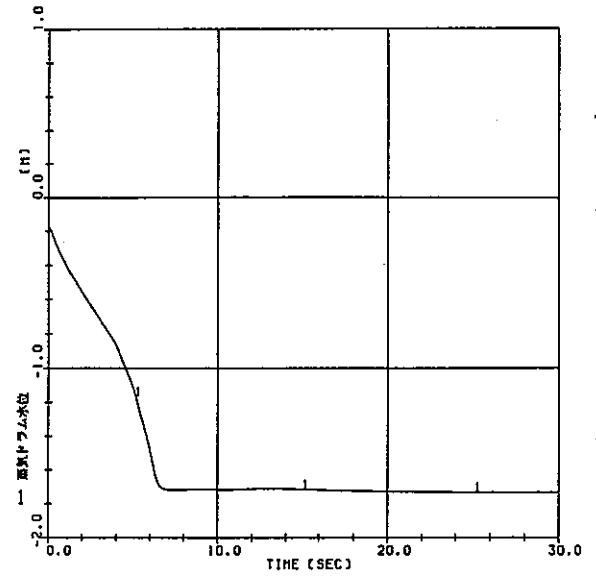
付図 1-5 軸方向出力分布 (安全解析使用値)



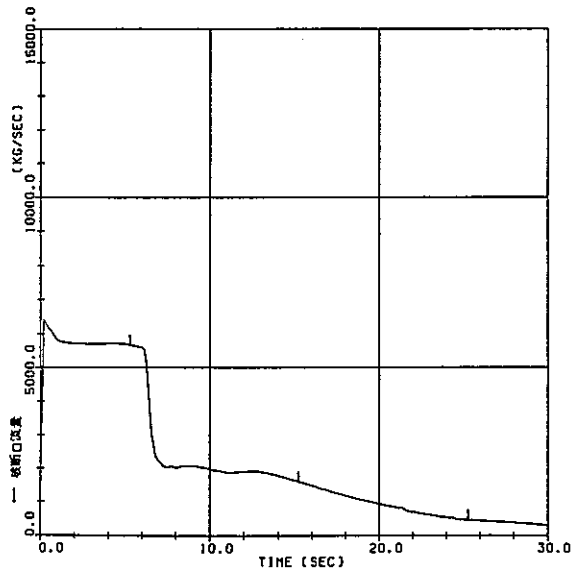
付図 1-6 スクラム反応度挿入特性



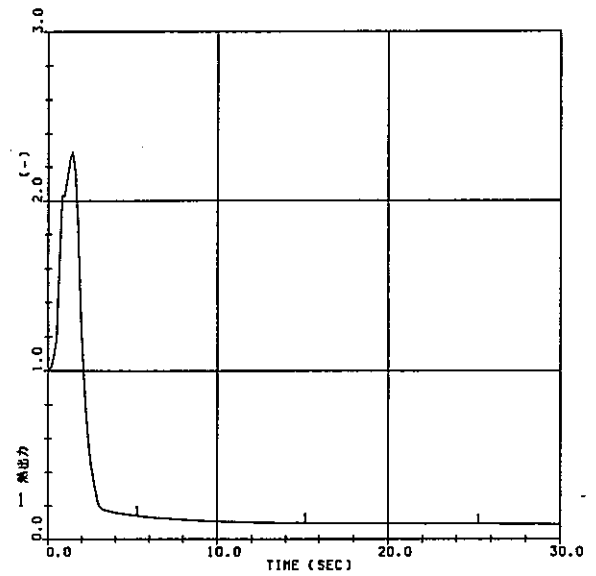
付図 1-7 下降管大破断事故時の蒸気ドラム
圧力変化 (基本ケース)



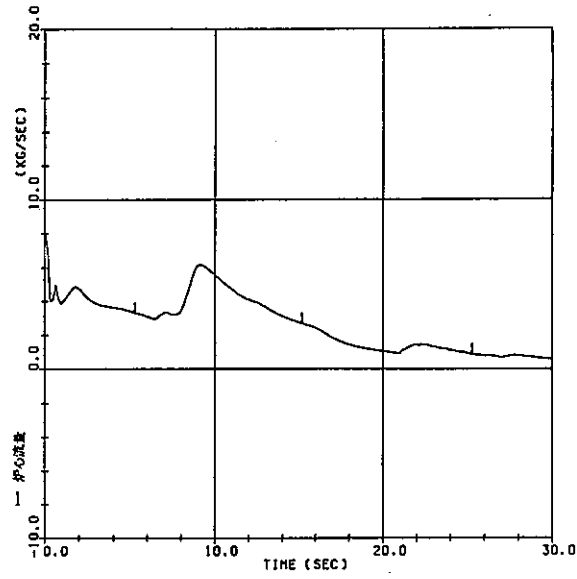
付図 1-8 下降管大破断事故時の蒸気ドラム
水位変化 (基本ケース)



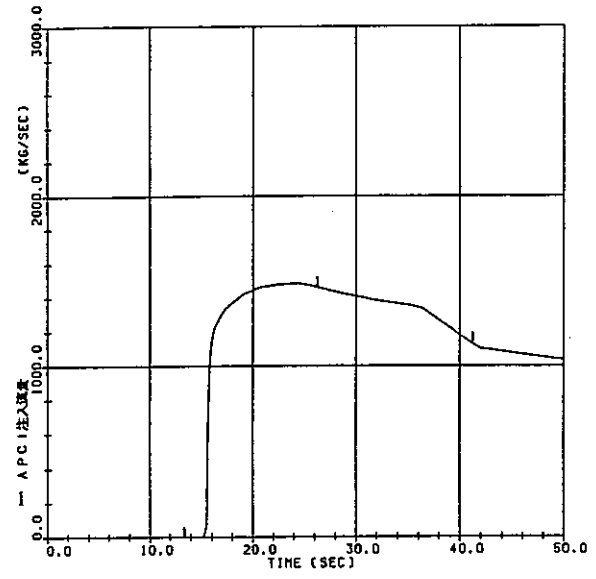
付図 1-9 下降管大破断事故時の破断口流量
変化 (基本ケース)



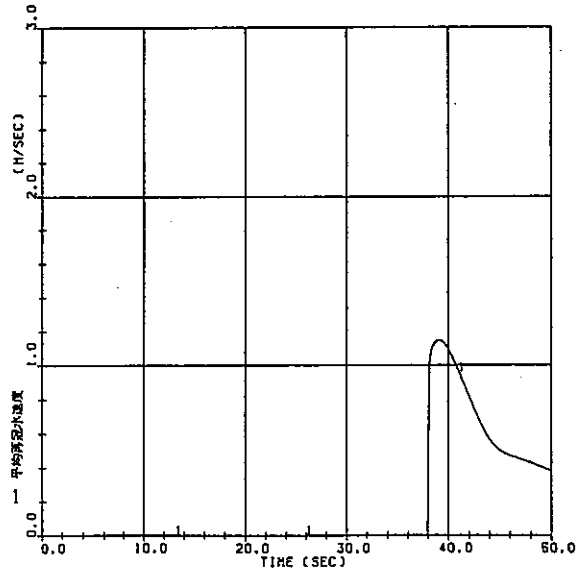
付図 1-10 下降管大破断事故時の熱出力変化
(基本ケース)



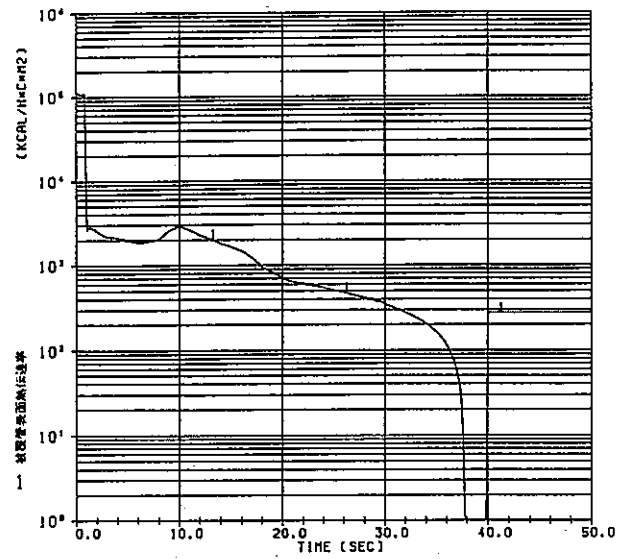
付図 1-11 下降管大破断事故時の炉心流量変化 (基本ケース)



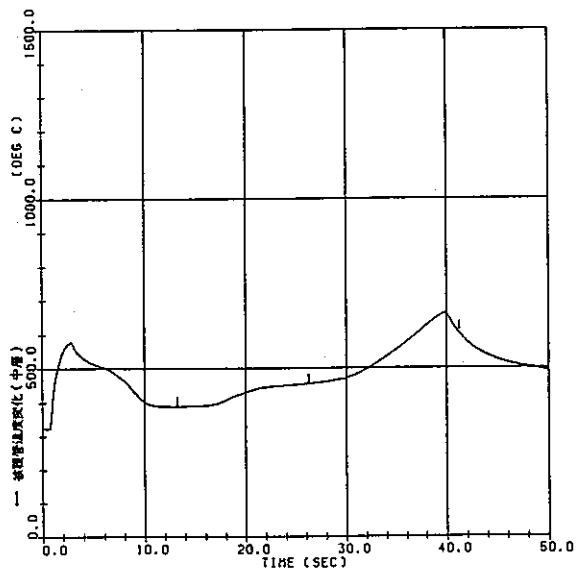
付図 1-12 下降管大破断事故時の APCI 注入流量変化 (基本ケース)



