

高速増殖炉の安全解析に用いる 計算コードについて

昭和 56 年 11 月

動力炉・核燃料開発事業団

高速増殖炉の安全解析に用いる計算コードについて

中井良大^{*}、伊藤 勝^{*}、寺田和道^{*}、
可児吉男^{*}、前田清彦^{*}、遠藤 寛^{**}、
近藤 悟^{**}、相澤清人^{*}、大森康民^{*}

要 旨

高速実験炉「常陽」の建設・運転、試験経験の蓄積に対応して、実機プラントの評価に使用されるシステムコード等、実機の安全解析用コード群が整備されてきた。

また、液体金属冷却高速増殖炉（LMFBR）の安全性研究の進展に伴い、大洗工学センターを始めとする内外の研究施設に於て数多くの実験データが蓄積されてきている。そしてこれらのデータに基づき、種々の解析モデルが設定され、数多くの計算コードが開発されてきた。

本資料は、上記の多数の安全解析用計算コード群の中から、高速増殖原型炉「もんじゅ」などLMFBRプラントの安全評価用として使用される可能性のある計算コードを選び、これらのコード群の解析モデル並びにその機能に関する理解を扶ける目的をもって作成されたものである。

* 動力炉・核燃料開発事業団，高速増殖炉開発本部 建設計画部

** 動力炉・核燃料開発事業団，大洗工学センター，高速炉安全性試験室

Computer Codes for Safety Analysis of LMFBR

R. Nakai*, M. Itoh*, K. Terata*,
Y. Kani*, K. Maeda*, H. Endo**,
S. Kondo**, K. Aizawa*, Y. Ohmori*

Keywords

LMFBR, JOYO, MONJU, Computer Code, Safety Evaluation,
Local Fault, Loss of Piping Integrity

Abstract

Computer codes for safety analysis, including systems codes, which are used for the evaluation of LMFBR plants, have been developed along with the progress of the construction and the operation of experimental fast reactor "JOYO".

On the other hand, a large number of data has been accumulated at O-arai Engineering Center and other laboratories both in Japan and abroad with the advance of safety R&D on Liquid Metal Fast Breeder Reactor (LMFBR).

Various models of analysis have been proposed and many computer codes have been developed which are based on these models.

This paper describes the essential part of the models and the functions of the codes, thus developed, which are used for the safety evaluation of LMFBR plant such as the prototype fast breeder reactor "MONJU".

* FBR Development Project, Power Reactor and Nuclear Fuel
Development Corporation

** Fast Reactor Safety Section, Steam Generator Division,
O-arai Engineering Center, PNC

目 次

I. HARHO-IN	1
II. FALL	19
III. SUGAR-L	39
IV. SEETHE	49
V. HIPRAC-III	61
VI. PIBRA	77
VII. SOFIRE-M II	91
VIII. SPRAY- II*	99
IX. ABC	109
X. MIMIR-N2	123
XI. SWAC-10	143
XII. SWACS	161
XIII. SAS 3D	187
XIV. VENUS-PM	227
XV. SIMMER-II	243
XVI. PISCES-2DELK	253
XVII. PPP-M	275
XVIII. DOSAGE	285

(*印は公開コードであることを示す。)

I. HARHO-INコード

HARHO-INコード

目 次

1. 概 要	5
2. 解析モデル	5
3. 計算方法	6
4. SAS 3Dコード計算結果との対比	10
参 考 文 献	11

図表リスト

第 I - 1.1 図	HARHO-INコード計算フロー概略図	12
第 I - 2.1 図	燃料ピン解析モデル(軸方向)	13
第 I - 2.2 図	燃料ピン解析モデル(径方向)	13
第 I - 4.1 図	出力運転中の制御棒の異常な引抜きに於ける HARHO-INとSAS 3Dとの対比 〔原子炉出力変化〕	14
第 I - 4.2 図	外部電源喪失に於ける HARHO-INとSAS 3Dとの対比 〔原子炉出力変化〕	15
第 I - 4.1 表	HARHO-INとSAS 3Dとの 各部温度に関する比較	16
第 I - 4.2 表	SAS 3Dの実験解析による検証例	17

1. 概 要

炉心過渡解析コードHARHO-INは、反応度のそり入や、流量の減少等に係わる、原子炉出力及び反応度の変化、並びに炉心部の温度変化を計算するコードである。

本コードは第I-1.1図の計算フロー概略図に示すように、核動特性計算部と伝熱計算部の、2つの主要な計算ルーチンで構成される。

核動特性計算部では、1点近似動特性方程式を解くことにより、原子炉出力及び反応度の過渡変化を計算する。

伝熱計算部では、炉心燃料部を等価な円柱状単チャンネルモデルで模擬をし、エネルギー保存式、熱伝達式、熱伝導方程式を解くことにより、燃料、被ふく管、ナトリウム及び構造材の温度変化を求める。

2. 解析モデル

(1) 核計算モデル

核動特性計算にあたっては、1点近似モデルを使用する。反応度としては、下記のもの
を考慮する。

- (a) 外部反応度
- (b) スクラム反応度
- (c) 温度フィードバック反応度

温度フィードバック反応度は、平均チャンネルに対する伝熱計算から求めた平均温度を用いて、下記の反応度係数から求める。

- (i) ドップラー係数
- (ii) ナトリウム温度係数
- (iii) 被ふく管温度係数
- (iv) 構造材温度係数
- (v) 炉心支持板温度係数

出力の算定にあたっては、その形状を一定と見做し、その振幅を1点近似核動特性計算より求める。なお核分裂生成物及び超ウラン元素の崩壊熱も考慮する。

(2) 熱計算モデル

(a) 炉心燃料ピンのメッシュ分割

燃料ピンの伝熱計算にあたって、第 I - 2.1 図に示す燃料ピンを軸方向に 16 分割 (炉心燃料 10 分割, 軸方向ブランケット上下各 3 分割) する。径方向への熱伝導は、第 I - 2.2 図に示すモデルで、一次元熱伝導方程式を解くことにより求める。なお燃料ペレット中における軸方向熱移行は無視する。

燃料ピンの径方向メッシュ分割は、燃料ペレット 10 分割, 被ふく管 3 分割, ナトリウム, 構造材各 1 の計 15 分割である。

(b) 2 種類のチャンネルモデル

以下に示す 2 種類のチャンネルモデルにより解析を行なう。

(i) ホットチャンネル (最大発熱ピン)

過渡変化時における燃料, 被ふく管, ナトリウムの最高温度を求めるために想定するチャンネルである。

(ii) 平均チャンネル (炉心平均ピン)

原子炉の平均出力密度, 炉心の平均流量を与えたチャンネルで代表する。

このチャンネルにおける各部平均温度を使用して, 核動特性計算に用いる温度フィードバック反応度を計算する。

(c) 計算手順

伝熱計算の手順は, まず炉心入口の冷却材流量, 温度 (変動が想定されるケースについては, プラント動特性コードの計算結果を用いる。) を与え, エネルギー保存則を用いて, 冷却材ナトリウムの軸方向温度分布を求める。

次に, 軸方向ノード毎に, 第 I - 2.2 図に示すように, 燃料の径方向温度分布を求める。これにより, 各チャンネルの 2 次元温度分布が得られる。

3. 計算方法

(1) 核動特性計算

過渡変化は 1 点近似動特性方程式を Cohen の修正 Runge-Kutta 法により解く。⁽¹⁾

$$\frac{dn}{dt} = \frac{(\rho - \beta)n}{\ell} + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i \dots\dots\dots (I - 1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i n}{\ell} - \lambda_i C_i \dots\dots\dots (I - 2)$$

初期条件は定常を仮定するので $dn/dt = 0$, $dC_i/dt = 0$ である。

n ρ $\rho = \Delta k_{ex}(t) + \sum_m \Delta k_m(t) + \Delta k_D(t) - \Delta k_{rod}(t)$ β β_i C_i λ_i ℓ dt $\Delta k_{ex}(t)$ $\Delta k_{rod}(t)$	中性子密度 全反応度 (I - 3) 遅発中性子割合 遅発中性子 i の割合 遅発中性子 i の先行核濃度 遅発中性子 i の先行核の崩壊定数 即発中性子寿命 時間増分 外部反応度 スクラム反応度
--	--

$\left. \begin{array}{l} \beta_i \\ C_i \\ \lambda_i \end{array} \right\} (i = 1 \sim 6 \text{ 組})$

(2) 温度フィードバック反応度

(a) ドップラー反応度

$$\Delta k_D(t) = \alpha_D \ln \frac{T_f(t)}{T_f(0)} \dots\dots\dots (I - 4)$$

$\Delta k_D(t)$ α_D $T_f(t)$ $T_f(0)$	ドップラー反応度 ドップラー係数 (T^{dk}/dT) 時刻 t の燃料平均温度 (°K) (平均チャンネル) 初期燃料平均温度 (°K) (平均チャンネル)
---	---

(b) その他の温度フィードバック反応度

$$\Delta k_m(t) : \alpha_m (T_m(t) - T_m(0)) \dots\dots\dots (I - 5)$$

$\Delta k_m(t)$ α_m	温度フィードバック反応度 $m = (\text{ナトリウム} / \text{被ふく管} / \text{構造材} / \text{炉心支持板})$ 温度係数 ($\Delta k / ^\circ C$)
-------------------------------	--

$$\left[\begin{array}{l} T_m(t) : \text{時刻 } t \text{ の平均温度 (} ^\circ\text{K) (平均チャンネル)} \\ T_m(0) : \text{初期平均温度 (} ^\circ\text{K) (平均チャンネル)} \end{array} \right]$$

(3) 伝熱計算

(a) ナトリウム温度

ナトリウム温度は、冷却材流量及び被ふく管よりの熱流束を与えて、エネルギー保存の式を解く。

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \frac{\partial(GH)}{\partial z} = r \cdot \phi(z, t) \dots\dots\dots (I-6)$$

$$\left[\begin{array}{l} H : \text{冷却材ナトリウムのエンタルピー (cal/g)} \\ \rho : \text{冷却材ナトリウムの密度 (g/cm}^3\text{)} \\ G : \text{冷却材流量 (g/cm}^2 \cdot \text{sec)} \\ r : \frac{\text{被ふく管外表面積}}{\text{冷却材体積}} \text{ (1/cm)} \\ \phi : \text{被ふく管-ナトリウム間熱流束 (cal/cm}^2 \cdot \text{sec)} \end{array} \right]$$

(b) 被ふく管-冷却材ナトリウム熱伝達

被ふく管表面と冷却材ナトリウム間の熱伝達は次式で表わす。

$$\phi(z, t) = h_f [T_C(z, t) - T_N(z, t)] \dots\dots\dots (I-7)$$

フィルム熱伝達係数は

$$h_f = \frac{K}{D} \left\{ C_1 \left(0.5 \frac{D \cdot G \cdot C_f}{K} \right)^{C_2} + C_3 \right\} \dots\dots\dots (I-8)$$

$$\left[\begin{array}{l} h_f : \text{フィルム熱伝達係数 (cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C)} \\ T_N : \text{ナトリウム温度 (} ^\circ\text{C)} \\ T_C : \text{被ふく管温度 (} ^\circ\text{C)} \\ K : \text{冷却材ナトリウムの熱伝導度 (cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C)} \\ D : \text{冷却材流路等価直径 (cm)} \\ G : \text{冷却材流量 (g/cm}^2 \cdot \text{sec)} \end{array} \right]$$

$$\left. \begin{array}{l} C_l : \text{冷却材ナトリウムの比熱 (cal/g} \cdot \text{ } ^\circ\text{C)} \\ C_1 = 0.025 \\ C_2 = 0.8 \\ C_3 = 7.0 \end{array} \right\} \text{修正 Lyon の式}$$

(c) 被ふく管温度

被ふく管温度は、上記被ふく管-冷却材ナトリウム間熱伝達の関係から外表面温度を求め、内面温度は1次元熱伝導方程式を解いて求める。

(d) 燃料-被ふく管ギャップ熱伝達

燃料と被ふく管とのギャップでの熱流束は熱伝達のみとし、ふく射は無視する。

$$\phi_{\text{gap}} = h_g (T_f(t) - T_c(t)) \dots\dots\dots (I-9)$$

$$\left[\begin{array}{l} \phi_{\text{gap}} : \text{ギャップ熱流束 (cal/cm}^2 \cdot \text{sec)} \\ h_g : \text{ギャップ熱伝達率 (cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{ } ^\circ\text{C)} \\ T_f(t) : \text{燃料表面温度 (} ^\circ\text{C)} \\ T_c(t) : \text{被ふく管内面温度 (} ^\circ\text{C)} \end{array} \right]$$

(e) 燃料ペレット

燃料ペレット内の温度は円柱1次元非定常熱伝導方程式

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left[K_f \cdot r \cdot \frac{\partial T_f(t)}{\partial r} \right] + Q(t) = C_f \rho_f \frac{\partial T_f(t)}{\partial t} \dots\dots\dots (I-10)$$

をCrank-Nicholson法により解く⁽²⁾。

$$\left[\begin{array}{l} r : \text{半径 (cm)} \\ K_f : \text{燃料熱伝導度 (cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{ } ^\circ\text{C)} \\ T_f(t) : \text{燃料温度 (} ^\circ\text{C)} \\ Q : \text{発熱 (cal/cm}^3 \cdot \text{sec)} \\ C_f : \text{燃料比熱 (cal/g} \cdot \text{ } ^\circ\text{C)} \\ \rho_f : \text{燃料密度 (g/cm}^3 \text{)} \end{array} \right]$$

4. SAS 3D計算結果との対比

HARHO-IN コードによる解析結果の妥当性を評価するために、米国、西独等の In-pile 実験等の解析において多くの使用実績のある SAS 3Dコード⁽³⁾ により、下記の事象について解析し、比較検討を行なった。

解 析 対 象

(i) 出力運転中の制御棒の異常な引抜き

(出力上昇型事象)

(ii) 外部電源喪失

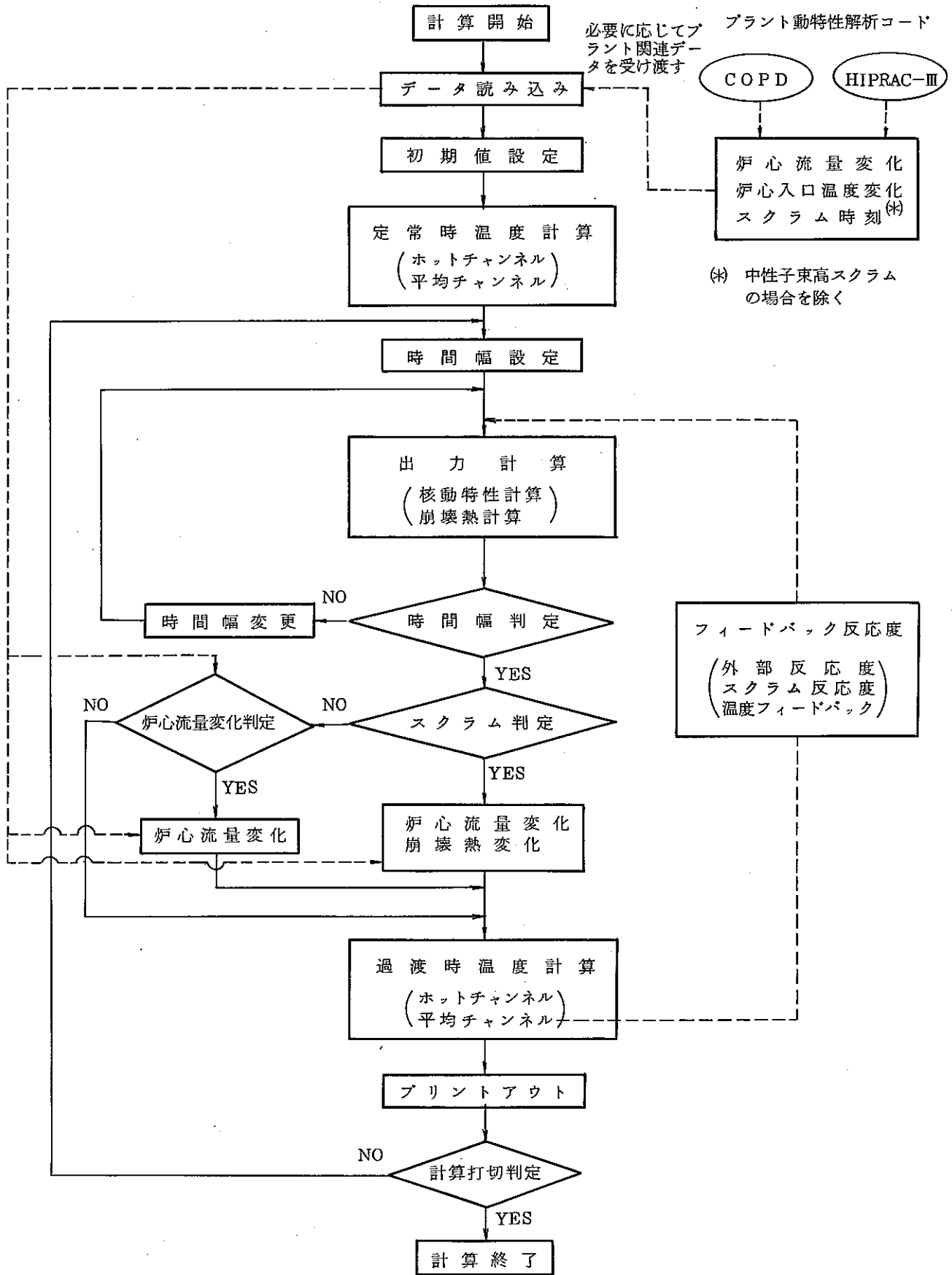
(流量減少型事象)

計算結果の相互比較を第 I - 4.1 図、第 I - 4.2 図及び第 I - 4.1 表に示す。

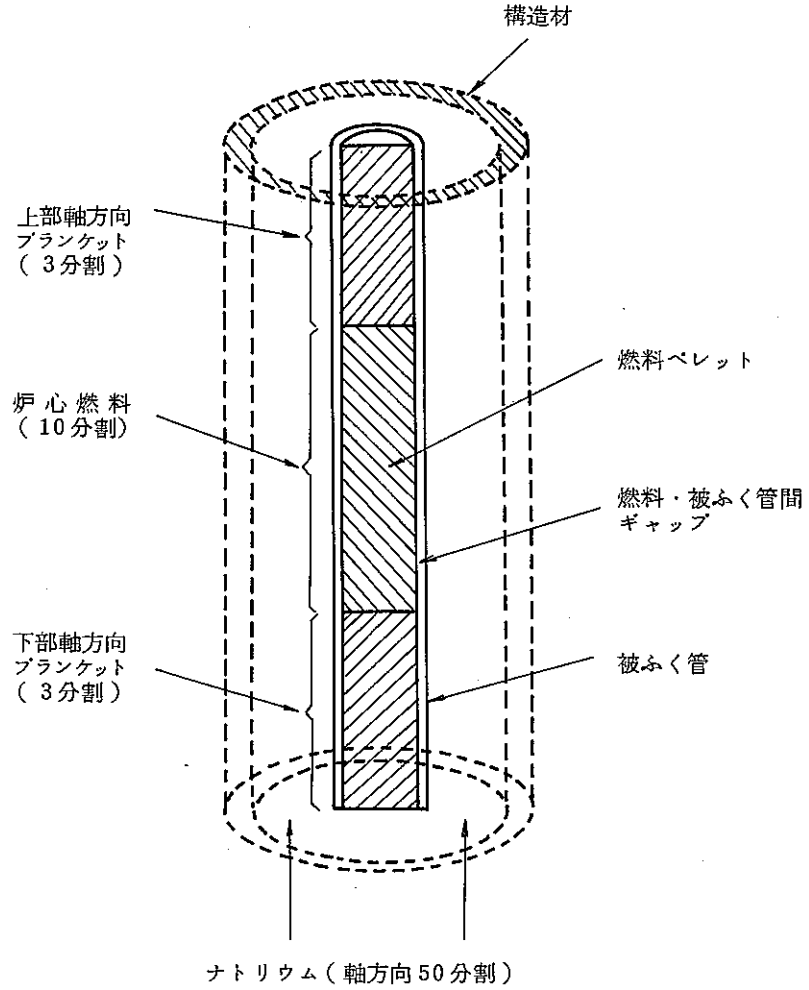
これらから、上記2ケースの解析事象に対して、HARHO-IN コードの計算結果と SAS 3Dコードのそれとは、良い一致を示すことが確認された。

参 考 文 献

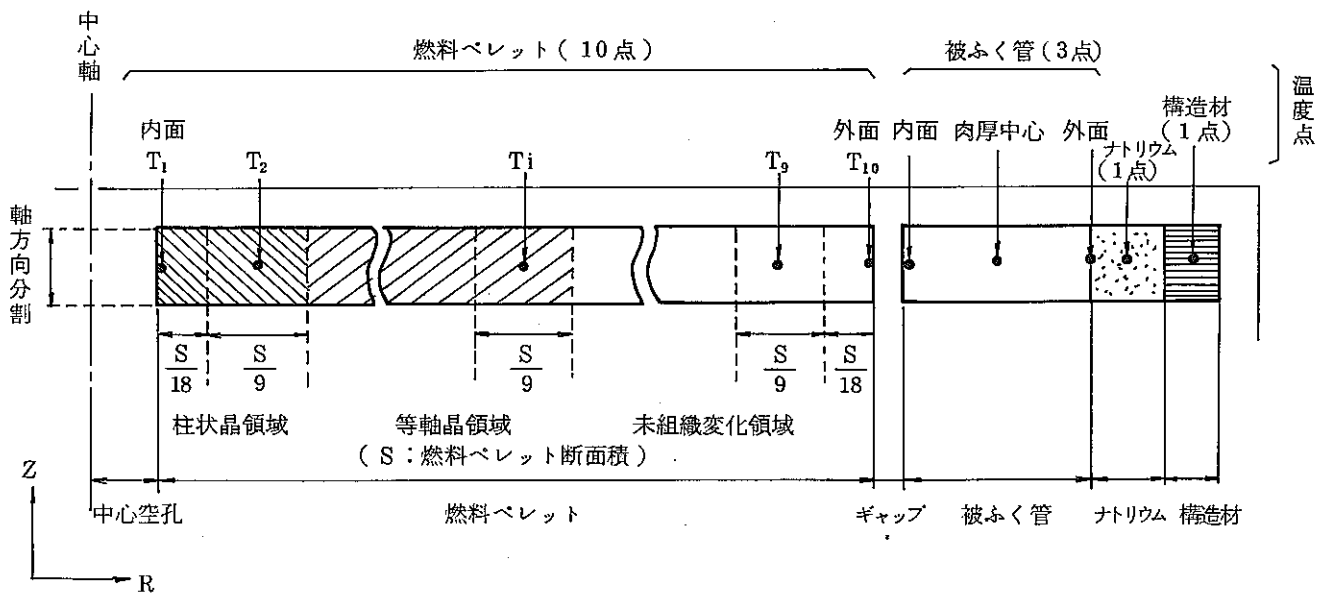
- (1) E. H. Cohen, "Some Topics in Reactor Kinetics," Proceedings of the Second International Conference on Peaceful Use of Atomic Energy, vol 12, 1958
- (2) F. E. Dunn, et al., "The SAS2A LMFBR Accident-Analysis Computer Code," ANL-8138, 1974
- (3) M. G. Stevenson, et al., "Current Status and Experimental Basis of the SAS LMFBR Accident Analysis Code," Proc. Fast Reactor Safety Meeting, Beverly Hills, California, CONF-740401, pp1303-1321, 1974



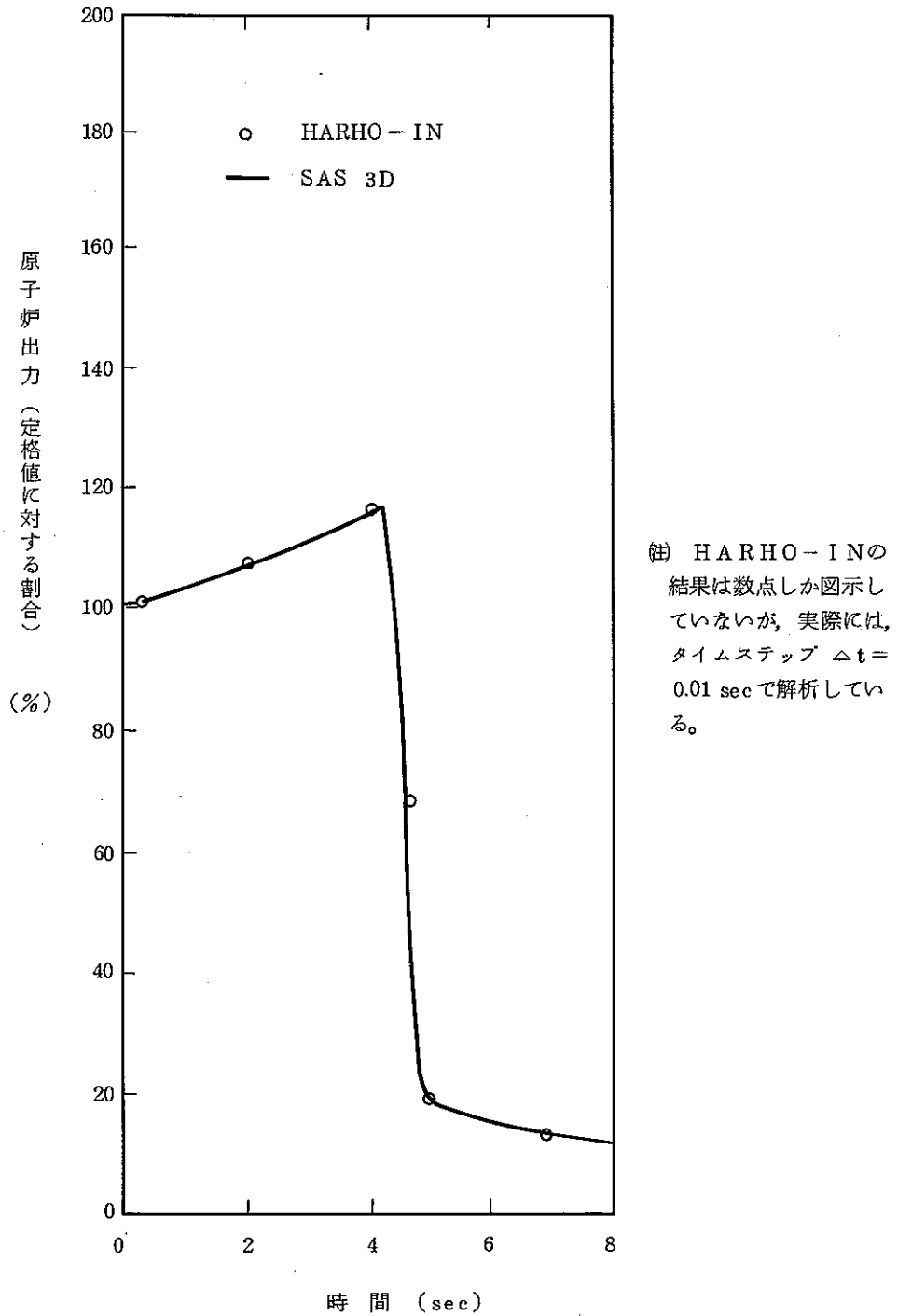
第1-1.1図 HARHO-INコード計算フロー概略図



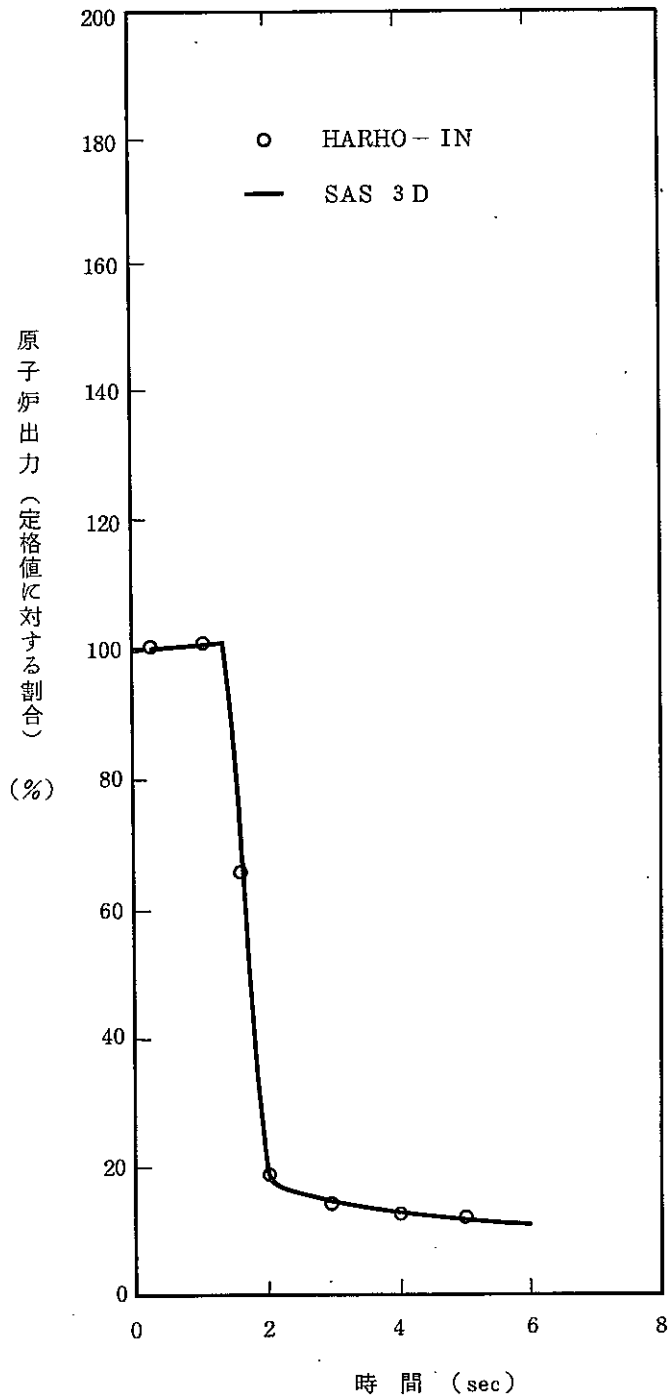
第1-2.1図 燃料ピン解析モデル (軸方向)



第1-2.2図 燃料ピン解析モデル (径方向)



第 I - 4.1 図 出力運転中の制御棒の異常な引抜きに於ける HARHO-IN と SAS 3D との対比
〔原子炉出力変化〕



註 HARHO-INの結果は数点しか図示していないが実際には、タイムステップ $\Delta t = 0.01 \text{ sec}$ で解析している。

第 I - 4.2 図 外部電源喪失に於ける HARHO-IN と SAS 3D との対比 [原子炉出力変化]

第 I - 4.1 表 HARHO-IN と SAS-3D との各部温度に関する比較

事 象	出力運転中の 制御棒の異常を引抜き		外部電源喪失	
	HARHO-IN	SAS 3D	HARHO-IN	SAS 3D
燃料最高温度				
温度 [℃]	2478	2475	2375	2375
位置 ^(*) [cm]	81.5	81.5	81.5	81.5
時刻 [sec]	4.4	4.3	1.4	1.4
被ふく管肉厚中心最高温度				
温度 [℃]	699	697	719	718
位置 ^(*) [cm]	126.2	126.2	126.2	126.2
時刻 [sec]	4.7	4.7	1.8	2.0
ナトリウム最高温度				
温度 [℃]	689	688	711	711
位置 ^(*) [cm]	158.0	158.0	147.4	147.4
時刻 [sec]	4.9	5.0	1.9	2.0

(*) 下部ブランケット下端からの距離(高さ)

第 I - 4.2 表(1) SAS 3 D の実験解析による検証例

関連実験名	関連文献名	文献の概要
KFK Out-pile Na boiling experiment	F. E. Dunn, G. Hoppner, T. J. Heames and G. J. Fischer, "Comparison of SAS 2A Sodium Boiling Analysis With Experiment," Trans. Am. Nucl. Soc., (1) p340, June, 1972	独KFKのPeplerのところで行なわれたOut-pile Sodium boiling exp.を解析し, flow rate oscillationとinitial voiding behaviorがよく一致することを確かめた。
OPERA experiment	R. E. Henry, et al., "A Sodium Expulsion Test in a 7-pin Geometry," Fast Reactor Safety, USAEC-CONF-740401, Beverly Hills, California (1974)	ANLのOut-pile 7本バンドル ナトリウム沸騰試験をSAS 2Aで解析した。
TREAT R4	M. A. Groimes, et al., "R-series Loss-of-flow Safety Experiment in TREAT," Fast Reactor Safety, USAEC-CONF-740401, Beverly Hills, California (1974)	7本バンドルIn-pile test R4の沸騰挙動とSASの解析結果との比較を行ない, よく一致することを確かめた。

第 I - 4.2 表(2) SAS 3D の実験解析による検証例

関連実験名	関連文献名	文献の概要
TREAT R6	B. W. Spencer, et al., "Summary and Evaluation of R-series Loss-of-flow Safety Test in TREAT," Fast Reactor Safety, Seattle, Aug.(1979)	7本バンドル In-pile test R6 のナトリウム沸騰挙動と被ふく管溶融 relocation 挙動と SAS の解析結果との比較を行ない、よく一致することを確認めた。
SLSF W-1	J. M. Henderson, et al., "HEDL W-1 SLSF Experiment LOPI Transient and Boiling Test Results," HEDL SA-2012FP, CONF-800607-74, 1980	CRBR の LOPI 模擬と S/A boiling threshold を調べる 19本バンドル試験。pin 破損まで進展している試験を SAS 3D で解析し、沸騰開始～clad melt が実験とよく一致していることを確認めた。
TREAT L5	R. Simms, S. M. Gehl, et al., "TREAT Test L5 Simulating an LMFBR Loss-of-flow Accident with FTR-type Irradiated Fuel," Nucl. Tech. Vol. 52, Feb. (1981) A. B. Rothman, et al. "Results of Recent TOP and LOF Experiments in TREAT" Fast Reactor Safety, CONF-761101, Chicago, Illinois, Oct. (1976)	GETR で前照射した FTR 用燃料 3 本を用いた LOF-driven-TOP 試験。SAS 3A の計算結果と実験結果がよく一致することを確認めた。

(II. F A L L コ ー ド

FALLコード

目 次

1. 概 要	23
2. 解析モデル	23
3. 解析方法	24
4. 検 証	25
参考文献	27

図 リ ス ト

第Ⅱ-2.1図 FALLコードの3次元空間分割	28
第Ⅱ-2.2図 局所閉塞モデル	29
第Ⅱ-2.3図 FPガスジェット衝突による隣接ピン温度応答 解析モデル	30
第Ⅱ-2.4図 燃料ピン接触点部の熱的応答解析モデル	31
第Ⅱ-4.1図 燃料ピン温度分布の解析解との比較	32
第Ⅱ-4.2図 FPガス放出実験テストセクション	33
第Ⅱ-4.3図 FPガスジェット衝突による隣接ピン被ふく管 温度上昇の変化(実験値との比較)	34
第Ⅱ-4.4図 燃料ピン接触実験テストセクション	35
第Ⅱ-4.5図 冷却材軸方向温度分布と接触部被ふく管温度	36
第Ⅱ-4.6図 冷却材軸方向温度分布と接触部被ふく管温度	37
第Ⅱ-4.7図 冷却材軸方向温度分布と接触部被ふく管温度	38

1. 概 要

FALL コードは、炉心局所事故における燃料ピンの過渡熱応答を解析するコードの1つであり、特に燃料ピン内の3次元温度変化が解析可能であることを特徴とする。本コードは、炉心局所事故の内、以下に示す各種事象における燃料、被ふく管の局所的な温度変化の解析に使用されている。

- (1) 局所流路閉塞
- (2) FPガスジェット衝突
- (3) 燃料ピン接触

2. 解析モデル

解析コード“FALL”は、集合体内燃料ピン及び冷却材チャンネルを単ピン、単チャンネルで代表し、冷却材以外は、3次元(r, θ, z)方向にメッシュ分割して、過渡時の燃料ピン内、及び閉塞物内の温度分布変化を計算することができる。

燃料ピン内3次元メッシュ分割の説明図を第II-2.1図に示す。

(仮定)

本コード解析モデルの基本的仮定は以下のとおりである。

- ・燃料ペレットの再組織化は考慮しない。
- ・物性値の温度依存性は考慮する。
- ・燃料-被ふく管間のギャップコンダクタンスは、一定として扱う。
- ・定常(初期)状態は、燃料ピン出力、冷却材入口温度、流速の初期条件を入力として、燃料ピン内2次元(r, z)温度分布、及び冷却材軸方向温度分布計算の定常解析結果より設定する。

次に、解析対象とする各種事象に対する解析モデルを以下に説明する。

(1) 局所流路閉塞解析モデル

閉塞物が燃料ピン外表面に環状に付着した場合、及びある単一サブチャンネルを完全に閉塞した場合のモデル図の例を第II-2.2図(a)、第II-2.2図(b)に示す。

一般には、閉塞物の形状、大きさは3次元(r, θ, z)方向に任意に選定することができ、閉塞物と冷却材の接触の有無及び接触面積はそれぞれ入力で指定できる。

但し、閉塞物による冷却材流れの乱れは、閉塞割合が小さい場合を対象として、その効

果は考慮していない。

(2) FP ガスジェット衝突解析モデル

ある燃料ピンが破損してFP ガスが隣接燃料ピン表面にジェット衝突する場合のモデル図を第Ⅱ-2.3 図に示す。

この場合、隣接ピン中心軸からガスジェット衝突による二相領域を見込む角度 θ_0 、及び二相領域でのピン表面実効熱伝達係数 h^* を入力とし、他の領域は正常な冷却材流れを仮定して、隣接燃料ピンの熱的応答性を解析している。

(3) 燃料ピン接触解析モデル

ある燃料ピンが過大に彎曲、変形して隣接ピンに接触した場合のモデルを第Ⅱ-2.4 図に示す。

本解析の場合には、あらかじめ燃料ピン彎曲、変形の周辺部の冷却材温度変化を、冷却材混合解析コード“COBRA-II B”を使って求め、その解析結果である冷却材温度分布を本コードの入力条件として、ピン接触部近傍の燃料ピン温度上昇を求める方法を使用している。この際、接触点での被ふく管の温度上昇をより正確に求めるために、接触部を見込む角度 θ_0 は十分小さな値を用い、この領域のピン外表面は断熱と仮定して取扱う。

3. 解析方法

(定常解析)

定常状態では、閉塞物、ガスジェット衝突、ピン接触等のない正常時の体系での燃料ピン温度分布を、以下に示す径方向1次元の熱伝導方程式を空間的に差分して求める。

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (kr \frac{\partial T}{\partial r}) + Q(z) = 0 \dots\dots\dots (\text{II}-1)$$

ここで

- T : 温度 (°C)
- Q(z) : 出力密度 (w/cm³)
- k : 熱伝導度 (w/cm °C)

但し、冷却材の軸方向温度分布は、1次元冷却材エネルギー方程式より別途求める。

(過渡解析)

過渡時の燃料ピン内温度変化は、以下に示す非定常3次元熱伝導方程式に基づいて求める。

$$C_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div} (k \text{grad} T) + Q(z) \dots\dots\dots (\text{II} - 2)$$

ここで

C_p : 比熱 (J/g °C)

ρ : 密度 (g/cm³)

燃料ピン、及び閉塞物を第 II - 2.1 図のように空間分割すると、(II - 2) 式に基づき、各要素における熱バランスの式は次のようになる。

$$C_p \rho \int_{\Delta V} \frac{\partial T}{\partial t} dV = k \int_{\Delta V} \text{div} \cdot \text{grad} T dV + \int_{\Delta V} Q dV \dots\dots\dots (\text{II} - 3)$$

ここで、 ΔV は各要素の体積である。

この場合、局所事象としての閉塞物付着、ガスジェット衝突、ピン接触等は過渡解析の外乱条件として与える。

4. 検 証

FALL コードは、以下に示す検証により、妥当な解析結果を与えることが示されている。

(1) 定常時、燃料ピン内温度分布の解析解との比較

定常時の燃料ピン径方向温度分布に関しては、物性値を温度に対して一定の仮定のもとに、解析解との比較を行った。その結果、第 II - 4.1 図に示されるように良い一致が見られる。

(2) FP ガス放出実験解析

実験は、動燃事業団大洗工学センターの燃料破損伝播試験⁽¹⁾⁽²⁾装置を用いて行われた。テストセクションは第 II - 4.2 図に示されるように 37 本ピンバンドルで、内 7 本は加熱ピンである。アルゴンガスが中央ピンから放出され、放出位置は加熱ピンのほぼ中央部である。ガスの放出のさせ方は直径 0.2 mm の穴から過渡的に放出させる方法をとっている。一方、実験解析では、ガス放出前の被ふく管表面温度、線出力などを実験値に合わせ、ガス放出ピンの隣接ピンがガスジェットでおおわれる見込角として 90° を採用し、被ふ

く管-二相流間熱伝達係数をパラメータとして解析を実施した。

その結果、第Ⅱ-4.3図に示されるように、 $3.0\text{ w/cm}^2\text{ }^\circ\text{C}$ の場合の温度変化は、実験値によく一致している。