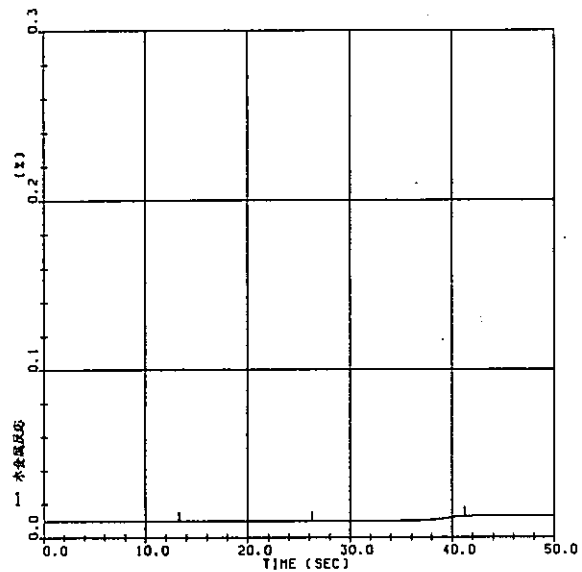
付図 1-13 下降管大破断事故時の平均再冠水速度変化 (基本ケース)



付図 1-14 下降管大破断事故時の被覆管表面熱伝達率変化 (基本ケース)



付図 1-15 下降管大破断事故時の被覆管温度変化 (基本ケース)



付図 1-16 下降管大破断事故時の水金属反応変化 (基本ケース)

2. 感度解析

2.1 感度解析項目

ATRの大破断 LOCA 解析には、SENHOR-FLOOD-HEATUP のコードを使用している。これらコードシステムの妥当性については、動燃事業団大洗工学センターにおける実験結果により検証されている。

一方、「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」においては「計算プログラムの特性と本指針の趣旨とに照らして、解析が適切に行われていることを示すために、原子炉システムのモデリング、時間メッシュ幅及び主要な入力データに対する計算結果の感度解析結果を示さなければならない。」とされており、同指針の趣旨に則り、以下の項目について感度解析を実施し、これらコードシステムの妥当性について評価する。

- (1) ノード分割
- (2) 多次元効果
- (3) 構造材熱容量
- (4) 臨界流モデル
- (5) 崩壊熱モデル
- (6) 二相摩擦増倍係数
- (7) 気液スリップモデル
- (8) 膜沸騰熱伝達係数

2.2 感度解析結果

(1) ノード分割

ノード分割については、付図 2.2-1 に示す入口管分割数を 9、炉心分割数を 8 とした基本ケースで用いているものが妥当であることを示すため、これらの分割数を付図 2.2-2 と付図 2.2-3 に示すように、入口管分割数を 9 から 18 に 2 倍にした場合、炉心分割数を 8 から 16 に 2 倍にした場合の感度を調べる。解析結果を付図 2.2-4 ~7、付表 2.2-1 に示す。

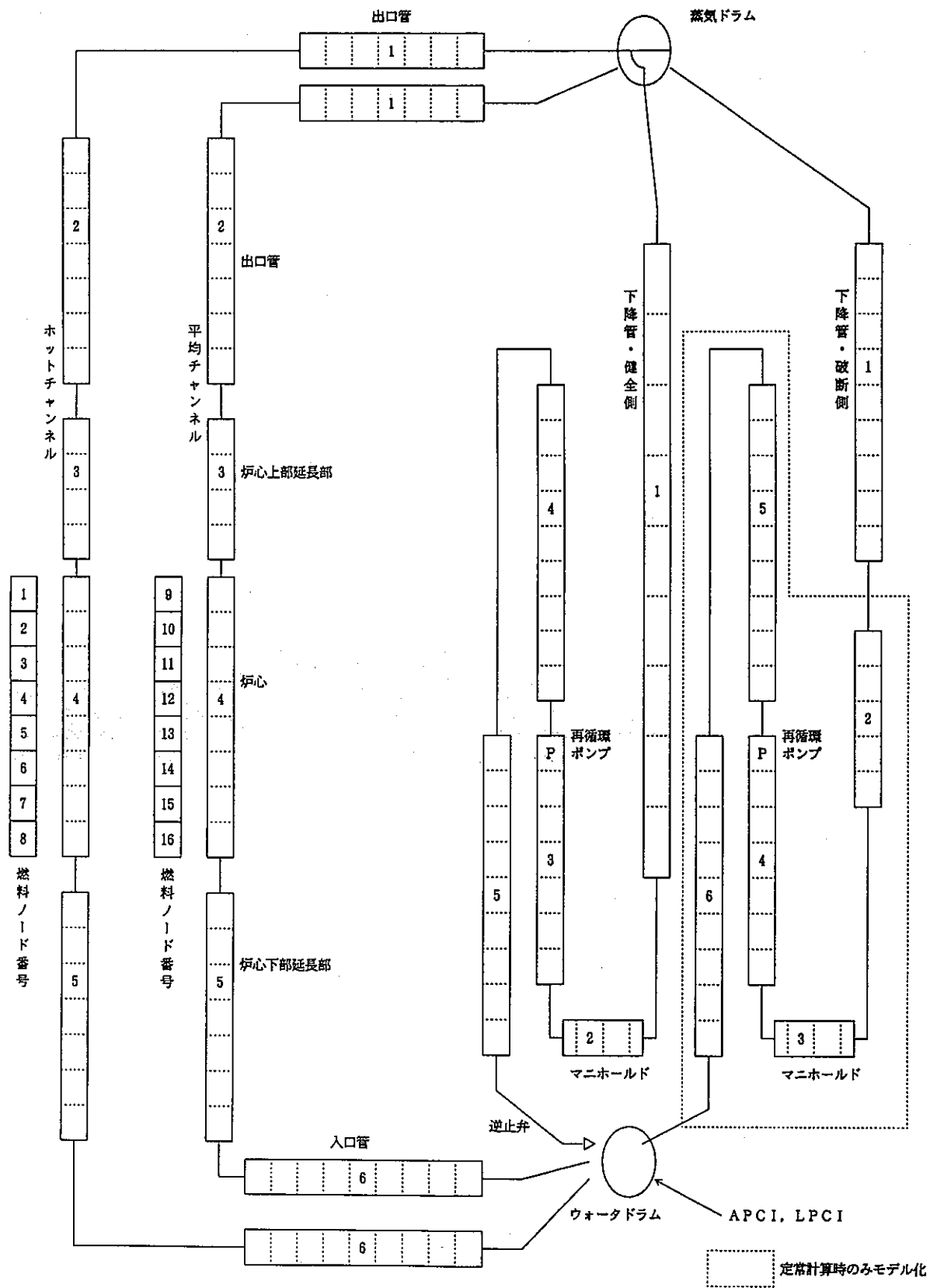
分割数をこのように変えても、蒸気ドラム及びウオータドラム圧力、炉心流量等の流動計算に対しての感度は小さく、PCT に対する感度は小さいことがわかる。

以上の結果から、計算コードは、ノード分割に対して大きな感度を持たず、適切なものとなっていると結論できる。

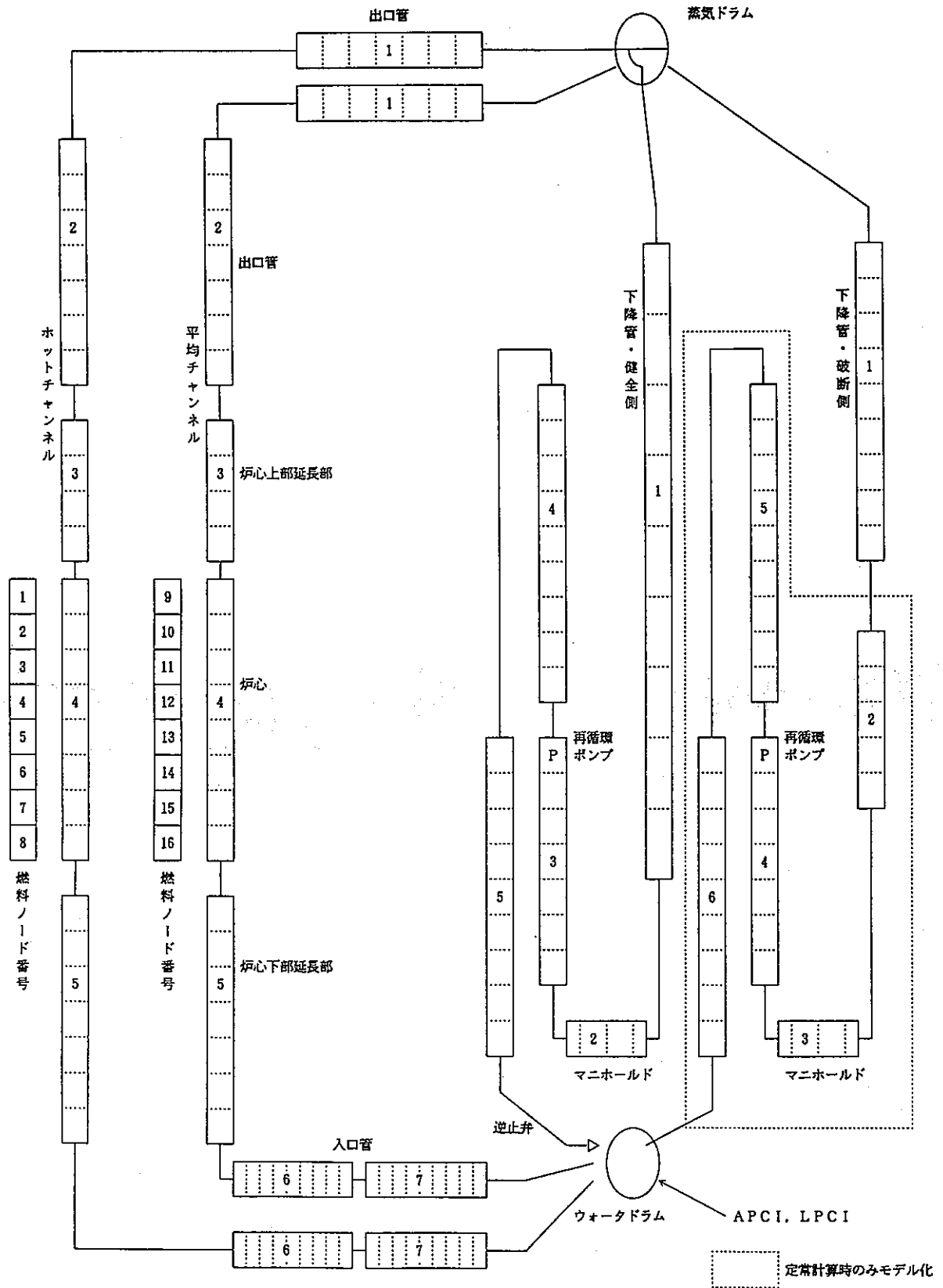
付表 2.2-1 ノード分割感度解析結果

項 目	基本ケース	感度解析ケース I	感度解析ケース II
		入口管分割数を 2 倍とする	炉心の分割数を 2 倍とする
燃料被覆管最高温度	6 6 7 (°C)	6 6 8	6 5 6
最大ジルコニウム-水反応量	0. 0 0 4 (%)	0. 0 0 4	0. 0 0 3
A P C I 作動時刻	1 5. 3 (秒)	1 5. 2	1 5. 1
L P C I 作動時刻	3 1. 8 (秒)	3 2. 4	3 1. 6
E C C 水炉心下端到達時刻	3 8. 0 (秒)	3 8. 0	3 7. 8
ターンアラウンド開始時刻	4 0. 0 (秒)	4 0. 0	3 9. 0

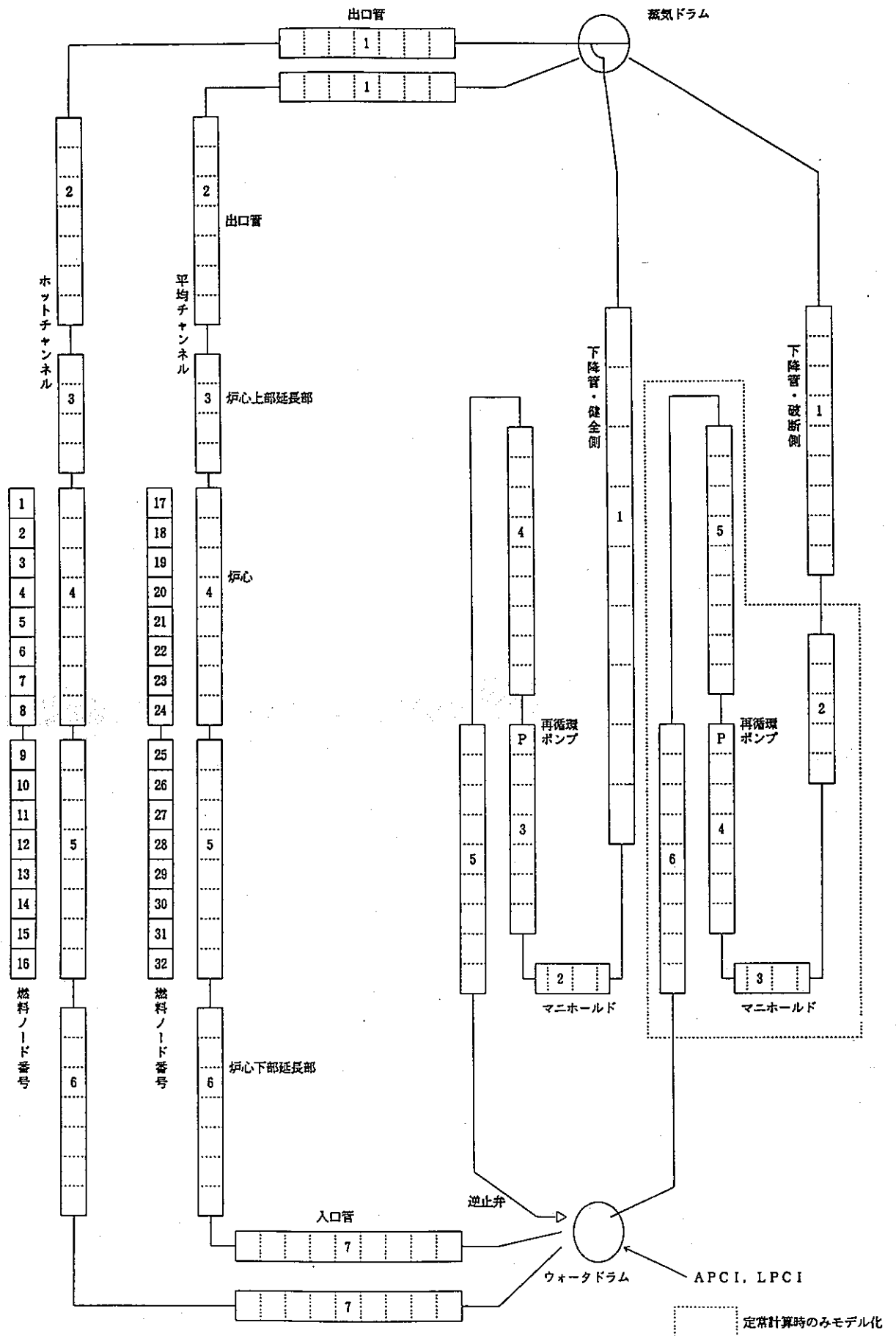
(注) 最大ジルコニウム-水反応量は、初期酸化量からの差で示す。



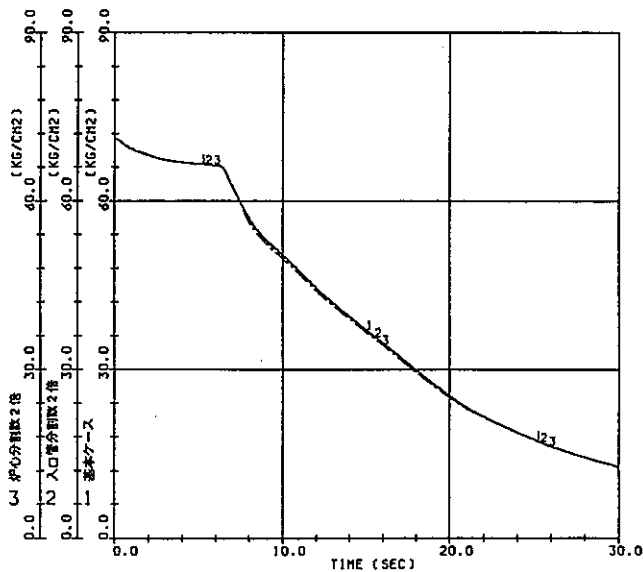
付図 2.2-1 SENHOR ノード分割図



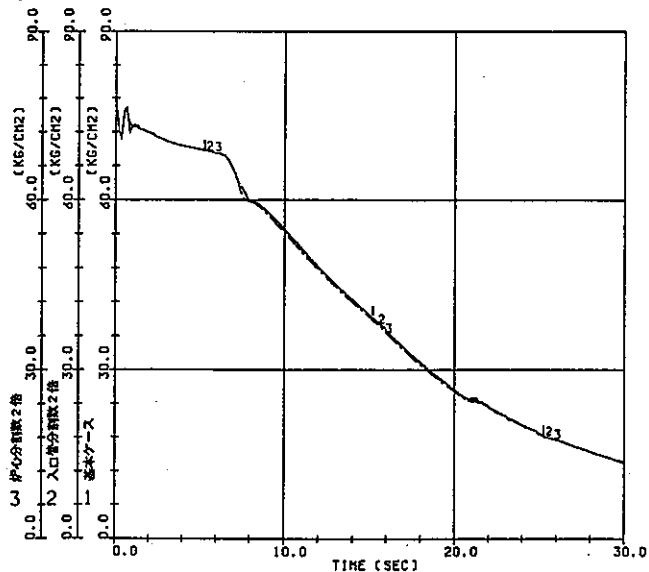
付図 2.2-2 SENHOR ノード分割図 (入口管分割数 2 倍)



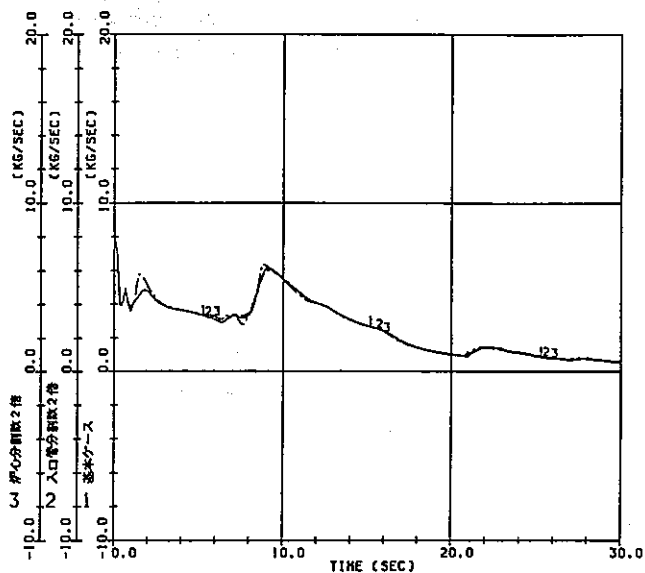
付図 2.2-3 SENHOR ノード分割図 (炉心分割数 2 倍)