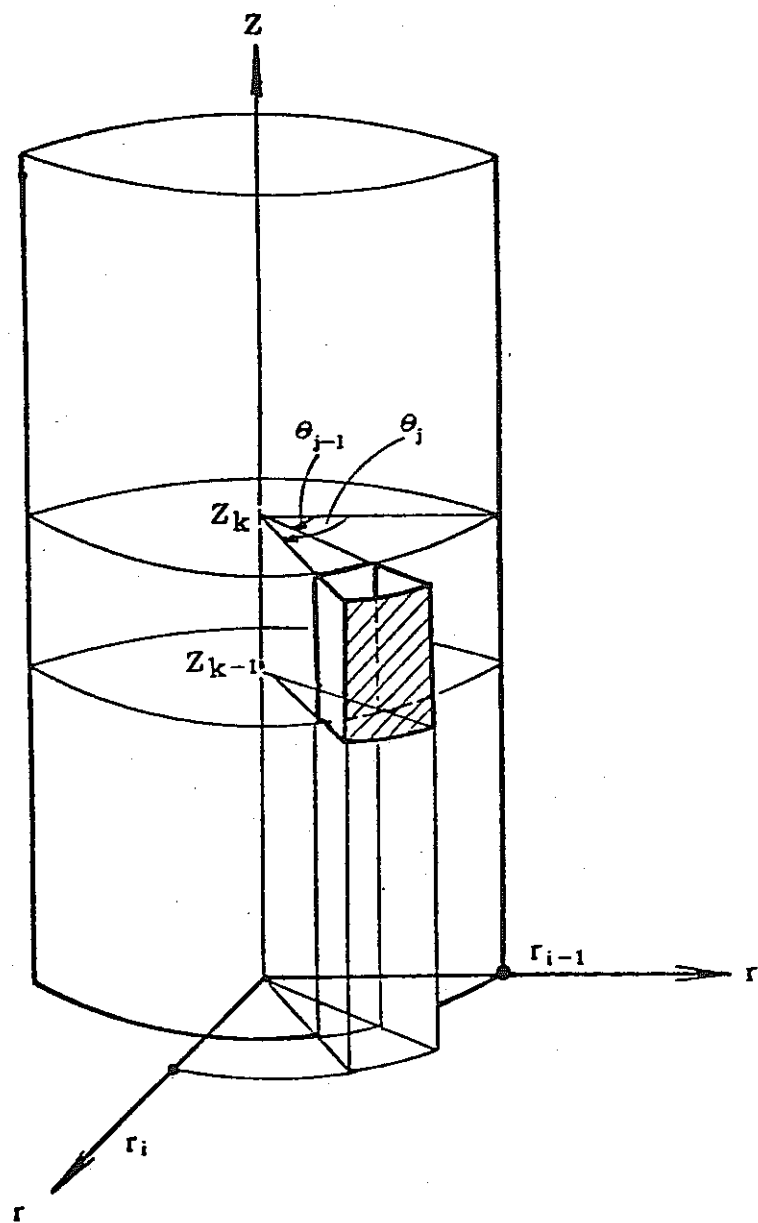
(3) 燃料ピン接触実験解析

動燃事業団大洗工学センターで実施された燃料ピン接触実験⁽³⁾のテストセクションの概略を第Ⅱ-4.4図に示す。7本加熱ヒータピンバンドル内中央ピンを彎曲させ、最大彎曲点が隣接ピンに点接触させる実験で、主に接触部近傍、及び周辺のピン被ふく管温度上昇を測定している。

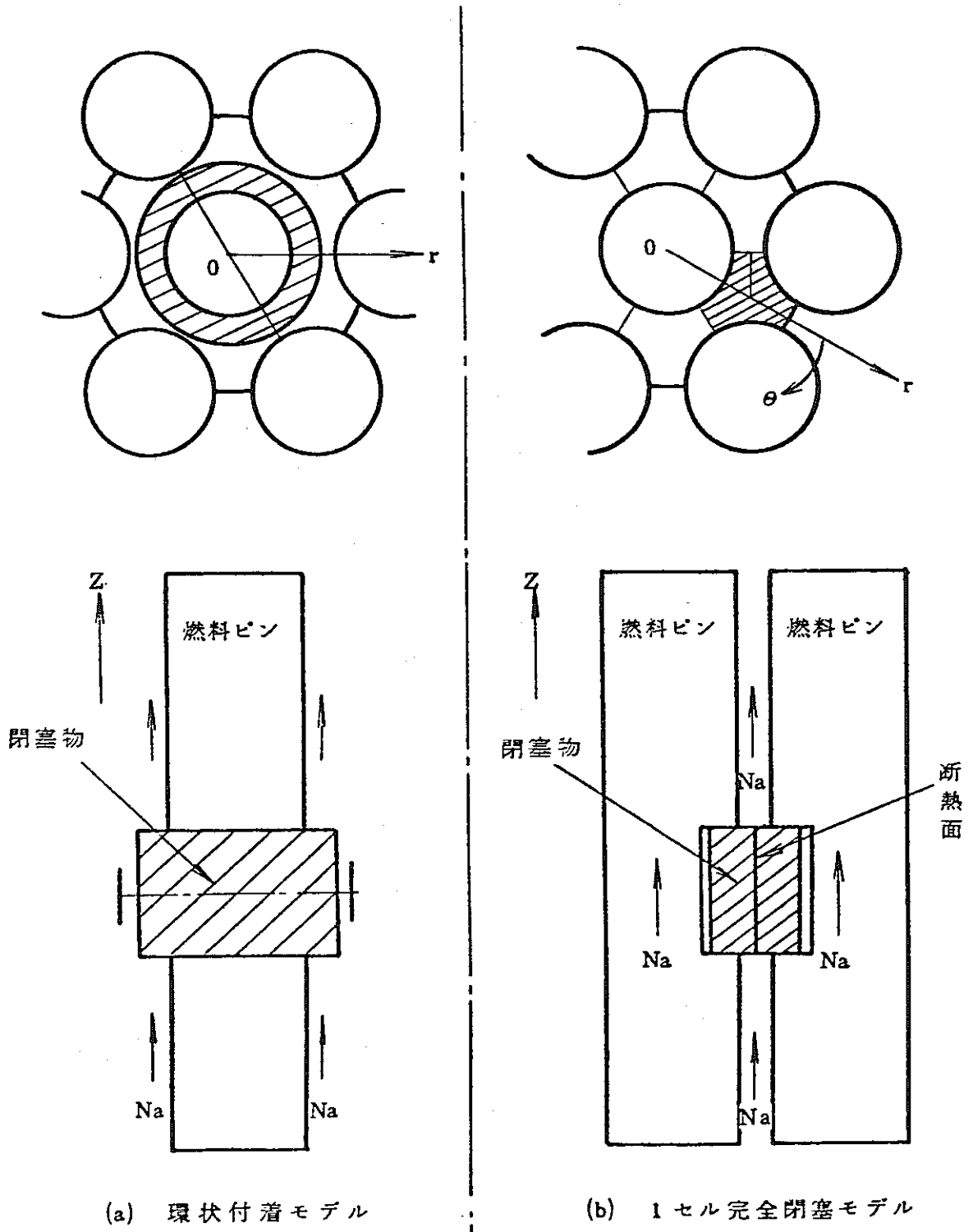
一方、実験解析では、ヒータピン熱入力及び冷却材流量を変化させた3ケースの実験について解析を行った。まず、多流路系冷却材混合解析コード“COBRA-II B”により、冷却材温度分布を求めておき、その値を入力として“FALL”により、接触部被ふく管温度を求めた。その結果、第Ⅱ-4.5図、第Ⅱ-4.6図、第Ⅱ-4.7図に示されるように、被ふく管の温度上昇はそれぞれ実験値と良く一致している。

参 考 文 献

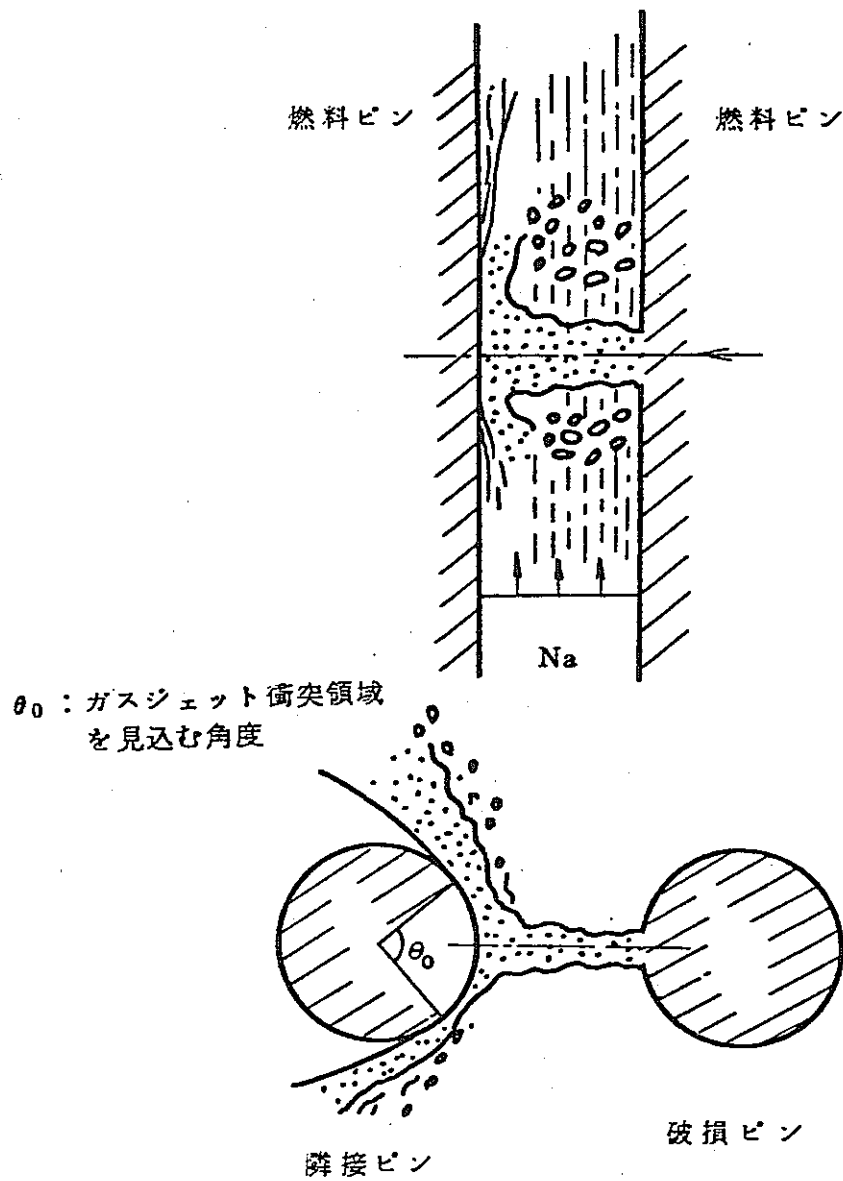
- (1) 羽賀一男, 菊地義弘, 大後美道, 大河内 正, 駒場 隆
「燃料集合体内を流動するナトリウムの熱伝達に及ぼすガス放出の効果(II)過渡放出の場合」,
日本原子力学会, 昭和51年秋の分科会, 予稿集(I)
- (2) K. Haga, Y. Kikuchi, A. Ohtsubo and M. Hori, " Fission Gas Release
Experiment in a Simulated LMFBR Subassembly" Transaction ANS,
vol 34, 494~495, 1980
- (3) M. Uotani, Y. Daigo, A. Ohtsubo, Y. Kikuchi, K. Haga and M. Hori,
"THE EFFECT OF FUEL PIN CONTACT ON LOCAL TEMPERATURE RISE
IN LMFBR FUEL SUBASSEMBLY," proceedings of the international
meeting on FAST REACTOR SAFETY TECHNOLOGY, Seattle, Washing-
ton, August 19-23, 1979
- (4) R. E. Wilson, J. B. Van Erp, T. C. Chawla,
" Experimental Evaluation of Fission Gas Jet Impingement in LMF-
BR Subassembly " Am Nucl. Soci 15, 349 (1972)
- (5) T. C. Chawla, R. E. Wilson, J. B. Van Erp,
" Heat Transfer Coefficient Correlation for Liquid-Metal Spray
Cooling Relative to Fission Gas Jet Impingement in LMFBR Subasse-
mblies " Am Nucl. Soci 15, 348 (1972)
- (6) T. C. Chawla, B. M. Hoglund,
" A Study of Coolant Transients during a Rapid Fission Gas Relea-
se in a Fast Reactor Subassembly " ANL-7651
- (7) Hans. K. Fauske,
" Some Aspects of Fuel-pin-Failure propagation in Sodium Cooled
Fast Reactors " Nucl. Sci. and Eng. 54 (1974)



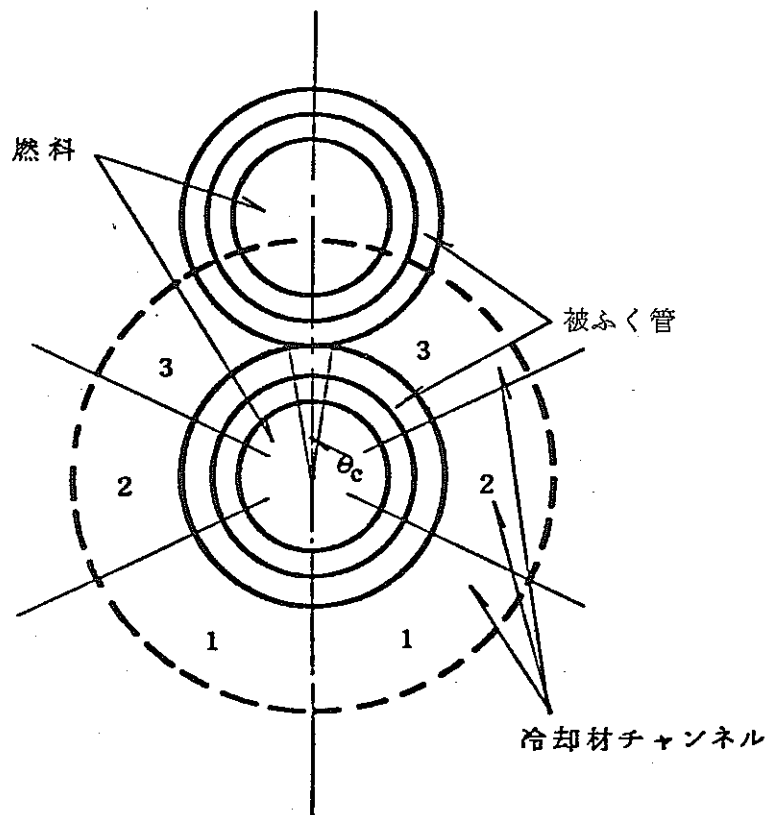
第II-2.1図 FALLコードの3次元空間分割



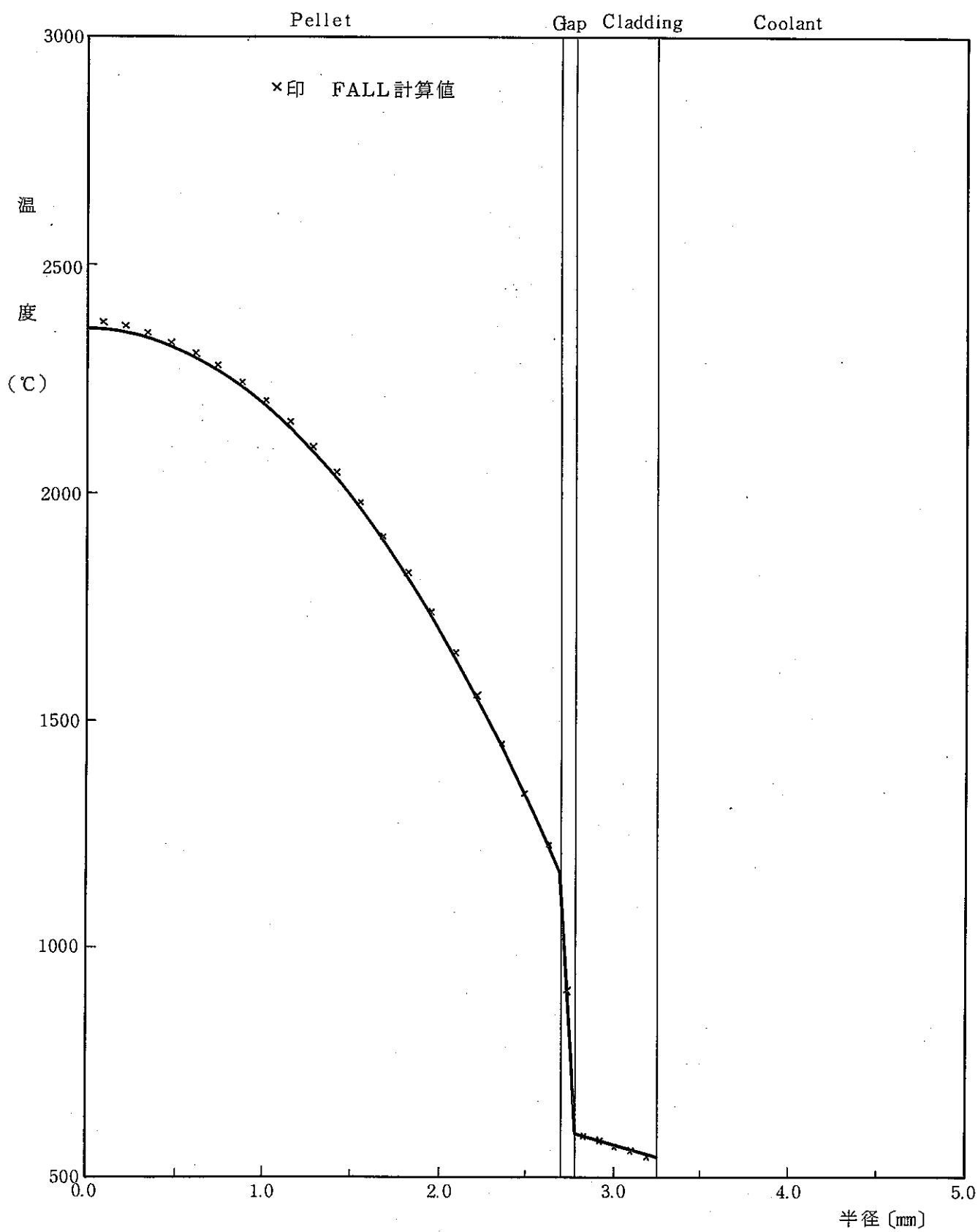
第II-2.2図 局所閉塞モデル



第II-2.3図 FPガスジェット衝突による隣接ピン
温度応答解析モデル

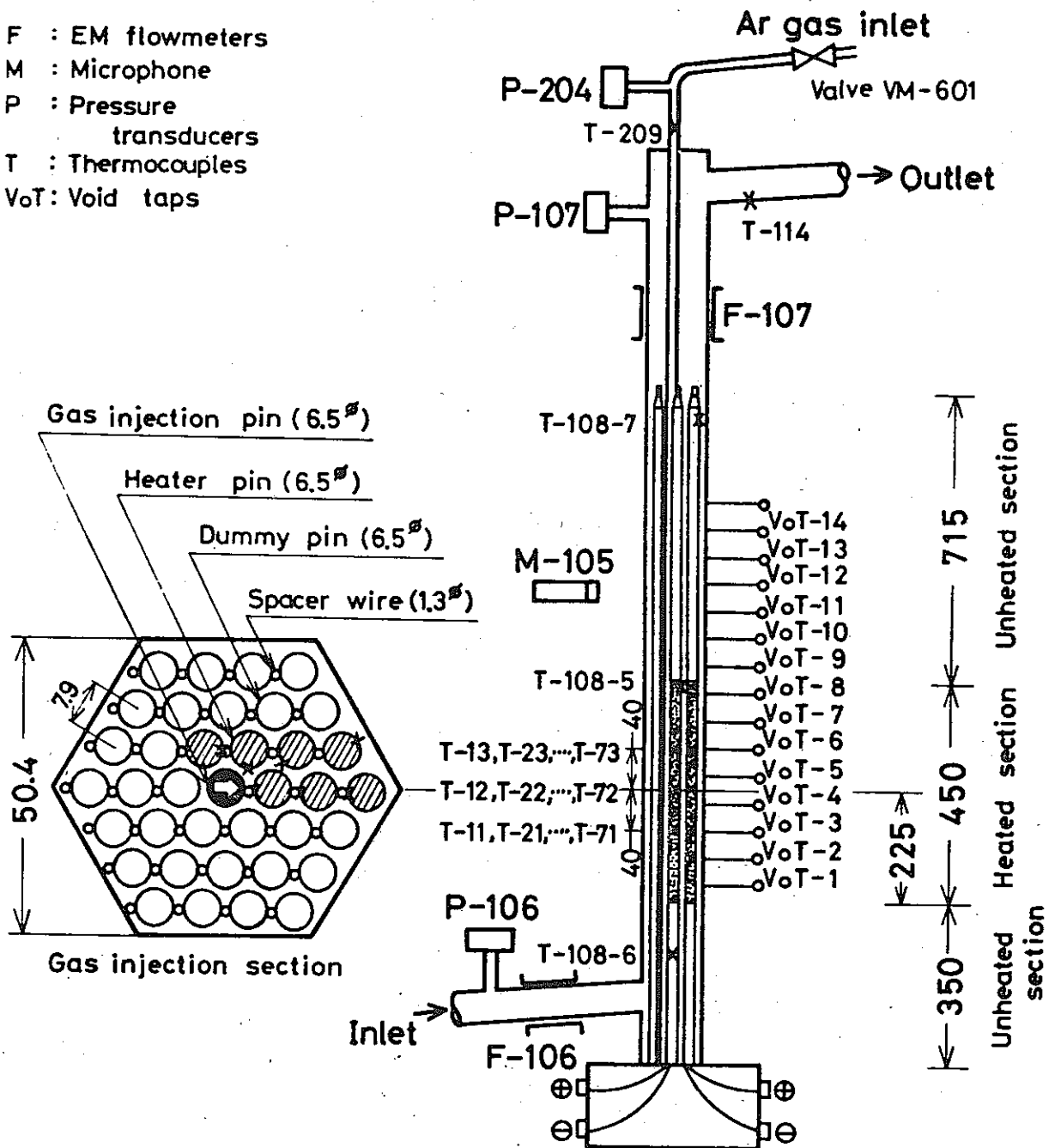


第II-2.4図 燃料ピン接触点部の熱的応答解析モデル

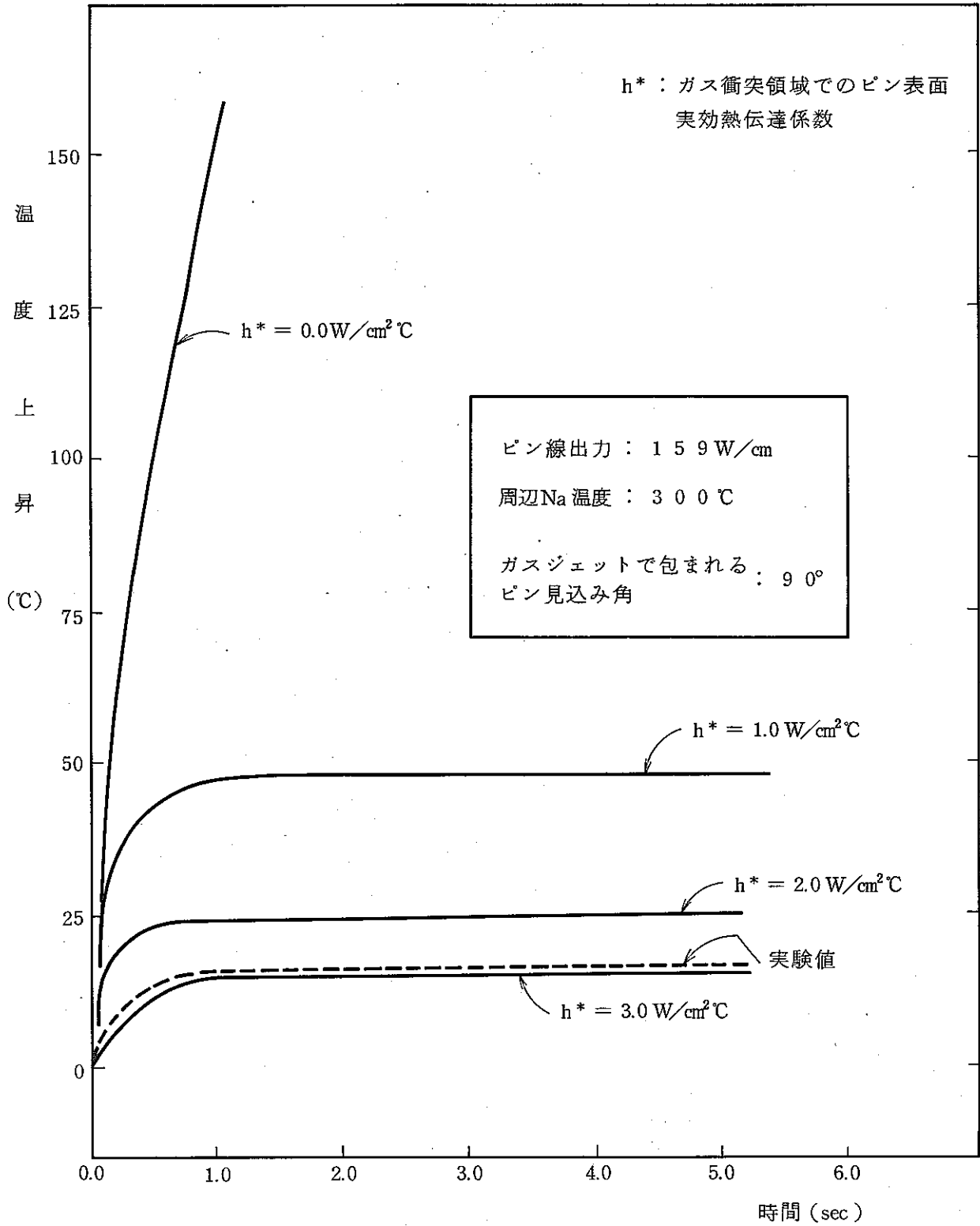


第Ⅱ-4.1図 燃料ピン内温度分布の解析解との比較

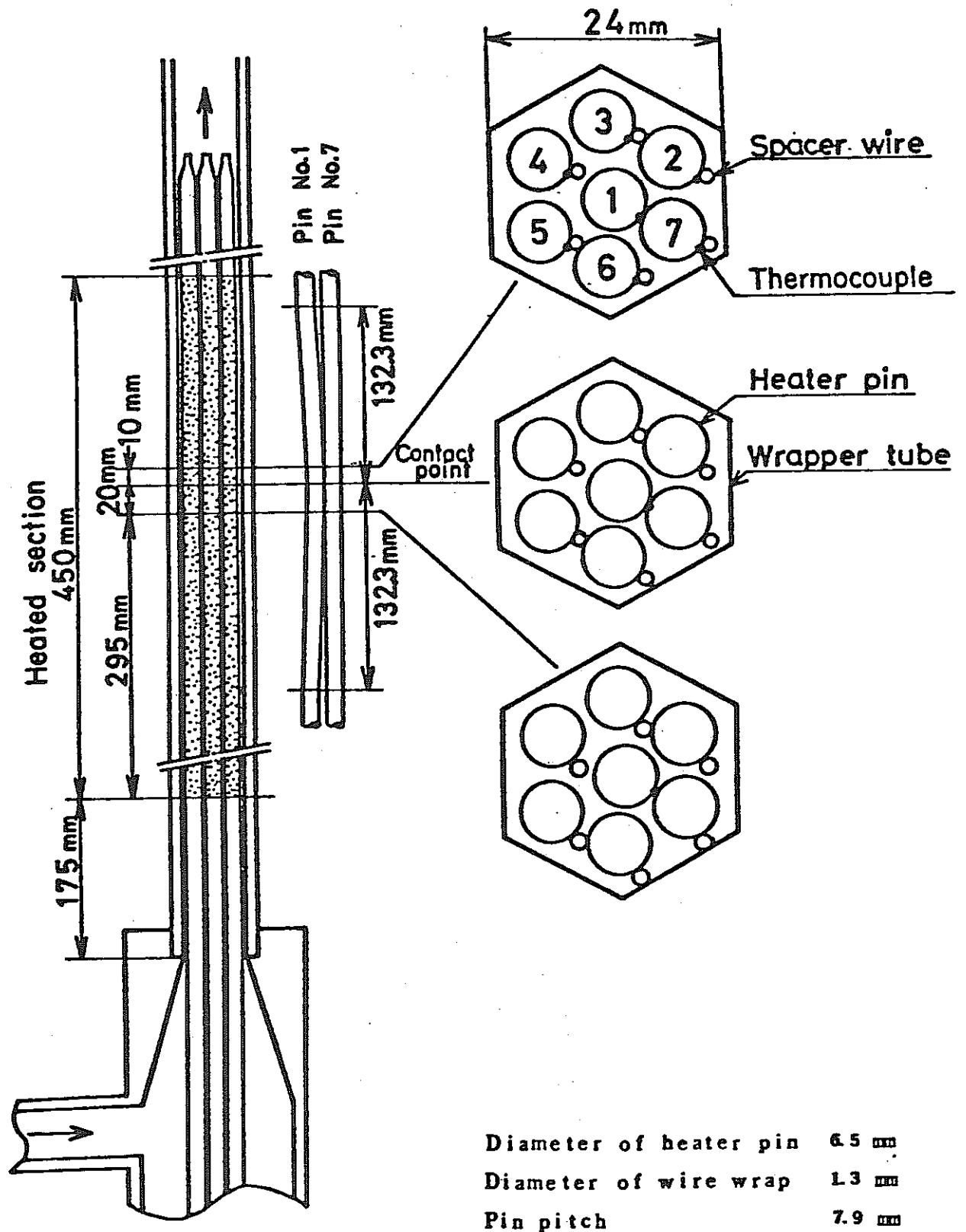
- F : EM flowmeters
- M : Microphone
- P : Pressure transducers
- T : Thermocouples
- VoT: Void taps



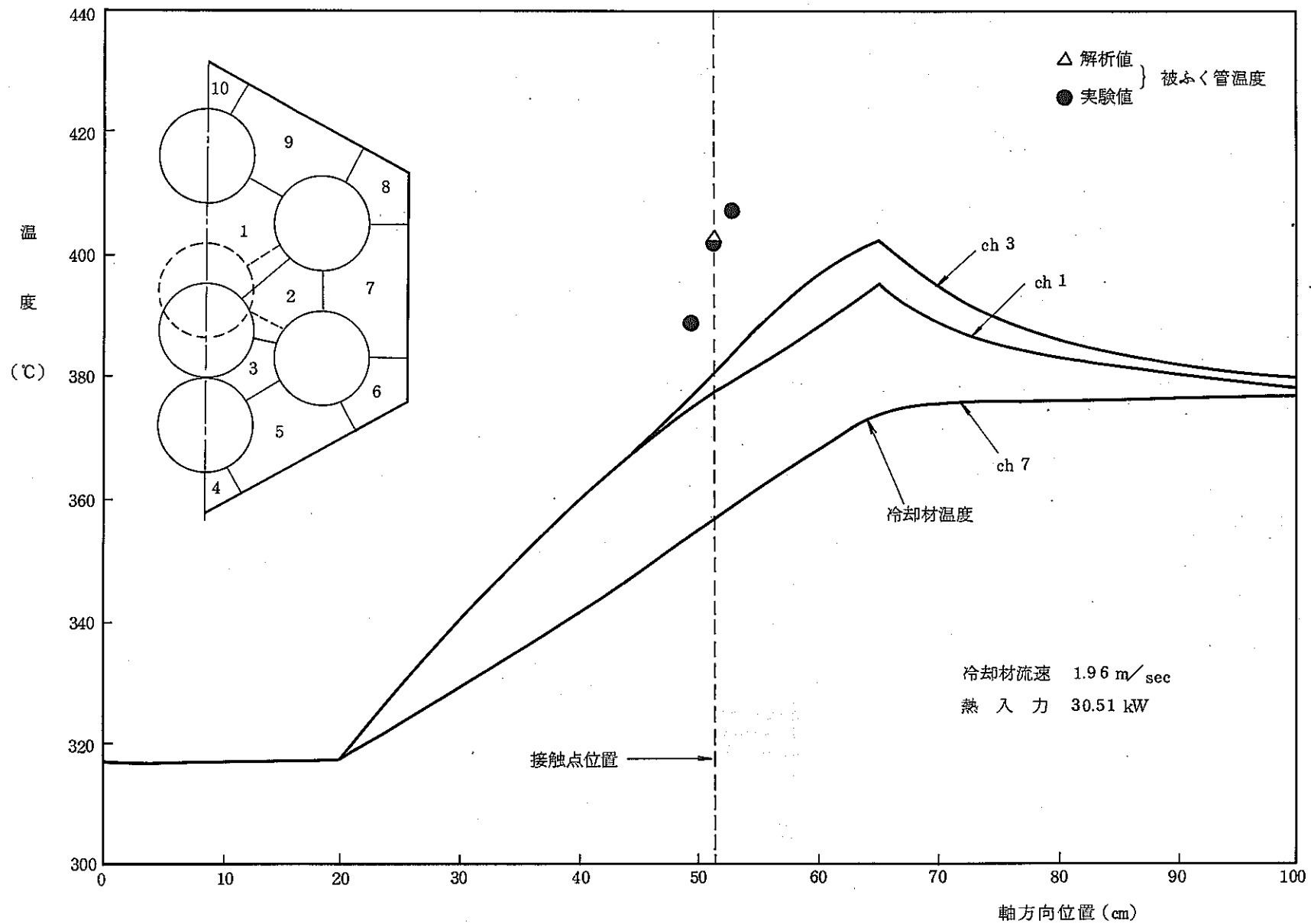
第II-4.2図 FPガス放出実験テストセクション



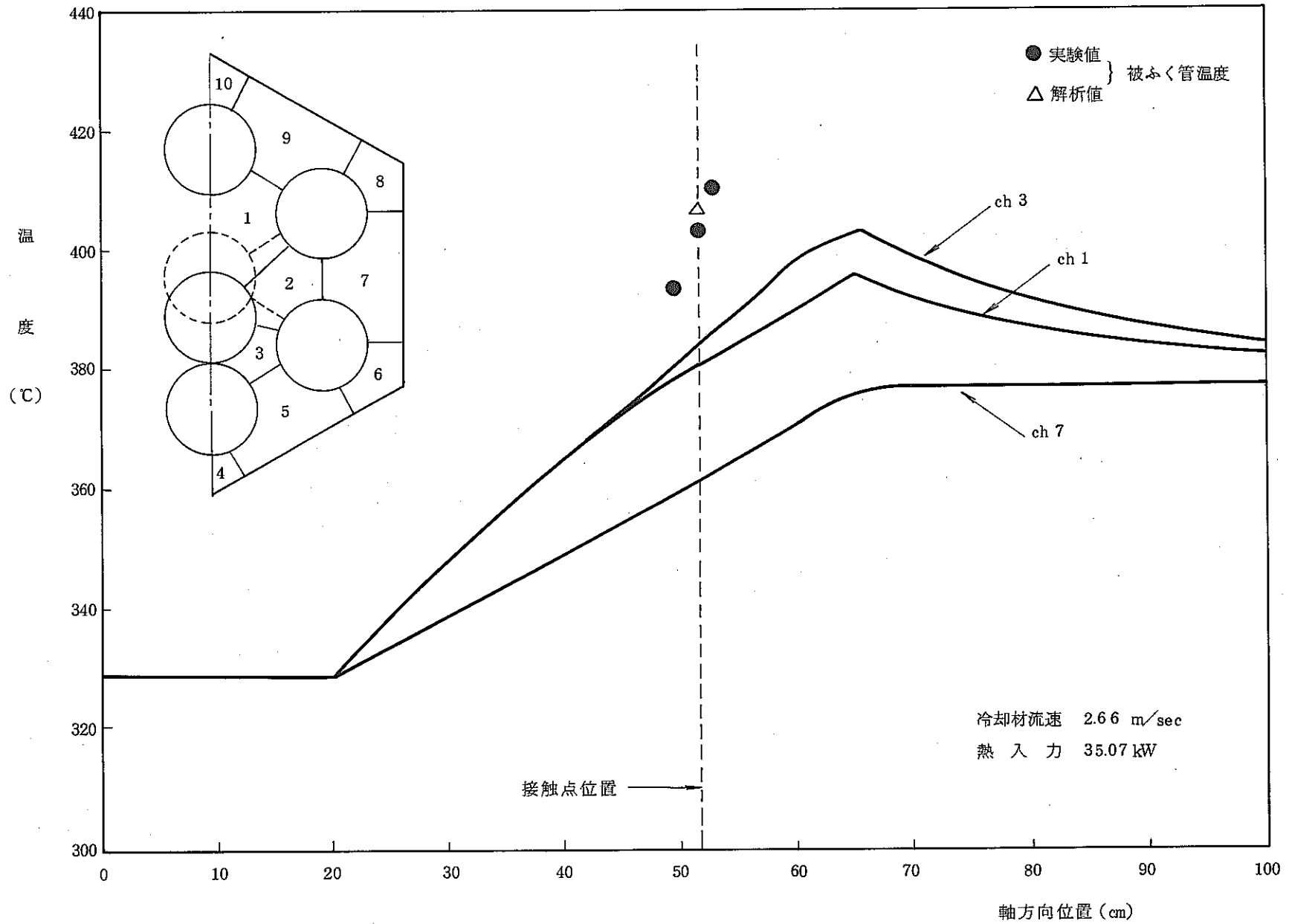
第II-4.3図 FPガスジェット衝突による隣接ピン被ふく管
温度上昇の変化(実験値との比較)



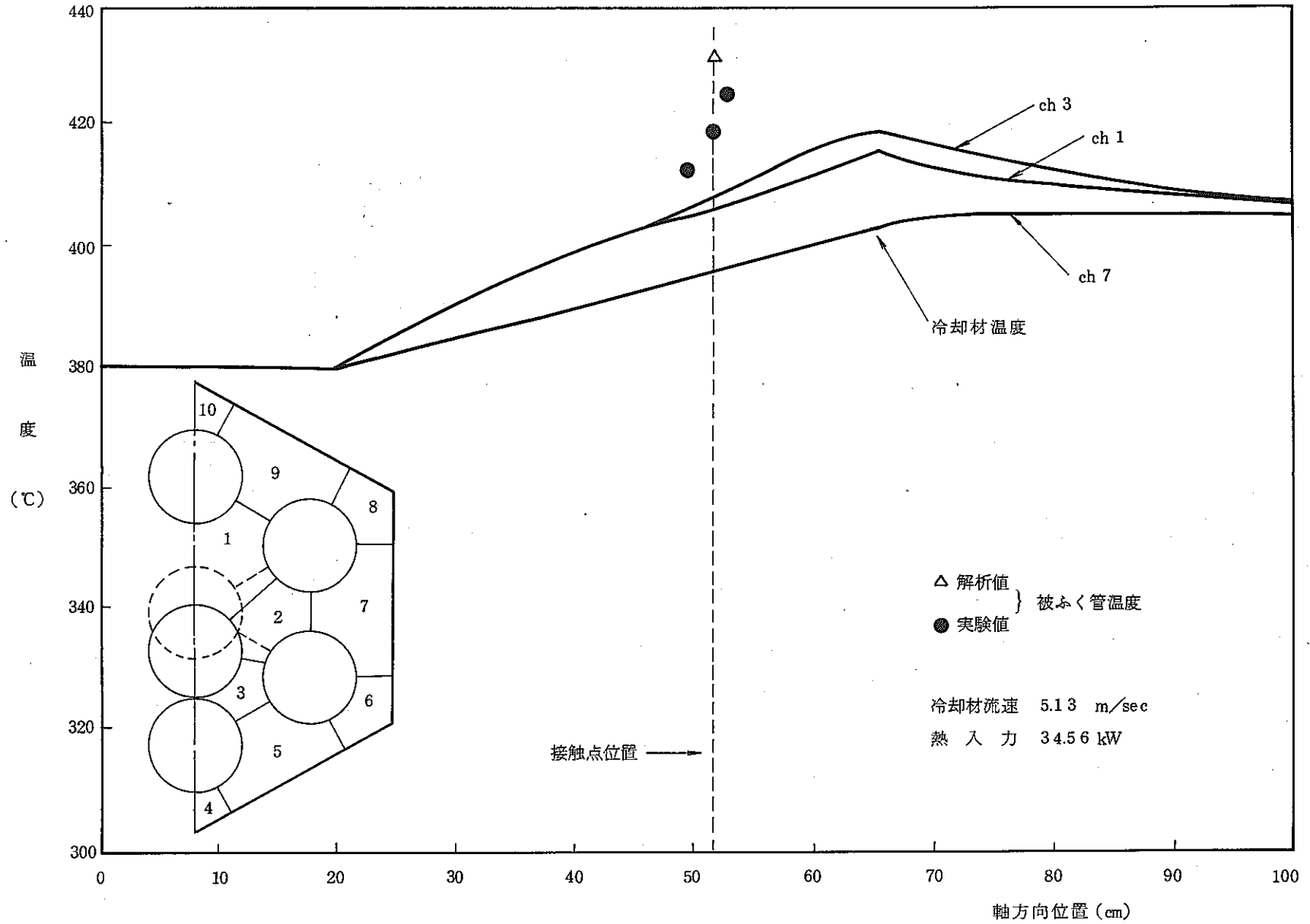
第II-4.4図 燃料ピン接触実験テストセクション



第 II - 4.5 図 冷却材軸方向温度分布と接触部被ふく管温度



第 II - 4.6 図 冷却材軸方向温度分布と接触部被ふく管温度



第II-4.7図 冷却材軸方向温度分布と接触部被ふく管温度

Ⅲ. SUGAR—Lコード

SUGAR-L コード

目 次

1. 概 要	43
2. 解析モデル	43
3. 解析方法	43
4. コードの妥当性について	46
参 考 文 献	47

図 リ ス ト

第Ⅲ - 2.1 図 集合体内局所 $UO_2 - Na$ 相互作用 解析モデル図	48
--	----

1. 概 要

“SUGAR-L”コードは、局所的熔融燃料放出時の燃料・冷却材相互作用を解析することを目的とする。本コードは熔融燃料・冷却材相互作用の解析モデルとして従来から各国で使用されている“Cho-Wrightモデル”に基づいて作成されたものである。