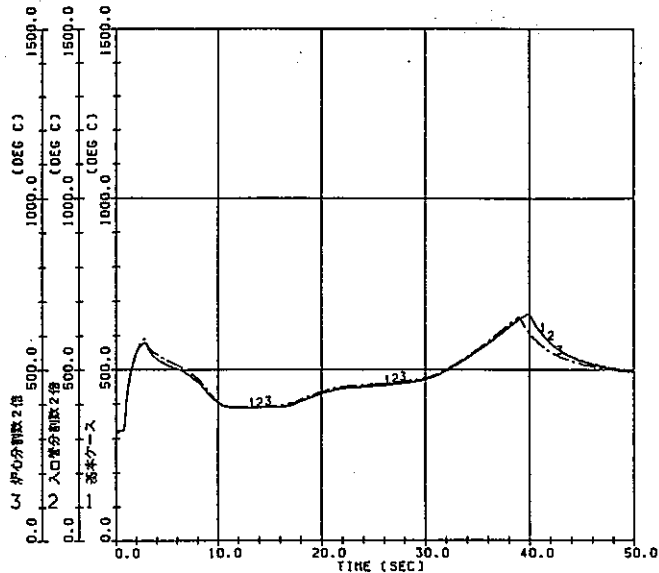
付図 2.2-4 下降管大破断事故時の蒸気ドラム圧力変化 (ノード分割の影響)



付図 2.2-5 下降管大破断事故時のウォータードラム圧力変化 (ノード分割の影響)



付図 2.2-6 下降管大破断事故時の炉心流量変化 (ノード分割の影響)



付図 2.2-7 下降管大破断事故時の被覆管温度変化 (ノード分割の影響)

(2) 多次元効果

基本ケースでは、最も PCT が高くなるチャンネルと、その他を全て平均化した平均チャンネルの 2 流路構成で解析している。このことの妥当性を示すために、付図 2.2-8 に示すように、平均チャンネルを 1 本増し総計 3 本とし、平均チャンネル 2 本の組合せを、炉心内側領域と炉心外側領域に対する平均流路とした場合と、高出力チャンネルと低出力チャンネルの 2 つのグループに分割した平均流路とした場合についての感度を調べる。解析結果を付図 2.2-9～-12、付表 2.2-2 に示す。

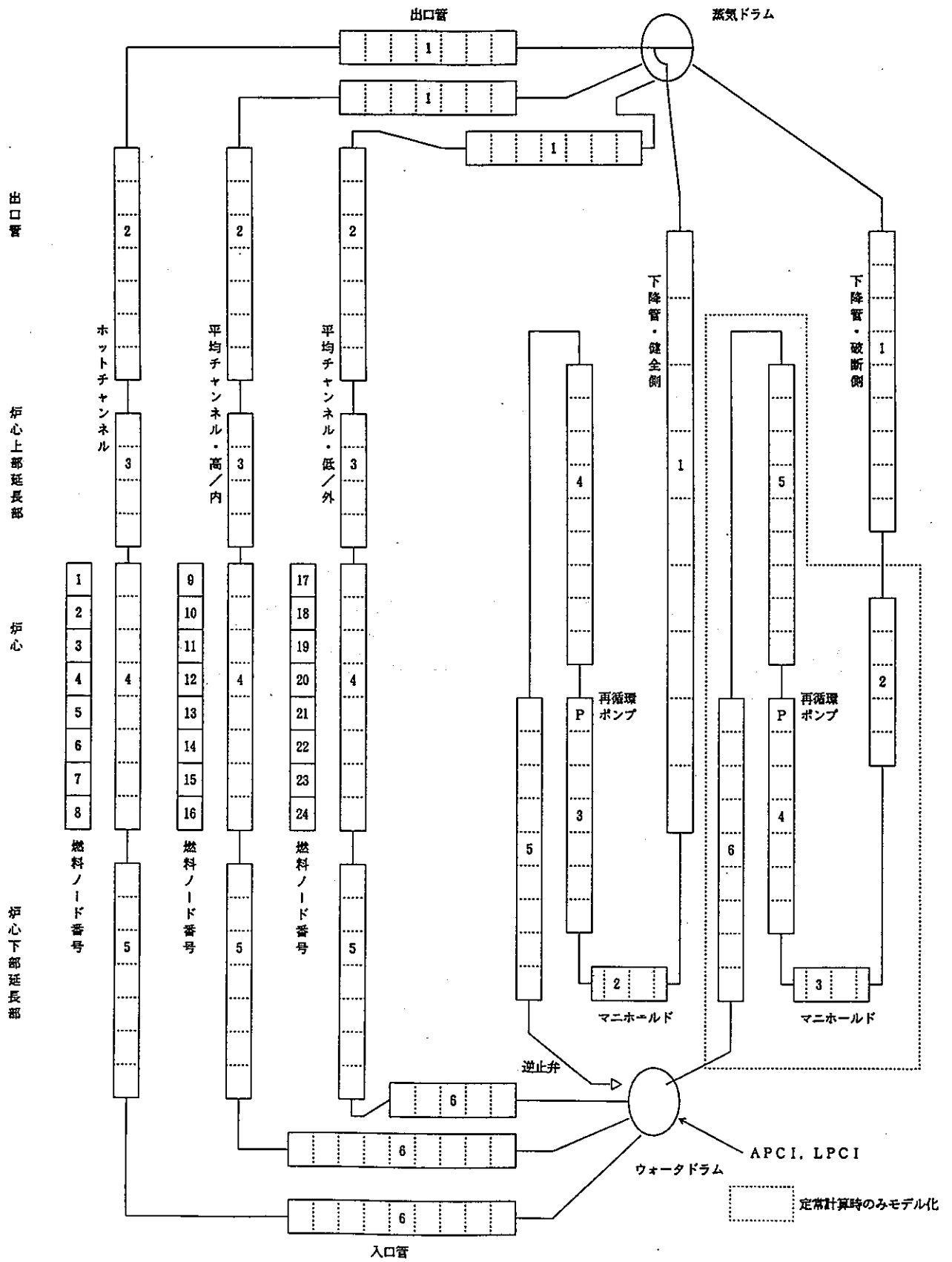
チャンネル本数をこのように 2 本から 3 本に変えても、また、平均チャンネルの選び方を変えても、蒸気ドラム及びウオータドラム圧力、炉心流量等の流動計算に対する感度は小さく、PCT に対する感度は小さいことがわかる。

以上の結果から、計算コードは、多次元効果に対して大きな感度を持たず、適切なものとなっていると結論できる。

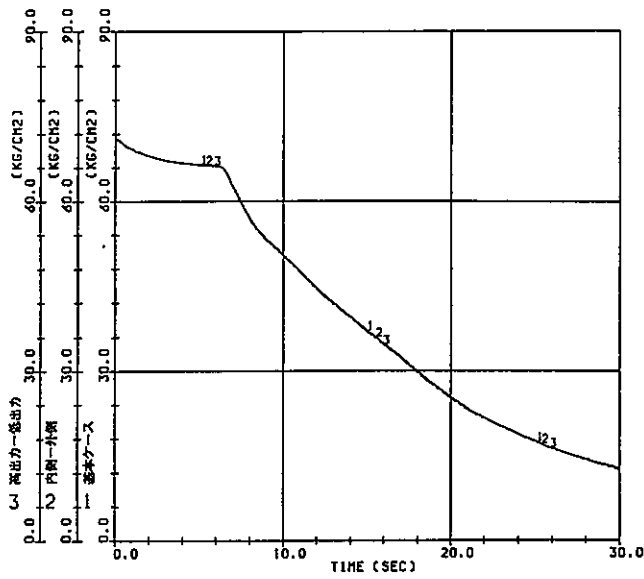
付表 2.2-2 多次元効果感度解析結果

項 目	基本ケース	感度解析ケース I	感度解析ケース II
		平均チャンネル：内- 外領域の 2 c h	平均チャンネル：高- 低出力領域の 2 c h
燃料被覆管最高温度	6 6 7 (°C)	6 5 5	6 5 5
最大ジルコニウム-水反応量	0. 0 0 4 (%)	0. 0 0 3	0. 0 0 3
A P C I 作動時刻	1 5. 3 (秒)	1 5. 3	1 5. 2
L P C I 作動時刻	3 1. 8 (秒)	3 1. 6	3 1. 3
E C C 水炉心下端到達時刻	3 8. 0 (秒)	3 8. 0	3 8. 0
ターンアラウンド開始時刻	4 0. 0 (秒)	4 0. 0	4 0. 0