2. 解析モデル

集合体内局所 UO_2 -Na相互作用の解析モデルの説明図を第Ⅲ-2.1図に示す。

本解析に使用した主な仮定を以下に列挙する。

- (1) 放出熔融燃料は球型粒子となって、放出領域内のNaと均質に混合する。
- (2) 燃料粒子内の過渡時の温度分布を、熔融潜熱、発熱を考慮した熱伝導方程式より求める。
- (3) 相互作用内Naは、気液二相状態で均一温度としNaボイドは常に飽和状態とする。
- (4) 相互作用領域内に混入する非凝縮気体は、断熱圧縮変化に従うものとする。
- (5) 相互作用領域は円筒型とし、Naボイドの空間移動挙動は、軸方向一次元のみとし、半径方向の移動は考えない。従って相互作用領域断面外冷却材は、流動乱れが無いものとし、定格時の流れが保たれるものとする。
- (6) 相互作用領域周囲のNa温度は一定として、Naボイドの冷却を考慮する。この場合の冷却時の熱伝達率は、相互作用領域内Naボイドと周囲Naとの接触面積比の関数として与える。
- (7) UO_2 -Na間熱伝達率は、相互作用領域内ガス(Naボイド+非凝縮気体)体積比の関数として与える。

3. 解析方法

解析には以下の方程式を使用した。

- (1) 燃料からNaへの熱伝達

球型燃料粒子内温度分布は、以下の一次元熱伝導方程式から求まる。

$$C_{pF} \rho_F \frac{\partial T_F}{\partial t} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(K_F r^2 \frac{\partial T_F}{\partial r} \right) + q_{F0} \quad \dots\dots (III-1)$$

但し、 T_F は燃料粒子内温度(°C)、 q_{F0} は燃料の発熱密度(W/m^3)、 C_{pF} 、 ρ_F 、

K_F は燃料の比熱 (joule/kg°C), 密度 (kg/m³), 熱伝導度 (w/m°C) である。
 熔融燃料の Na 冷却による液体から固体への相変化は燃料の熔融潜熱を考慮した。

燃料から Na への熱移行率は以下の式で与えられる。

$$\frac{dQ_{FS}}{dt} = A_{FS} h_{FS} (T_{FO} - T_S) \dots\dots\dots (III - 2)$$

但し, Q_{FS} は燃料から Na への熱移行量 (joule), T_{FO}, T_S は燃料粒子の表面温度 (°C) と Na 温度 (°C) を示し, A_{FS}, h_{FS} は燃料 - Na 間接触面積 (m²) と燃料 - Na 間熱伝達率 (w/m²°C) を示す。

ここで燃料粒子の微粒子化過程を考慮して A_{FS} は以下の式で与えられるものとする。

$$A_{FS} = A_0 (1 - e^{-V/\tau}) \dots\dots\dots (III - 3)$$

但し, A_0 は最終的な燃料粒子総表面積, τ は微粒子化定数である。

また Na ボイド, 非凝縮気体等による燃料粒子表面のガスブランケット効果を検討して, h_{FS} は以下の式で与えられるものとする。

$$h_{FS} = \alpha_G h_{FSG} + (1 - \alpha_G) h_{FSL} \dots\dots\dots (III - 4)$$

但し

$$\alpha_G = \frac{V_V + V_G}{V_F + V_S + V_G} : \text{ガス体積比} \dots\dots\dots (III - 5)$$

h_{FSG} はガスブランケット時の UO_2 -Na 間熱伝達率, h_{FSL} は UO_2 -Na (液体) 間熱伝達率である。 V_F, V_S, V_G, V_V はそれぞれ相互作用領域内燃料, Na (二相混合), 非凝縮気体, Na ボイドの体積 (m³) である。

(2) Na の熱力学方程式

Na のエネルギー方程式は熱力学第一法則から以下の式で与えられる。

$$\frac{dH_S}{dt} = \frac{dQ_{FS}}{dt} - \frac{dQ_{SB}}{dt} + v_S \frac{dP_S}{dt} \dots\dots\dots (III - 6)$$

ここで H_S, v_S, P_S は Na の単位質量当りのエンタルピ (joule/kg), 比容積 (m³/kg) と Na 圧力 (N/m²) である。 Q_{SB} は相互作用領域から周囲冷却材への熱移行量 (joule/kg) である。

Na の飽和状態の仮定から二相混合時の Na 状態方程式は以下のように入えられる。

$$H_S = xH_V + (1 - x) H_L \dots\dots\dots (III - 7)$$

$$v_S = x v_V + (1-x) v_L \dots\dots\dots (III-8)$$

またNaボイド圧力は、

$$P_S = P_{sat}(T_S) \dots\dots\dots (III-9)$$

ここでは H_V, H_L は飽和蒸気，飽和液体のNaエンタルピ (joule/kg) v_V, v_L は飽和蒸気，飽和液体のNa比容積 (m^3/kg) で， x, P_{sat} はNaボイド質量比と飽和圧力である。

(3) 相互作用領域境界面からの熱損失

相互作用領域内Naから周囲冷却材への熱移行量は，次式から求まる。

$$\frac{dQ_{SB}}{dt} = A_{SB} h_{SB} (T_S - T_{BN}) \dots\dots\dots (III-10)$$

但し， T_{BN} は周囲冷却材温度 ($^{\circ}C$)， A_{SB}, h_{SB} は相互作用領域界面に於ける周囲冷却材とNaとの接触面積 (m^2)，及び接触熱伝達率 ($w/m^2^{\circ}C$) である。

A_{SB} は非凝縮気体を考慮すると以下の式で与えられる。

$$A_{SB} = 2\pi R (R + Z_U - Z_L) \cdot \frac{V_S}{V_F + V_S + V_G} \dots\dots\dots (III-11)$$

但し， R は相互作用領域の半径 (m) である。

h_{SB} はNaボイドの凝縮熱伝達を考慮して，以下の式から与えられるものとする。

$$h_{SB} = \alpha_{VS} h_{SL} + (1 - \alpha_{VS}) h_{LL} \dots\dots\dots (III-12)$$

但し $\alpha_{VS} = \frac{v_V}{v_S}$ (Naボイド比) $\dots\dots\dots (III-13)$

ここでは h_{SL}, h_{LL} は周囲冷却材と相互作用領域内Naボイドの凝縮熱伝達率 ($w/m^2^{\circ}C$)，及び液体Naの熱伝達率 ($w/m^2^{\circ}C$) を示す。

(4) 非凝縮気体の状態方程式

相互作用領域内混入ガスを断熱圧縮と仮定すると，次式が成立する。

$$P_S v_G^n = P_S(0) v_G(0)^n = \text{一定} \dots\dots\dots (III-14)$$

但し v_G は非凝縮気体の比容積 (m^3/kg)， n はガス定数。

(5) 相互作用領域の運動方程式

相互作用領域周囲の冷却材を非圧縮性と仮定すると相互作用上、下界面の移動は次式で与えられる。

(上部方向)

$$\frac{d^2 Z_U}{dt^2} = \frac{P_S - P_{out}}{\rho_N (L - Z_U)} - g - \left(\frac{f_o}{2D_e} + \zeta_U \right) \left(\frac{dZ_U}{dt} \right) \left| \frac{dZ_U}{dt} \right| \dots\dots\dots (III-15)$$

(下部方向)

$$\frac{d^2 Z_L}{dt^2} = \frac{P_{in} - P_S}{\rho_N Z_L} - g - \left(\frac{f_o}{2D_e} + \zeta_L \right) \left(\frac{dZ_L}{dt} \right) \left| \frac{dZ_L}{dt} \right| \dots\dots\dots (III-16)$$

ここで Z_U , Z_L は相互作用領域の上部, 下部界面高さ (m), P_{in} , P_{out} はチャンネル入口, 出口圧力 (N/m^2), ρ_N , f_o , D_e は冷却材密度 (kg/m^3), 流路内摩擦係数, 冷却流路内等価直径で (m) で, ζ_U , ζ_L は上部, 下部構造材による圧損係数である。又 L はチャンネル全長 (m), g は重力加速度 (m/sec^2) である。

相互作用領域は半径方向に移動しないと仮定すると相互作用領域の全体積 V_{TOT} は次式で与えられる。

$$V_{TOT} = \pi R^2 (Z_U - Z_L) \dots\dots\dots (III-17)$$

V_{TOT} は燃料, Na, 非凝縮気体の混合体であるから

$$V_{TOT} = V_F + V_S + V_G \dots\dots\dots (III-18)$$

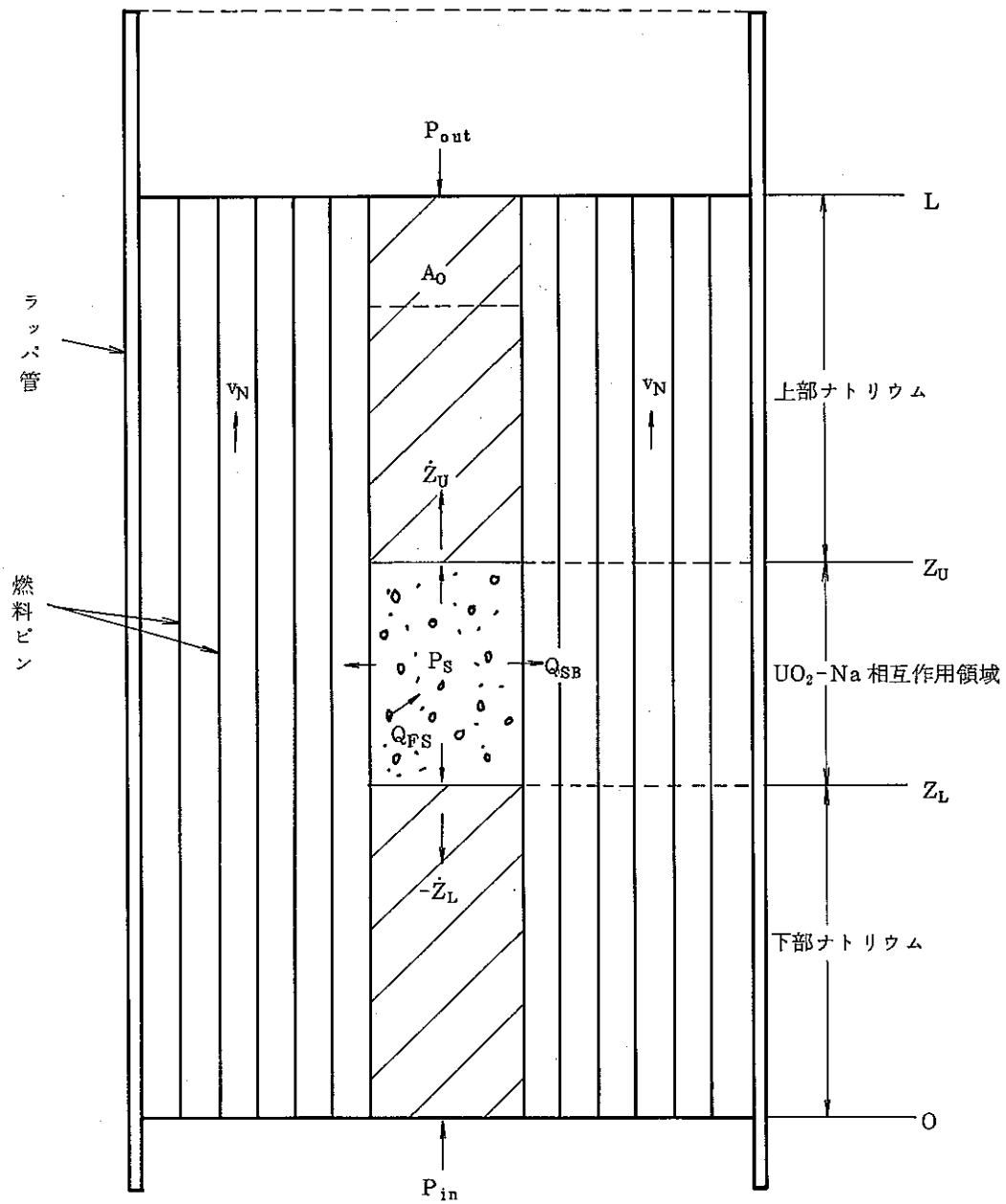
が成立する。

4. コードの妥当性について

本コードは, Cho-Wright モデルに基づくコードであり, 熱エネルギーから機械的エネルギーへの変換効率は数%程度の値を示す。一方, 現在までに FCI 実験で得られている変換効率は, この値に比べオーダー的に小さな値である。従って本コードの解析結果は, 保守的であると考えられる。

参 考 文 献

- (1) D. H. Cho, R. O. Ivins and R. W. Wright, "A Rate-Limited Model of Molten-Fuel/Coolant Interactions: Model Development and Preliminary Calculations", ANL-7919 (1972)
- (2) Proceeding of Third Specialist Meeting on Sodium Fuel Interaction in Fast Reactor, Tokyo, Japan, March 22-26, 1976.



第Ⅲ－2.1図 集合体内局所 UO_2-Na 相互作用解析モデル図

IV. SEETHEコード

SEETHEコード

目 次

1. 概 要	53
2. 解析モデル	53
3. 計算方法	53
4. 検 証	56
参 考 文 献	57

図 リ ス ト

第IV-3.1図	冷却材流路の水平断面のセル模式図	58
第IV-3.2図	冷却材流路の垂直断面のセル模式図	58
第IV-3.3図	燃料ピンのセル模式図	59
第IV-4.1図	閉塞板後流側被ふく管温度分布の比較	60

1. 概 要

SEETHEは、炉心局所事故に於ける燃料集合体内の熱流動解析を行うコードである。燃料集合体の冷却材流路が閉塞した場合の冷却材流動挙動を非圧縮粘性流体の2次元運動の取扱いにより解析する。また、燃料ピン、冷却材の熱的応答も同時に解析する。冷却材が沸騰すれば、蒸気泡の生成、成長、運動、消滅を解析することが可能である。

2. 解析モデル

- i) 燃料集合体をR-Z 2次元座標系で取扱う。周方向に関しては、対称を仮定する。径方向の空間差分方法としては3本ピンで囲まれた三角状セルを1メッシュとする。
- ii) 冷却材は非圧縮の粘性流体の取扱いとする。
- iii) 燃料ピンから冷却材への熱移行は径方向1次元の熱伝導方程式を解くことにより求める。
- iv) 集合体ラッパ管壁と冷却材間の熱移行を取扱うことができる。
- v) 冷却材の飽和温度に過熱度を考慮した温度で冷却材は沸騰を開始し、冷却材蒸気泡を形成する。ボイド界面を介して質量・熱の出入りを考慮し、ボイド界面の条件としては圧力の連続条件とする。
- vi) 沸騰後、被ふく管上の残留液膜の蒸発・凝縮の効果を考慮できる。
- vii) 物性値は一定値とする。

3. 計算方法

(1) 計算体系図

集合体内冷却材流路の水平断面及び垂直断面のセル模式図を第IV-3.1図、第IV-3.2図にそれぞれ示す。燃料ピンセル分割模式図を第IV-3.3図に示す。

(2) 基礎式

(i) 運動量保存式

$$\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \nabla \cdot \vec{u} \vec{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla P + \vec{F} - \vec{g} \quad \dots\dots\dots (N-1)$$

ここで、

\vec{u}	冷却材速度	(cm/sec)
ρ	冷却材密度	(g/cm ³)
P	圧力	(dyn/cm ²)
\vec{F}	摩擦力	(cm/sec ²)
\vec{g}	重力加速度	(cm/sec ²)

$$\vec{F} = - f / 2 D \cdot \vec{u} | \vec{u} | \dots\dots\dots (V - 2)$$

$$f = f (Re) \dots\dots\dots (V - 3)$$

ここで、

f 摩擦係数

D 等価流路直径 (cm)

Re レイノルズ数

(IV - 1) 式の左辺第一項は、冷却材速度時間変化、第二項は、運動量の保存項、右辺第一項は圧力、第二項は摩擦力、第三項は重力を表わしている。摩擦力は、管摩擦近似で取扱っている。

(ii) 連続の式

$$\nabla \vec{u} = 0 \dots\dots\dots (V - 4)$$

連続の式は非圧縮流体の場合、各々のセルにおける体積流量の総和が 0 であることを表わしている。

(iii) エネルギー保存式

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \vec{u} T = \kappa \nabla^2 T + \frac{S}{C} \dots\dots\dots (V - 5)$$

ここで、

T 冷却材温度 (°C)

κ 冷却材温度伝導率 (cm²/sec)

S 冷却材単位体積当りへの熱移行量 (w/cm³)

C 冷却材比熱 (joule/g °C)

冷却材のエネルギー方程式は、セルの冷却材のエンタルピ上昇分と流入エンタルピの和が、熱伝導による熱の流入と燃料ピンからの熱入力との和に等しいとして構成されている。

(iv) 燃料ピン熱伝導方程式

$$C_f \rho_f \frac{\partial T_f}{\partial t} = k_f \nabla^2 T_f + Q_f \dots\dots\dots (N-6)$$

ここで,

C_f	燃料比熱	(joule/g °C)
ρ_f	燃料密度	(g/cm ³)
T_f	燃料温度	(°C)
k_f	燃料熱伝導度	(w/cm °C)
Q_f	燃料発熱密度	(w/cm ³)

燃料ピン内の温度分布は、径方向の一次元非定常熱伝導方程式を解くことにより求め
ている。

(v) ラップ管熱方程式

$$C_w \rho_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = \phi_{wi} - \phi_{wo} \dots\dots\dots (N-7)$$

ここで,

C_w	ラップ管比熱	(joule/g °C)
ρ_w	ラップ管密度	(g/cm ³)
T_w	ラップ管温度	(°C)
ϕ_{wi}	集合体内側からラップ管単位体積当りへ 移行する熱量	(w/cm ³)
ϕ_{wo}	集合体外側へラップ管単位体積当りから 移行する熱量	(w/cm ³)

(vi) 飽和領域の方程式

$$h_{gl} \frac{dw_g}{dt} + (w_l \frac{dh_l}{dP} + w_g \frac{dh_g}{dP} - V) \frac{dP}{dt} = \frac{dQ}{dt} \dots\dots\dots (N-8)$$

$$v_{gl} \frac{dw_g}{dt} + (w_l \frac{dv_l}{dP} + w_g \frac{dv_g}{dP}) \frac{dP}{dt} = \frac{dV}{dt} - v_l \frac{dw}{dt} \dots\dots\dots (N-9)$$

ここで,

h_{g1}	冷却材の蒸発潜熱 ($h_g - h_l$)	(erg /g)
h_g	冷却材蒸気エンタルピ	(erg /g)
h_l	冷却材液体エンタルピ	(erg /g)
w_g	飽和領域の蒸気の質量	(g)
w_l	飽和領域の液体の質量	(g)
V	飽和領域の体積	(cm ³)
P	飽和領域の圧力	(dyn/cm ²)
Q	燃料ピンから飽和領域へ移行する熱量	(erg)
v_{g1}	冷却材の蒸気と液体の比容積の差 ($v_g - v_l$)	(cm ³ /g)
v_g	冷却材蒸気比容積	(cm ³ /g)
v_l	冷却材液体比容積	(cm ³ /g)
w	$w_g + w_l$	

冷却材の蒸気エンタルピ, 液体エンタルピ, 蒸気比容積, 液体比容積は圧力の関数とする。(IV-8)式は, 飽和領域のエネルギー保存を表わしており, (IV-9)式は, 飽和領域体積変化関係式を表わしている。

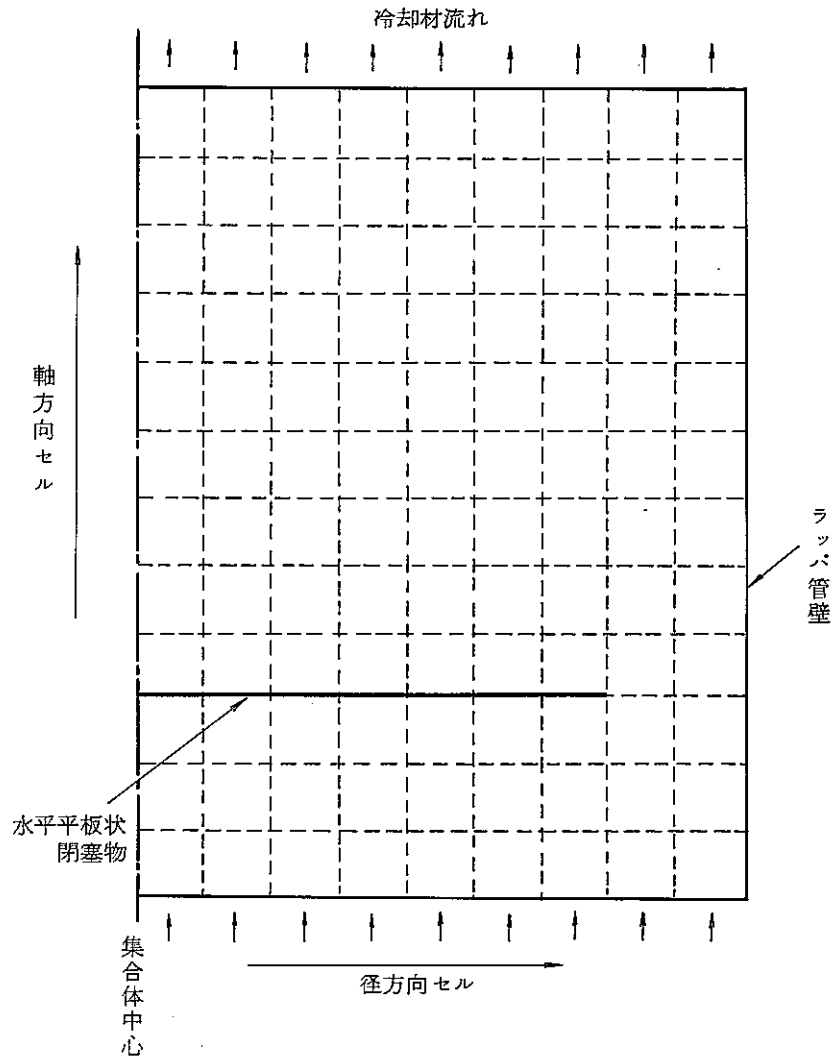
冷却材温度が飽和温度に任意の過熱度を加えた温度を越えた時に飽和領域は生成され, 蒸気体積が 0 となる時に消滅するものとする。

4. 検 証

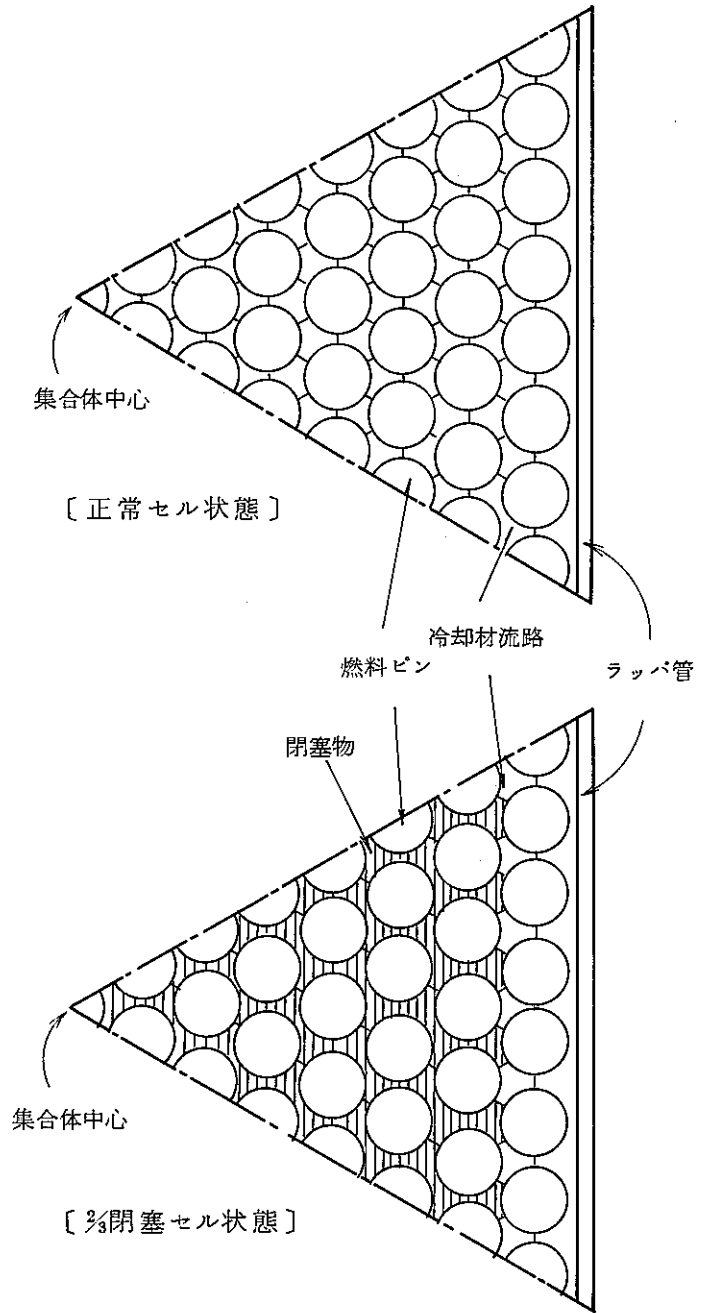
SEETHEの検証としてKfK169本ピンバンドル体系での局所閉塞実験(水平平板型49%閉塞)の実験解析を行った。その結果, 第IV-4.1図に示されるように閉塞物後流域に生じるホットスポット温度及びその位置は良く一致しており, 解析コードSEETHEの妥当性が示された。

参 考 文 献

- (1) J. A. Viecelli, "A Computing Method for Incompressible Flows Bounded by Moving Walls," Journal of Computer Physics Vol.8 119 (1971)
- (2) F. H. Harlow, J. E. Welch, "Numerical Calculation of Time-Dependent Viscous Incompressible Flow of Fluid with Free Surface," Physics of Fluid 8, 2182 (1965)
- (3) S. P. Sukhatme, W. M. Rohsenow, "Heat Transfer During Film Condensation of Liquid Metal Vapor," Trans. ASME Journal of Heat Transfer, 19 (1966)
- (4) F. Huber, W. Peppler, "Form and Development of Boiling behind a 49% Central Blockage in a 169 Pin Bundle," LMBWG Meeting, Petten June-1977.
- (5) M. Arai, N. Hirata, "An Analysis of the Central Blockage Wake in a LMFBR-subassembly," LMBWG Meeting, Petten June-1977.

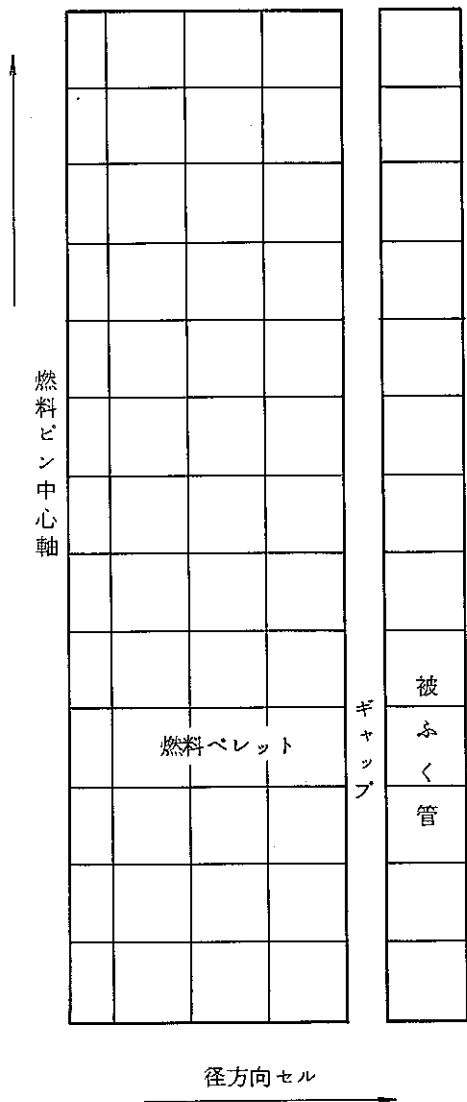


第Ⅳ-3.2図 冷却材流路の垂直断面のセル模式図

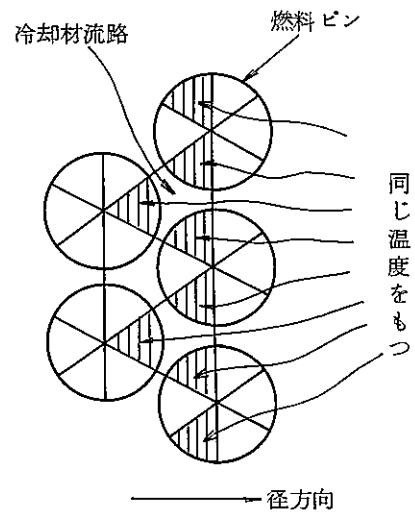


第Ⅳ-3.1図 冷却材流路の水平断面のセル模式図

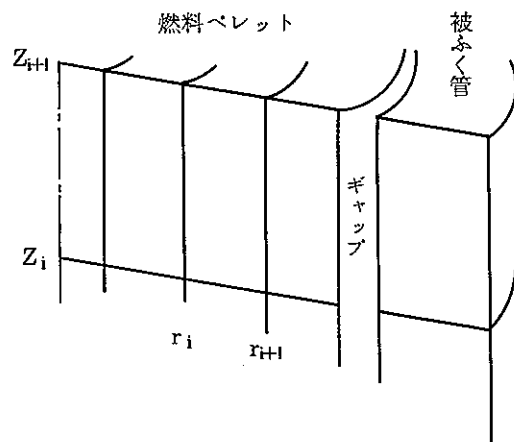
軸方向セル



a. 燃料ピンのセル分割

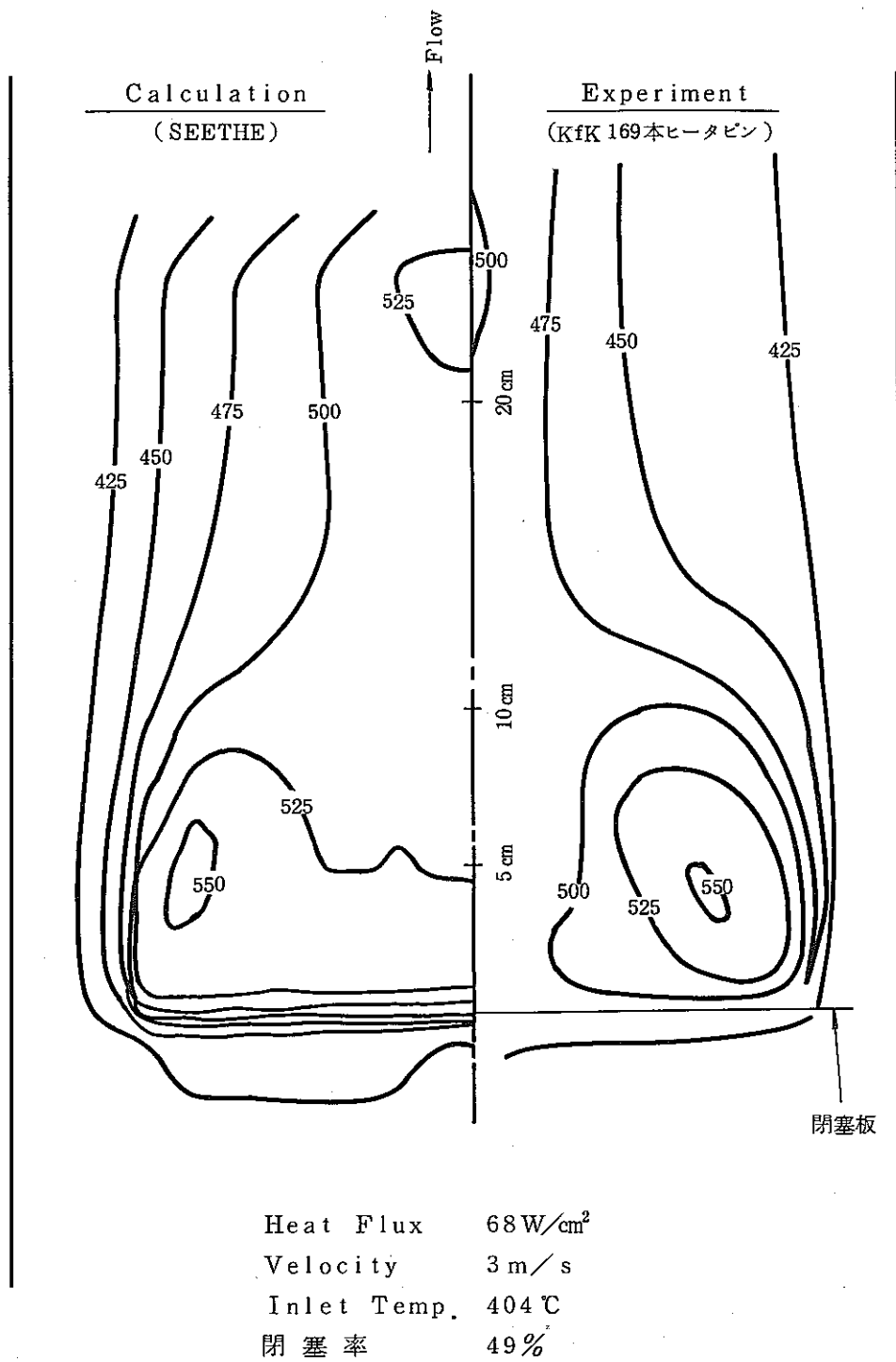


b. 燃料ピンと冷却材のセルの対応



c. 燃料ピンセル分割モデル

第IV-3.3図 燃料ピンのセル模式図



第IV-4.1図 閉塞板後流側被ふく管温度分布の比較

V. HIPRAC-III コード

HIPRAC-Ⅲコード

目 次

1. 概 要	65
2. 解析モデル	65
3. 長時間挙動解析用簡易モデル	71

図 リ ス ト

第V-2.1図 流動計算モデル	73
第V-2.2図 配管破損時の冷却系流動モデル	74
第V-2.3図 1次冷却系流動特性計算フロー	75
第V-3.1図 オーバフロー汲上げモデル	76

1. 概 要

本解析コードHIPRAC-Ⅲは、ループ型ナトリウム冷却高速炉の1次主冷却系での事故を対象とした過渡解析コードで、特に配管破損事故の解析を主眼として作成されたものである。

本解析コードの主な特徴は次の通りである。

- (1) 1次主冷却系内の流量分布の時間変化は、運動量保存則と質量保存則の連立微分方程式を解いて求める。
- (2) 冷却材は非圧縮性として取扱う。
- (3) 流体慣性、機器・配管の圧力損失特性、循環ポンプの流量-揚程特性(Q-H特性)及び機器内液位変化を考慮し、各冷却系ループごとの流動挙動を求める。
- (4) 原子炉容器液位の低下に伴うカバーガス圧の変化を考慮できる。
- (5) 配管破損位置は任意に選定できる。また破損規模は小破損より完全破断まで取扱える。
- (6) 長時間の液位の変動解析においては冷却材の温度変化に伴う体積変化を考慮できる。

2. 解析モデル

本節ではHIPRAC-Ⅲの1次冷却系流動特性計算モデルの特徴、基礎式、ポンプのモデル等について述べる。

(1) 解析モデルの特徴

本解析コードの1次冷却系流動特性計算モデルの特徴を以下に列挙する。

- (a) 冷却系ループは4ループまで扱える。
- (b) ポンプの位置はホットレグ、コールドレグのいずれも取扱える。
- (c) 冷却材は非圧縮性として取扱う。
- (d) 流体慣性、機器・配管の圧力損失特性、循環ポンプの流量-揚程特性(Q-H特性)及び機器内液位変化を考慮し、各冷却系ループの流動挙動を求める。
- (e) 破損位置は任意で、破損規模は小破損より完全破断まで取扱える。
- (f) 逆止弁を考慮できる。
- (g) カバーガスの状態方程式を解き、カバーガスの圧力変化を求める。
- (h) 配管外へ流出した冷却材の水頭の効果を考慮できる。
- (i) 任意の形状のガードベッセルを模擬できる。

(2) 1次主冷却系流動解析モデル

本解析コードの流動解析では、配管を同一断面で途中に流路の分岐点のないセクションに分割し、各セクション毎に冷却材の運動方程式を解き、各セクションを連続の式で接続し、連立方程式を解くことにより圧力及び流量変化を求める。

第V-2.1図は配管セクションの一例を示したもので、このセクションの運動方程式は次のようになる。

$$P_i - P_{i+1} = \frac{Z_i \dot{Q}_i}{A_i g} + C_i Q_i^2 + r_i X_i - H_{Pi} \dots\dots\dots (V-1)$$

ここに

- i : 配管セクション番号
- Z_i : 配管長さ [m]
- X_i : 配管出入口高さの差 [m]
- A_i : 配管断面積 [m²]
- P_i : 配管入口圧力 [kg/m²]
- P_{i+1} : 配管出口圧力 [kg/m²]
- Q_i : 配管内流量 [kg/sec]
- \dot{Q}_i : 配管内流量の時間微分値 [kg/sec²]
- H_{Pi} : ポンプ揚程 [kg/m²]
- g : 重力加速度 [m/sec²]
- C_i : 圧損係数 [sec²/kg・m²]
- r_i : 冷却材密度 [kg/m³]

また各セクションの境界での連続の式は次のようになる。

$$\left. \begin{array}{l} \Sigma Q_i = 0 \\ \Sigma \dot{Q}_i = 0 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (V-2)$$

そこで、上記両式を差分近似して圧力(P_i)、冷却材流量加速度(\dot{Q}_i)を未知数とした1次の連立方程式を立て、行列式に置き換えて解くことにより解が求められる。具体的には第V-2.2図に示す系に対して、運動方程式および連続の式をたてる。

運動方程式は (V - 1) 式より

$$\begin{aligned}
 P_0 - P_B &= \frac{Z_1 \dot{Q}_1}{A_1 g} + C_1 Q_1^2 + r_1 X_1 - k H_{P1} \\
 P_B - P_G &= C_B Q_B^2 + r_B X_B \\
 P_B - P_I &= \frac{Z_2 \dot{Q}_2}{A_2 g} + C_2 Q_2^2 + r_2 X_2 - (1-k) H_{P1} \\
 P_I - P_O &= \frac{Z_C \dot{Q}_C}{A_C g} + C_C Q_C^2 + r_C X_C \\
 P_O - P_I &= \frac{Z_3 \dot{Q}_3}{A_3 g} + C_3 Q_3^2 + r_3 X_3 - H_{P3} \\
 P_R - P_O &= r_u X_u
 \end{aligned}
 \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} P_0 - P_B \\ P_B - P_G \\ P_B - P_I \\ P_I - P_O \\ P_O - P_I \\ P_R - P_O \end{aligned}} \right\} \dots\dots\dots (V - 3)$$

連続の式は (V - 2) 式より

$$\begin{aligned}
 Q_C - (Q_2 + n Q_3) &= 0 \\
 Q_1 - (Q_B + Q_2) &= 0
 \end{aligned}
 \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} Q_C - (Q_2 + n Q_3) \\ Q_1 - (Q_B + Q_2) \end{aligned}} \right\} \dots\dots\dots (V - 4)$$

同様に

$$\begin{aligned}
 \dot{Q}_C - (\dot{Q}_2 + n \dot{Q}_3) &= 0 \\
 \dot{Q}_1 - (\dot{Q}_B + \dot{Q}_2) &= 0
 \end{aligned}
 \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} \dot{Q}_C - (\dot{Q}_2 + n \dot{Q}_3) \\ \dot{Q}_1 - (\dot{Q}_B + \dot{Q}_2) \end{aligned}} \right\} \dots\dots\dots (V - 5)$$

ここに

- k : $\begin{cases} 0 & \text{ポンプ入口側破損の場合} \\ 1 & \text{ポンプ出口側破損の場合} \end{cases}$
 n : 健全ループ数