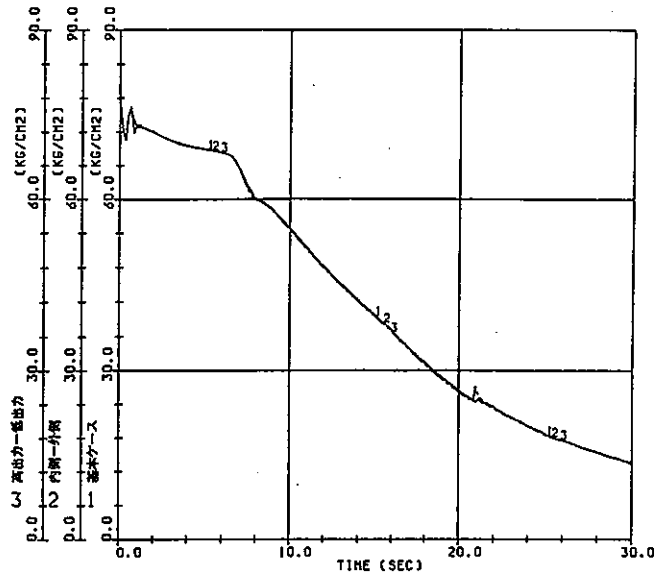
(注) 最大ジルコニウム-水反応量は、初期酸化量からの差で示す。



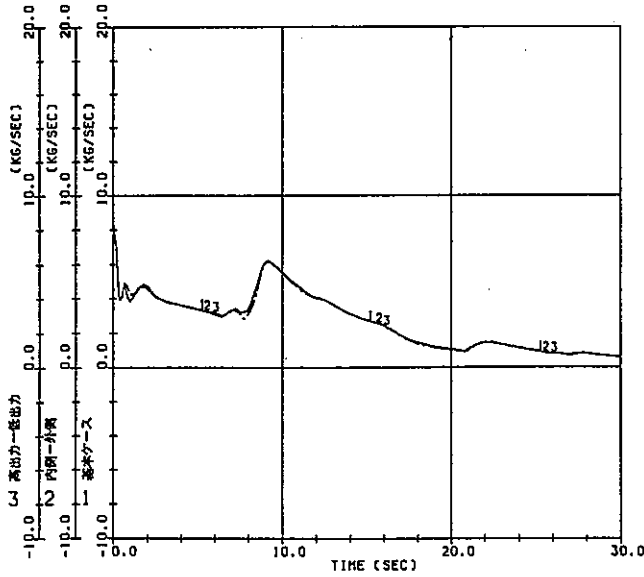
付図 2.2-8 SENHOR ノード分割図 (多次元効果)



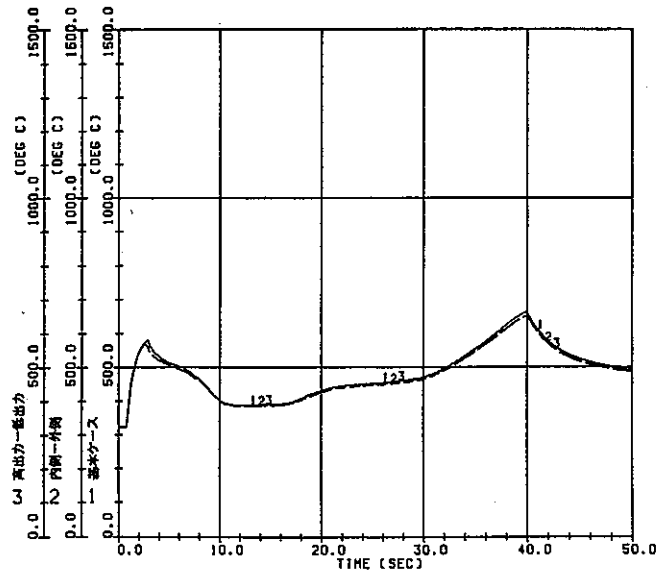
付図2.2-9 下降管大破断事故時の蒸気ドラム
圧力変化 (多次元効果の影響)



付図2.2-10 下降管大破断事故時のウォーター
ドラム圧力変化 (多次元効果の影響)



付図2.2-11 下降管大破断事故時の炉心流量
変化 (多次元効果の影響)



付図2.2-12 下降管大破断事故時の被覆管温度
変化 (多次元効果の影響)

(3) 構造材熱容量

構造材の熱容量については、1次系全体に対して、それぞれの部分における構造材の材質、肉厚を考慮し、1次元非定常熱伝導方程式を解くことによって構造材と冷却材もしくは空気との間の伝熱を考慮している。このモデルに対して、熱容量を無視した場合と、構造材肉厚方向の計算メッシュを2倍にした場合について感度を調べる。解析結果を付図 2.2-13、付表 2.2-3 に示す。

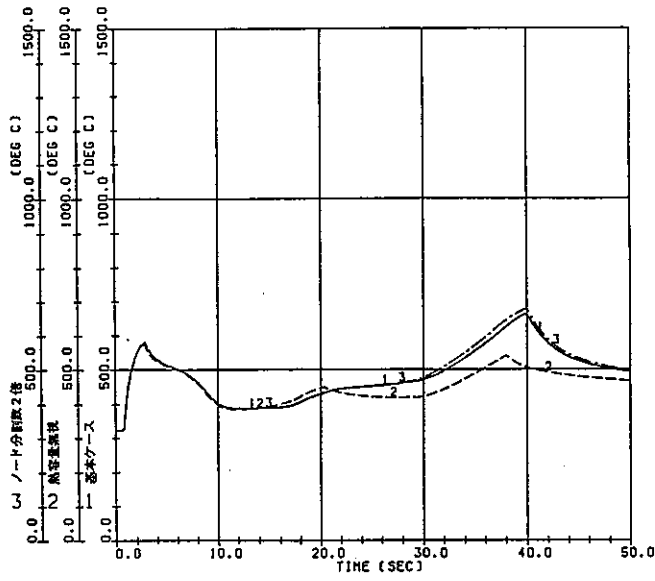
構造材の熱容量を無視した場合には、配管の蓄積熱の放熱が無視されるため、炉心のクオリティは基本ケースより小さくなる。この結果、冷却材は蒸気単相状態になることはなく、PCT は、破断初期の被覆管温度上昇を越えることなく、95℃ 低下する。一方、計算メッシュを2倍に変えても、PCT に対する感度は小さく、基本モデルの計算メッシュ数は妥当なものであると結論できる。

付表 2.2-3 構造材熱容量感度解析結果

項 目	基本ケース	感度解析ケース I	感度解析ケース II
		熱容量無視	計算ノード 2 倍
燃料被覆管最高温度	6 6 7 (°C)	5 7 2 *	6 8 1
最大ジルコニウム-水反応量	0. 0 0 4 (%)	0. 0 0 1	0. 0 0 5
A P C I 作動時刻	1 5. 3 (秒)	1 4. 6	1 5. 2
L P C I 作動時刻	3 1. 8 (秒)	2 7. 7	3 1. 7
E C C 水炉心下端到達時刻	3 8. 0 (秒)	3 6. 8	3 8. 0
ターンアラウンド開始時刻	4 0. 0 (秒)	3 8. 0	4 0. 0

(注) 最大ジルコニウム-水反応量は、初期酸化量からの差で示す。

* : P C T 発生時刻 3 秒。



付図2.2-13 下降管大破断事故時の被覆管温度変化（構造材熱容量の影響）

(4) 臨界流モデル

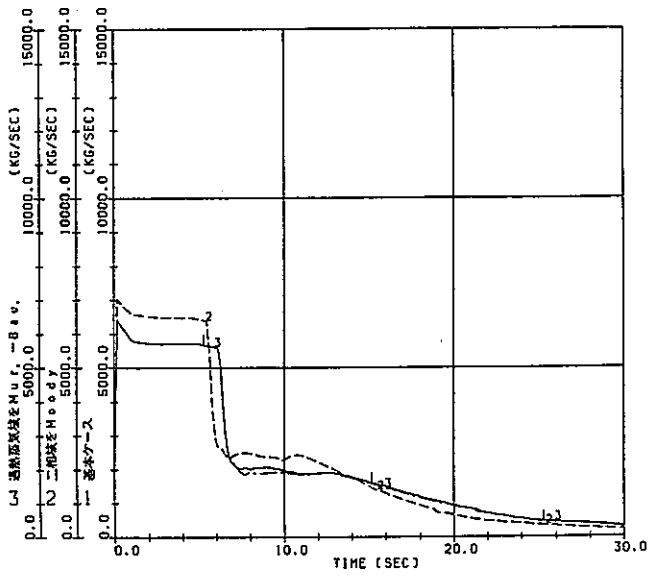
臨界流モデルは、未飽和、二相、過熱蒸気の場合に応じてそれぞれ Henry-Fauske の式、小笠原の式、理想気体の臨界流理論式のモデルを用いている。感度解析では、二相放出時を Moody の式に、また、過熱蒸気放出時を Murdock-Bauman の式に変えた場合について感度を調べる。この場合の放出係数は、全ケース 1.0 としている。解析結果を付図 2.2-14～-19、付表 2.2-4 に示す。

二相放出時を Moody の式に変えた場合、破断口からの放出流量は、付図 2.2-14 に示すように基本モデルより大きくなり、この結果、蒸気ドラム圧力、水位は付図 2.2-15、-16 に示すように、早く降下する。圧力降下に伴うウォータドラム内でのフラッシングによる一時的な炉心流量増加は早く、かつ大きい。それだけ早く冷却材がなくなり、PCT は基本モデルより 25℃ 高くなる。一方、過熱蒸気放出のモデルを変えた場合の感度は小さい。

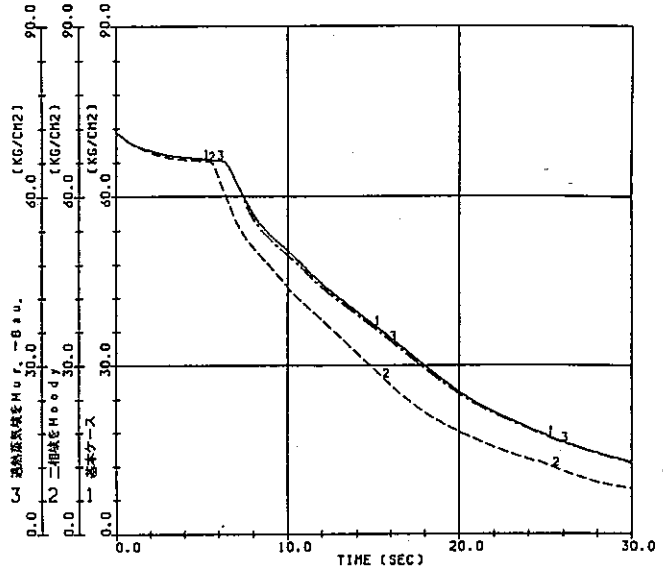
付表 2.2-4 臨界流モデル感度解析結果

項 目	基本ケース	感度解析ケース I	感度解析ケース II
		二相放出 M o o d y	過熱蒸気放出 M u r d o c k - B a u m a n
燃料被覆管最高温度	6 6 7 (°C)	6 9 2	6 5 4
最大ジルコニウム-水反応量	0 . 0 0 4 (%)	0 . 0 0 6	0 . 0 0 3
A P C I 作動時刻	1 5 . 3 (秒)	1 2 . 7	1 5 . 0
L P C I 作動時刻	3 1 . 8 (秒)	2 6 . 1	3 1 . 4
E C C 水炉心下端到達時刻	3 8 . 0 (秒)	3 4 . 7	3 7 . 8
ターンアラウンド開始時刻	4 0 . 0 (秒)	3 6 . 0	3 9 . 0

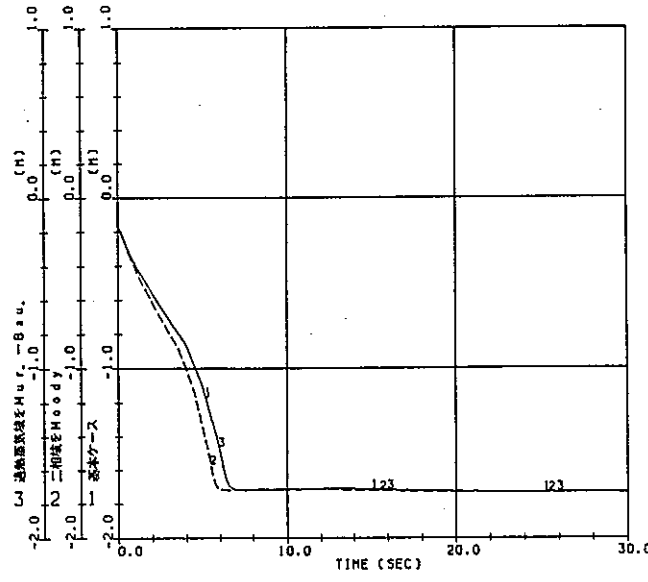
(注) 最大ジルコニウム-水反応量は、初期酸化量からの差で示す。



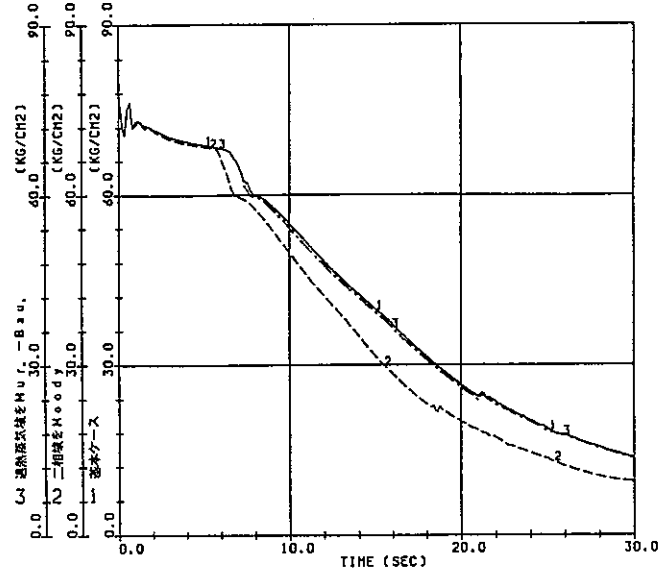
付図 2.2-14 下降管大破断事故時の破断口流量変化 (臨界流モデルの影響)



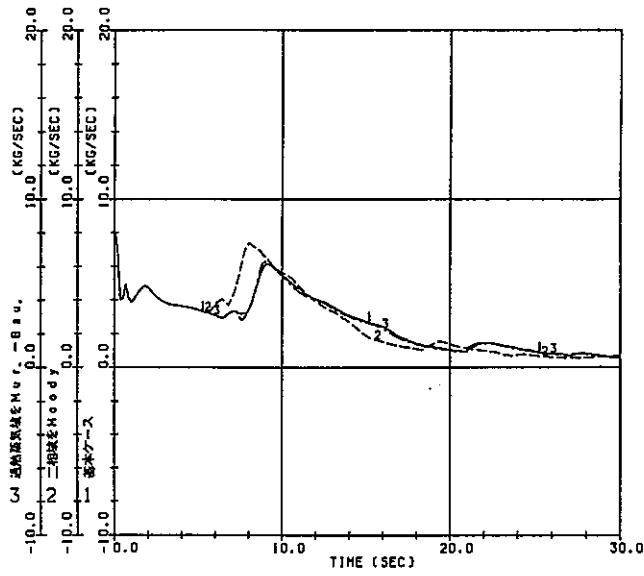
付図 2.2-15 下降管大破断事故時の蒸気ドラム圧力変化 (臨界流モデルの影響)



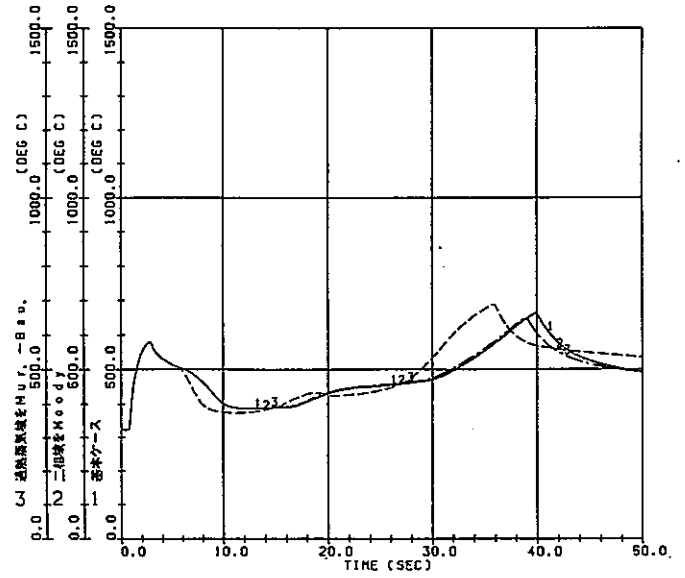
付図 2.2-16 下降管大破断事故時の蒸気ドラム水位変化 (臨界流モデルの影響)



付図 2.2-17 下降管大破断事故時のウォータードラム圧力変化 (臨界流モデルの影響)



付図 2.2-18 下降管大破断事故時の炉心流量変化 (臨界流モデルの影響)



付図 2.2-19 下降管大破断事故時の被覆管温度変化 (臨界流モデルの影響)

(5) 崩壊熱モデル

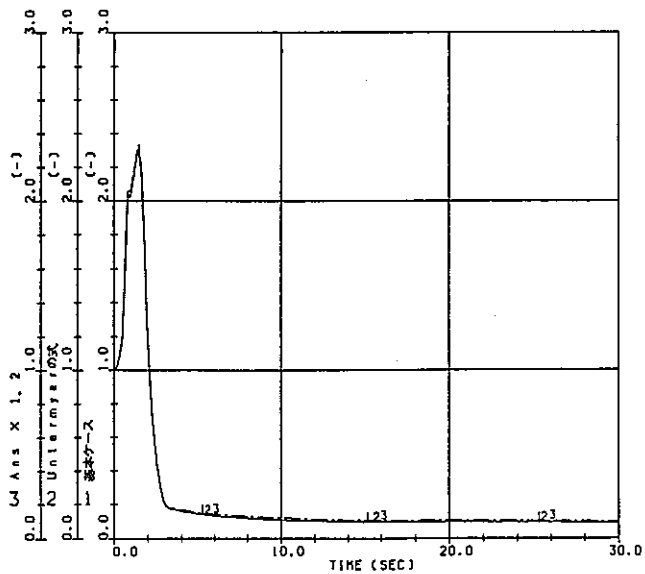
崩壊熱モデルは、ANSI/ANS-5.1-1979 を使用している。感度解析では、これを Untermyer の式及び ANS の標準式を 1.2 倍したものに変わった場合について調べる。解析結果を付図 2.2-20～-22、付表 2.2-5 に示す。