添 字

- 1 : 破損ループ原子炉容器出口～破損口
 2 : 破損ループ破損口～原子炉容器入口
 3 : 健全ループ
 B : 破損口
 C : 炉心
 O : 原子炉容器出口プレナム
 I : 原子炉容器入口プレナム
 u : 原子炉容器出口位置～原子炉容器液面

R : 原子炉容器カバーガス

G : 雰囲気

最後に1次冷却系流動特性計算のフローを第V-2.3図に示す。

(3) スクラム信号の設定

本解析コードの流動特性計算部分では以下に示す設定条件(入力による)により自動的にスクラム信号を出し、スクラム信号により入力で与える遅れ時間を置いてポンプをトリップさせる。

(a) 手動スクラムの設定時間

(b) 原子炉容器液面の高低

(c) 配管流量の高低

(4) ポンプのモデル

ポンプのコストダウン特性はポンプの運動方程式とQ-Hカーブから求められる。

また、本解析コードで取扱える現象はポンプトリップだけであるが、ポンプスティックについても仮想的にポンプの回転慣性(GD²)を小さく見積ることにより、ポンプトリップと同様に解析することが可能である。

また、各ループのポンプのトリップ時間は任意に選ぶことができる。

ポンプの運動方程式は次式で表わされる。

$$\frac{I}{4g} \cdot \frac{d\omega}{dt} = T_m - T_p - T_f \quad \dots\dots\dots (V-6)$$

ここで、 ω : 角速度 $\left(= \frac{2\pi}{60} N \right)$ (1/sec)

N : 回転数 (rpm)

T_m : モータトルク (kg·m)

T_p : ポンプトルク (kg·m)

T_f : 摩擦トルク (kg·m)

I : ポンプ回転慣性(GD²) (kg·m²)

t : 時刻 (sec)

上記の運動方程式(V-6)を解いてポンプの回転数Nを求める。

ポンプ揚程 ΔH は回転数 (N) と流量 (Q) の関数であるので上記で求めた回転数 (N) と系内流量計算で求めた流量 (Q) を使用して求める。

ポンプの Q-H カーブは以下に示す 4 次式で表わされる。

$$\frac{\Delta H}{\Delta H_0} = a_4 \frac{q^4}{n^2} + a_3 \frac{q^3}{n} + a_2 q^2 + a_1 q n + a_0 n^2 \dots\dots\dots (V-7)$$

ここで $q = \frac{Q}{Q_0}$ (Q_0 : ポンプ定格流量)

$n = \frac{N}{N_0}$ (N_0 : ポンプ定格回転数)

a_i ($i = 0 \sim 4$) : フィッティング係数

ΔH_0 : ポンプ定格揚程

である。

(5) 逆止弁

オプションで逆止弁の有無を入れる。有の場合そのセクションで逆流が生じた時点以後、そのセクションの流量を強制的にゼロにする。そして連立方程式からそのセクションを抜いて解く。

(6) カバーガス系モデル

冷却材の圧力を決定するためには、カバーガスの圧力を知る必要がある。カバーガス系内のガスは以下に示す状態方程式に従うとする。

$$P = P_0 \times \left(\frac{V_0}{V} \right)^k \dots\dots\dots (V-8)$$

ただし

P_0 : カバーガス圧の初期値

V_0 : カバーガス体積の初期値

k : 等温変化モデルの場合 1

断熱変化モデルの場合断熱指数とする。

(7) ガードベッセルモデル

ガードベッセルは高さとガードベッセル断面積の関係を入力する。

(8) 破損口流出抵抗モデル

破損口での圧力損失は以下の式で示される。

$$\Delta P = C \cdot \frac{\gamma V_B^2}{2g} \dots\dots\dots (V-9)$$

または、 $V_B = \frac{Q_B}{A_B \gamma}$ であることから

$$\Delta P = C \cdot \frac{Q_B^2}{2g \gamma A_B^2} \dots\dots\dots (V-10)$$

ここで、 ΔP : 圧力損失 (kg/m²)

C : 流出抵抗係数 (—)

γ : 冷却材密度 (kg/m³)

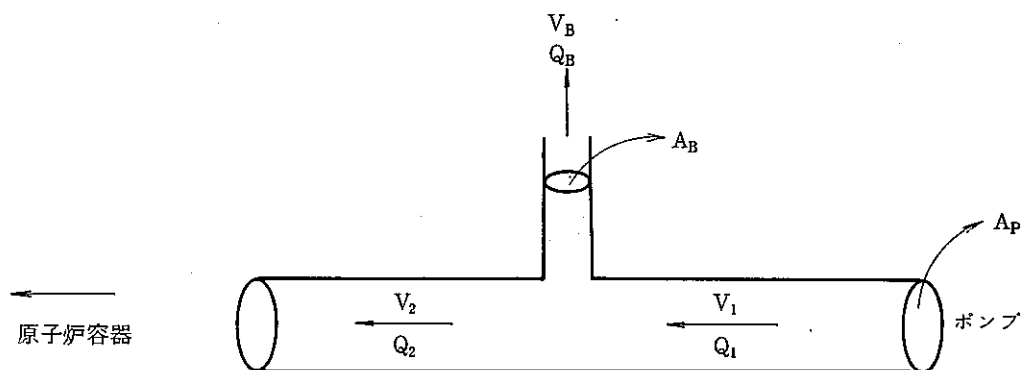
V_B : 流出速度 (m/sec)

Q_B : 流出流量 (kg/sec)

g : 重力加速度 (m/sec²)

A_B : 破損口断面積 (m²)

流出抵抗係数 C を入力する。



3. 長時間挙動解析用簡易モデル

本節では事故後短時間の詳細解析の結果を引継ぎ、その後の長時間にわたる原子炉容器液位、原子炉容器ガードベッセル液位の変化等を解析するための簡易モデルについて説明する。

(1) 流動特性解析モデル

第V-2.2図に示す系に対して破損ループ、健全ループ、炉容器の各々について運動方程式、連続の式をたてると次式のようなになる。

(a) 運動方程式

$$\left. \begin{aligned} P_0 - P_B &= C_1 Q_1^2 + \gamma_1 X_1 - k H_{P1} \\ P_B - P_G &= C_B Q_B^2 + \gamma_B X_B \\ P_B - P_I &= C_2 Q_2^2 + \gamma_2 X_2 - (1 - k) H_{P1} \\ P_I - P_0 &= C_C Q_C^2 + \gamma_C X_C \\ P_0 - P_I &= C_3 Q_3^2 + \gamma_3 X_3 - H_{P3} \\ P_R - P_0 &= \gamma_u X_u \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (V-11)$$

(b) 連続の式

$$\left. \begin{aligned} Q_C &= Q_2 + n Q_3 \\ Q_B &= Q_1 - Q_2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (V-12)$$

それぞれの記号の意味は(V-1)式～(V-5)式中のものと同じである。

(V-11)式右辺の第1項は摩擦損失、第2項は水頭損失、第3項はポンプの吐出圧である。この運動方程式では、(V-3)式とは異なり、流体の慣性(加速損失)は考慮していないが、本モデルに引継がれる時間(ポニーモータによるポンプ低速運転に移行)には流動変化が小さくなっているため流体の慣性を無視することができるとしている。計算式中では圧力損失は

$$\Delta P = C \cdot Q^2 \dots\dots\dots (V-13)$$

として取扱われており、圧力損失係数Cは流量に依存することなく常に一定値として、入力で指定する。

(2) ポンプ特性

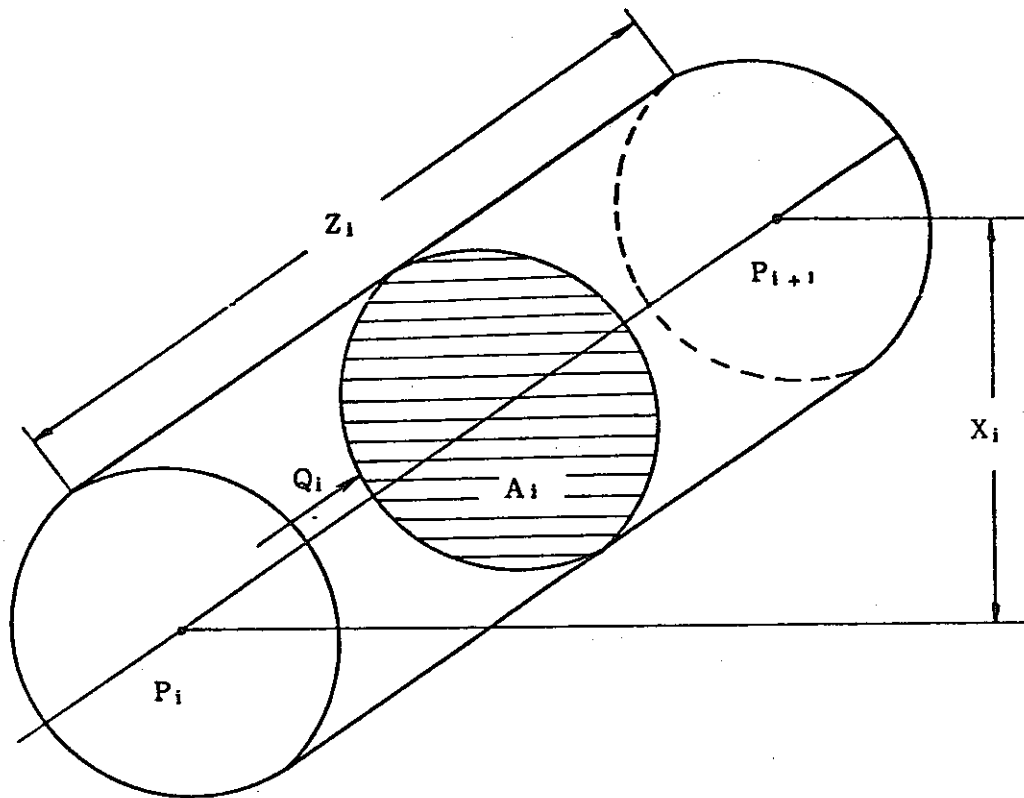
ポンプ回転数は入力テーブルのポンプ回転数-時間特性により計算される。ポンプのQ-Hカーブは(V-7)式と同じ4次式で表わされる。

(3) 冷却材収縮の取扱い

原子炉容器内冷却材の温度変化に伴う収縮特性は時間 (sec) と収縮速度 (m^3/sec) の関係としてテーブル形式で入力する。

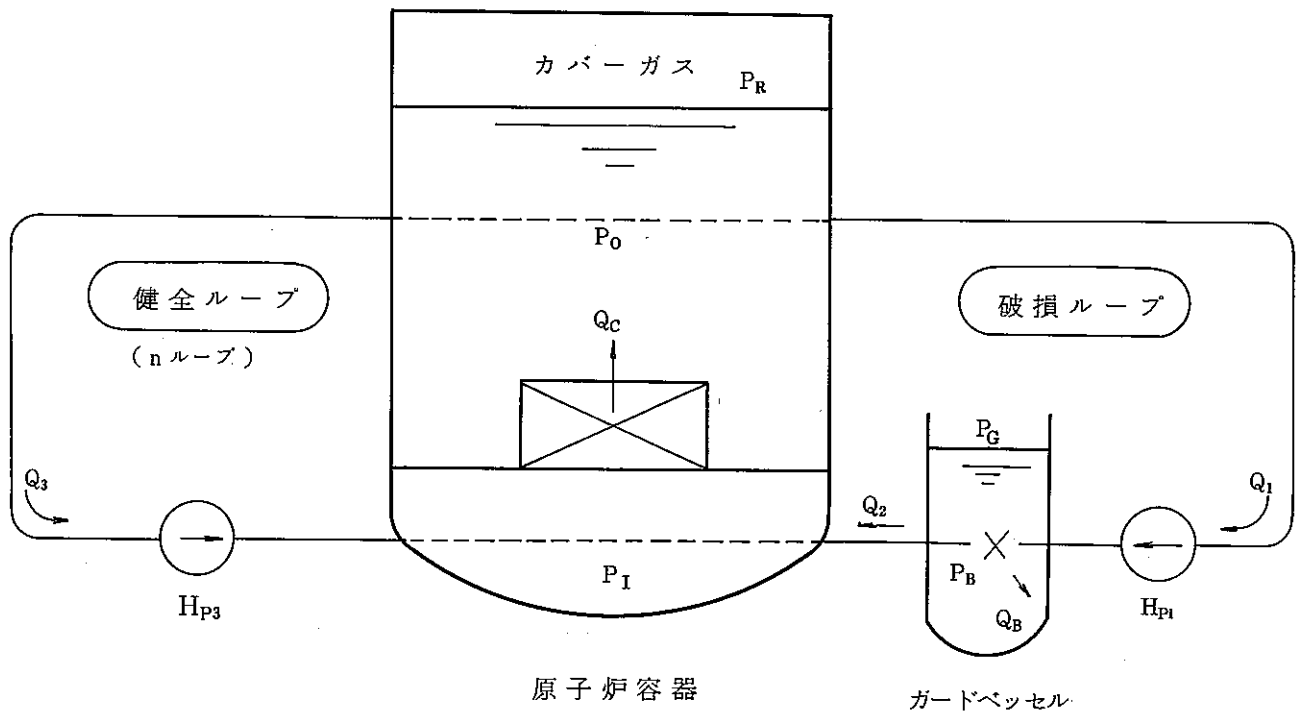
(4) オーバフロー汲上げモデル

本解析コードでは、オーバフロー汲上げを考慮できる。オーバフロー汲上げ系による汲上げは原子炉容器液位の状態により第 V-3.1 図のように断続運転が行われるのを模擬する。



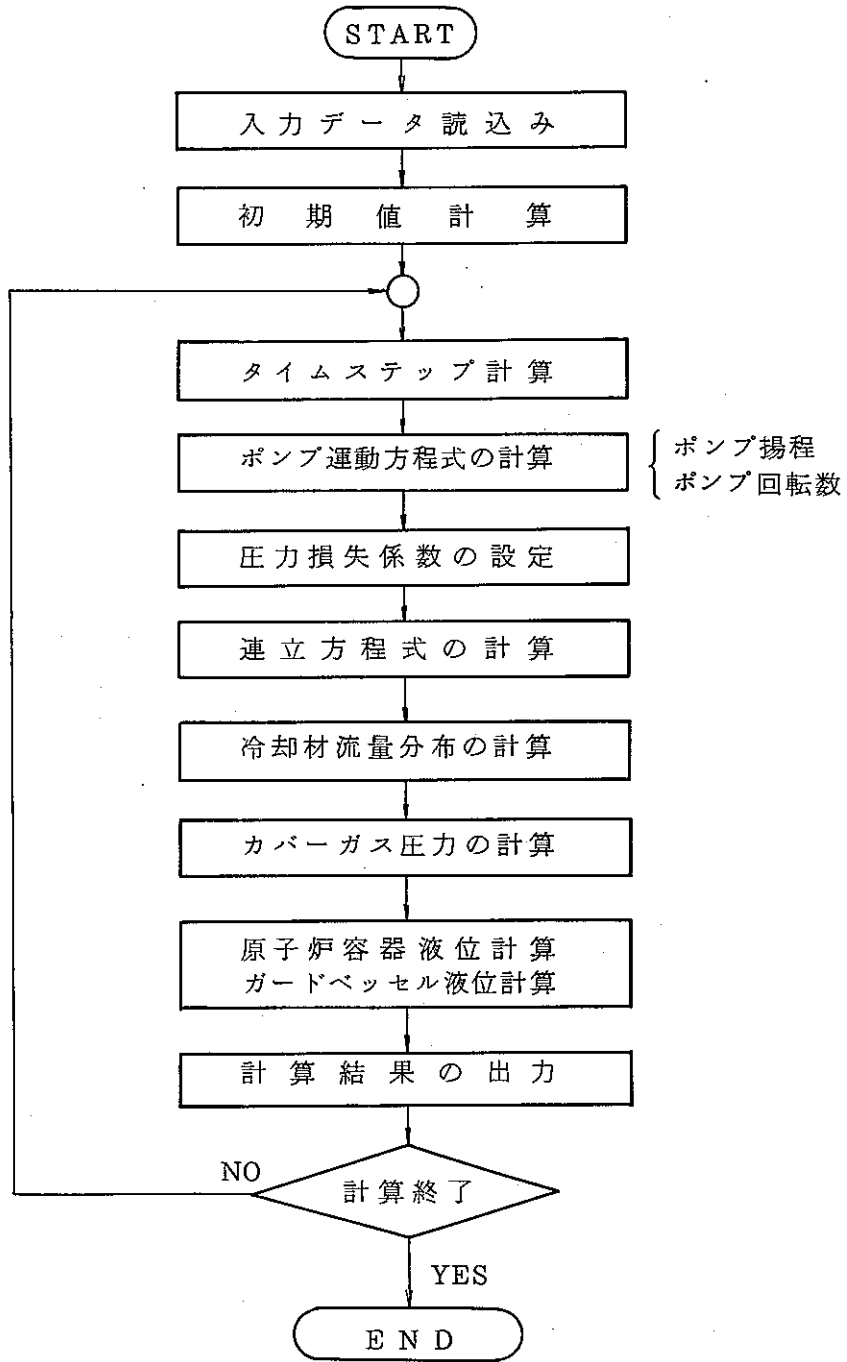
- i : 配管セクション番号
- Z_i : 配管長さ (m)
- X_i : 配管出入口高さの差 (m)
- A_i : 配管断面積 (m^2)
- Q_i : 配管内流量 (kg/sec)
- P_i : 配管入口圧力 (kg/m^2)
- P_{i+1} : 配管出口圧力 (kg/m^2)

第 V - 2.1 図 流動計算モデル

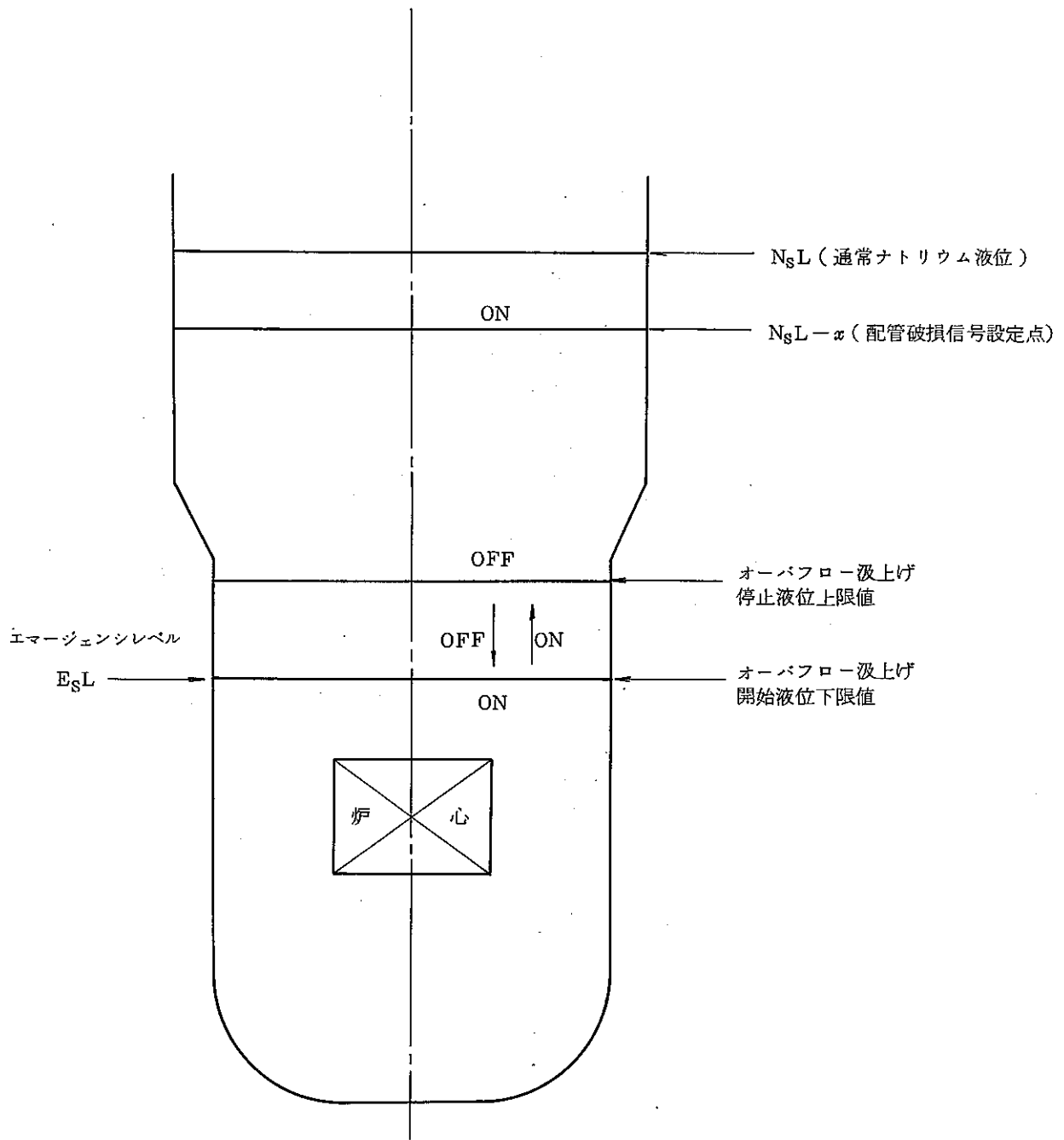


- Q_1 : 破損ループ原子炉容器出口～破損口の流量
- Q_2 : 破損ループ破損口～原子炉容器入口の流量
- Q_3 : 健全ループ流量
- Q_B : 破損口からの流出流量
- Q_C : 炉心流量
- P_R : カバーガス圧
- P_O : 原子炉容器出口プレナム部圧力
- P_I : 原子炉容器入口プレナム部圧力
- P_B : 破損口での圧力
- P_G : 雰囲気圧力
- H_{P1} : 事故ループのポンプ揚程
- H_{P3} : 健全ループのポンプ揚程

第 V - 2.2 図 配管破損時の冷却系流動モデル



第V-2.3図 1次冷却系流動特性計算フロー



第V-3.1図 オープフロー汲上げモデル

VI. P I B R A コ ー ド

PIBRAコード

目 次

1. 概 要	81
2. 主冷却系配管破損解析モジュール	81
3. 全炉心核熱流動特性解析モジュール	86
4. 両モジュールの結合と計算手順	88

図 リ ス ト

第Ⅵ-2.1図 仕切り機構及びガードベッセルのモデル	84
第Ⅵ-2.2図 Free Jetモデル	84
第Ⅵ-2.3図 Confined Flowモデル	85
第Ⅵ-2.4図 オリフィスモデル	85
第Ⅵ-3.1図 燃料ピンモデル	86
第Ⅵ-3.2図 燃料径方向メッシュ分割	86
第Ⅵ-3.3図 原子炉内流動モデル	87
第Ⅵ-3.4図 ナトリウム沸騰モデル	88
第Ⅵ-4.1図 両モジュール結合図	89
第Ⅵ-4.2図 全体計算フロー	90

1. 概 要

本解析コードPIBRAはループ型ナトリウム冷却高速炉の1次主冷却系での事故を対象とした過渡解析コードであり、特に1次主冷却系配管大口徑破損事象時の1次系熱流動特性、及び炉心核熱流動特性を解析することを主眼として開発されたものである。

本解析コードは、以下に示す2つのモジュールから成り立っている。

- (1) 主冷却系配管破損解析モジュール
- (2) 全炉心核熱流動特性解析モジュール

これらのモジュールはそれぞれ独立に使用することも可能である。

以下、これらのモジュールについて説明する。

2. 主冷却系配管破損解析モジュール

- (1) 熱輸送系解析モデル

- i) 流体は非圧縮性とする。
- ii) 単相一次元流とする。
- iii) ナトリウムの密度は温度依存型とする。
- iv) 配管を分割し、各セル内でエネルギー式、運動量式を解く。

エネルギー式

$$\rho_i A_i \Delta x \frac{de_i}{dt} = W(e_{i+1} - e_i) - U_{cw} A_{cw} (T_i - T_{wi}) \dots\dots\dots (VI-1)$$

$$M_w C_{wi} \frac{dT_{wi}}{dt} = U_{cw} A_{cw} (T_i - T_{wi}) - U_{wa} A_{wa} (T_{wi} - T_{ai}) \dots\dots\dots (VI-2)$$

e : 冷却材のエンタルピ

添字 i : セル番号

T : 温度

w : 配管壁

A : 面積

a : 配管外側空間

U : 熱伝達係数

c : 冷却材

C : 比熱

ρ : 冷却材密度

Δx : セル長さ

M : 質量

W : 冷却材流量

運動量式

○ 破損ループ

原子炉容器出口～破損口

$$\frac{dW_{1,1}}{dt} \sum_{1,1} \frac{L_1}{A_1} = P_{out,v} - P_{in,b} - \sum_{1,1} \Delta p + P_{RISE} \dots\dots\dots (V-3)$$

破損口～原子炉容器入口

$$\frac{dW_{1,2}}{dt} \sum_{1,2} \frac{L_1}{A_1} = P_{out,b} - P_{in,v} - \sum_{1,2} \Delta p \dots\dots\dots (V-4)$$

○ 健全ループ

$$\frac{dW_\ell}{dt} \sum \frac{L_1}{A_1} = P_{out,v} - P_{in,v} - \sum \Delta p + P_{RISE} \dots\dots\dots (V-5)$$

$\ell = 2 \sim$ ループ数

- | | | | |
|-----------------|-----------------|-------------|-------------|
| W | : 流量 | W_ℓ | : 健全ループ流量 |
| P | : 圧力 | $P_{out,v}$ | : 原子炉容器出口圧力 |
| $\sum \Delta p$ | : ループ内圧損 | $P_{in,v}$ | : 原子炉容器入口圧力 |
| P_{RISE} | : ポンプ吐出圧 | $P_{in,b}$ | : 破損部上流側圧力 |
| $W_{1,1}$ | : 原子炉容器出口～破損部流量 | $P_{out,b}$ | : 破損部下流側圧力 |
| $W_{1,2}$ | : 破損部～原子炉容器入口流量 | | |

(2) 1次主冷却系循環ポンプ

ポンプの動特性方程式は次のように表わされる。

$$\frac{dN_p}{dt} = \frac{g}{I_p \cdot 2\pi} (T_m - T_p) \dots\dots\dots (V-6)$$

- | | | | |
|-------|--------------------|------|------------|
| T | : トルク | 添字 p | : ポンプ |
| N | : 回転数 | m | : ポンプ駆動モータ |
| I_p | : ポンプアセンブリの慣性モーメント | | |

ポンプ全特性曲線 ($N_s = 270$) からポンプトルク T_p 及びポンプ吐出圧 P_{RISE} を算出する。

(3) 原子炉容器内流動モデル

- i) 炉容器内下部プレナムは1点で扱う。
- ii) 炉容器内上部プレナムは、出口配管部高さ及びカバーガス液面高さの2点で扱う。

iii) 炉心内の流動圧損については、炉心核熱流動特性モジュールで扱う。

(4) 中間熱交換器モデル

(1)と同様にエネルギー式を解くが、配管壁は考慮しない。2次側入口温度を境界条件とし、熱伝達係数を与えて温度計算を行う。

ポンプトリップによる2次系フローコストダウンも考慮する。

(5) 逆止弁モデル

逆止弁における圧力損失を計算する際、損失係数を順流、逆流の別、及び弁開度に応じて変化させる。

(6) カバーガス系モデル

原子炉容器と連結された複数の容器を想定し、等温変化として状態方程式よりカバーガス圧を求める。この時、各連結部における流動圧損を考慮できる。またカバーガス系が独立の場合についても解析できる。

(7) 仕切機構及びガードベッセルのモデル

仕切り機構を第Ⅵ-2.1図のようにモデル化し、破損部外側圧力を求める。

運動方程式

$$P_{ext} - P_a = (C_{GP} + C_{PH} h_{GP}) W_{GP} |W_{GP}| + \rho g (h_{GP} - Z_b) \dots\dots\dots (Ⅵ-7)$$

$$P_{ext} - P_a = (C_{FSM} + C_{GV} + C_{VH} h_{GV}) W_{GV} |W_{GV}| + \rho g (h_{GV} - Z_b) \dots\dots\dots (Ⅵ-8)$$

連続の式

$$\left. \begin{aligned} W_j &= W_{GP} + W_{GV} \\ \frac{dV_{GP}}{dt} &= \frac{1}{\rho} W_{GP} \\ \frac{dV_{GV}}{dt} &= \frac{1}{\rho} W_{GV} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (Ⅵ-9)$$

P_{ext} : 破損部配管外側圧力

P_a : 外気圧

W_j : 流出流量

W_{GP} : 入口配管部ガードベッセル内流量

W_{GV} : ガードベッセル内流量

h_{GP} : 入口配管部ガードベッセル内液位

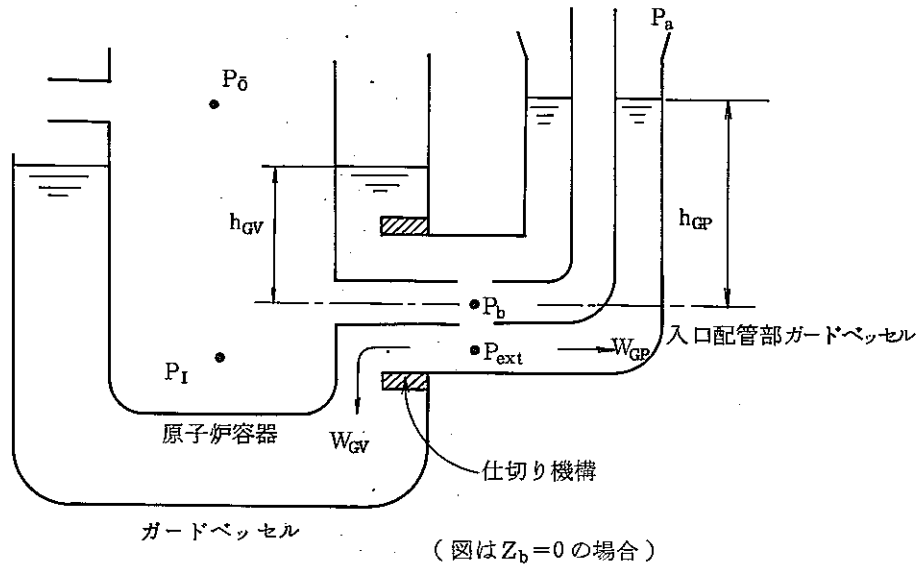
V_{GV} : ガードベッセル内冷却材体積

C_{GP} : 入口配管部ガードベッセル内流出抵抗係数

C_{GV} : ガードベッセル内流出抵抗係数

C_{PH} : 入口配管部ガードベッセル内流動抵抗係数

- | | |
|-------------------------------|---------------------------|
| h_{GV} : ガードベッセル内液位 | C_{VH} : ガードベッセル内流動抵抗係数 |
| Z_b : 破損部高さ(入口ノズルから) | C_{FSM} : 仕切り機構流動抵抗係数 |
| V_{GP} : 入口配管部ガードベッセル内冷却材体積 | ρ : 冷却材密度 |
| | g : 重力加速度 |



第VI-2.1図 仕切り機構及びガードベッセルのモデル

(8) 配管破損口流出流動解析モデル

配管破損口に於ける流出流動モデルとして次の3つがある。

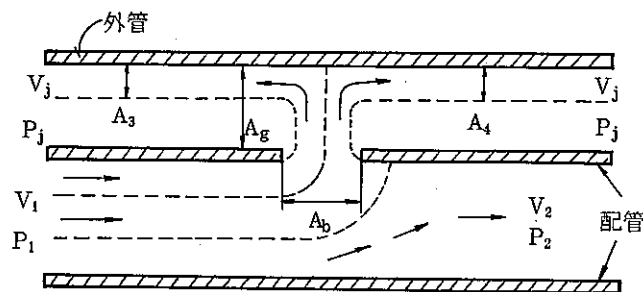
(i) free jet 流出モデル

外管とのギャップに比べて破損口が小さい場合に適用される。

流線方向の連続の式，運動量保存式，及び2次元自由流線解析に基づく理論式とから

第VI-2.2図の A_3, A_4, V_j を求める。

流出流量は $W = \rho V_j (A_3 + A_4)$ となる。…………… (VI-10)



第VI-2.2図 Free Jet モデル

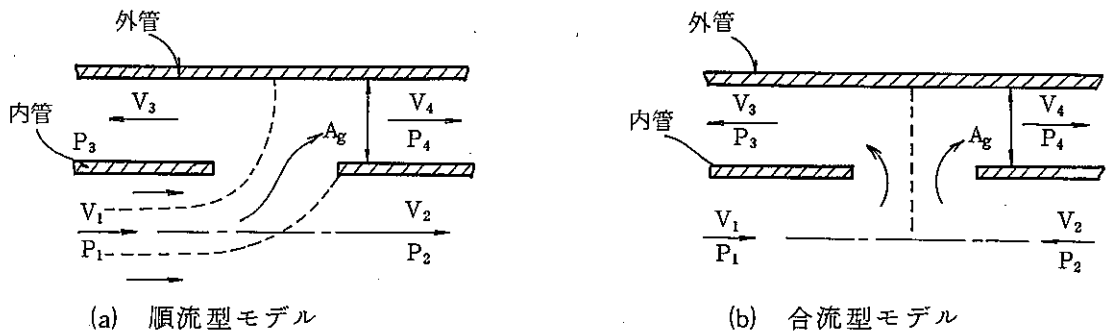
(ii) confined flow モデル

外管とのギャップに比べて破損口が大きい（両端完全破断のような）場合に適用される。
 外管による流動拘束が考慮される。

第 VI-2.3 図に於いて，流線方向の連続の式及び運動量保存式から V_3, V_4 を求める。

流出流量は $W = \rho (V_3 + V_4) A_g \dots\dots\dots (VI-11)$

となる。



第 VI-2.3 図 Confined Flow モデル

(iii) オリフィスモデル

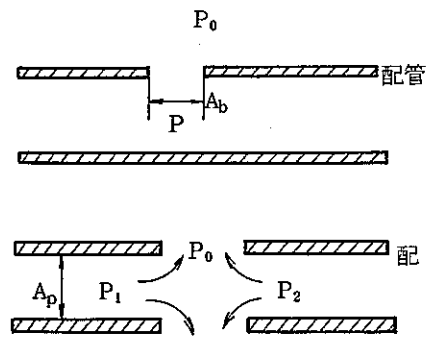
流出流量は次式で与えられる。

$$W = C_D \cdot A_b \sqrt{2 \rho g (P - P_0)} \dots (VI-12)$$

C_D は流出係数であり，1.0 を用いる。

両端完全破断の場合

$$W = C_D \cdot A_P \sqrt{2 \rho g (P_1 - P_0)} + C_D \cdot A_P \sqrt{2 \rho g (P_2 - P_0)} \dots\dots\dots (VI-13)$$



第 VI-2.4 図 オリフィスモデル

(9) 配管内流動圧損モデル

配管内の圧損が流量の n 乗で表わされるものとし，設計データから損失係数及び n を決定する。

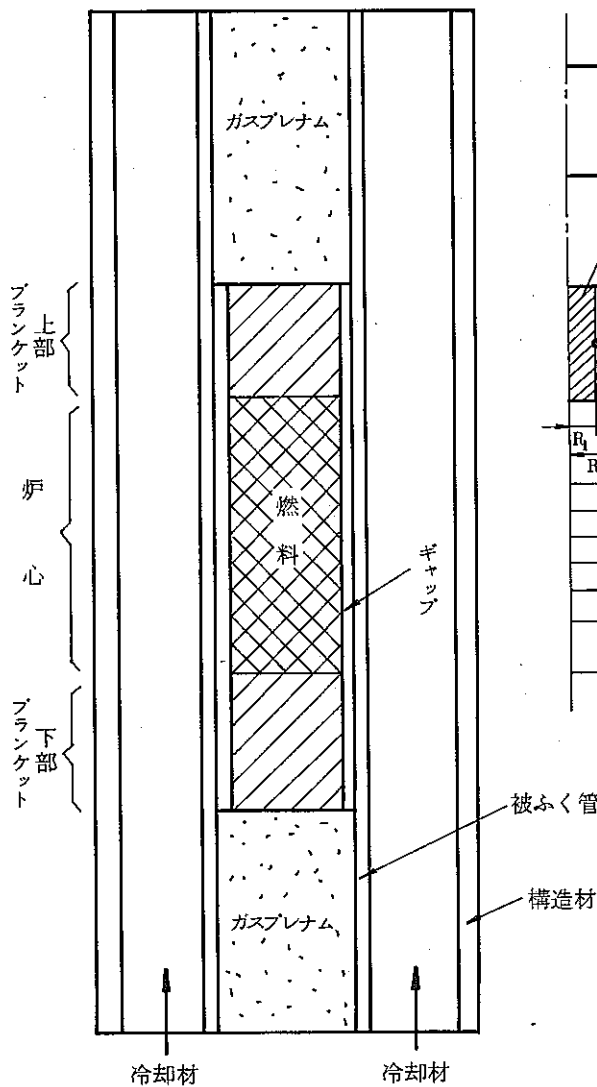
3. 全炉心核熱流動特性解析モジュール

本モジュールは、全炉心領域（燃料、ブランケット、制御棒集合体を含む）を対象とし、最大20までの代表チャンネルについて、熱流動解析を行うことができる。

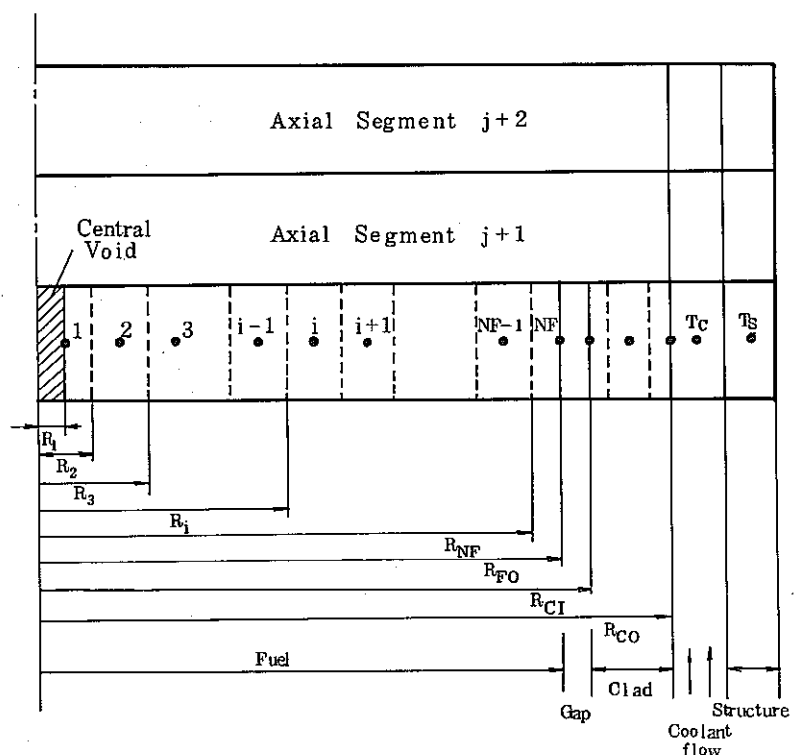
(1) 燃料要素温度解析

- i) 径方向のみの一次元熱伝導方程式を解く。
- ii) 物性値の温度依存性を考慮する。
- iii) 冷却材温度は軸方向一次元のエネルギーバランスより求める。

燃料ピンモデルと径方向メッシュ分割の様様を第VI-3.1図、第VI-3.2図に示す。



第VI-3.1図 燃料ピンモデル

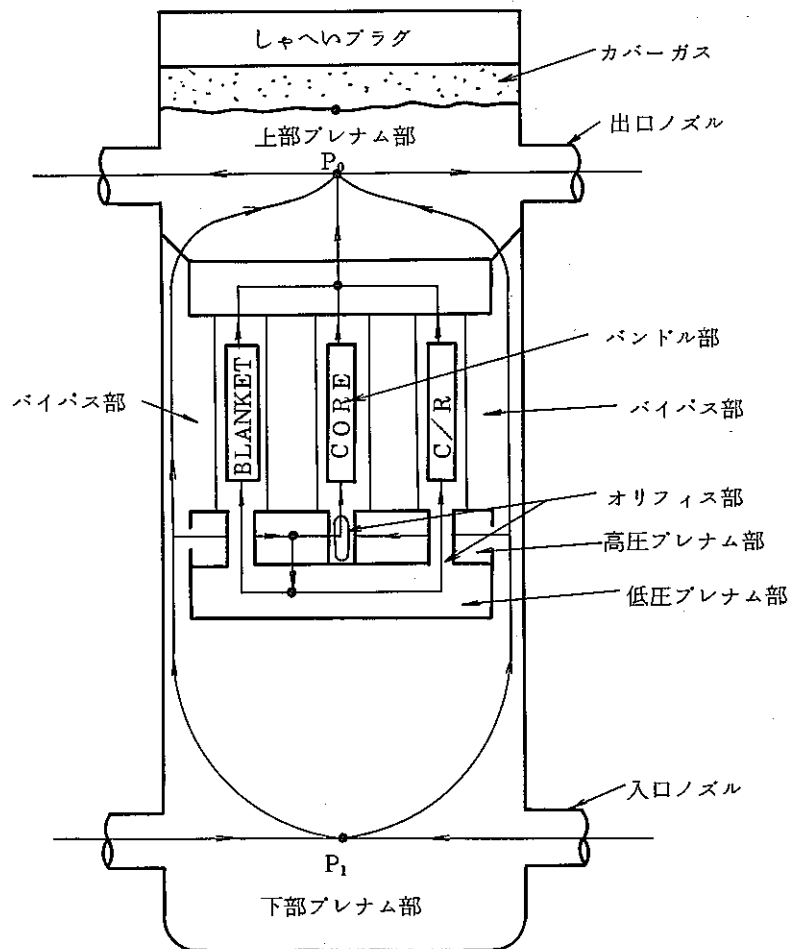


第VI-3.2図 燃料径方向メッシュ分割

(2) 冷却材熱流動解析

冷却材温度計算と流量配分計算を結合して解く。

- i) 流体は一次元非圧縮性流体とする。
- ii) 集合体内圧損は、エントランスノズル部、及び上下部しゃへい体部での縮・拡流圧損、バンドル部での摩擦損失、流体の水頭損失を考慮して流量配分を求める。
- iii) 冷却材密度変化による自然循環力を考慮できる。
- iv) 各プレナム部内の圧力、温度は一様とする。



第VI-3.3図 原子炉内流動モデル

(3) ナトリウム沸騰モデル

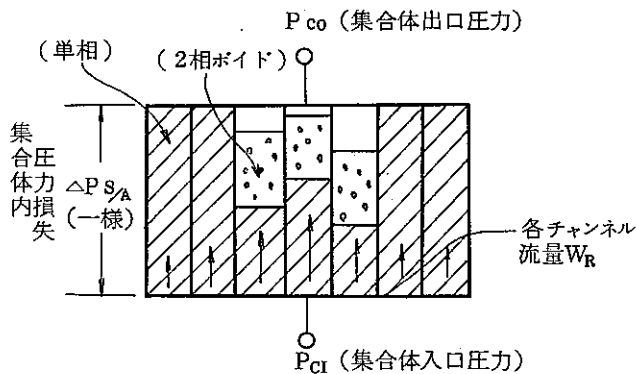
炉心部ナトリウム2相沸騰による熱流動に関し、以下の解析モデルを使用する。

(仮定)

- (1) ナトリウム沸騰領域は、常にシステム圧力における飽和平衡2相状態とする。従って、沸騰初期及び消滅時の圧力発生は無く、各チャンネル流動に従って移動する。
- (2) 各チャンネル内沸騰領域は2相ナトリウム密度を考慮するため、チャンネル内水頭変化により炉内流量配分が取扱える。(第VI-3.4図参照)
- (3) ナトリウム2相沸騰熱伝達率(h_B)は以下の式で近似する。

$$h_B = \begin{cases} \frac{x}{\alpha} h_{B0} + \left(1 - \frac{x}{\alpha}\right) h_{CN}^* & : 0 \leq x \leq \alpha \\ 0 & : x \geq \alpha \end{cases} \dots\dots\dots (VI-14)$$

但し x : ボイドクオリティ h_{B0} : 完全ボイド熱伝達率
 h_{CN}^* : 沸騰開始時単相熱伝達率 α : 沸騰ドライアウトに至る限界クオリティ



第VI-3.4図 ナトリウム沸騰モデル

(4) 原子炉出力計算

- (i) 出力分布は時間的に変化しないものとし、テーブルで入力指定する。
- (ii) 過渡出力変化は1点近似の核動特性方程式により求める。
- (iii) 考慮する反応度は制御棒そう入、引抜によるそう入反応度と各チャンネルの構成物質の温度、形状の変化によるフィードバック反応度である。

フィードバック反応度として以下のものを考慮できる。

- ドップラ反応度
- 冷却材密度変化及びボイド化による反応度
- 燃料の軸方向膨脹による反応度
- 被ふく管の膨脹による反応度

- 構造材の膨張による反応度
- 下部支持板の膨張による反応度

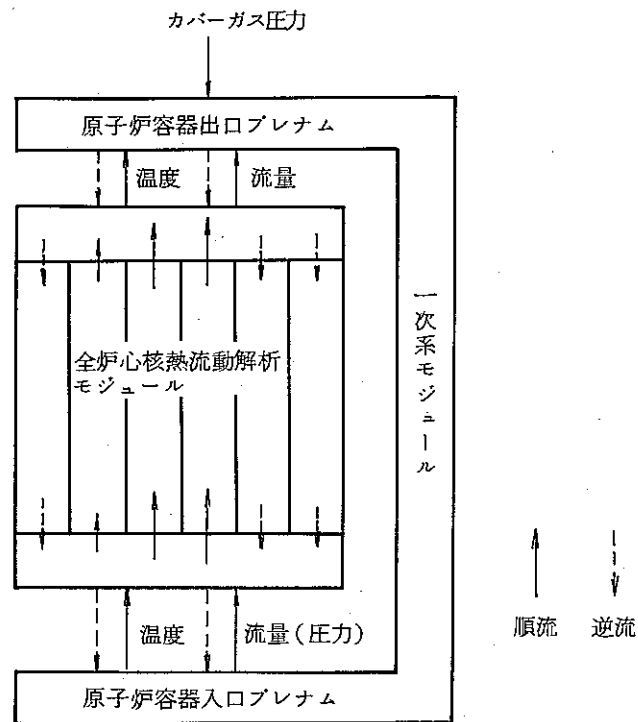
(ⅳ) 崩壊熱の時間変化はテーブルで入力指定あるいは fitting 式を用いる。

4. 両モジュールの結合と計算手順

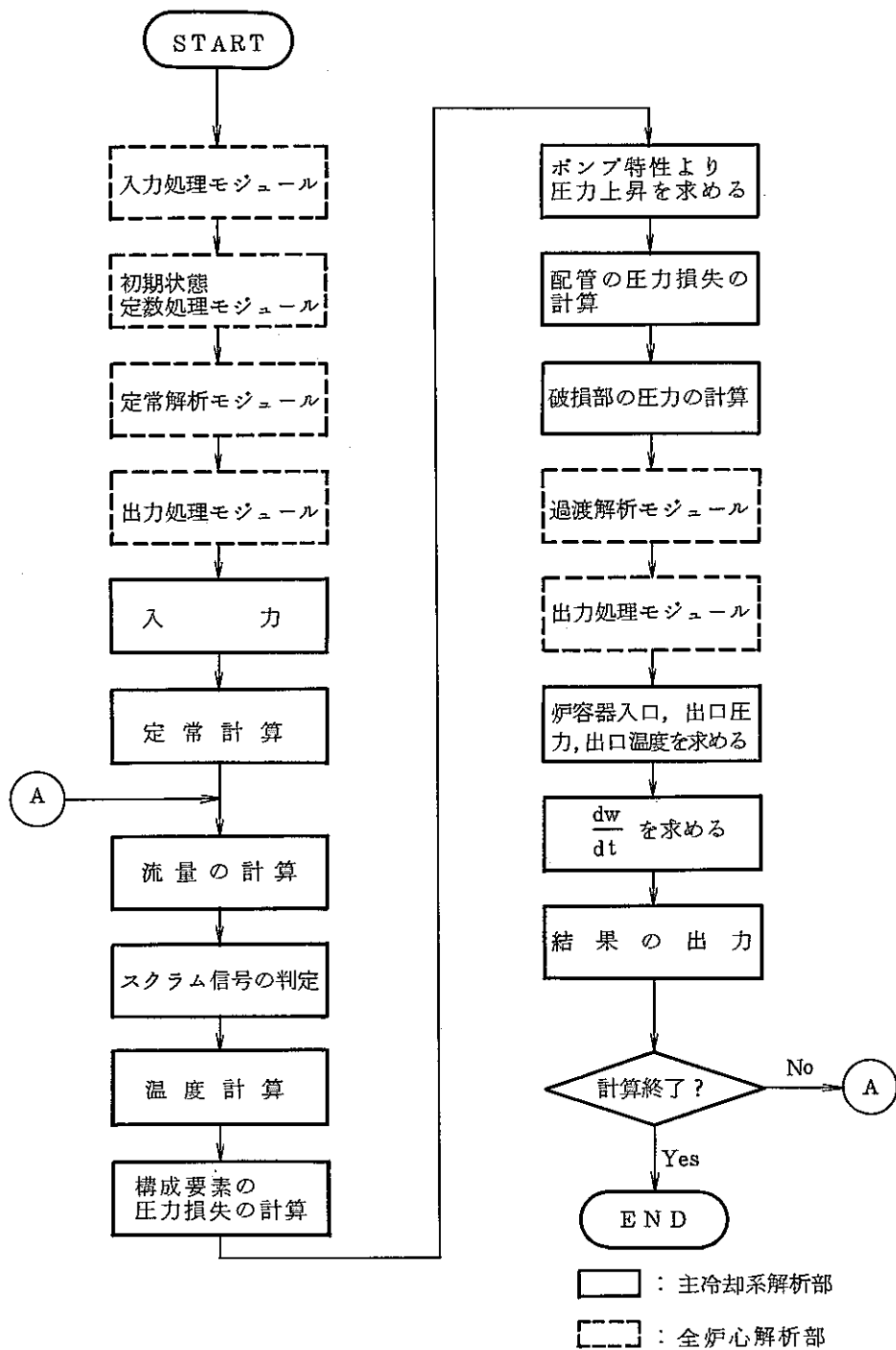
2つのモジュールを結合して解析を行う場合、主冷却系配管破損解析モジュールから以下の諸量を全炉心核熱流動特性モジュール側へ与えることになる。

- i) 原子炉入口圧力
- ii) 原子炉入口温度
- iii) カバーガス圧力

これらの関係を第Ⅵ-4.1図に示す。また、全体計算時のフローチャートを第Ⅵ-4.2図に示す。



第Ⅵ-4.1図 両モジュール結合図



第Ⅵ-4.2図 PIBRAの全体計算フロー

VII. SOFIRE-M II コード

SOFIRE-M IIコード

目 次

1. 概 要	95
2. 解析モデル	95
3. 検 証	96
参考文献	96

図 リ ス ト

第Ⅶ-2.1図 熱移行モデル	97
第Ⅶ-3.1図 計算結果と実験結果との比較	98

1. 概 要

SOFIRE-M II コードは、漏洩ナトリウムの熱的影響を解析するコードであり、プール状ナトリウムの燃焼を計算し、又、ナトリウムプールから部屋のガス及び各部への熱移行を計算して、燃焼時の部屋のガス温度、ガス圧力ならびに部屋各部の温度の過渡変化を解析するコードである。

SOFIRE-M II コードは、Atomics International 社が開発し、米国の高速炉の安全評価において使用実績のあるナトリウム燃焼解析コードSOFIRE-II¹⁾を一部改良したものである。改良の主要点は、実機プラントの部屋の構造をより良く模擬するために壁の温度計算モデルを詳細化した点であり、SOFIRE-M II のナトリウム燃焼計算、熱移行計算等の主要計算部分はSOFIRE-II コードのそれと同様である。

2. 解析モデル

(1) ナトリウムの燃焼計算のモデル

ナトリウムプール表面に流れ込んだ酸素は全てナトリウムと反応するとして、化学量論的にナトリウムの燃焼率を計算する。ここで、プール表面に流れ込む酸素の速度は、ガスの対流による移動速度と、刻々のガスの酸素濃度から計算する。

(2) 熱移行の計算

本コードで計算する熱移行のモデル図を第VII-2.1図に示す。図に示すとおり、ナトリウム・プールから室内各部への、あるいは室内各部相互の対流熱伝達、熱ふく射及び熱伝導を計算する。

(3) 温度計算

ガスの温度は各室1点近似で取扱う。又、室の床、壁、天井はそれぞれ厚さ方向1次元の温度分布を計算する。更に、ナトリウムプールも深さ方向1次元の温度分布を計算する。

上記の壁と、ナトリウムプールの熱移行及び温度計算モデルを第VII-2.1(b), (c)図に示す。

(4) ガス圧力の計算

雰囲気ガスは、理想気体であるとし、又ガス圧力は部屋内で一様であるとして、セルのガス密度とガス温度とから計算する。

(5) ガスの質量の変化

2室の雰囲気は連通しているとした場合(2セルモデル)には、両室間のガスの行き来による、それぞれの部屋のガスの質量変化率を計算する。

又、対象室とその室外との間でのガス漏えいを考慮する場合には、それによる部屋のガスの質量変化率を計算する。漏えい速度は、室内外の圧力差の平方根に比例するとしている。

(6) 格納容器床上の温度、圧力の計算

格納容器床上のガス温度と圧力の変化は、床下燃焼室から床上へのガスの漏えい量から計算する。ここで燃焼室から室外へ漏えいするガスは全て格納容器床上に漏れ込むものとして圧力を計算する。

格納容器床上のガス圧力と温度は、ガスを理想気体であるとし、又1点近似で計算している。

3. 検 証

概要でも述べた通り、SOFIRE-M IIコードは、AI社が開発したSOFIRE-IIコードに、壁の温度計算部分を詳細化する等の一部改良を加えたものであり、ナトリウム燃焼計算や熱移行計算等の主要計算部分はSOFIRE-IIコードと同様である。

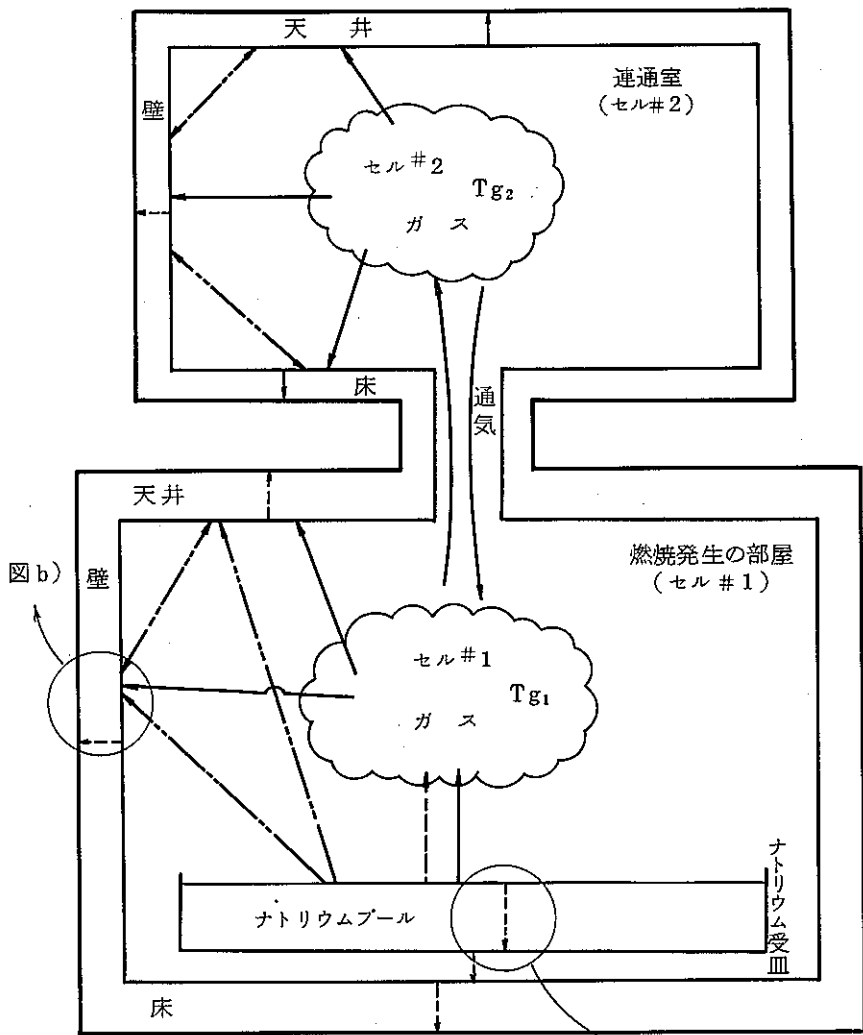
上記SOFIRE-IIコードに関しては、米国において、ナトリウム燃焼実験^{(1), (2)}の実験解析を行い、実験結果との比較によってコードの検証も行われている⁽¹⁾。

ここでは、SOFIRE-M IIコードの前述の改良点を検証するため、我国で行われたナトリウム漏えい試験(鋼製ライナ健全性試験)の実験解析をSOFIRE-M IIコードを用いて行い、実験結果との比較検討を行った。比較結果を第VII-3.1 a)~c)図に示す。

これらの図に示す通り、SOFIRE-M IIコードの計算結果と実験結果との一致は良好である。

参 考 文 献

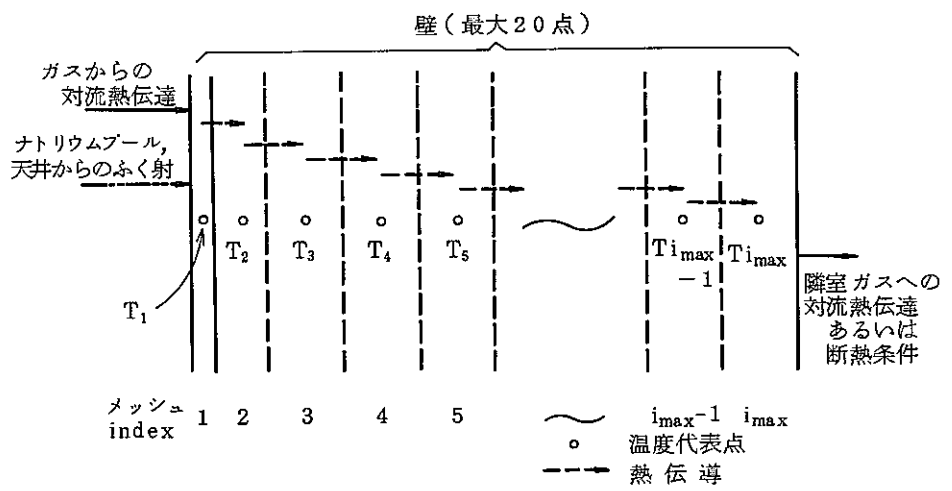
- (1) P. Beiriger, et al., "SOFIRE-II User Report," AI-AEC-13055, 1973
- (2) "Annual Technical Progress Report LMFBR Safety Programs GFY 1972," AI-AEC-13035, 1972
- (3) "Quarterly Technical Progress Report LMFBR Safety Programs October-December 1972," AI-AEC-13050, 1973



a) 全体熱移行モデル (2セルモデルの場合)

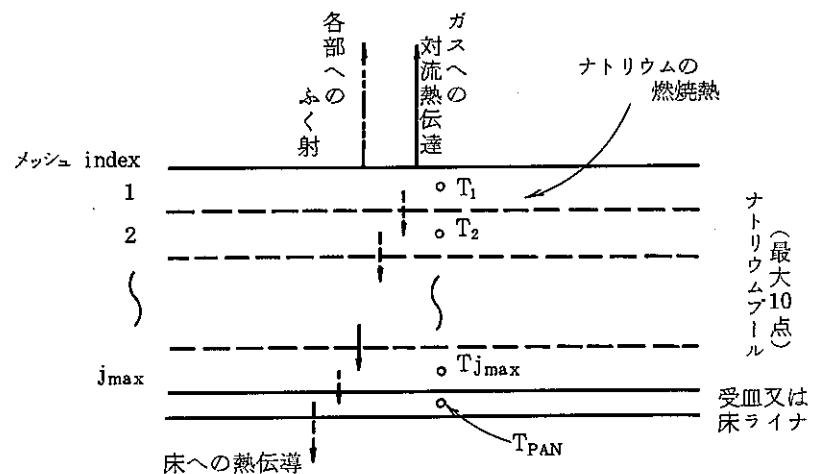
———→ 対流熱伝達
 - - - - -→ 熱ふく射
 - · - · - → 熱伝達

1セルモデルの場合はこの部分のみ

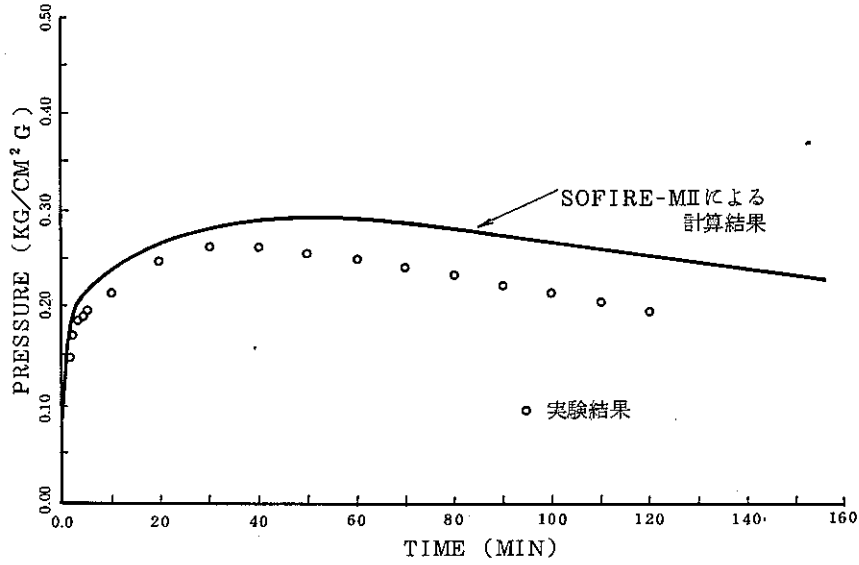


注) 各メッシュの物性値 (密度, 比熱, 熱伝導度) は個々独立に入力

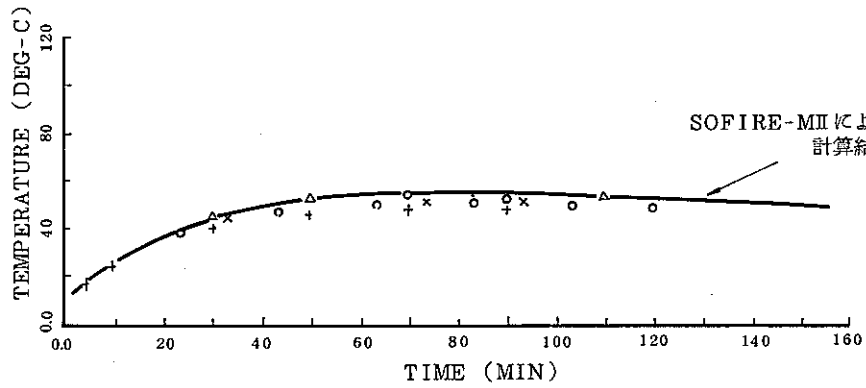
b) 壁の熱移行, 温度計算のモデル (天井のモデルも同様)



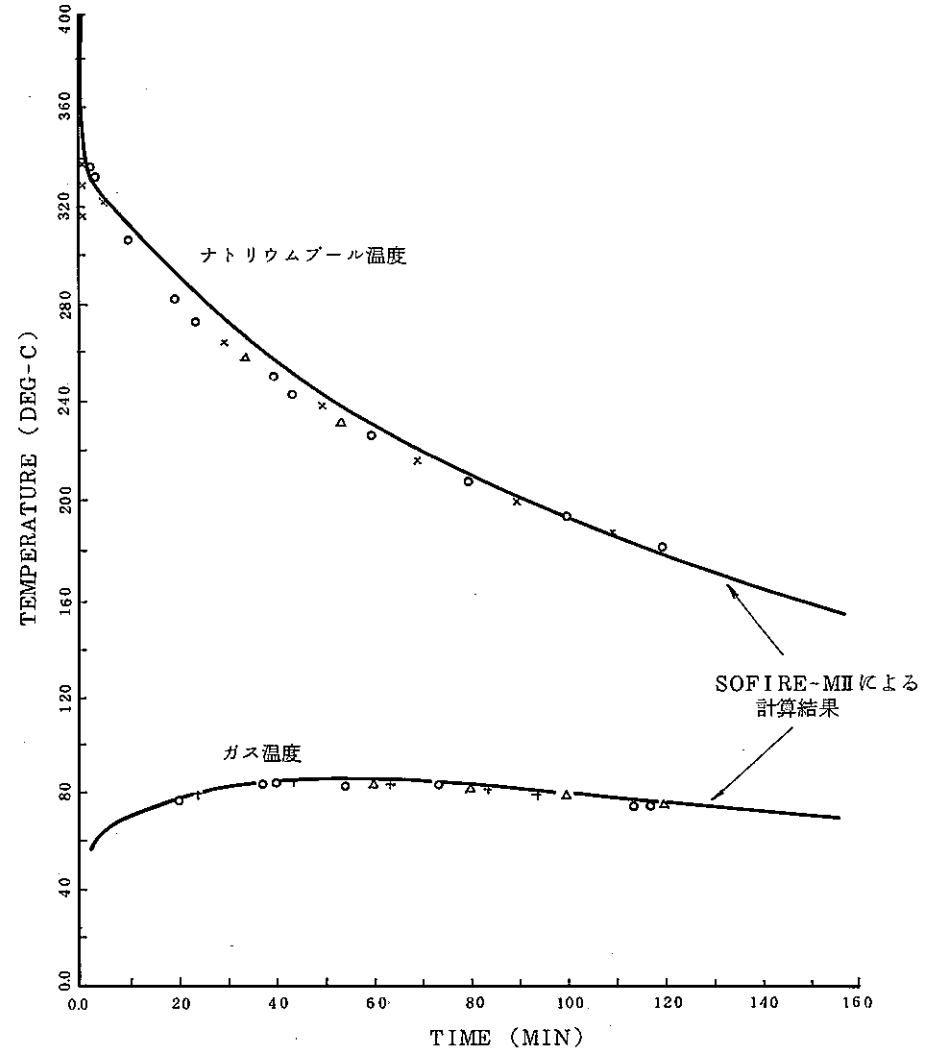
c) ナトリウムプールの熱移行, 温度計算のモデル



a) ガス圧力変化に関する比較



b) 壁ライナ温度変化に関する比較



c) ナトリウムプール温度, ガス温度変化に関する比較

第VI-3.1図 計算結果と実験結果との比較

実験結果は鋼製ライナ健全性試験のナトリウム漏えい試験RUN3での測定値である。

VIII. SPRAY - II コード

SPRAY-II コード

目 次

1. 概 要	103
2. 解析モデル	103
3. 検 証	104
参考文献	104

図 リ ス ト

第Ⅷ-2.1 図 解析モデル	105
第Ⅷ-2.2 図 Reaction Model For Sodium Droplet	106
第Ⅷ-3.1 図 Sodium Splash Dispersal Tests in Large Test Vessel	107
第Ⅷ-3.2 図 スプレイ試験結果及びSPRAYコードによる解析結果	108

1. 概 要

本コードは、米国HEDLで開発されたものであり、配管破損時における噴出ナトリウムの雰囲気中の酸素及び湿分との反応熱、ナトリウム自身の顕熱による雰囲気温度、圧力の変化を求めることを目的とする。

配管から噴出したナトリウムは、天井面に衝突して液滴化し、雰囲気中を燃焼を伴いながら落下し、燃え残ったナトリウムはプールを形成する事象を想定し、熱及び物質移動を考慮し、ナトリウム液滴挙動、ガスの対流、燃焼を解析するものである。

2. 解析モデル

(1) 熱バランスの計算

雰囲気をナトリウム液滴が落下する領域（スプレー領域）と、その外側の領域（外部ガス領域）に分割する。スプレー領域はさらにメッシュに分割し、各メッシュで平均液滴を考える。

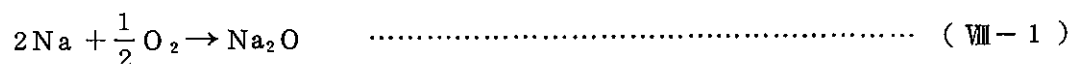
熱源及び熱移行としては、以下のもの考える。

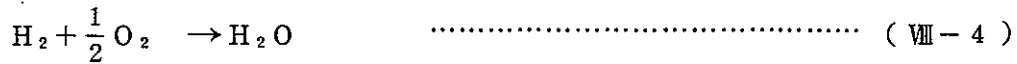
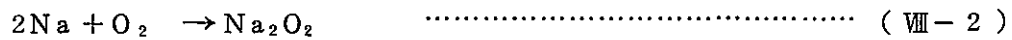
- (i) ナトリウム液滴では、ナトリウムの燃焼熱、蒸発熱及び液滴と燃焼面間のふく射及び対流伝熱
- (ii) 燃焼面とスプレー領域内の雰囲気ガス間の対流伝熱
- (iii) 燃焼面から壁へのふく射伝熱
- (iv) スプレー領域内雰囲気ガスとその外側の雰囲気ガス間のガス移行による伝熱
- (v) スプレー領域の外側のガスから壁への対流伝熱
- (vi) 噴出ナトリウムから衝突面への対流伝熱
- (vii) 床に形成されたナトリウムプールから雰囲気ガスへの対流伝熱
- (viii) 床に形成されたナトリウムプールから床面への熱伝導
- (ix) 各壁面（衝突面、床面、それ以外）内での熱伝導

(2) 燃焼モデル

ナトリウム液滴表面から蒸発したナトリウム蒸気が、雰囲気中の酸素及び湿分と反応する。

反応式としては次の各式を考慮する。





これらの反応は、液滴表面からのナトリウム蒸発量と雰囲気から流入する酸素とが上式で等量となる球面内で発生するものと仮定する。

(3) ガス対流モデル

ガス対流は次の各力のバランスで決定される。

- (1) スプレーコーンでの浮力
- (2) 落下する液滴による drag force
- (3) 壁面における対流ガスに対する摩擦力

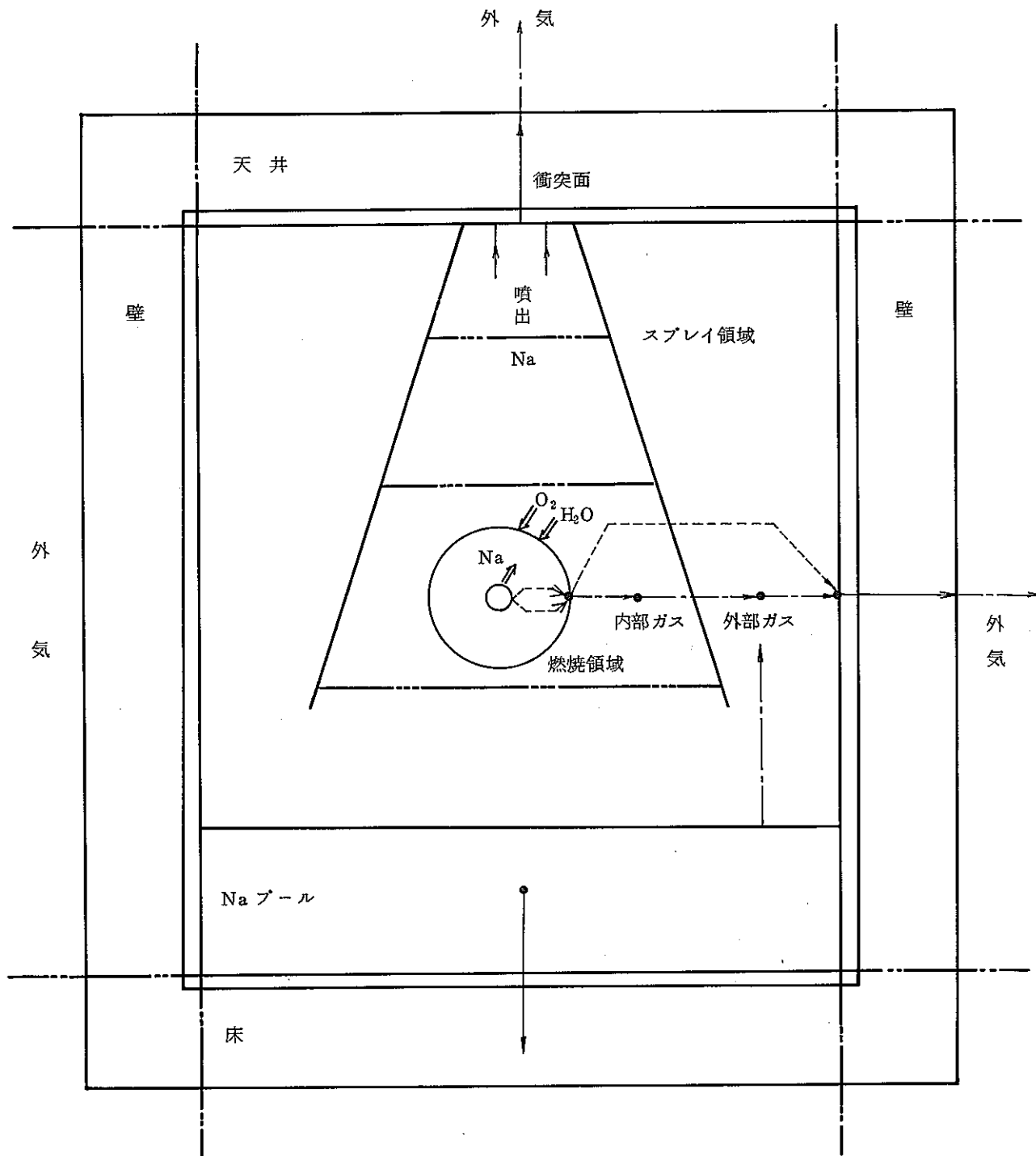
ガス対流及び対流伝熱においては、対流速度により層流挙動か乱流挙動かを判定し、取扱いを変えている。

3. 検 証

AIで実施されたスプレー試験装置を第VIII-3.1図に、試験結果と本コードによる解析結果を第VIII-3.2(a), (b)図に示す。

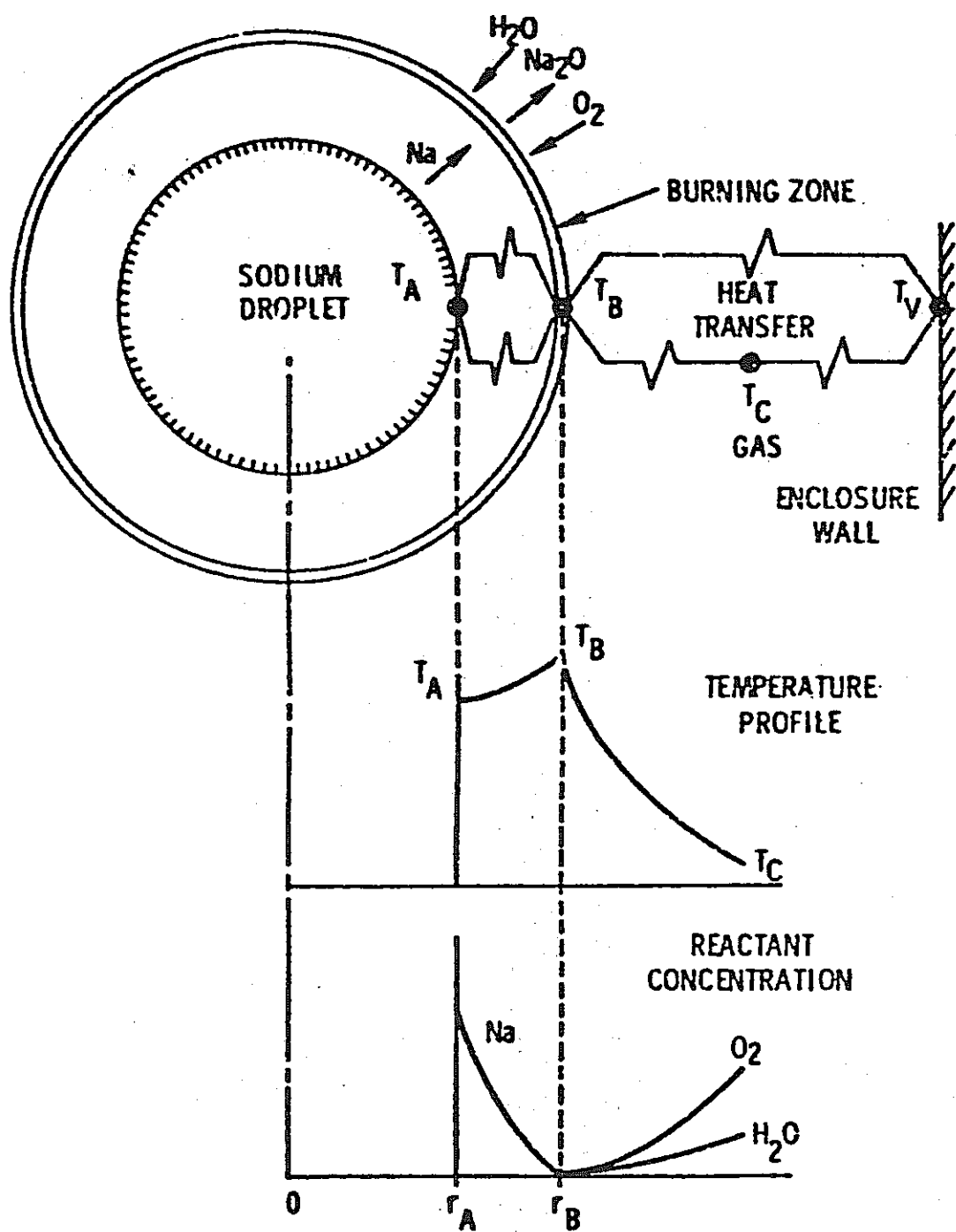
参 考 文 献

- (1) "Quarterly Technical Progress Report, LMFBR Safety Programs, Jan.—Mar. 1972," AI-AEC-13026, Atomics International, May 1972.

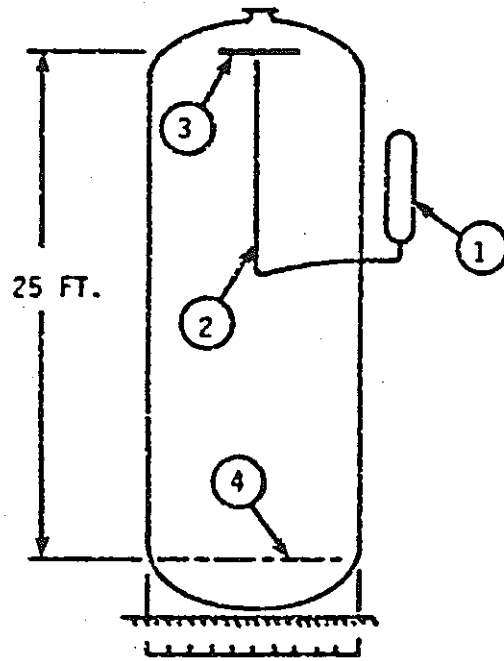


第Ⅷ-2.1図 解析モデル

- 熱伝導
- - - 熱伝達(対流)
- 熱ふく射
- ====> 物質伝達



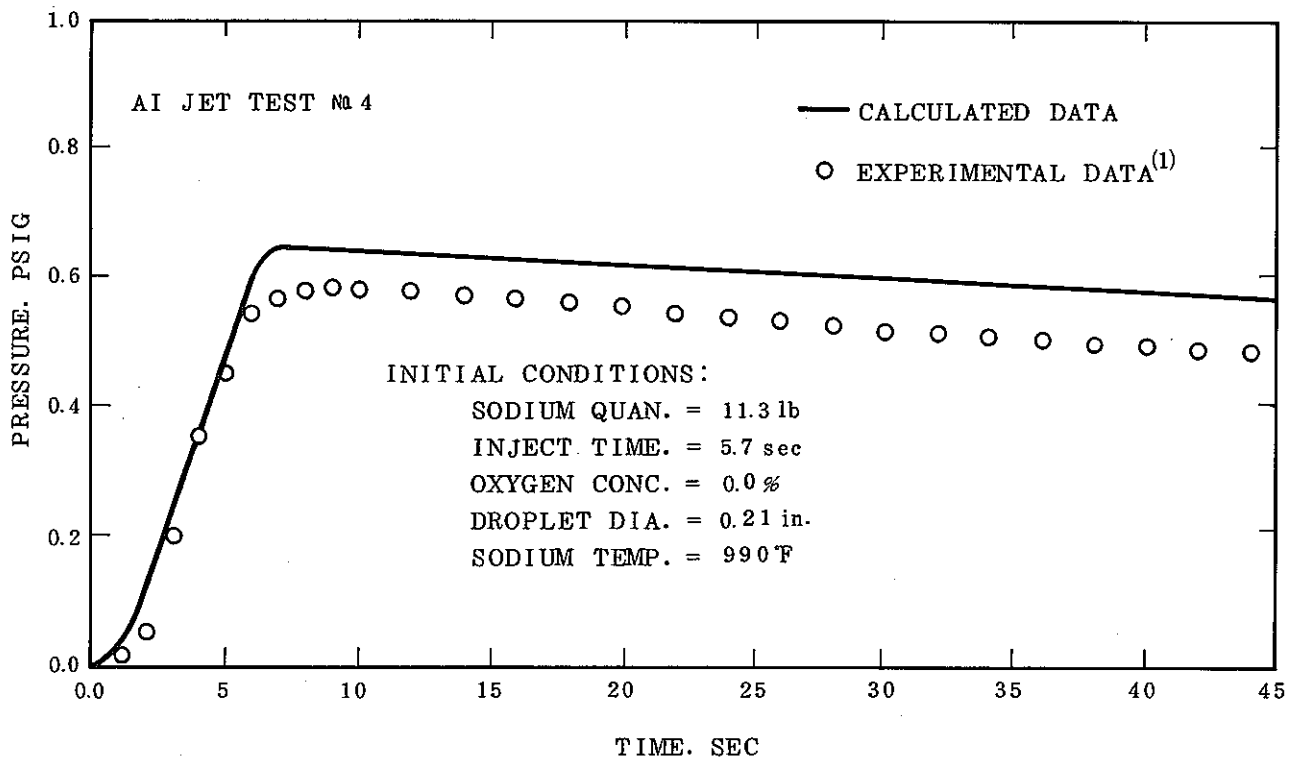
第 VIII-2.2 图 Reaction Model For Sodium Droplet.