崩壊熱出力の違いは、付図 2.2-20 に示すようにわずかであり、炉心流量等の流動に与える影響も小さく、崩壊熱モデルの PCT に対する感度は小さい。

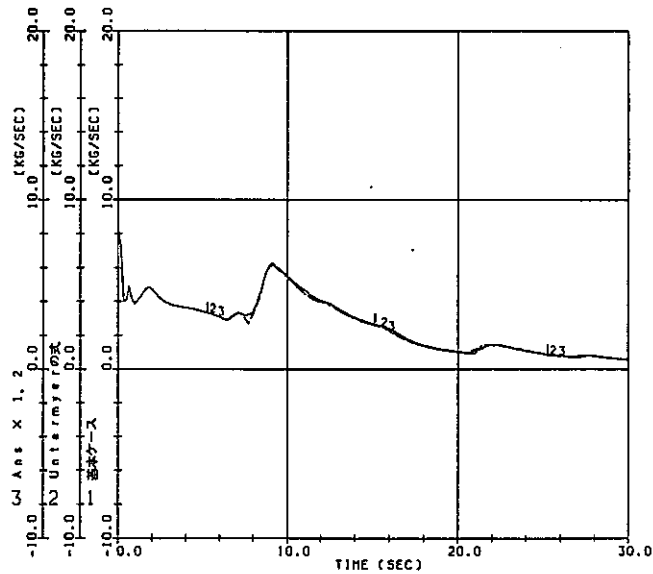
付表 2.2-5 崩壊熱モデル感度解析結果

項 目	基本ケース	感度解析ケース I	感度解析ケース II
		Untermyer	ANS 標準式 × 1.2 倍
燃料被覆管最高温度	6 6 7 (°C)	6 5 7	6 6 8
最大ジルコニウム-水反応量	0 . 0 0 4 (%)	0 . 0 0 3	0 . 0 0 4
A P C I 作動時刻	1 5 . 3 (秒)	1 5 . 0	1 5 . 0
L P C I 作動時刻	3 1 . 8 (秒)	3 1 . 4	3 1 . 7
E C C 水炉心下端到達時刻	3 8 . 0 (秒)	3 7 . 8	3 7 . 8
ターンアラウンド開始時刻	4 0 . 0 (秒)	3 9 . 0	3 9 . 0

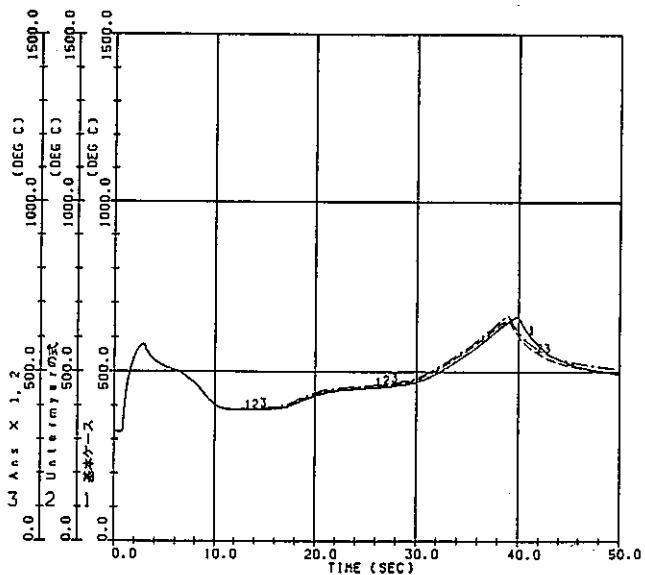
(注) 最大ジルコニウム-水反応量は、初期酸化量からの差で示す。



付図 2.2-20 下降管大破断事故時の熱出力変化 (崩壊熱モデルの影響)



付図 2.2-21 下降管大破断事故時事の炉心流量変化 (崩壊熱モデルの影響)



付図 2.2-22 下降管大破断事故時の被覆管温度変化 (崩壊熱モデルの影響)

(6) 二相摩擦増倍係数

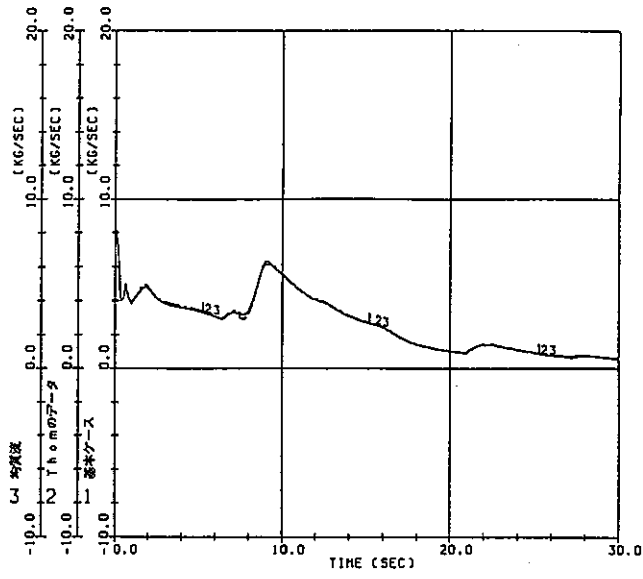
二相摩擦増倍係数は、Thom のデータ (250psi 以上) 及び Martinelli-Nelson の式 (250psi 以下) の組み合わせにて計算を行っている。感度解析では、全圧力域に対して Thom のデータを使用した場合及び均質流の式を使用した場合について調べる。解析結果を付図 2.2-23～-24、付表 2.2-6 に示す。

二相摩擦増倍係数は、流動に対して影響を与える因子であるが、炉心流量に与える影響は、付図 2.2-23 に示すように小さく、二相摩擦増倍係数の PCT に対する感度は小さい。

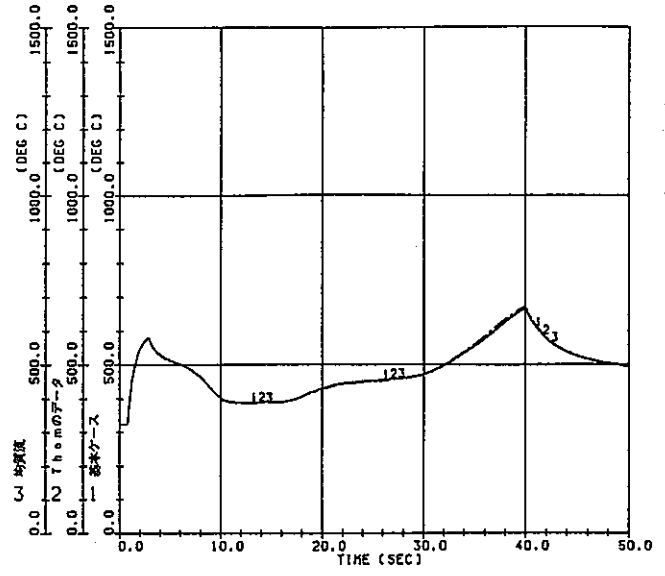
付表 2.2-6 二相摩擦増倍係数モデル感度解析結果

項 目	基本ケース	感度解析ケース I	感度解析ケース II
		Thomのデータを内挿する	均質流
燃料被覆管最高温度	667 (°C)	668	674
最大ジルコニウム-水反応量	0.004 (%)	0.004	0.004
APCI 作動時刻	15.3 (秒)	15.2	15.2
LPCI 作動時刻	31.8 (秒)	31.6	31.6
ECC 水炉心下端到達時刻	38.0 (秒)	37.9	38.0
ターンアラウンド開始時刻	40.0 (秒)	40.0	40.0

(注) 最大ジルコニウム-水反応量は、初期酸化量からの差で示す。



付図2.2-23 下降管大破断事故時の炉心流量変化 (二相摩擦増倍係数の影響)



付図2.2-24 下降管大破断事故時の被覆管温度変化 (二相摩擦増倍係数の影響)

(7) 気液スリップモデル

気液スリップ比は、ATR 用実規模試験装置を用いて計測した値に基づく流量依存のボイド率評価式(HTL の式) から求めている。ATR の流路体系では、HTL の式を用いることにより、種々の破断実験を精度良く模擬することができる。感度解析では、スリップ比を 1.0 とする均質流モデル及び飽和水密度と飽和蒸気密度の比の平方によって求まる Fauske の式を用いた場合について調べる。均質流モデルは、上昇流の場合最も小さなスリップ比を与え、Fauske の式は、最も大きなスリップ比を与えものの 1 つである。解析結果を付図 2.2-25～-28、付表 2.2-7 に示す。

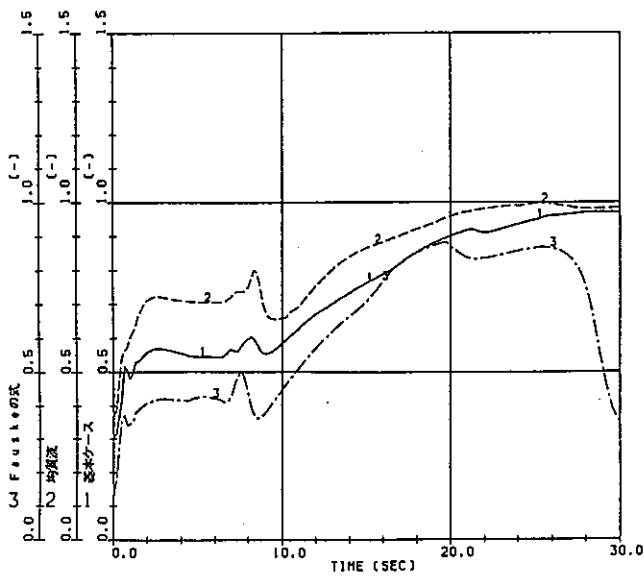
スリップ比は、炉心のボイド率に対して大きな影響を与え、付図 2.2-25 に示すように、破断前のボイド率は、均質流モデルが最も大きく、基本モデル、Fauske のモデルの順に小さくなる。破断直後の原子炉出力の上昇は、付図 2.2-26 に示すように、使用しているボイド反応度特性との関係で、均質流モデルが最も大きく、基本モデル、Fauske のモデルの順に小さくなる。この結果、破断初期の被覆管温度上昇も、付図 2.2-28 に示すように、この順に小さくなっている。圧力降下に伴うウォータドラム内でのフラッシングによる一時的な炉心流量増加は、均質流モデルが最も大きいですが、それだけ早く冷却材がなくなり、結果として、PCT は基本モデルより 130℃高い。逆に、Fauske のモデルの場合、PCT は最も低く基本モデルより 165℃低い。このように、スリップ比モデルは、PCT に対して大きな感度を持っている。そのため、実規模の試験装置を用いた種々の破断試験によって、現モデルが現象を最も良く説明するモデルであることを確認している。