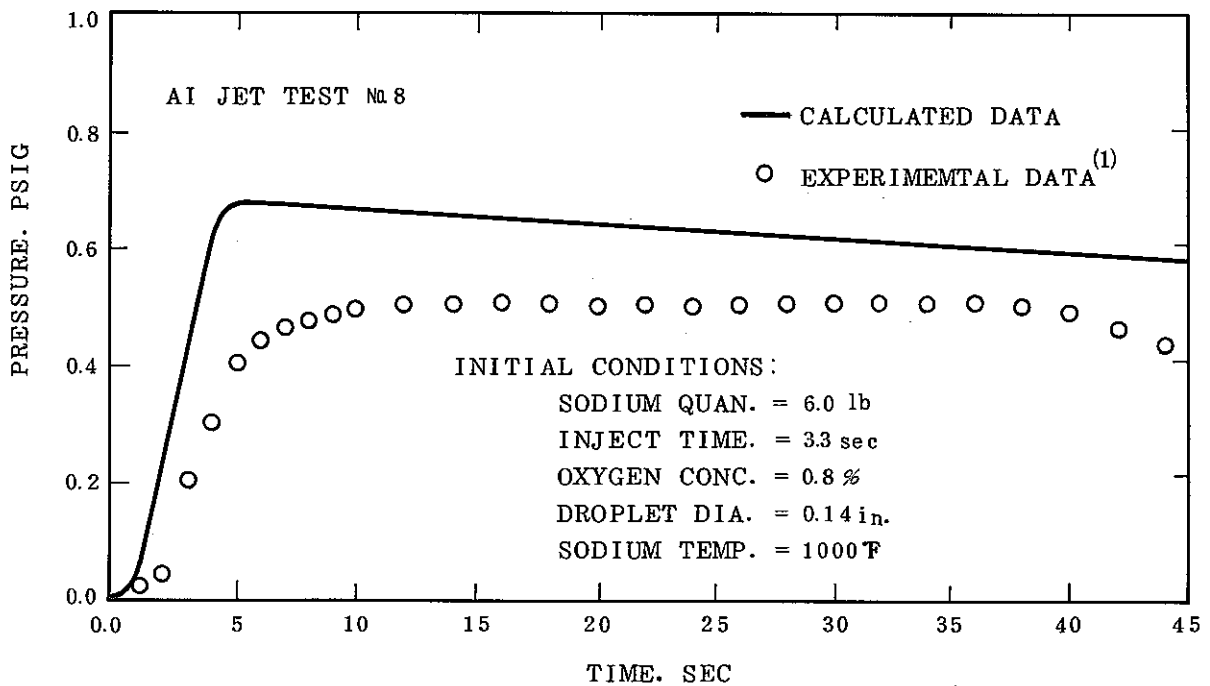
SCALE (FT) 0 2 4 6 8 10

1. SODIUM CHARGE RESERVOIR
2. SODIUM PIPING AND NOZZLE ASSEMBLY
(1-IN. DIAMETER)
3. STAINLESS STEEL STRIKE PLATE 5 MIL
(4 BY 4 FT.)
4. FALLOUT COLLECTION LEVEL

第Ⅷ—3.1 图 Sodium Splash Dispersal Tests in Large Test Vessel



第Ⅷ-3.2(a)図 スプレー試験結果及びSPRAYコードによる解析結果



第Ⅷ-3.2(b)図 スプレー試験結果及びSPRAYコードによる解析結果

Ⅸ. A B C コ ー ド

ABCコード

目次

1. 概要	113
2. エアロゾル挙動の計算方法	113
3. 検証	118
参考文献	120

図表リスト

第Ⅸ-3.1図 日本原子力研究所 実験との比較	121
第Ⅸ-3.1表 エアロゾル実験データ	121
第Ⅸ-3.2図 AI 実験との比較	122
第Ⅸ-3.3図 HEDL 実験との比較	122

1. 概 要

本コードは高速炉の事故時に第1セル及び第2セルに浮遊するエアロゾル挙動を解析し、エアロゾルプレートアウト等に関する等価半減期を評価するコード⁽¹⁾である。

2. エアロゾル挙動の計算方法

ナトリウムの燃焼により生成するナトリウムエアロゾルの挙動は、ブラウン運動、重力沈降、拡散などによる凝集、沈着を考慮して評価する。計算の結果、得られた濃度変化から、エアロゾルのプレートアウト等に関する等価半減期を評価し、放射性物質の挙動を計算する際的前提条件として使用する。

(1) 初期状態の設定

エアロゾル粒子は、ナトリウム燃焼により、対数正規分布の粒子数濃度で発生すると仮定する。

$$N(r, 0) = \frac{N_0}{\sqrt{2\pi \cdot \ln \sigma_g}} \exp\left\{-\frac{\ln^2(r/r_g)}{2 \ln^2 \sigma_g}\right\} \frac{1}{r} \dots\dots\dots (K-1)$$

ここで、 N_0 は時刻0における全エアロゾル粒子数濃度(個/cm³)を表わしており、

$$N_0 = \frac{C_0}{\frac{4}{3} \pi r_g^3 \rho_a \cdot \exp(4.5 \ln^2 \sigma_g)} \dots\dots\dots (K-2)$$

である。ここで、

r_g : エアロゾル粒子の平均粒径 (cm)

σ_g : 幾何標準偏差 (cm)

ρ_a : エアロゾルの見掛け密度 (g/cm³)

C_0 : 初期重量濃度 (g/cm³)

(2) エアロゾル粒子の凝集, 沈着

(i) ブラウン運動

エアロゾル粒子はブラウン運動による衝突凝集によって粒子数が減少し、粒子径は増大する。単位体積あたりに分散している*i*群目のエアロゾル粒子の個数を N_i (個/cm³)、

その半径を r_i (cm), 拡散係数を D_i (cm²/sec) とすると, i 群目の粒子と j 群目の粒子の間の衝突確率は以下により示される。

$$J_{ij} = 4\pi(D_i + D_j)(r_i + r_j)N_i N_j \dots\dots\dots (K-3)$$

ここで, D_i は Stokes - Einstein の拡散係数で次式で定義される。

$$D_i = \frac{K_0(273+T)}{6\pi\mu r_i} \left(1 + \frac{A_i \lambda}{r_i}\right) \dots\dots\dots (K-4)$$

A_i は Cunningham の補正係数で,

$$A_i = 1.26 + 0.4 \cdot \exp\left(-\frac{1.10 r_i}{\lambda}\right) \dots\dots\dots (K-5)$$

ここで,

K_0 : ボルツマン定数 (g · cm²/sec² · °K)

T : ガス温度 (°C)

μ : 空気の粘性係数 (g/cm · sec)

ρ_0 : 空気の密度 (g/cm³)

λ : 空気分子の平均自由行程 (cm)

を表わす。なお, μ , ρ_0 そして λ は次式で表わされる。

$$\mu = 1.83 \times 10^{-4} - 4.83 \times 10^{-7} \times (23 - T)$$

$$\rho_0 = \frac{9.7 \times 10^{-8} \times P}{1 + 3.67 \times 10^{-3} \times T} \cdot \frac{1}{76}$$

$$\lambda = \frac{3\mu}{2\sqrt{2}\rho_0} \cdot \frac{1.1 \times 10^{-6}}{\sqrt{T+273}}$$

(K-3), (K-4) 式より衝突確率 J_{ij} は

$$J_{ij} = C_f \cdot C_{ij} N_i N_j \dots\dots\dots (K-6)$$

と表わせる。

ここで,

$$C_f = \frac{2K_0(273+T)}{3\mu} \dots\dots\dots (K-7)$$

$$C_{ij} = (r_i + r_j) \left(\frac{r_i + A_i \lambda}{r_i^2} + \frac{r_j + A_j \lambda}{r_j^2} \right) \dots\dots\dots (K-8)$$

衝突確率から、i 群目の粒子とその他の粒子との衝突による k 群目の粒子の生成率は、

$$\frac{1}{2} C_i \sum_{j=1}^{k-1} C_{ij} N_i N_j \dots\dots\dots (K-9)$$

(i+j=k)

となり、k 群目の粒子とその他の粒子との衝突による k 群目の粒子の消滅率は、

$$C_k N_k \sum_{j=1}^{\infty} C_{kj} N_j \dots\dots\dots (K-10)$$

となる。

(ii) 重力沈降

Stokes-Cunningham の式を用いて、i 群目の粒子の沈降速度 V_s (cm/sec) は、

$$V_s = \frac{2 \rho_a g}{9 \mu} r_i^2 \left(1 + \frac{A_i \lambda}{r_i} \right) \dots\dots\dots (K-11)$$

で表わされる。

ここで g は重力加速度 (cm/sec²)、 ρ_a はエアロゾル密度 (g/cm³) である。

(iii) 拡散による壁・床への沈着

Fick の式を用いて、粒子の拡散による壁面への沈着速度 V_d (cm/sec) は、

$$V_d = \frac{D_i}{\delta_d} = \frac{K_0 (273+T)}{6 \pi \mu r_i \delta_d} \left(1 + \frac{A_i \lambda}{r_i} \right) \dots\dots\dots (K-12)$$

で表わされる。ここで、 δ_d (cm) は粒子の物質移行に関する壁と雰囲気ガスとの境界膜厚さを示す。

(iv) 熱泳動による壁への沈着

Brock の式を用いて、温度勾配による壁への沈着速度 V_T (cm/sec) は、

$$V_T = \frac{3 \mu}{2 \rho_a (273+T)} \cdot \frac{1 + \frac{A_i \lambda}{r_i}}{1 + \frac{3.75 \lambda}{r_i}} \cdot \frac{\sigma + 2 \sigma_p \frac{\lambda}{r_i}}{2 \sigma + \sigma_p + 4 \sigma_p \frac{\lambda}{r_i}} \cdot \frac{T - T_w}{\delta_T} \dots\dots\dots (K-13)$$

で表わされる。

ここで、

σ : 空気の熱伝導率 (dyn/sec °C)

σ_p : エアロゾル粒子の熱伝導率 (dyn/sec °C)

P : 雰囲気ガス圧力 (dyn/cm²)

T : 雰囲気ガス温度 (°C)

T_w : 壁の温度 (°C)

δ_T : 雰囲気ガスと壁の温度境界層厚さ (cm)

(3) 第1セル粒子数密度の時間変化

雰囲気ガス中に浮遊しているエアロゾル粒子は、凝集、重力沈降、拡散沈着、熱泳動により、その粒子数濃度に変化する。k群目の粒子数濃度 N_k は以下の通りである。

$$\frac{dN_k}{dt} = \frac{1}{2} C_f \sum_{j=1}^{k-1} C_{ij} N_i N_j - C_f N_k \sum_{j=1}^{\infty} C_{kj} N_j$$

(i+j=k)

$$- \left\{ \frac{V_s}{H_1} + \frac{V_d S_1}{V_1} + \frac{V_r (S_1 - S_{F1})}{V_1} + \frac{L_1}{V_1} \right\} N_k + S_k \dots \dots \dots (K-14)$$

ここで、

H_1 : 第1セルの高さ (cm)

V_1 : " 雰囲気容積 (cm³)

S_1 : " 内面積 (cm²)

S_{F1} : " 床面積 (cm²)

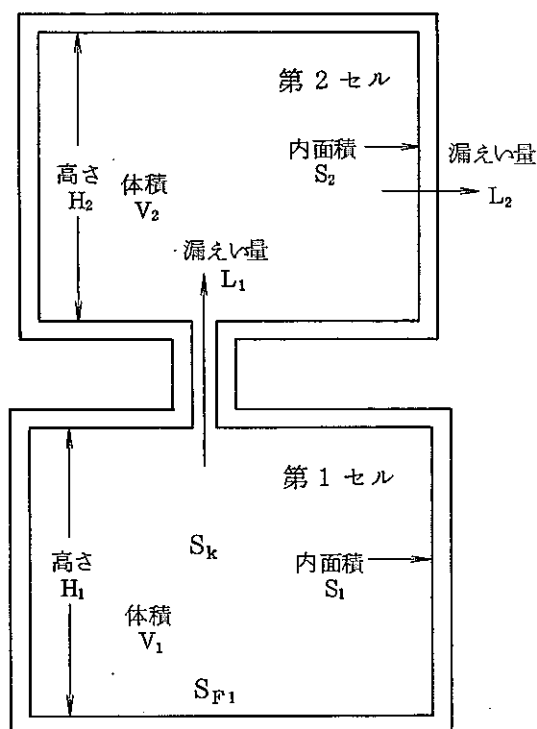
L_1 : 第1セルから第2セルへの漏えい量 (cm³/sec)

S_k : エアロゾル発生項 (個/sec)

である。

(4) 第2セル粒子数密度の時間変化

第2セルにおいては凝集の効果を無視し、重力沈降、拡散沈着、第2セルからの漏えいによりエアロゾル粒子数に変化するとする。



第2セルでの単位体積におけるk群目の粒子数密度 N_k は次式で表わされる。

$$\frac{dN_k}{dt} = \frac{L_1}{V_2} Q_k - \left\{ \frac{V_S}{H_2} + \frac{V_d S_2}{V_2} + \frac{L_2}{V_2} \right\} N_k \quad \dots\dots\dots (K-15)$$

$$Q_k(t) = \frac{1}{2} \{ N_k(t-\Delta t) + N_k(t) \} \quad \dots\dots\dots (K-16)$$

ここで H_2 (cm), V_2 (cm³), S_2 (cm²) はそれぞれ第2セルの高さ, 容積, 内面積を示す。
また, L_2 は第2セル漏えい量 (cm³/sec) である。

(5) エアロゾル重量濃度の導出

エアロゾル濃度 C (g/cm³) の導出は単位体積あたりの粒子数 N_i (個/cm³) を (K-14) 式及び (K-15) 式を解くことにより求め, この値を使用して次式を解けばよい。

$$C = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{4}{3} \pi r_i^3 \rho_a N_i \quad \dots\dots\dots (K-17)$$

(6) プレートアウト等による半減期

エアロゾル濃度の時間変化を用いて, エアロゾルのプレートアウト等による半減期を以下により評価する。

$$\frac{dC_1}{dt} = S - \frac{0.693}{T_1} C_1 - C_1 \cdot l_1 \quad \dots\dots\dots (K-18)$$

$$\frac{dC_2}{dt} = C_1 \cdot l_1 \frac{V_1}{V_2} - \frac{0.693}{T_2} C_2 - C_2 \cdot l_2 \quad \dots\dots\dots (K-19)$$

ここで,

- C_1 : 第1セルエアロゾル濃度 (g/cm³)
- C_2 : 第2セルエアロゾル濃度 (g/cm³)
- T_1 : 第1セルでのエアロゾルのプレートアウト等による半減期 (sec)
- T_2 : 第2セルでのエアロゾルのプレートアウト等による半減期 (sec)
- S : 第1セルでのエアロゾル生成率 (g/m³ sec)
- l_1 : 第1セルから第2セルへの漏えい率 (1/sec)
- l_2 : 第2セル漏えい率 (1/sec)
- V_1 : 第1セル容積 (cm³)
- V_2 : 第2セル容積 (cm³)

従って

$$T_1 = \frac{0.693 C_1}{S - C_1 \cdot l_1 - \frac{dC_1}{dt}} \dots\dots\dots (K-20)$$

$$T_2 = \frac{0.693 C_2}{C_1 \cdot l_1 \frac{V_1}{V_2} - C_2 \cdot l_2 - \frac{dC_2}{dt}} \dots\dots\dots (K-21)$$

となる。

3. 検 証

A B Cコードを用い以下の3実験について計算を行い、実験値との比較を行った。

原 研	容 積	1 m ³	
A I	"	60 m ³	Large Test Vessel
HEDL	"	850 m ³	Containment Systems Test Facility

3.1 原研におけるエアロゾル挙動実験⁽²⁾

酸化ナトリウムエアロゾルは、溶融ナトリウム金属に空気を吹付けて急激に燃焼を起させることにより、発生させた。発生する酸化ナトリウムエアロゾルを時間ごとに採集し、この粒子の個数中央径 r_g 、幾何標準偏差 σ_g 、および初期発生重量濃度等がもとめられた。一連の実験条件を第 K-3.1 表に示す。A B Cコードによる実験との比較を第 K-3.1 図に示す。case 1や case 4の様に初期エアロゾル濃度が $6 \times 10^{-7} \text{ g/cm}^3$ や $5 \times 10^{-8} \text{ g/cm}^3$ 程度であると非常によく一致するが、case 2 や case 3 では容器内でナトリウムを急激に燃焼させて大量のエアロゾルを発生させており、ナトリウム燃焼熱やヒータ加熱が雰囲気温度上昇に与える効果が大であるが、雰囲気温度分布を詳細測定して計算の入力としていないので、計算結果は実験結果に比し、保守的にずれていると考えられる。また、実際には雰囲気温度と壁温度が容器内で一様でないため、熱泳動による壁への付着が場所により異なり、実験値とずれたと考えられる。

3.2 A Iにおけるエアロゾル挙動実験⁽³⁾

60 m³ の Large Test Vessel を用いたナトリウムエアロゾル実験と A B Cコードに

よる計算結果との比較を第Ⅹ-3.2図に示す。これによれば粒子の大きさの違いによる沈降速度の差で生じる“重力凝集”を計算にとり入れた場合には実験結果によくあうが、重力凝集を無視した場合、保守的な評価結果となることが示されている。

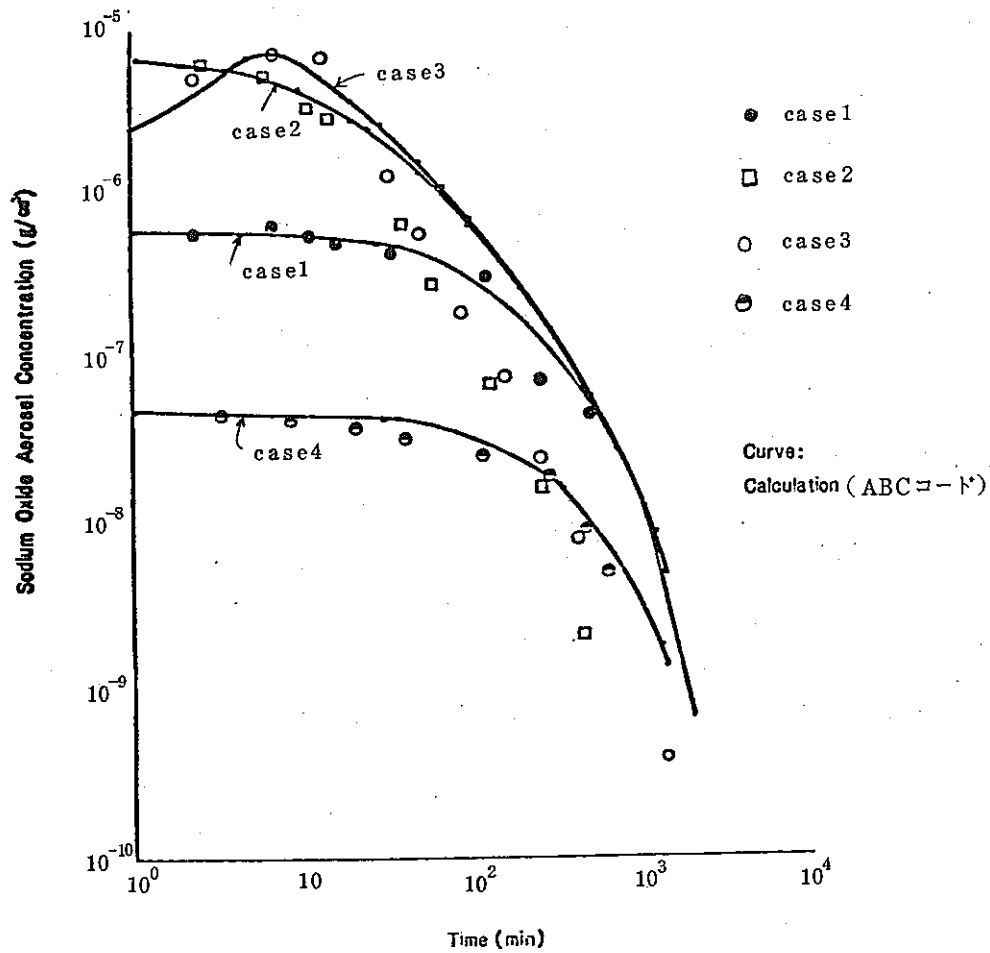
3.3 HEDLにおけるエアロゾル挙動実験⁽⁴⁾

現在、世界において行われているエアロゾル挙動実験のうちで最大規模の試験容器を用いているのはHEDL(USA)における850 m³容積のContainment Systems Test Facility (CSTF)を用いたナトリウムエアロゾルの実験である。

エアロゾル濃度の時間的変化に関する実験値とABCコードによる計算値との比較を第Ⅹ-3.3図に示す。AIの実験同様、重力凝集を考慮すると実験結果によくあうが、これを無視するとかなり保守的な評価結果となることが示されている。

参 考 文 献

- (1) G.Nishio and S.Kitani, "Analysis of Aerosol Behavior in Hypothetical Fast Reactor Accidents". (Japanese)PNC J 250 73-17 (1973). G.Nishio and Kitani., "A Hazard Analysis of Plutonium Aerosol Released in a LMFBR Hypothetical Accident [ABC-Code]", PNC J 250 74-25 (1974).
- (2) G. Nishio, M. Miyauchi and S. Kitani : Measurement of Aerosol Density of Sodium Oxide, Uranium Oxide and their Mixed Aerosols, PNC J250 76-05Tr (1978).
- (3) J.A. Gieseke, R.C. Behm. et al.: Analytic Studies of Aerosol Behavior Predictions for Fast Reactor Safety, BMI-1932 (1975).
- (4) R.K. Hilliard, et al. : Aerosol Behavior during Sodium Pool Fires in a Large Vessel - CSTF TESTS AB1 and AB2, HEDL-TME 79-28 (1979).

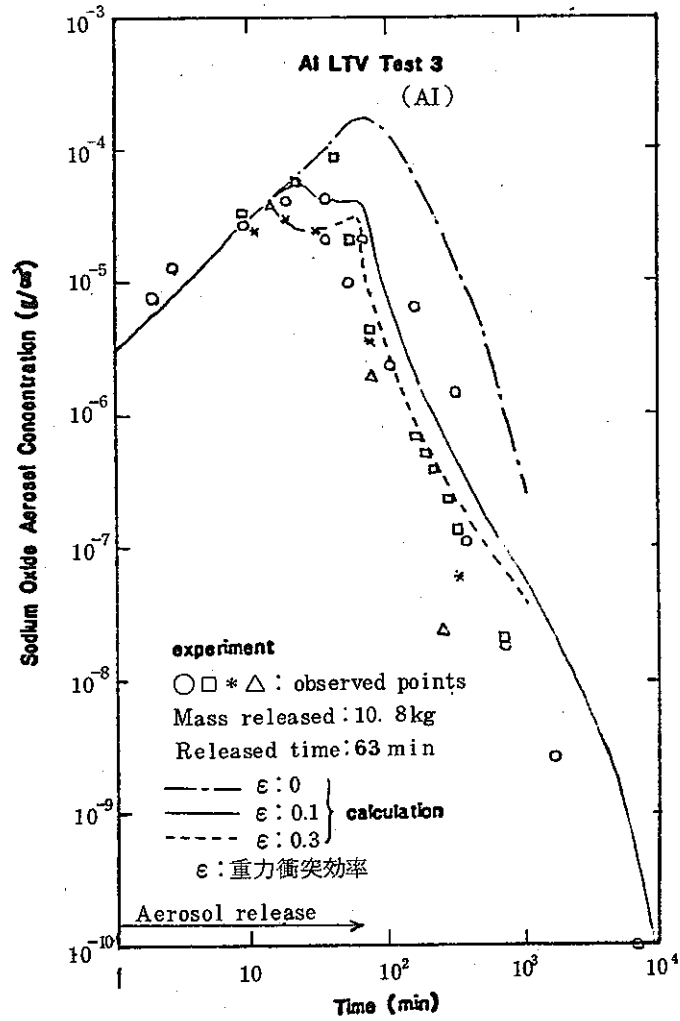


第Ⅸ-3.1表 エアロゾル実験データ

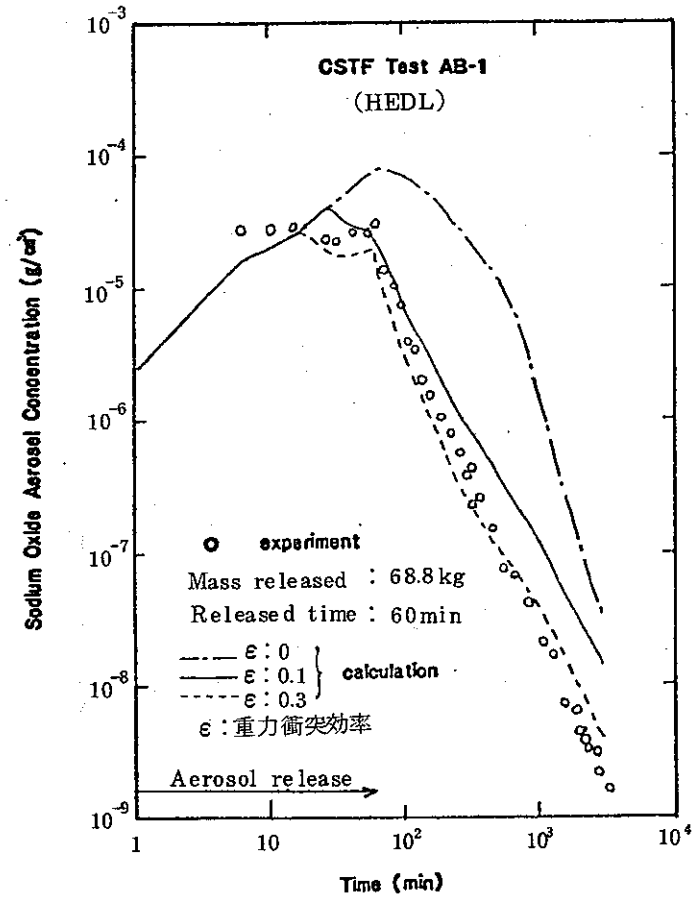
case No	case1	case2	case3	case4
Na Charged (g)	9.8	18.6	40.6	0.41
Temp. of Na Aerosol Generator (°C)	250	550	550	550
Aerosol Released Time (min)	1	2	7	1
Deposition of Na ₂ O on Floor (g)	0.35 (0.44)*	5.44 (4.62)*	4.90 (5.96)*	0.025 (0.033)*
Deposition of Na ₂ O on Wall and Ceiling (g)	0.27 (0.17)*	1.05 (2.37)*	4.77 (2.24)*	0.012 (0.014)*
Na ₂ O Released (g)	0.62	6.49	9.68	0.037
Maximum Na O Aerosol Concentration (g/m ³)	0.68	7.2	9.0	0.05
Initial Half Time T _{1/2} (min)	150	11	10	170

()* Calculation

第Ⅸ-3.1図 日本原子力研究所実験との比較



第Ⅸ-3.2図 AI実験との比較



第Ⅸ-3.3図 HEDL実験との比較

X. MIMIR-N2コード

MIMIR-N2コード

目 次

1. 概 要	127
2. 解析モデル	127
3. 検 証	133

図 表 リ ス ト

第 X-2.1 図 燃料ピンモデル	135
第 X-2.2 図 燃料ピン径方向メッシュ分割	135
第 X-2.3 図 炉上部プレナム解析モデル	136
第 X-2.4 図 1次系3ループの流動計算モデル	137
第 X-2.5 図 2次系流動計算モデル(3ループ共通)	138
第 X-2.6 図 中間熱交換器解析モデル	139
第 X-2.7 図 蒸発器解析モデル	139
第 X-3.1 表 炉内流量配分の測定値と解析結果の比較	140
第 X-3.1 図 空気冷却器出口温度・中間熱交換器入口温度解析結果	141
第 X-3.2 図 中間熱交換器2次側入口温度(Bループ)	141
第 X-3.3 図 非定常自然循環試験解析結果(Bループ)	142

1. 概 要

本解析コードは、ループ型ナトリウム冷却高速炉プラントの動特性解析を行い、特に、低流量時、自然循環時の原子炉プラントの熱流挙動を詳細に取扱えることを特徴とする。

本解析コードの取扱い範囲は、

- (1) 原子炉部
- (2) 1次主冷却系
- (3) 中間熱交換器
- (4) 2次主冷却系
- (5) 蒸気発生器
- (6) 補助冷却設備

等の主要系統を含んでいる。

なお、本コードの動特性部分のほとんどは、高速実験炉「常陽」の各種性能試験を通じて実験的に検証されている。

2. 解析モデル

(1) 炉心モデル

- ・炉心構成要素としては、炉心燃料集合体、径ブランケット燃料集合体、制御棒集合体、中性子遮へい体を考慮する。
- ・燃料ピンの非定常熱伝導方程式

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left[k(T) \cdot r \frac{dT}{dr} \right] + Q(t) = C(T) \cdot \rho(T) \frac{dT}{dt} \dots\dots\dots (X-1)$$

物性値温度依存

T : 燃料温度	($^{\circ}\text{C}$)
C : 燃料比熱	($\text{joule/g}^{\circ}\text{C}$)
k : 燃料熱伝導度	($\text{W/cm}^{\circ}\text{C}$)
Q : 発熱量	(W/cm^3)
ρ : 燃料密度	(g/cm^3)

第 X-2.1 図に燃料ピンモデルを示す。第 X-2.2 図に燃料ピン径方向メッシュ分割を示す。

・冷却材チャンネル熱流力過渡計算式

$$\rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} + G C_c \frac{\partial T_c}{\partial z} = \phi_{clad}(z, t) + \phi_s(z, t) + Q_c(z, t) \dots (X-2)$$

ρ_c : 冷却材密度	(g/cm ³)
C_c : 冷却材比熱	(joule/g°C)
T_c : 冷却材温度	(°C)
G : 冷却材流量	(g/cm ² sec)
ϕ_{clad} : 被ふく管からの熱移行量	(W/cm ³)
ϕ_s : 構造材からの熱移行量	(W/cm ³)
Q_c : 冷却材発熱	(W/cm ³)

・流量配分

流量保存の式と圧力分布計算式を連立させて求める。

また、自然循環力を考慮した全炉心再流量配分が考慮できる。

・バイパス流を考慮できる。

・崩壊熱レベルでの炉心部除熱を詳細に検討するために集合体毎の崩壊熱を考慮できる。

(ii) 炉上部プレナムモデル

低流量時における炉上部プレナム冷却材挙動は次の2段階に分類できると考えられる。

- ① 炉心流量が定格時の数10%あり、炉心から出た冷却材は炉上部機構下面に強く衝突、仮りに衝突が弱くとも、プレナム内の冷却材は内筒内側を上昇して出口ノズルに到る。

内筒フローホールを通過する流量は徐々に増加し、プレナム内の温度の層化が始まる。

このような段階をPhase - Aと名付ける。

- ② さらに流量が低下し、炉心から出た冷却材は炉心上部機構の側面にそって上昇して出口ノズルに到る流路と直接フローホールから出口ノズルに到る流路にほぼ均等に分れる。フローホールを通過する流量はほぼ一定となる。プレナム内の浮力効果が顕著となり、温度の層化が明瞭となる。

このような段階をPhase - Bと名付ける。

各段階のモデルを第X-2.3図に示す。炉心上部プレナムを第X-2.3図のように分割し、冷却材の流路を考慮して各部の温度計算を行い、出口ノズル部の温度を評価する。炉心上

部機構，内筒，炉容器の熱慣性を考慮し，さらに炉容器内バイパス流量も考慮することが可能である。

(iii) 1次系流動モデル（第X-2.4図参照）

1次系3ループの流動を支配する方程式は，運動量の式，連続の式，及び各部カバーガスの状態方程式より構成される。液体は非圧縮性とし，カバーガスは理想気体として取扱う。また，配管部の熱容量及び配管からの熱損失を考慮している。

1次系流動モデルの主な基礎式としてコールドレグ配管，ホットレグ配管，中間熱交換器の運動量の式を示す。

・基礎式

a) ホットレグ配管の運動量の式

$$\frac{1}{g} \left(\sum_j \frac{\ell_{A1j}}{A_{A1j}} \right) \frac{dW_{A1}}{dt} = P_{RO} - P_{HI1} + \sum_j \gamma_{A1j} (h_{A1j} - h_{A1j+1}) - \sum_j \Delta P_{A1j} \dots\dots\dots (X-3)$$

b) コールドレグ配管の運動量の式

$$\frac{1}{g} \left(\sum_j \frac{\ell_{B1j}}{A_{B1j}} \right) \frac{dW_{B1}}{dt} = P_{HO1} - P_{PI1} + \sum_j \gamma_{B1j} (h_{B1j} - h_{B1j+1}) - \sum_j \Delta P_{B1j} \dots\dots\dots (X-4)$$

$$\frac{1}{g} \left(\sum_j \frac{\ell_{C1j}}{A_{C1j}} \right) \frac{dW_{C1}}{dt} = P_{PI1} - P_{RI} + \sum_j \gamma_{C1j} (h_{C1j} - h_{C1j+1}) - \sum_j \Delta P_{C1j} + H_{PI} \dots\dots\dots (X-5)$$

c) 中間熱交換器の運動量の式

$$\frac{\ell_{H1}}{g A_{H1}} \frac{dW_{B1}}{dt} = P_{HI1} - P_{HO1} + \gamma_{H1} (h_{HI1} - h_{HO1}) - \Delta P_{H1} \dots\dots\dots (X-6)$$

$$\frac{Z_{HG1}}{g A_{HG1}} \frac{dW_{HG1}}{dt} = P_{HI1} - P_{HG1} - \gamma_{HG1} Z_{HG1} - \Delta P_{HG1} \dots\dots\dots (X-7)$$

ここで，液位 Z_{HG1} と流量 W_{HG1} の関係式は，

$$\frac{dZ_{HG1}}{dt} = \frac{W_{HG1}}{\gamma_{HG1} A_{HG1}} \dots\dots\dots (X-8)$$

記号 W : 流量 (g/sec) g : 重力加速度 (cm/sec²)
P : 圧力 (g/cm²) r : 液体比重量 (g/cm³)
Z : 液位 (cm) h : 高さ (cm)
ℓ : 管長 (cm) ΔP : 摩擦損失 (g/cm²)
A : 管断面積 (cm²)

添字 A : ホットレグ配管の炉心出口から中間熱交換器入口まで
B : コールドレグ配管の中間熱交換器出口からポンプ入口まで
C : コールドレグ配管のポンプ出口から炉心入口まで
i : 配管ループ番号 (i = 1, 2, 3)

(IV) 2次系流動モデル (第 X-2.5 図参照)

2次系の流動を支配する方程式は、1次系と同様に運動量の式、連続の式及び各部分ガスの状態方程式より構成されている。2次系の3ループは各々独立しており、いわゆる3ループ非対称の取扱いである。

2次系流動モデルの主な基礎式として、配管及び各機器に於ける運動量の式を示す。

・基礎式

a) ポンプ入口から中間熱交換器入口までの運動量の式

$$\frac{1}{g} \left(\sum_j \frac{\ell_{AXj}}{A_{AXj}} \right) \frac{dW_A}{dt} = P_{PI} - P_{HI} + \sum_j r_{AXj} (h_{AXj} - h_{AXj+1}) - \sum_j \Delta P_{AXj} + H_P$$

..... (X-9)

b) 中間熱交換器の運動量の式

$$\frac{\ell_H}{g A_H} \frac{dW_A}{dt} = P_{HI} - P_{HO} + r_H (h_{HI} - h_{HO}) - \Delta P_H$$

..... (X-10)

c) 空気冷却器の運動量の式

$$\frac{\ell_{AC}}{g A_{AC}} \frac{dW_B}{dt} = P_{AI} - P_{AO} + r_{AC} (h_{AI} - h_{AO}) - \Delta P_{AC}$$

..... (X-11)

d) 過熱器の運動量の式

$$\frac{\ell_{SH}}{g A_{SH}} \frac{dW_E}{dt} = P_{SI} - P_{SO} + \gamma_{SH} (h_{SI} - h_{SO}) - \Delta P_{SH} \quad \dots\dots\dots (X-12)$$

$$\frac{Z_{SG}}{g A_{SG}} \frac{dW_{SG}}{dt} = P_{SI} - P_{SG} - \gamma_{SG} Z_{SG} - \Delta P_{SG} \quad \dots\dots\dots (X-13)$$

ここで、液位 Z_{SG} と流量 W_{SG} の関係式は

$$\frac{dZ_{SG}}{dt} = \frac{W_{SG}}{\gamma_{SG} A_{SG}} \quad \dots\dots\dots (X-14)$$

e) 蒸発器の運動量の式

$$\frac{\ell_{EV}}{g A_{EV}} \frac{dW_F}{dt} = P_{EI} - P_{EO} + \gamma_{EV} (h_{EI} - h_{EO}) - \Delta P_{EV} \quad \dots\dots (X-15)$$

$$\frac{Z_{EG}}{g A_{EG}} \frac{dW_{EG}}{dt} = P_{EI} - P_{EG} - \gamma_{EG} Z_{EG} - \Delta P_{EG} \quad \dots\dots\dots (X-16)$$

ここで、液位 Z_{EG} と流量 W_{EG} の関係式は、

$$\frac{dZ_{EG}}{dt} = \frac{W_{EG}}{\gamma_{EG} A_{EG}} \quad \dots\dots\dots (X-17)$$

- ここで、
- W : 流量 (g/sec)
 - P : 圧力 (g/cm²)
 - Z : 液位 (cm)
 - ℓ : 管長 (cm)
 - A : 管断面積 (cm²)
 - g : 重力加速度 (cm/sec²)
 - γ : 液体比重量 (g/cm³)
 - h : 高さ (cm)
 - ΔP : 摩擦損失 (g/cm²)

(v) 中間熱交換器モデル (第 X-2.6 図参照)

熱伝達式

$$\frac{(CM)_P + a \cdot (CM)_T}{N} \frac{dT_{Pi+1}}{dt} = (CW)_P (T_{Pi} - T_{Pi+1}) - \frac{UA}{N} \left(\frac{T_{Pi} + T_{Pi+1}}{2} - \frac{T_{Si} + T_{Si+1}}{2} \right) \dots\dots\dots (X-18)$$

$$\frac{(CM)_S + (1-a) \cdot (CM)_T}{N} \frac{dT_{Si}}{dt} = \frac{UA}{N} \left(\frac{T_{Pi} + T_{Pi+1}}{2} - \frac{T_{Si} + T_{Si+1}}{2} \right) - (CW)_S (T_{Si} - T_{Si+1})$$

$i = 1 \sim N \dots\dots\dots (X-19)$

熱貫流率

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_P} + \frac{d_{T\theta}}{2\lambda_T} \ell_N \frac{d_{T\theta}}{d_{TI}} + \frac{d_{T\theta}}{d_{TI} \cdot h_S} \dots\dots\dots (X-20)$$

$$h_P = \alpha_P + \beta_P \left(\frac{W_P}{W_{P0}} \right) \gamma_P \dots\dots\dots (X-21)$$

$$h_S = \alpha_S + \beta_S \left(\frac{W_S}{W_{S0}} \right) \gamma_S \dots\dots\dots (X-22)$$

記号 C : 比熱 (joule/g°C) M : 質量 (g) T : 温度 (°C) W : 流量 (g/sec)

U : 熱貫流率 (W/cm²°C) A : 伝熱面積 (cm²) N : 分割ノード数

h : 熱伝達率 (W/cm²°C) λ : 熱伝導度 (W/cm°C) d : 径 (cm)

a : 配分係数

添字 o : 定格値 p : 1次 s : 2次 T : 伝熱管 θ : 外径 I : 内径

係数 α, β, γ

(vi) 蒸気発生器モデル (第 X-2.7 図参照)

蒸発器モデルでは、取扱う伝熱管は平均的な1本とし、ヘリカルコイル部に於いて

はこれを予熱部，沸騰部，過熱部の3領域に分け，これらの各領域を集中定数モデルで表現し，水／蒸気側についてはPrompt jump 近似を適用し計算を行うものとする。各領域に於ける水蒸気の圧力分布は直線であると仮定し，領域内の圧力降下は流量の2乗及び領域長に比例するものとする。圧力分布が定まれば，沸騰開始点および過熱開始点の位置はエネルギーバランスより定まる。熱伝達関係式についてはナトリウム側は流量及び物性値の温度依存性を考慮するが，水／蒸気側については流量の依存性のみを考慮する。また，ナトリウム側液位は伝熱計算に於いては一定とする。

過渡状態に於いては，給水流量が0となる時点で水側の計算はスキップしてナトリウム側の計算を行うものとする。

各領域の取扱いは以下の通りである。

(a) 予熱領域

サブクール水の定圧比熱の温度依存を無視し，領域全体に亘り平均した値として用いる。各部の温度はヒートバランスにより求めるが，これにより求められたナトリウム側温度は領域に含まれるナトリウム容量と伝熱管容量でその変化が緩和されるとする。

(b) 沸騰領域

沸騰領域はDNB点を境に核沸騰領域と膜沸騰領域に二分する。両領域ともナトリウム側，水／蒸気側ともに集中定数モデルとして取扱う。各部の温度（エンタルピ）はエネルギーバランスにより求める。

尚，DNB点はクォリティが0.75となる位置をとっている。

(c) 過熱領域

蒸気側の平均比熱を仮定してヒートバランスをとり，各部の温度はそのヒートバランスより求められるものとする。また，過熱器モデルはこの領域と同様の取扱いである。

3. 検証

「MIMIR-N2」コードは「常陽」の各種試験によって検証されている。

(i) 定常流量配分試験

流量配分の解析結果は第X-3.1表に示すように，測定値とよく一致している。

(ii) 7.5 MW電源喪失試験

・集合体出口温度応答

中心集合体の無次元温度と測定値との比較によればRoss-Stoutモデルを用いると、10秒から50秒の温度変化をよく模擬できる。

・配管の熱容量

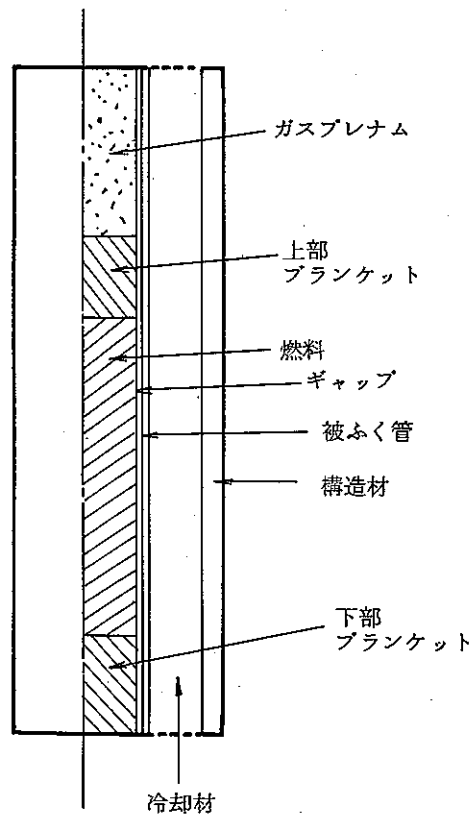
配管から熱伝達係数 $\alpha_a = 0.001 \text{ kcal} / \text{m}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{C}$ とすると、測定値とよく一致する。

第X-3.1図には、空気冷却器出口と中間熱交換器2次側入口温度の測定値と計算値を示す。試験結果との一致は良好であり、配管の熱容量を考慮することにより輸送ナトリウムの温度変化が精度よく計算されることがわかる。

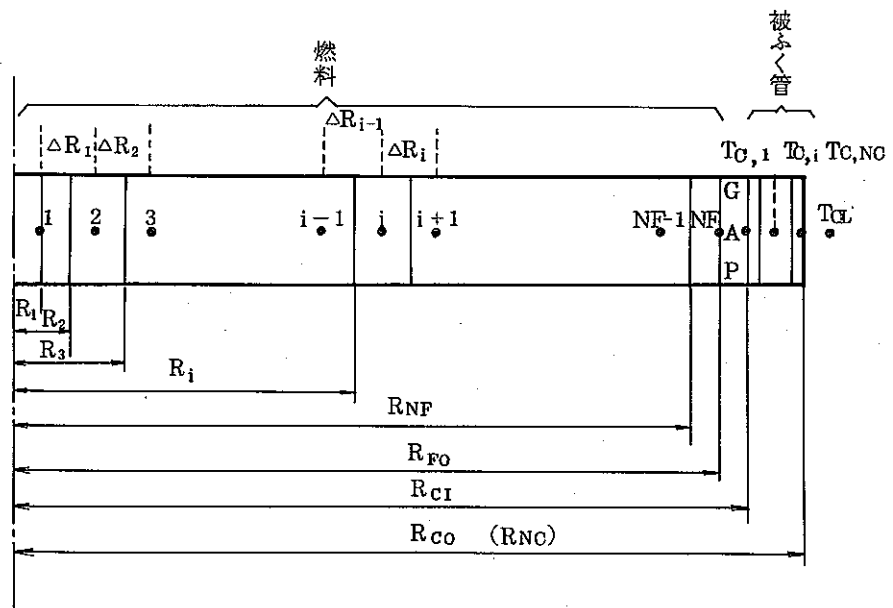
(iii) 非定常自然循環試験

1 MWt出力状態から中間熱交換器2次側入口温度を第X-3.2図のように、ほぼランプ状(4.7°C/min)に下げることにより、非定常自然循環試験を行い、各部温度、流量を測定した結果を第X-3.3図に示す。

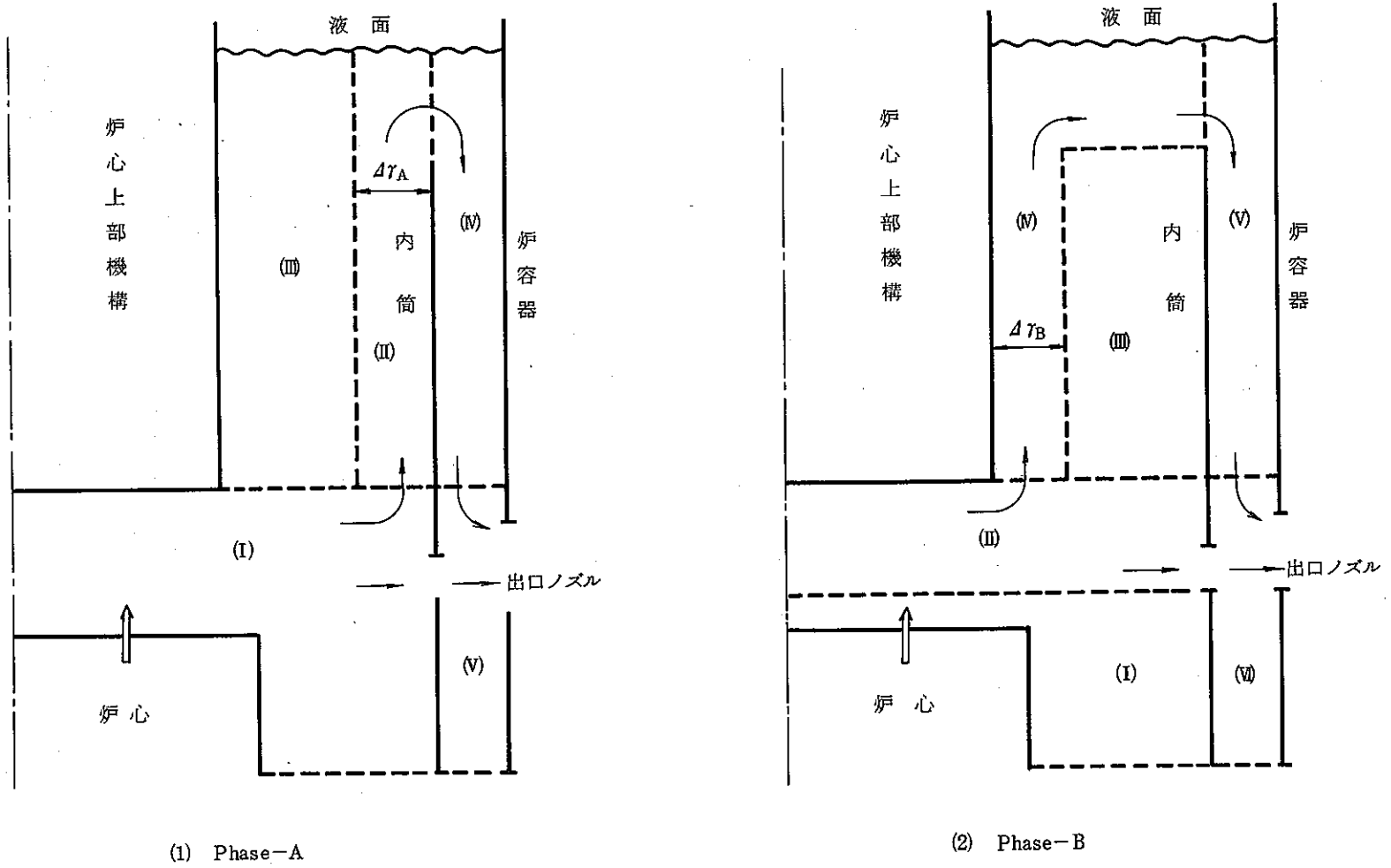
原子炉容器出口温度、中心集合体出口温度、原子炉容器入口温度の測定値と計算値は比較的よく一致している。



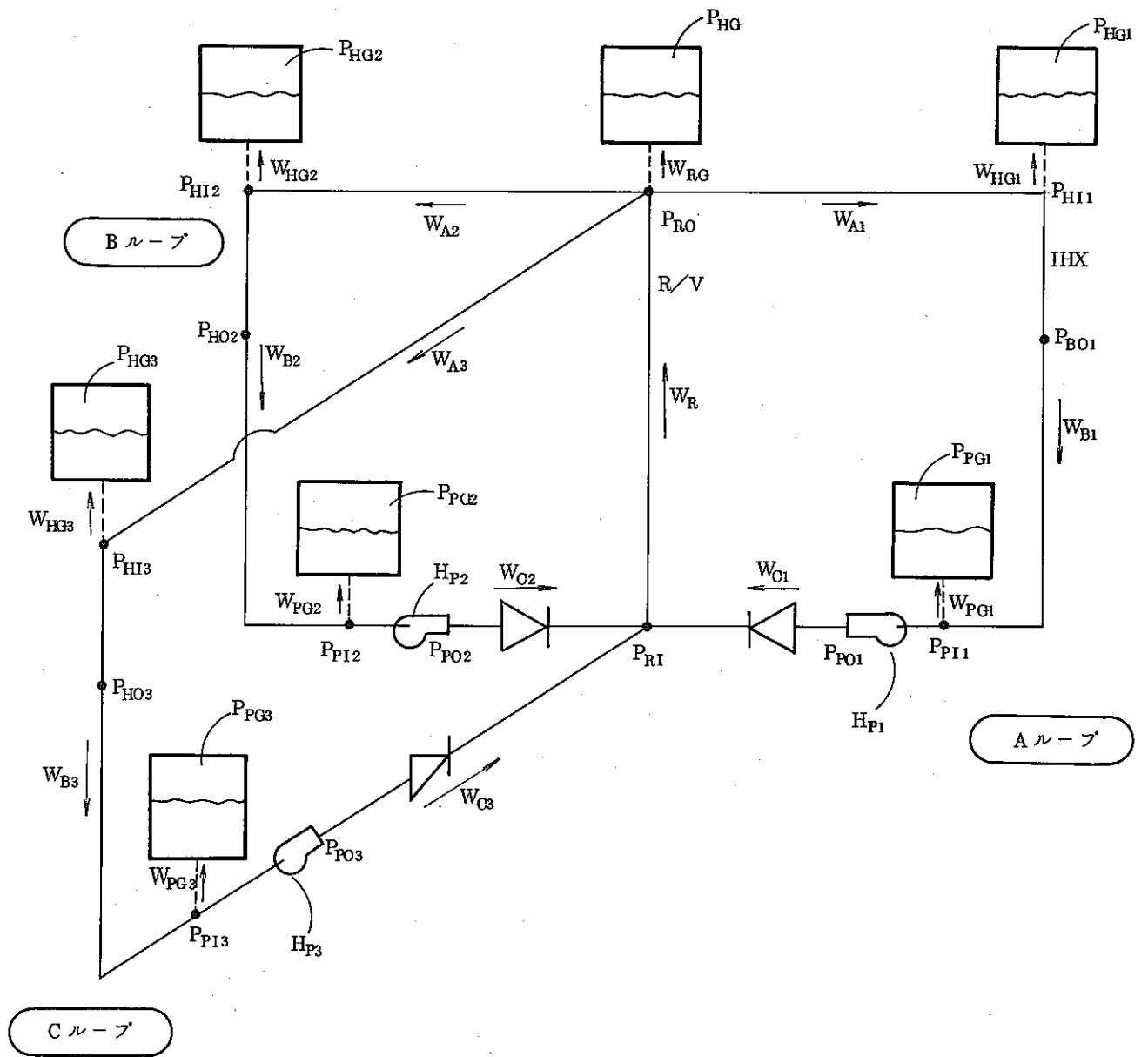
第 X - 2.1 図 燃料ピンモデル



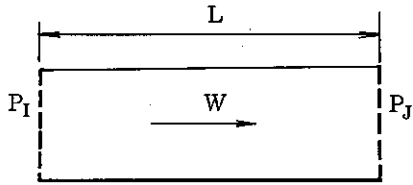
第 X - 2.2 図 燃料ピン径方向メッシュ分割



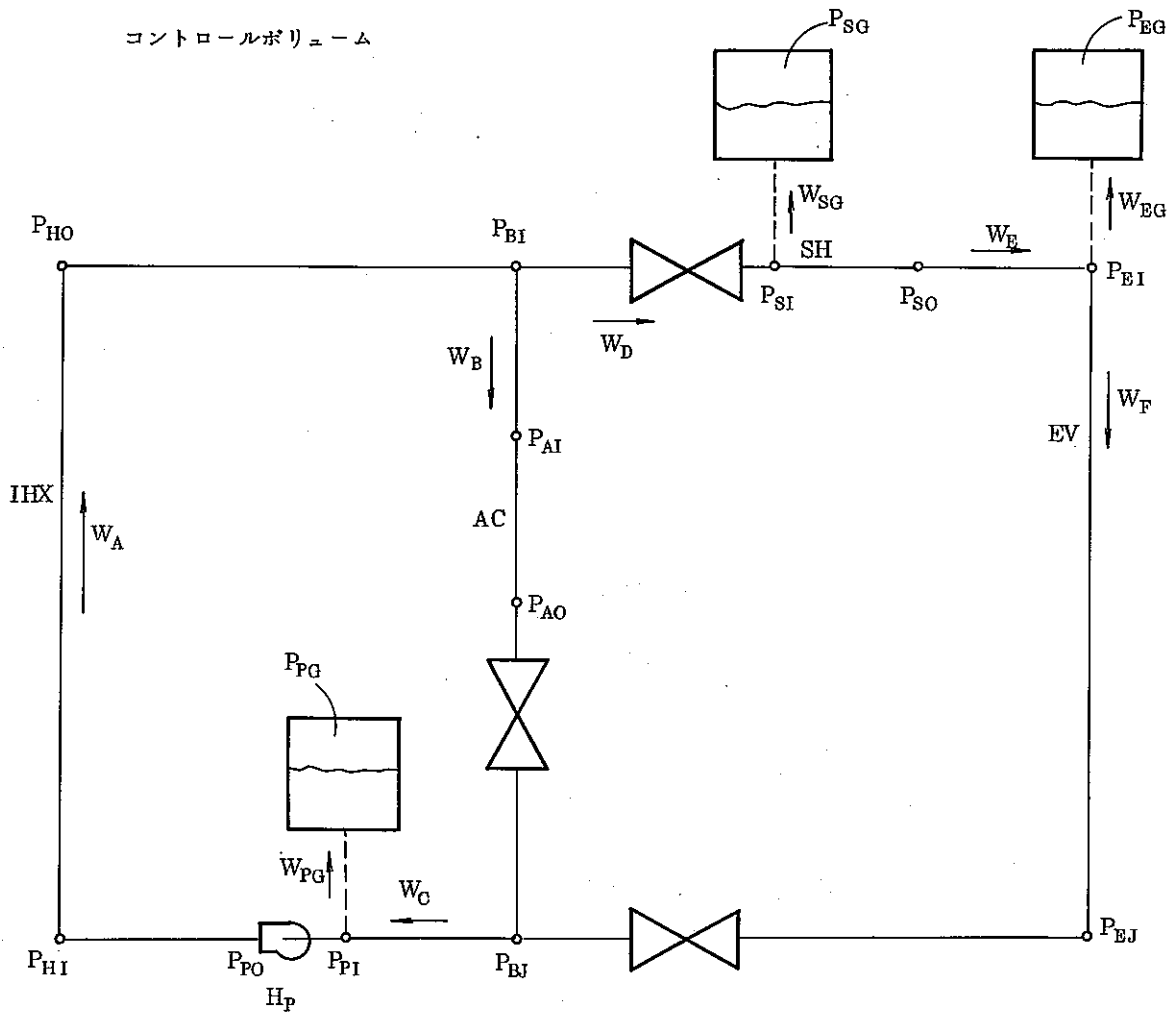
第 X - 2.3 図 炉上部プレナム解析モデル



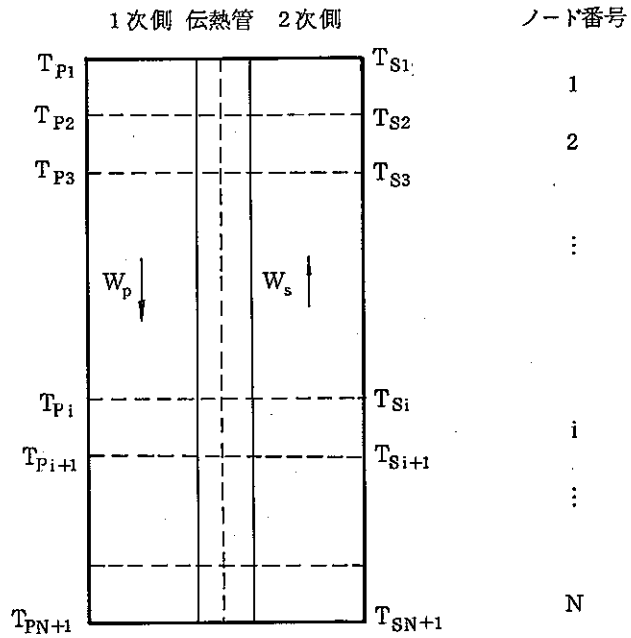
第 X - 2.4 図 1 次系 3 ループの流動計算モデル



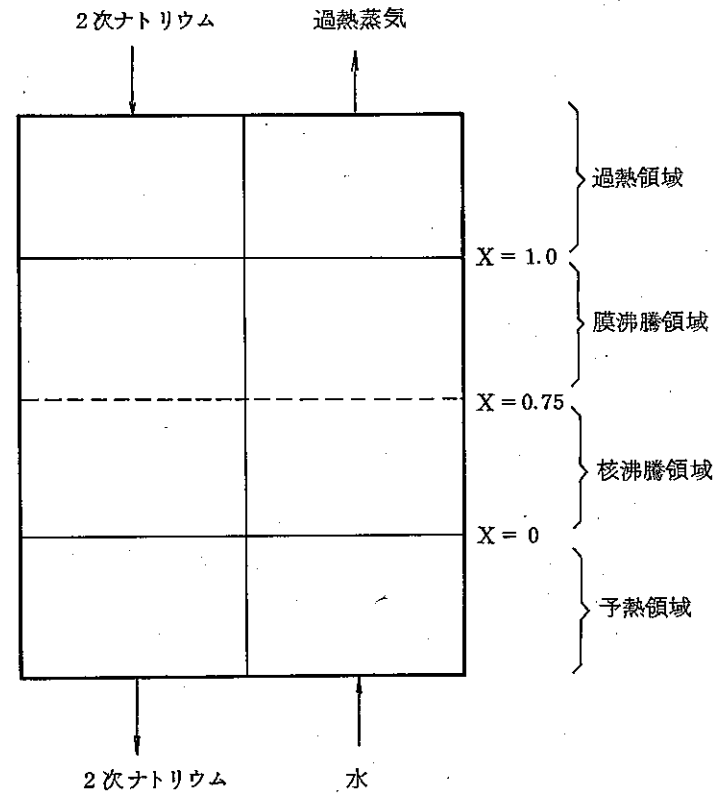
コントロールボリューム



第 X - 2.5 図 2 次系流動計算モデル (3 ループ共通)



第 X - 2.6 図 中間熱交換器解析モデル



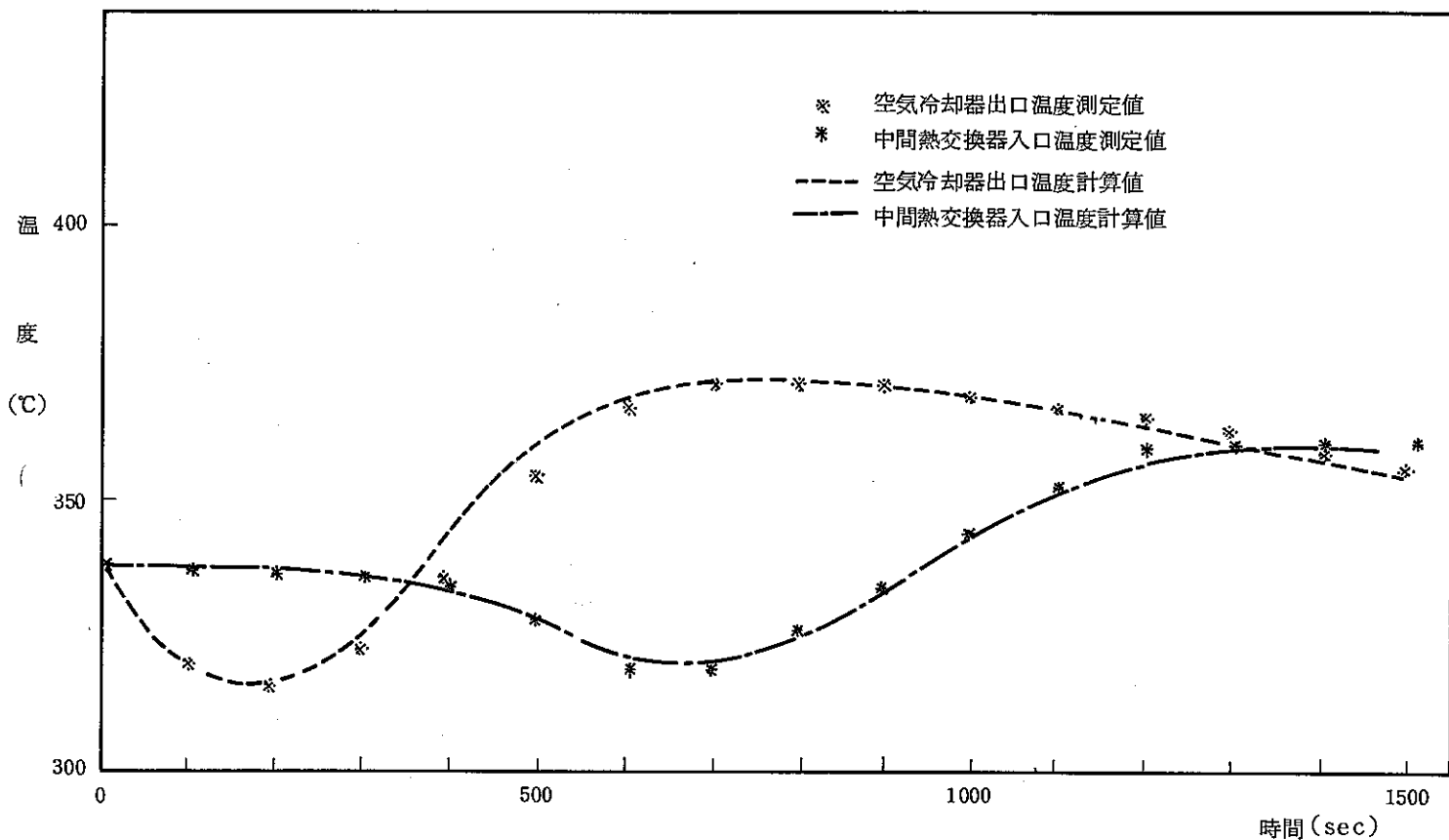
第 X - 2.7 図 蒸発器解析モデル

第 X - 3.1 表 炉内流量配分の測定値と解析結果の比較

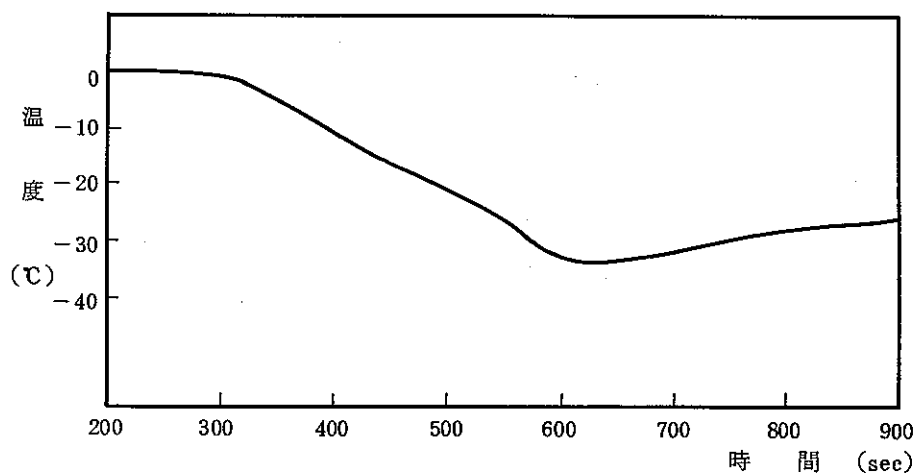
領域	流量領域	測定結果		予測値	測定と予測の差
		流量 * 1 Q _E (kg/sec)	標準偏差 * 2 (%)	本解析値 Q _O (kg/sec)	$(\frac{Q_E}{Q_O} - 1)$ (%)
炉心	0	7.80	—	7.74	+0.8
	1	7.77	0.9		+0.4
	2	7.44	0.6	7.44	0
	3	6.93	1.0	6.81	+1.8
	4	6.33	1.1	6.21	+1.9
	5	4.87	1.3	5.17	-5.8
	炉心合計	451.8	—	451.6	0
径ブランケット	内側 1	1.23	1.5	1.31	-6.1
	内側 2	0.954	2.9	0.975	-2.2
	外側	0.369	2.2	0.360	+2.5
	ブランケット合計	99.0	—	99.0	0

* 1 同一流量領域内での平均値

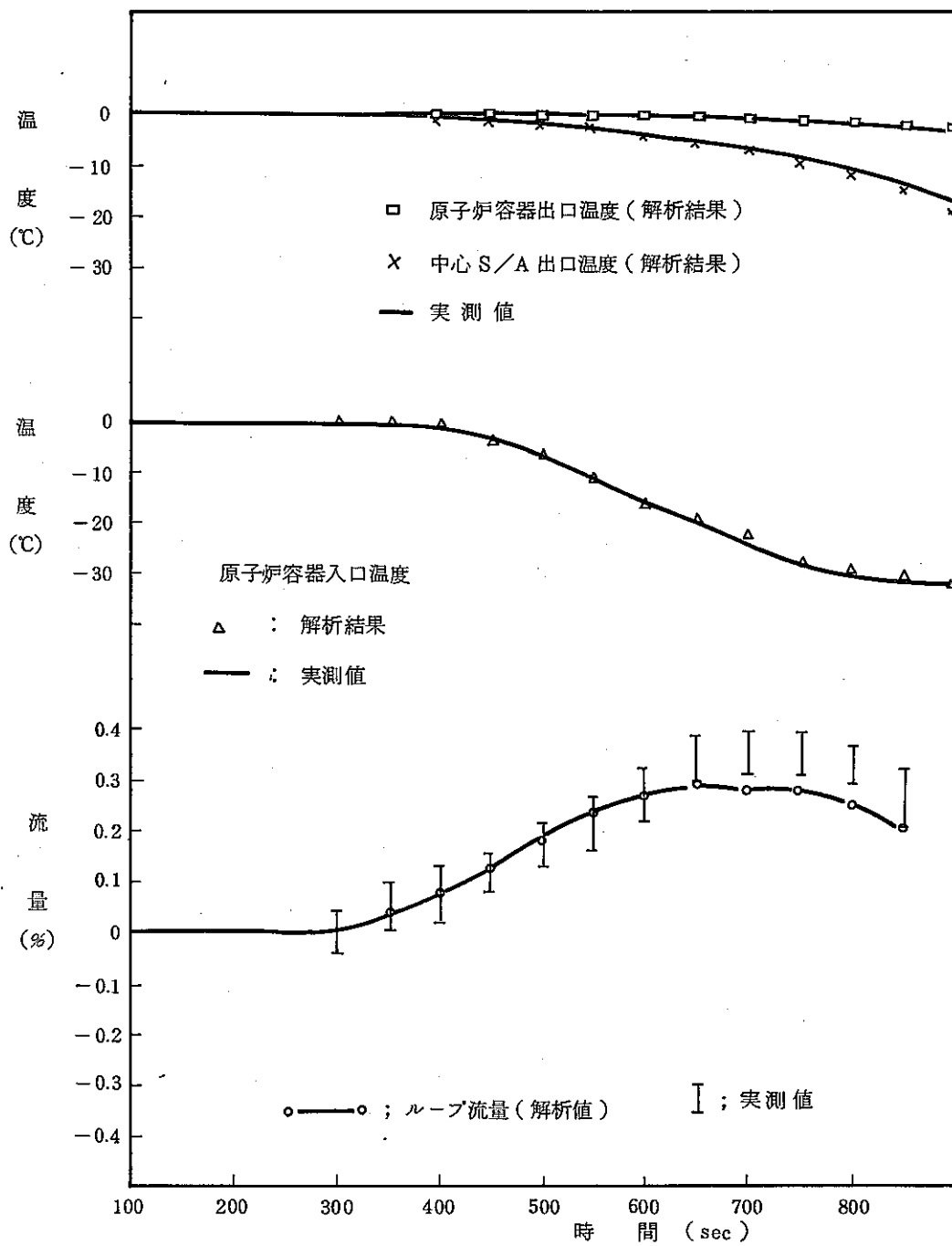
* 2 同平均値の標準偏差



第 X - 3. 1 図 空気冷却器出口温度・中間熱交換器入口温度解析結果



第 X - 3. 2 図 中間熱交換器 2 次側入口温度 (B ループ)



第 X - 3.3 図 非定常自然循環試験解析結果 (B ループ)

Ⅺ. SWAC-10コード

SWAC-10コード

目 次

1. 概 要	147
2. 解析モデル	147
3. 解析方法	147
4. 検 証	149
参考文献	151

図 表 リ ス ト

第Ⅺ-2.1図	解析対象とする設備系統の例	152
第Ⅺ-2.2図	ニッケル膜型水素検出計のステップ応答特性例	153
第Ⅺ-4.1図	50MW蒸気発生器試験施設2次Na系統図及び水素計設置位置	154
第Ⅺ-4.2図	蒸発器出口ナトリウム中水素計の応答(1)	155
第Ⅺ-4.3図	ポンプ出口ナトリウム中水素計の応答	156
第Ⅺ-4.4図	過熱器出口ナトリウム中水素計の応答	157
第Ⅺ-4.5図	蒸発器出口ナトリウム中水素計の応答(2)	158
第Ⅺ-4.6図	蒸発器出口ナトリウム中水素計の応答(3)	159

1. 概要

SWAC-10は、Ford⁽¹⁾らが提唱した評価手法にもとづく蒸気発生器伝熱管の小破損診断システム計算コードであり、水漏えい率に対する水漏えい検出時間、隣接伝熱管許容損耗時間などを解析する。水漏えい検出時間は、蒸気発生器を含む2次主冷却系の各部水素濃度変化と水漏えい検出設備の検出特性をもとに計算される。隣接伝熱管の許容損耗時間は、水漏えい率とターゲットウェステージ率の相関式をもとに計算される。

2. 解析モデル

(1) 対象とする物理現象

小リークナトリウム・水反応によって生じる下記の物理現象を対象とする。

- (i) ナトリウム中の水素濃度の増加
- (ii) 伝熱管損耗現象

(2) 解析モデル

- (i) 解析対象とする設備系統の例を第 XI-2.1 図に示す。
- (ii) 水とナトリウムの反応により発生した水素ガスの一部分は、直ちに均一にナトリウムと混合し、ナトリウムの流れに乗って各蒸気発生器、配管内を移動し、ニッケル隔膜式の水素検出器で検出される。
- (iii) ナトリウム系内の水素濃度は、水漏えい率、伝熱管からの拡散による水素量、混入水素の割合、純化系特性などから計算される。
- (iv) 水漏えい検出時間は水漏えい発生時から検出可能な濃度の水素が検出器に到達するまでの時間に、検出器の応答時間遅れを加えたものとする。
- (v) 隣接伝熱管の損耗の評価に関する関係式には実験結果による相関式を使用する。

3. 解析方法

解析に用いるおもな計算式を以下に示す。

(1) ナトリウム中水素濃度変化

水漏えいによるナトリウム中水素濃度増分 (ΔC) は次式で表示される。

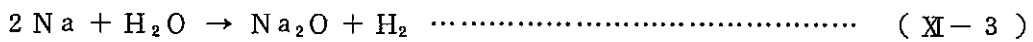
$$\Delta C = \frac{\phi Q_H}{Q_N} \dots\dots\dots (XI-1)$$

ここで、 Q_H : 水素ガス発生率 [g/sec], Q_N : ナトリウム流量 [g/sec], ϕ : ナトリウム中水素溶解割合である。

Q_H は水漏えい率を G [g/sec], 水 1 モルに対して発生する水素モル数を m とすると

$$Q_H = m \cdot \frac{2}{18} \cdot G \quad \dots\dots\dots (XI-2)$$

である。水とナトリウムとの反応は



に従うものとする、 $m=1$ である。

ナトリウムが 2 次主冷却系内を一巡するごとに、その水素濃度は (XI-1) 式の増分ずつ増加する。

なお、ナトリウム中水素濃度の初期値 (バックグラウンド) C_{BG} は、通常運転中に蒸気発生器の伝熱管を通して、水・蒸気側からナトリウム側へ拡散してくる水素量と、純化系のコールドトラップにより除去される水素量との収支にもとづく次式から計算される。

$$\eta \cdot Q_{OT} (C_{BG} - C_{SOT}) \times 10^{-6} = S \cdot A \quad \dots\dots\dots (XI-4)$$

ここで、 η : コールドトラップ効率, Q_{OT} : 純化系ナトリウム流量 [g/sec], C_{BG} : バックグラウンド水素濃度 [ppm], C_{SOT} : コールドトラップ出口のナトリウム中飽和水素濃度 [ppm], S : 伝熱管単位面積当りの拡散水素量 [g/cm² · sec], A : 伝熱管ナトリウム接液面積 [cm²] である。

コールドトラップ出口のナトリウム中飽和水素濃度 C_{SOT} [ppm] はコールドトラップ最低温度 T_{OT} [°C] にもとづいて、Vissers らの式⁽²⁾

$$\log_{10} C_{SOT} = 6.067 - \frac{2880}{T_{OT} + 273} \quad \dots\dots\dots (XI-5)$$

から計算する。

(2) 水素濃度検出特性

水漏えい検出時間は、水漏えい開始後、水素検出計の水素濃度検出値が警報設定点に到達するまでの時間として定義し、検出計までのナトリウム輸送時間と検出計の応答時間の

和として求める。

水素検出計の応答時間は次のようにして計算する。検出計のニッケル膜に到達したナトリウム中の水素は、ニッケル膜を拡散して検出計の真空側に出る。この過渡特性は1次元拡散方程式

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} \dots\dots\dots (XI-6)$$

に従うものとする。ここで、D：拡散係数〔cm²/sec〕であり、ニッケル膜の使用温度に依存して定まる。

計算コードでは、(XI-6)式の理論解をもとに、第XI-2.2図の破線の例に示すように、使用するニッケル膜の厚さと温度に対応したむだ時間遅れと1次遅れで、検出計の応答特性を近似表示し、取扱いを簡単化している。

(3) 伝熱管損耗特性

ナトリウム・水反応によって高温ジェットが生じると、隣接伝熱管は腐食（コロージョン）、侵食（エロージョン）の作用を受けて損耗する可能性がある。

この損耗作用の程度は、水漏えい率G、ナトリウム温度T_L、伝熱管距離L_{LT}、伝熱管破損口径D_L、伝熱管材質、反応ジェットの噴出角度などに依存する。

ここでは、隣接伝熱管の損耗の評価において、最も厳しい直撃ウェステージを生じるものと仮定し、損耗率W_R〔mm/sec〕としては、実験結果に基づいて次のような形の相関式⁽³⁾を設定している。

$$W_R = \begin{cases} \frac{K_1}{L_{LT}} \exp \left[- \left\{ K_2 \left(\ln \frac{G}{K_3} \right)^2 + \frac{K_4}{T_L + 273} \right\} \right], & (L_{LT}/D_L < K_0) \\ 0, & (L_{LT}/D_L \geq K_0) \dots\dots (XI-7) \end{cases}$$

K₀, K₁, K₂, K₃, K₄は定数である。

諸変数の単位は、L_{LT}：mm, D_L：mm, G：g/sec, T_L：℃である。

4. 検 証

大洗工学センター50MW蒸気発生器試験施設に於いて行われた注水試験をSWAOC-10コードにより計算し試験結果と比較した。

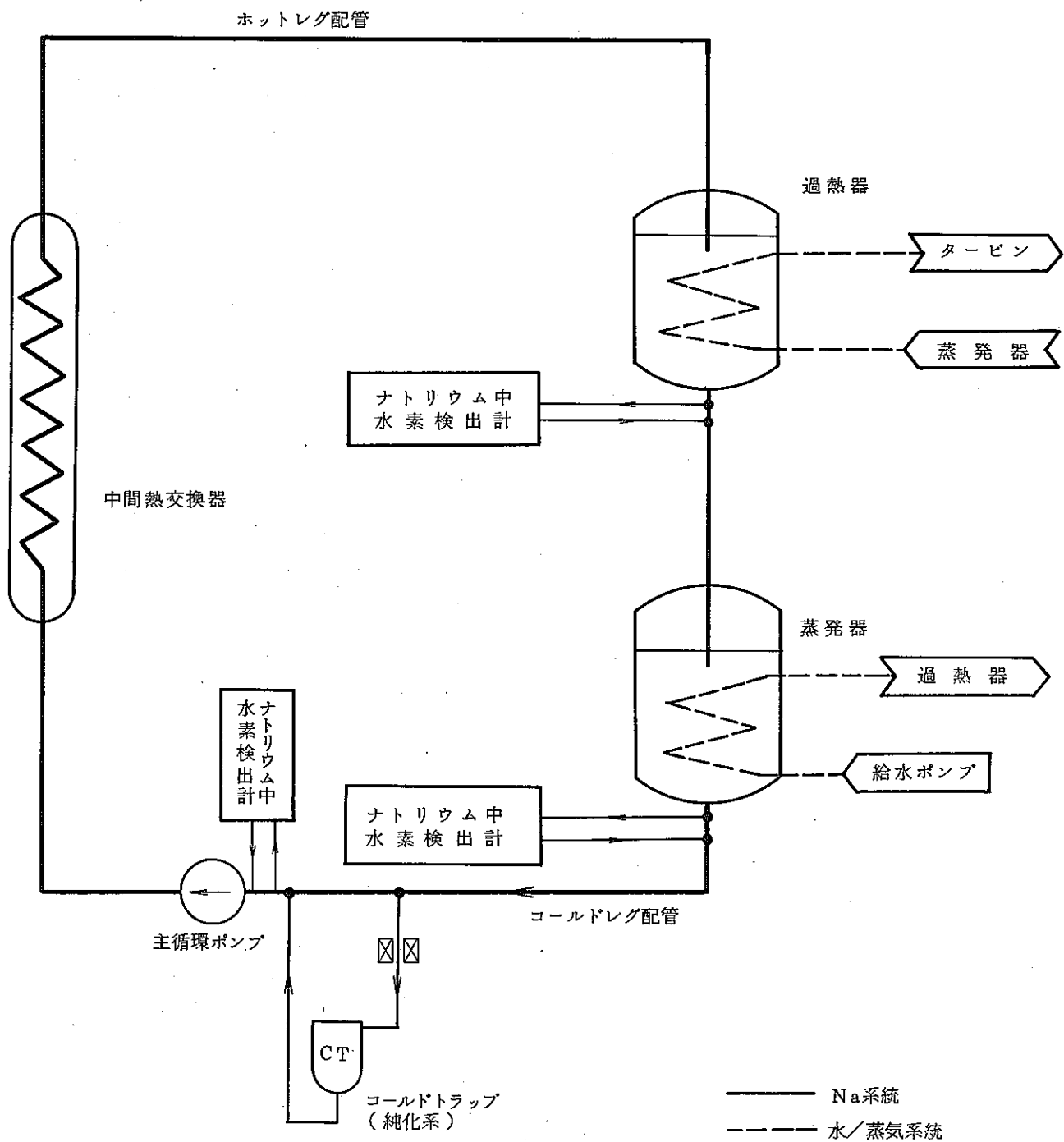
50 MW蒸気発生器試験施設の2次ナトリウム系系統図及び水素計設置位置を第XI-4.1図に示す。蒸発器と過熱器を結ぶミドルレグ配管部から注水する試験を行った。