付表 2.2-7 気液スリップ比モデル感度解析結果

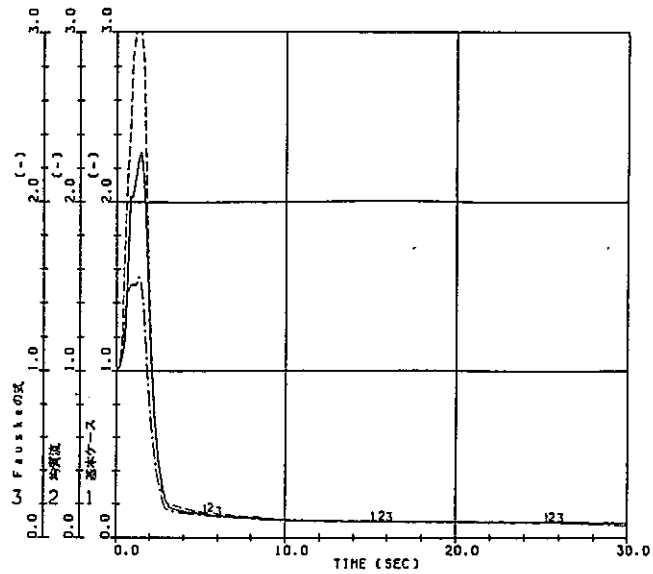
項 目	基本ケース	感度解析ケース I	感度解析ケース II
		均質流モデル	F a u s k e
燃料被覆管最高温度	6 6 7 (°C)	7 9 7	5 0 2 *
最大ジルコニウム-水反応量	0 . 0 0 4 (%)	0 . 0 0 5	0 . 0
A P C I 作動時刻	1 5 . 3 (秒)	1 8 . 1	1 3 . 8
L P C I 作動時刻	3 1 . 8 (秒)	3 1 . 2	3 1 . 1
E C C 水炉心下端到達時刻	3 8 . 0 (秒)	4 0 . 2	3 6 . 7
ターンアラウンド開始時刻	4 0 . 0 (秒)	4 2 . 0	3 8 . 0

(注) 最大ジルコニウム-水反応量は、初期酸化量からの差で示す。

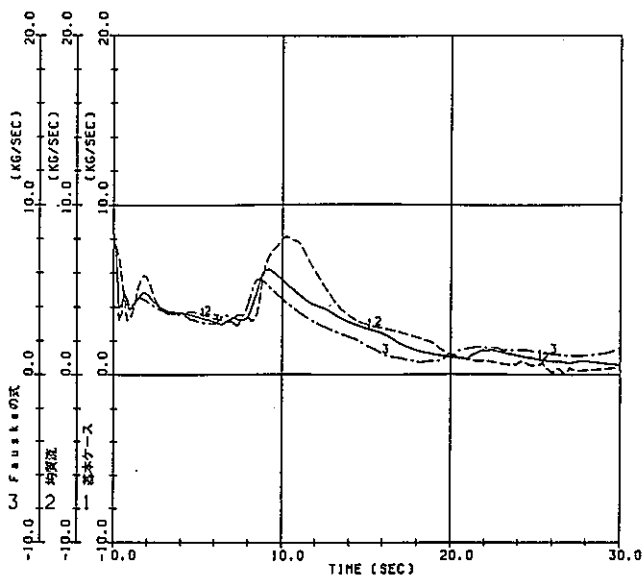
* : P C T 発生時刻 3 秒。



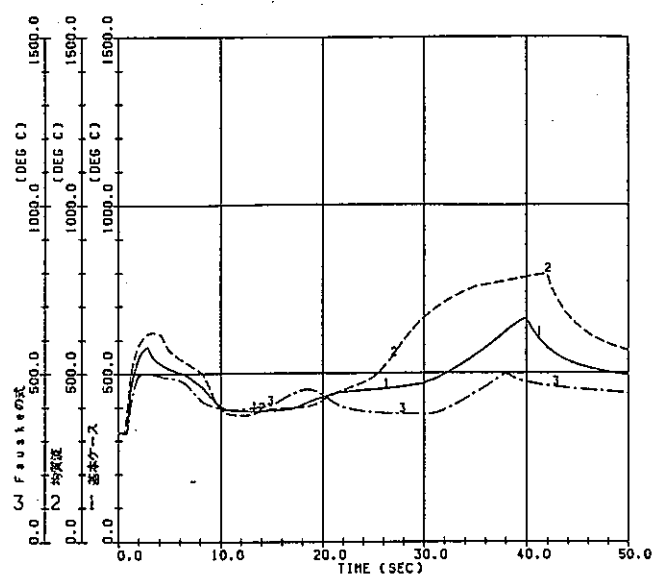
付図2.2-25 下降管大破断事故時の平均ボイド率変化 (気液スリップ比の影響)



付図2.2-26 下降管大破断事故時の熱出力変化 (気液スリップ比の影響)



付図2.2-27 下降管大破断事故時の炉心流量変化 (気液スリップ比の影響)



付図2.2-28 下降管大破断事故時の被覆管温度変化 (気液スリップ比の影響)

(8) 膜沸騰熱伝達係数

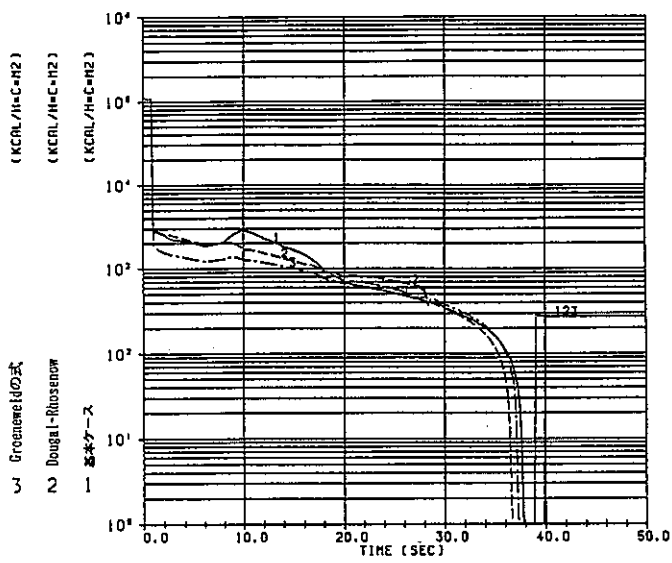
膜沸騰熱伝達係数は、ATR 用実規模試験装置を用いて計測した値に基づき作成した HTL の式の 0.8 倍の式を用いている。膜沸騰熱伝達係数は、ドライアウト後の熱伝達率を与え、燃料被覆管の温度上昇度合いを決めている。感度解析では、これを Dougal-Rosenow の式及び Groeneweld の式に変えた場合について調べる。解析結果を付図 2.2-29～30、付表 2.2-8 に示す。

膜沸騰熱伝達係数は、付図 2.2-29 に示すように、Groeneweld の式の場合が最も小さく、被覆管表面温度は、逆に Groeneweld の式の用いた場合が最も高くなるが、付図 2.2-30 に示すように、膜沸騰熱伝達係数の PCT に対する感度は小さい。

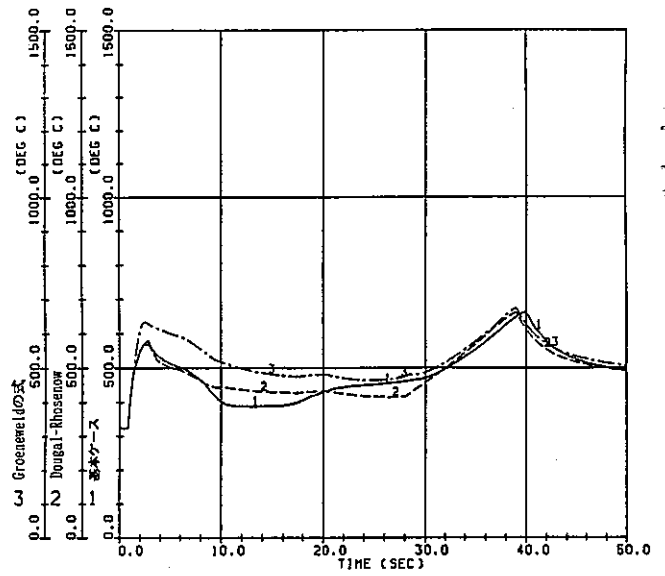
付表 2.2-8 膜沸騰熱伝達係数感度解析結果

項 目	基本ケース	感度解析ケース I	感度解析ケース II
		Dougal-Rosenowの式	Groeneweldの式
燃料被覆管最高温度	667 (°C)	663	676
最大ジルコニウム-水反応量	0.004 (%)	0.003	0.005
APCI 作動時刻	15.3 (秒)	15.0	14.9
LPCI 作動時刻	31.8 (秒)	31.6	31.5
ECC 水炉心下端到達時刻	38.0 (秒)	37.8	37.7
ターンアラウンド開始時刻	40.0 (秒)	39.0	39.0

(注) 最大ジルコニウム-水反応量は、初期酸化量からの差で示す。



付図 2.2-29 下降管大破断事故時の被覆管温度熱伝達率変化 (膜沸騰熱伝達係数の影響)



付図 2.2-30 下降管大破断事故時の被覆管温度変化 (膜沸騰熱伝達係数の影響)