注水率 5.1×10^{-2} g/sec の場合の試験結果と計算結果の比較を3基のナトリウム中水素計について、それぞれ第XI-4.2, XI-4.3, XI-4.4図に示す。さらに、注水率が 1.5×10^{-1} g/sec, 4.8×10^{-3} g/sec の場合についてもそれぞれ第XI-4.5, XI-4.6図に示す。

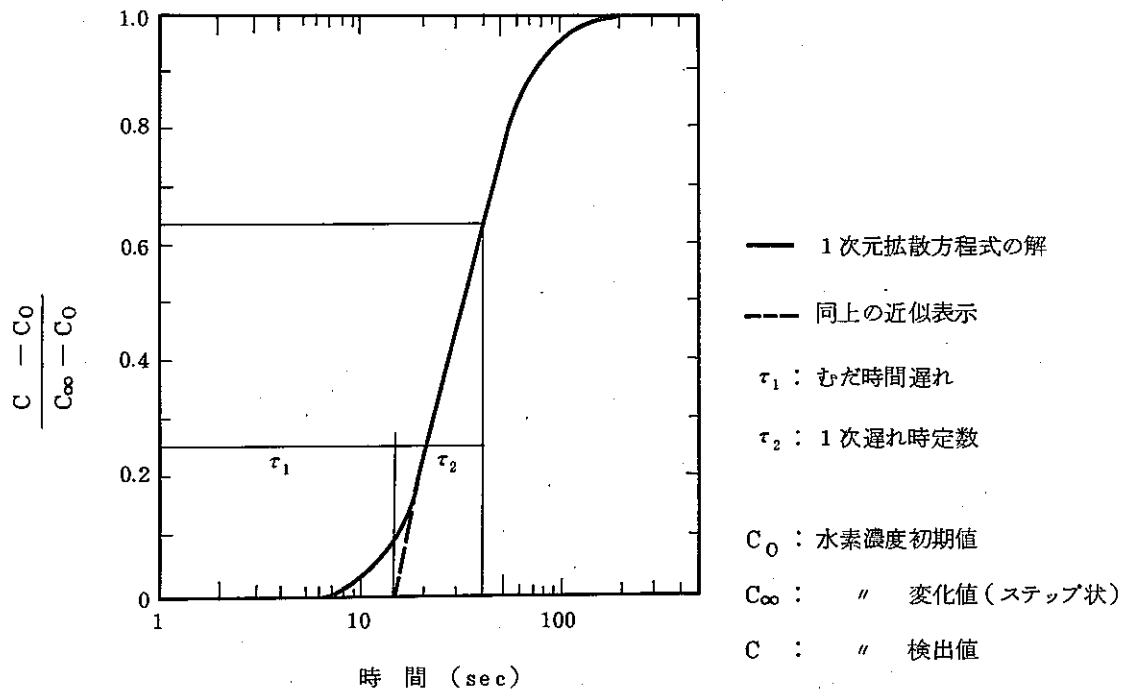
計算結果は実験結果と比較的一致しており、実験結果よりも安全側の(検出時間を長くする)評価となることがわかる。

参 考 文 献

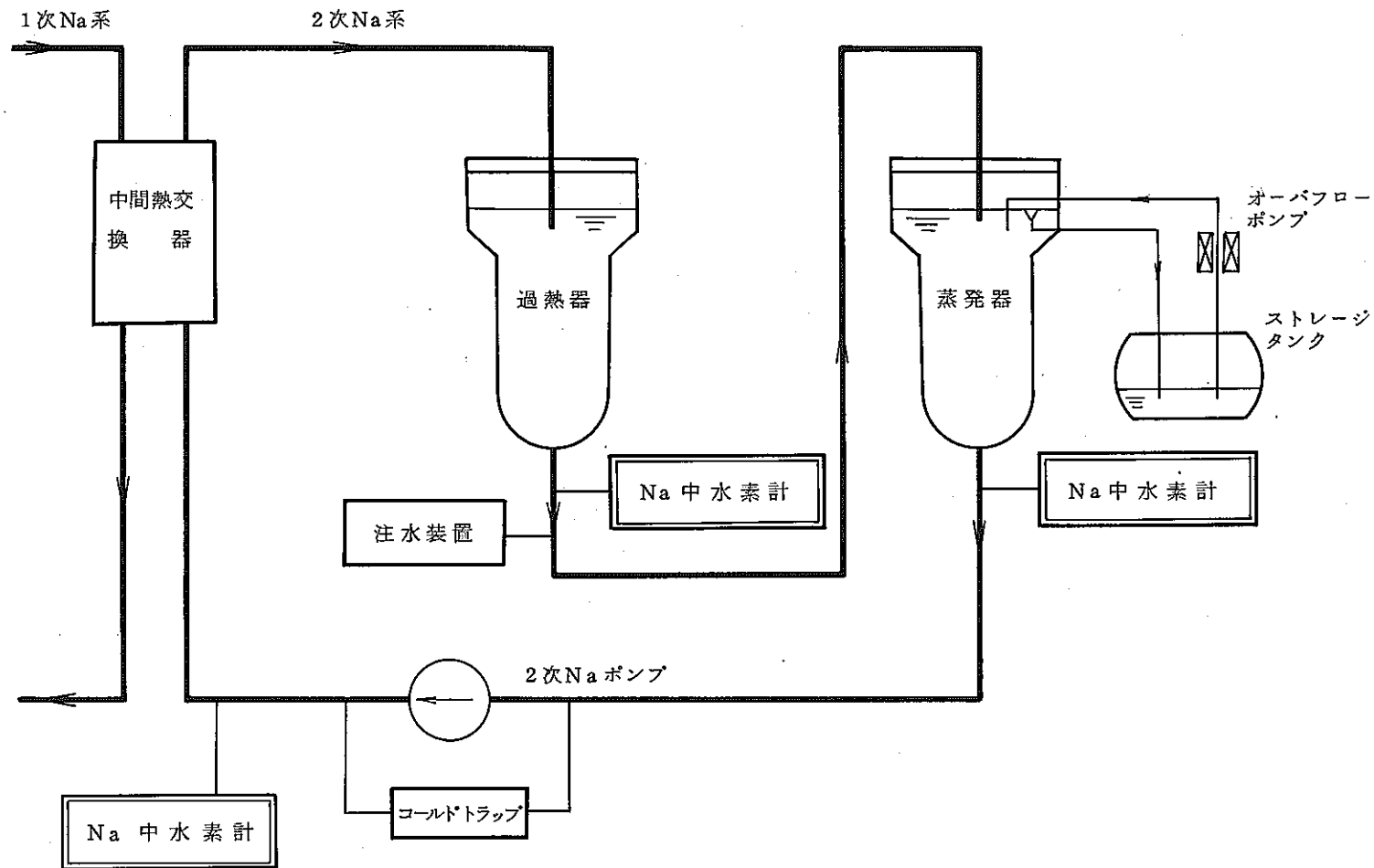
- (1) Ford , J.A. et al., "Criteria for Detection of Small Sodium Water Reactions in LMFBR SG",
APDA 255 (1970)
- (2) Vissers, D.R., et al., "A Hydrogen-Activity Meter for Liquid Sodium and its Application to Hydrogen Solubility Measurements",
Nucl. Technol. 21, 235 (1974)
- (3) Kanegae, N., et al., "The Effects of Nozzle-to-Target Distance on Wastage in Small-Leak Sodium-Water Reactions",
Nucl. Technol.
40, 261 (1978)



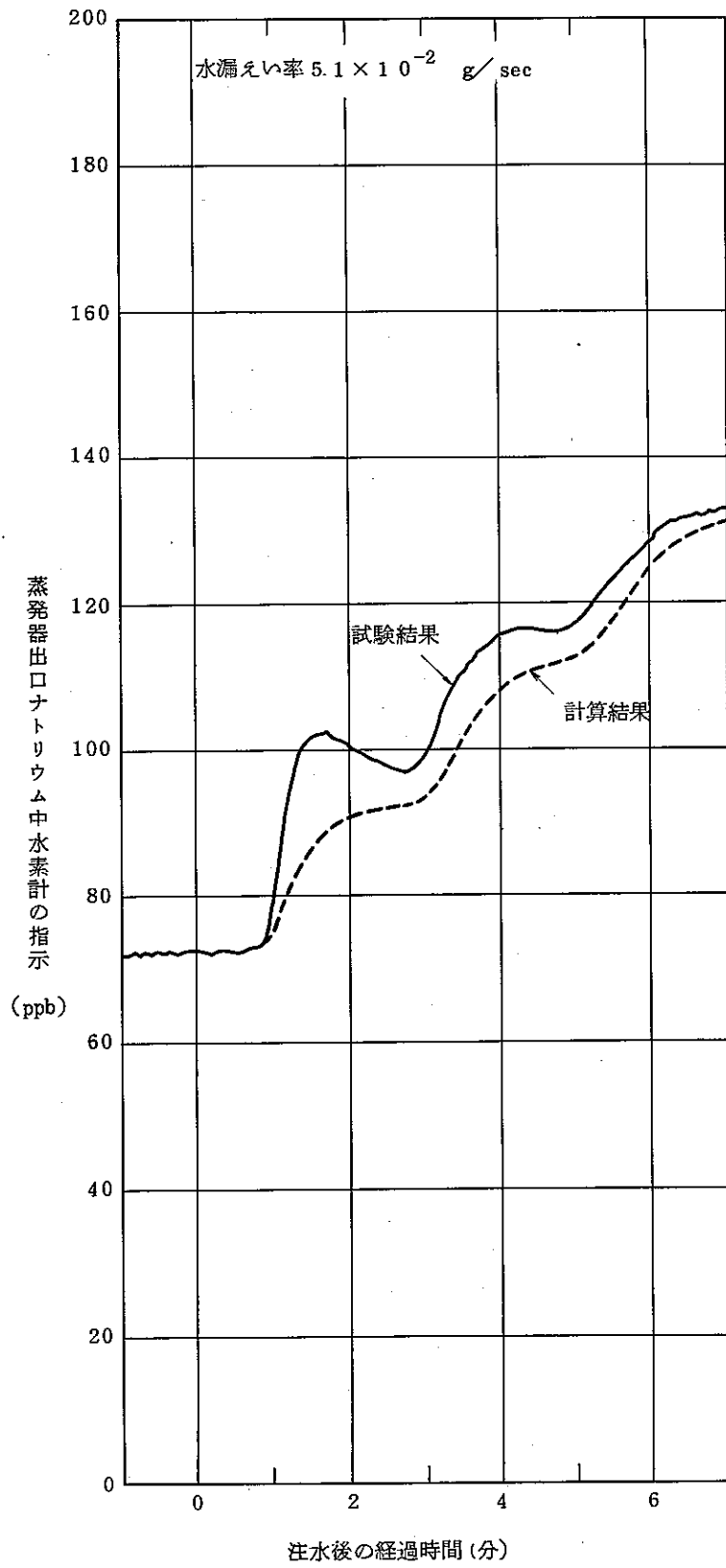
第 XI - 2.1 図 解析対象とする設備系統の例



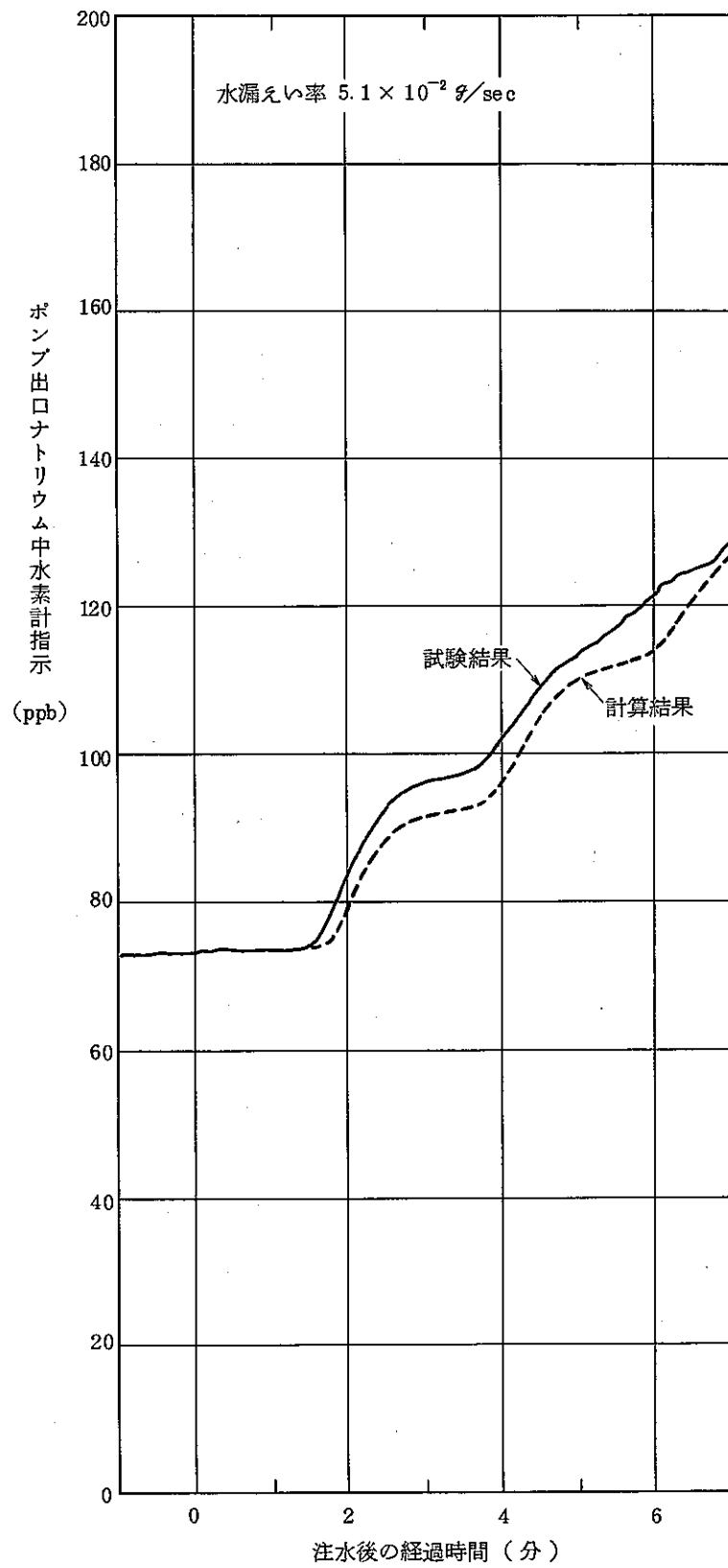
第 XI - 2.2 図 ニッケル膜型水素検出計のステップ応答特性例



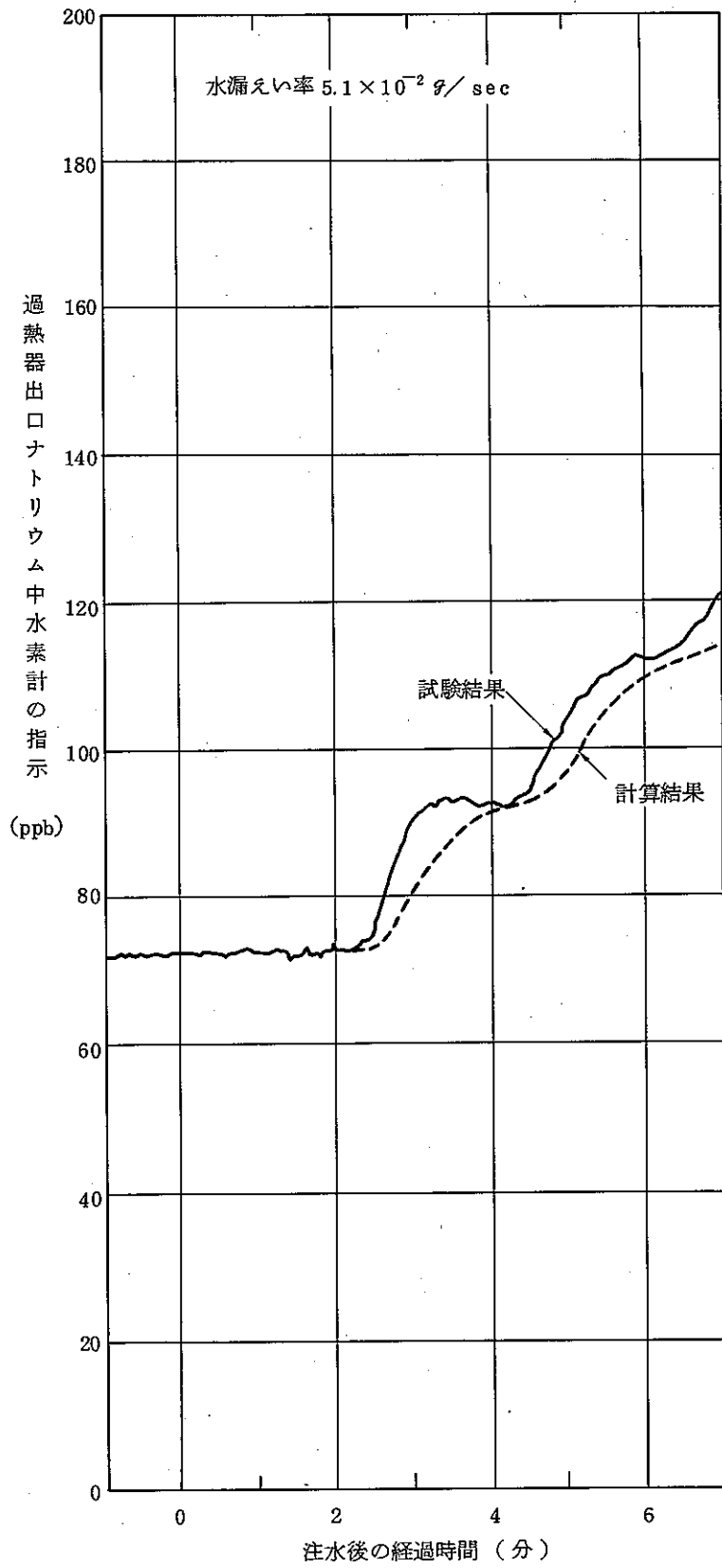
第 XI - 4.1 図 50 MW 蒸気発生器試験施設 2 次 Na 系 系統図および水素計設置位置



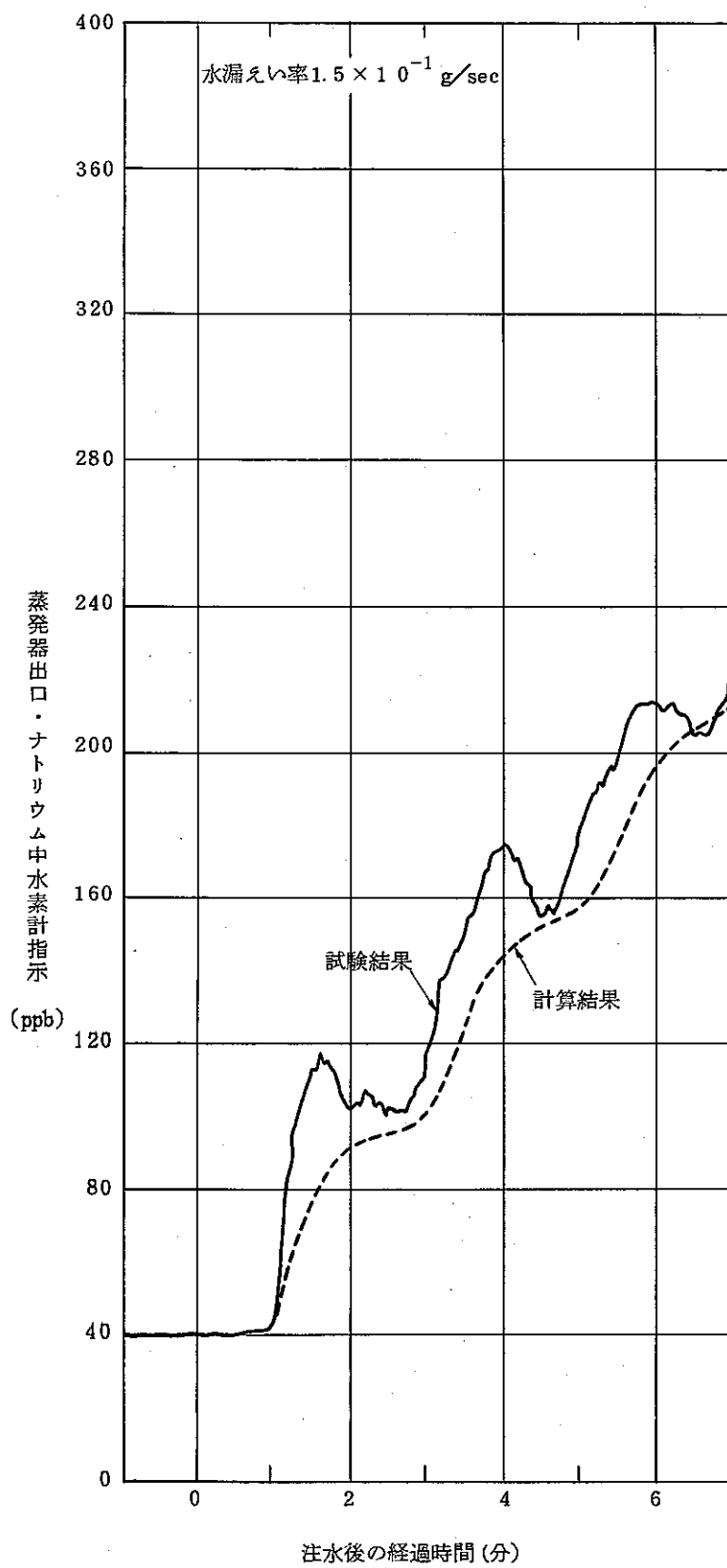
第 XI - 4.2 図 蒸発器出口ナトリウム中水素計の応答(1)



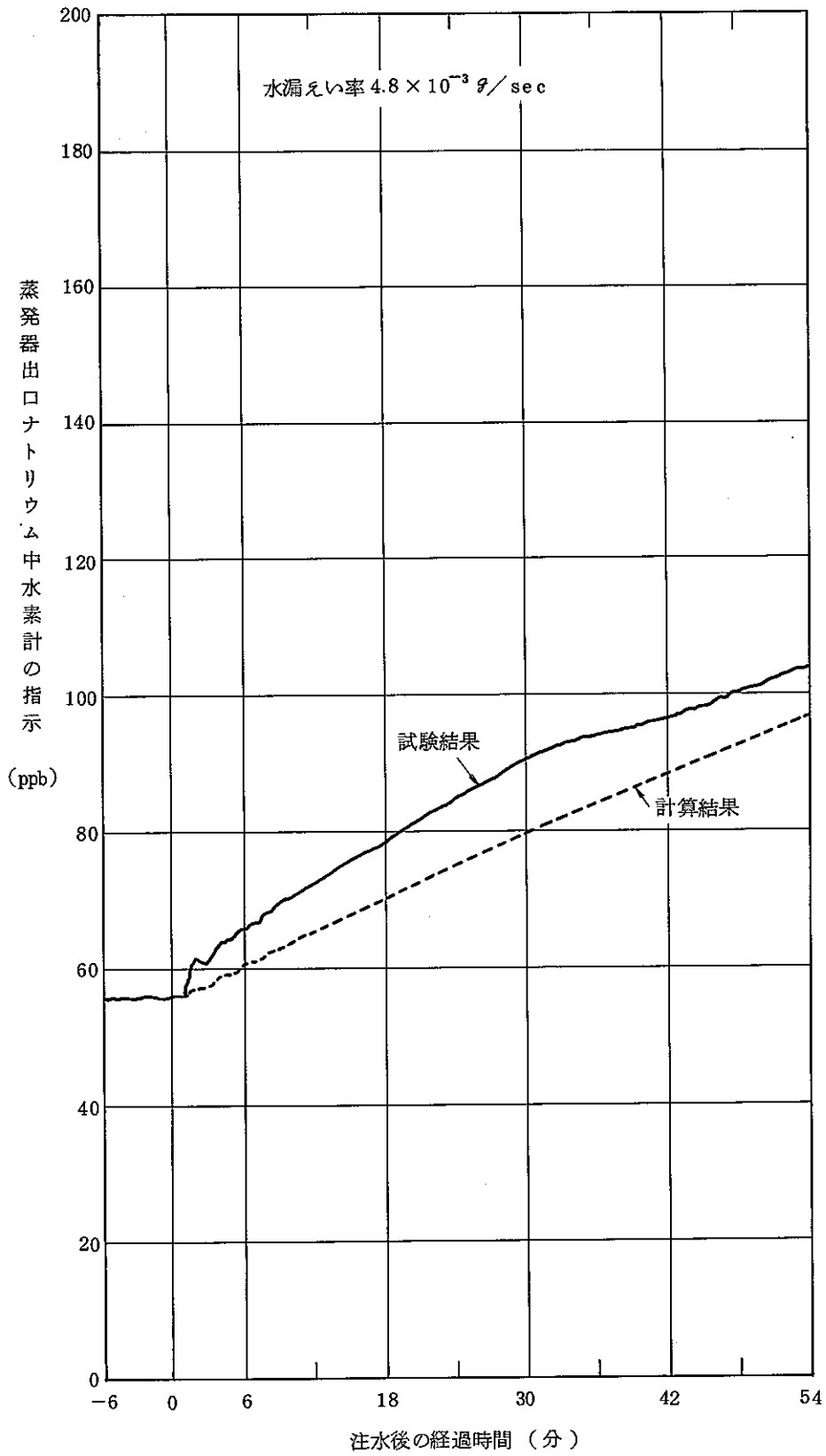
第 XI - 4.3 図 ポンプ出口ナトリウム中水素計の応答



第 XI - 4.4 図 過熱器出口ナトリウム中水素計の応答



第 XI - 4.5 図 蒸発器出口ナトリウム中水素計の応答(2)



第 XI - 4.6 図 蒸発器出口ナトリウム中水素計の応答(3)

XI. S W A C S コ ー ド

SWACSコード

目 次

1. 概 要	165
2. 解析モデル	165
3. 解析方法	166
4. 検 証	172
参 考 文 献	174

図 表 リ ス ト

第Ⅻ-2.1表	計算モジュールの計算モデル	175
第Ⅻ-2.1図	解析対象とする設備系統	176
第Ⅻ-2.2図	計算モジュール結合関係	177
第Ⅻ-4.1表	SWAT-3の試験条件	178
第Ⅻ-4.2表	SWACSコードの計算パラメータとその値	179
第Ⅻ-4.3表	各部最高圧力の測定値と計算値の比較	180
第Ⅻ-4.1図	SWAT-3装置	181
第Ⅻ-4.2図	初期スパイク圧の計算結果と測定値の比較	182
第Ⅻ-4.3図	圧力波伝播の計算結果と測定値の比較	183
第Ⅻ-4.4図	準定常圧の計算結果と測定値の比較	184

1. 概 要

SWACSは、蒸気発生器伝熱管の破損事故に関して、大リークナトリウム・水反応による発生圧力の解析を行う計算コードである。^{(1),(2)} 蒸気発生器、ナトリウム・水反応生成物収納設備、及び2次主冷却系を取扱い範囲とし、破損孔からの水噴出率、初期スパイク圧、2次主冷却系伝播圧力、準定常圧などが計算される。

2. 解析モデル

(1) 対象とする物理現象

大リークナトリウム・水反応により生じる発生圧力に関して、関連諸現象を次の4つの過程に区分して取扱う。

- (i) 水噴出過程：圧力発生的主要原因である伝熱管破損孔からの水噴出現象過程
- (ii) 初期スパイク圧過程：伝熱管破損直後のスパイク状圧力発生過程
- (iii) 圧力波伝播過程：初期スパイク圧が2次主冷却系統に伝播する過程
- (iv) 準定常圧過程：初期スパイク圧が減衰した後に生じる準定常圧発生過程

(2) 解析モデルの要点

- (i) 解析対象とする設備系統を第XII-2.1図に示す。
- (ii) (1)で述べた現象に関する4つの過程は、第XII-2.2図に示すように、それぞれ計算モジュール化され、相互に結合されて取扱われる。各計算モジュールの計算機能は次のとおりである。

a) 水噴出率計算モジュール

伝熱管が破断し、水または蒸気がナトリウム中に噴出する際の水系の流動計算を行い、水噴出率の過渡変化を計算する。

b) 初期スパイク圧計算モジュール

ナトリウム・水反応が起こった直後より数10 msec程度の時点で観察される衝撃的な圧力上昇いわゆる初期スパイク圧を計算する。

c) 圧力波伝播計算モジュール

初期スパイク圧が伝熱管破断を生じた蒸気発生器から配管系を通り2次主冷却系機器全体に伝播する過程を計算する。

d) 準定常圧計算モジュール

初期スパイク圧が減衰した後、水素ガスがナトリウムをピストン状に押し上げ、伝熱管破断発生の蒸気発生器内の圧力が再び上昇しはじめ、ナトリウム・水反応生成物収納設備が作動し圧力が開放される過程の準定常圧の計算をする。

各計算モジュールの計算モデルの要点を第Ⅻ-2.1表に示す。

3. 解析方法

水噴出率、初期スパイク圧、圧力波伝播、準定常圧の順序で各解析方法を述べる。

3.1 水噴出率計算

水噴出率計算で扱う解析対象は事故を生じた蒸気発生器（以下では事故SGと呼ぶ）の水／蒸気の入口、出口ヘッドと破断部を境界とした伝熱管内の水／蒸気の一次元流動である。伝熱管破断を解析開始時刻とし、破断規模は瞬時両端完全破断とし、両端破断口よりの水噴出率を各々独立して計算する。

伝熱管内は有限の空間メッシュに分割され、管内の水／蒸気の圧力、流速ならびにエンタルピ、比重量等状態量の時間変化が計算される。

(1) 計算上の仮定

- (i) 流れは一次元流動として扱い、二相流の場合気液均質混合流と考える。
- (ii) サブクール水、飽和水、過熱蒸気の相変化を考慮する。
- (iii) 水の圧縮性を考慮する。
- (iv) 伝熱管壁でのナトリウムより水への熱移動はSG総伝熱量を総伝熱面積でわった平均値で扱う。また流体内部での熱伝導は無視する。
- (v) 流体抵抗によるエネルギー変化は無視する。
- (vi) 状況に応じ、数値計算の精度あるいは安定性を高めるために擬似粘性および質量拡散項を付加する。

(2) 計算式

(i) 質量保存式（連続の式）

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u)}{\partial x} = \tau \frac{\partial^2 \rho}{\partial x^2} \dots\dots\dots (\text{Ⅻ}-1)$$

ただし右辺は数値計算安定化のための質量拡散項である。

(ii) 運動量保存式

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u^2)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} (P + q)g + \rho g \cos \theta - \frac{f}{2d} \rho u |u| \dots (\text{XI-2})$$

ただし q は衝撃波を扱う際の数値計算安定化のための擬似粘性項である。

(iii) エネルギー保存式

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho E u)}{\partial x} = \frac{\rho u}{A_j} \cos \theta - \frac{1}{A_j} \cdot \frac{\partial(P u)}{\partial x} + Q \dots (\text{XI-3})$$

$$E = I + \frac{u^2}{2} \cdot \frac{1}{g A_j} \dots (\text{XI-4})$$

(XI-1), (XI-2), (XI-3) 式を修正 ICE (Implicit Continuous Eulerian) 法⁽³⁾を用いて差分化し、得られる行列式を水/蒸気状態式と共に解く。

3.2 初期スパイク圧計算および圧力波伝播計算

初期スパイク圧計算の解析対象はナトリウム・水反応時の事故 SG 内の急激な圧力挙動である。伝熱管破断口より噴出した水/蒸気がナトリウムと反応し発生する水素ガスがナトリウム中で完全分離して球状に等温成長すると仮定する。

気泡の急激な膨張に伴い発生した圧力波は事故 SG 内のナトリウム中を伝播していくが、その際、反応点近傍は一次元球座標モデル、その他は一次元柱座標モデルで扱う。

ナトリウム中の境界条件としては流路分岐、断面積変化、自由液面、圧力一定、流速一定境界、オリフィス等を考慮できる。

圧力波伝播計算の解析対象は初期スパイク圧が事故 SG から 2 次主冷却系全体に伝播していく過程である。圧力の発生源としては、任意の位置(通常、事故 SG のナトリウムノズル部)の圧力の時間変化が上記初期スパイク圧計算あるいは実験測定により既に得られているとして、その圧力波を時間関数として入力して、境界条件として使用する。

2 次主冷却系は一次元柱座標のいわゆる配管モデルにおきかえられ、初期スパイク圧計算と同様の境界条件を考慮することができる。

(1) 計算上の仮定

(i) ナトリウムの流れは一次元流動として扱う。

ただし初期スパイク圧計算では反応点近傍を一次元球座標、他は一次元柱座標とする。また圧力波伝播計算では全体を一次元柱座標とする。

(ii) ナトリウムの圧縮性を考慮する。

(iii) SG内の内部構造物等は，流路断面積，等価直径，および形状圧損係数の指定で取扱う。

(iv) 初期スパイク圧計算において，ナトリウム・水反応に関し，次の仮定をおく。

- 瞬時反応を仮定し， H_2/H_2O モル転換比（水1モルより発生する水素ガスモル数）は一定とする。
- 発生する水素ガスは理想気体として扱い，ガス気泡温度は一定とする。
- 水素ガスはナトリウムと完全分離して，球状に等温膨張するとする。

(2) 計 算 式

(i) 一次元水撃方程式

圧縮性考慮の一次元流体の運動方程式，連続の式を次のように表わす。

- 一次元柱座標領域

$$-\frac{1}{g}\left(\frac{\partial}{\partial t} + u \frac{\partial}{\partial x}\right)u = \frac{\partial H}{\partial x} - \sin\phi + \left(\frac{f}{d} + \frac{\zeta}{L}\right)\frac{u|u|}{2g} \dots\dots\dots (XII-5)$$

$$\left(\frac{\partial}{\partial t} + u \frac{\partial}{\partial x}\right)H = -\frac{C^2}{g} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \dots\dots\dots (XII-6)$$

- 一次元球座標領域

$$-\frac{1}{g}\left(\frac{\partial}{\partial t} + u \frac{\partial}{\partial r}\right)u = \frac{\partial H}{\partial r} \dots\dots\dots (XII-7)$$

$$\left(\frac{\partial}{\partial t} + u \frac{\partial}{\partial r}\right)H = -\frac{C^2}{g}\left(\frac{\partial u}{\partial r} + 2\frac{u}{r}\right) \dots\dots\dots (XII-8)$$

ただし球座標は初期スパイク圧計算において反応点近傍のみで適用する。以上の (XII-5)～(XII-8)式は以下に述べる境界条件のもとに特性曲線法⁽⁴⁾により解かれる。

(ii) 水素ガス気泡圧力（初期スパイク圧計算）

ナトリウム・水反応により発生する水素ガスの圧力は次式より求める。

$$P_G \cdot Q_G = n \cdot R_0 \cdot T_G \dots\dots\dots (XII-9)$$

$$n = \frac{F}{0.018} \int_0^t q_w dt \dots\dots\dots (XII-10)$$

ここで Q_G は気泡体積， F は H_2/H_2O モル転換比， q_w は水噴出率で気泡ガス温度(T_G)は一定とする。ガス気泡圧力，膨張速度は(XII-9)式を(XII-7)，(XII-8)式と連立させることにより求められる。

(iii) 圧力波発生点(圧力波伝播計算)

任意の点において，圧力の時間変化 $H(t)$ が既知であるとして(XII-5)，(XII-6)式において境界条件として使用する。

(iv) 自由液面境界

液面の変動に対し，カバーガス圧力は次式で計算する。

$$P_c = P_{c0} \left(\frac{Q_{c0}}{Q_0} \right)^\kappa \dots\dots\dots (XII-11)$$

ここで， P_{c0} はカバーガス初期圧($kg/cm^2 a$)， Q_0 はカバーガス体積(m^3)
 Q_{c0} はカバーガス初期体積(m^3)， κ はカバーガスの比熱比である。

(v) 流路端(一分岐)境界

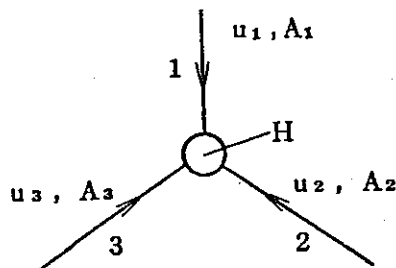
流路端において，流速一定あるいは圧力一定を境界条件とする。

(vi) 流路分岐境界

下図に示すような流路が分岐する接合点，あるいは流路の断面積が変化する接合点では次式を境界条件とする。

$$\sum_i A_i \cdot u_i = 0 \dots\dots\dots (XII-12)$$

ここでは A_i は分岐に流れ込む各流路の断面積である。



流 路 分 岐 境 界

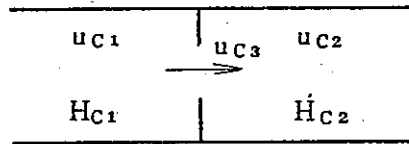
(vii) オリフィス点

下図に示すようなオリフィス点では次式が成立するとする。

$$u_{c3} = \sqrt{2g(H_{c1} - H_{o2})} \dots\dots\dots (XII-13)$$

$$u_{C1} = \alpha \cdot u_{C3} \dots\dots\dots (XII-14)$$

ここで α はオリフィス係数である。



オリフィス接合点

3.3 準定常圧計算

準定常圧計算の解析対象は大リークナトリウム・水反応による初期の急激な圧力上昇、つまり初期スパイク圧に引き続いて、系内の圧力が準定常的に上昇するいわゆる準定常圧時間領域で、流動としてナトリウムと水素ガスの混合二相流を扱う。

解析体系は事故SG，ナトリウム・水反応生成物収納設備，ならびに2次主冷却系全体であり，これらを領域（ノード）に分割し更に各ノードを流路（リンク）でつないだネットワーク系にモデル化する。このようにモデル化した体系に対し，ノードに関し質量保存則，リンクに関し運動量保存則を適用する。基礎保存則の解法としては陰的差分法（陰解法）⁽⁵⁾を使用する。

(1) 計算上の仮定

- (i) ナトリウムと水素ガスの二相流は一次元スリップモデルを用い，スリップ比は別に定義する。
- (ii) ナトリウムは非圧縮性，水素ガスは圧縮性として扱う。
- (iii) ナトリウム・水反応の反応速度は無量大と考え，反応の時間遅れはないものとする。
- (iv) エネルギバランスは考慮せず，各領域の水素ガス温度はインプットで与えられているとする。
- (v) 伝熱管破断による水噴出率は時間的変化を考慮してインプットで与えられているものとする。
- (vi) 各SGおよび収納容器の圧力開放板は設定値に達すると直ちに作動するものとする。
- (vii) カバーガスの物理的特性は水素ガスと同一とする。

(2) 計算式

下図に示すようなノード・リンクモデルに対して、下記の基礎式をたてる。

(i) 運動量保存式

リンクについて次のように展開する。

$$\dot{W}_k = \frac{g}{\sum_j \frac{A_{kj}}{L_{kj}}} \left[(P_i - P_j) + \frac{W_k^2}{2\rho_k \cdot g} \left(\frac{1}{A_i^2} - \frac{1}{A_j^2} \right) + \rho_k \Delta h - P_{fk} \right] \dots (\text{XII-15})$$

ここで P_{fk} は摩擦、形状等の圧力損失項である。

(ii) 質量保存式

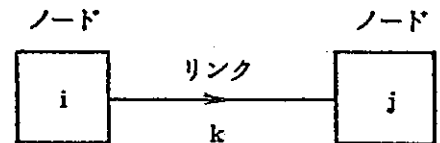
ノードについてナトリウム、水素ガス各々に次のように展開する。

$$\dot{M}_{Si} = \sum_{\nu=T_i} T_i W_{S\nu} - \sum_{\nu=I_i} I_i W_{S\nu} \dots (\text{XII-16})$$

$$\dot{M}_{Hi} = \sum_{\nu=T_i} T_i W_{H\nu} - \sum_{\nu=I_i} I_i W_{H\nu} + Q_i \dots (\text{XII-17})$$

ここで両式の右辺第1項は流入する成分、

第2項は流出する成分で、 Q_i は水素ガスの発生を表わす。



ノード・リンクモデル

(iii) ナトリウム・水素ガス二相流モデル

一次元スリップモデルとしスリップ比(S)

を次式で定義する。

$$S_k = U_{Hk} / U_k \dots (\text{XII-18})$$

リンクの(混合)流量とナトリウム、水素ガス各々の流量の関係は次式で表わされる。

$$W_{sk} = \frac{1 - \alpha_k - \alpha_k (S_k - 1) - R_{Hsk}}{1 - \alpha_k (1 - R_{Hsk})} \cdot W_k \dots (\text{XII-19})$$

$$W_{Hk} = \frac{S_k \alpha_k R_{Hsk}}{1 - \alpha_k (1 - R_{Hsk})} \cdot W_k \dots (\text{XII-20})$$

ただし、 $R_{Hsk} = \rho_{Hk} / \rho_{sk}$ 、 α_k はボイド率を示す。

以上の式を整理すると $\Delta W^{n+1} = W^{n+1} - W^n$ に関し L 元 (L: リンク数) の連立方程式が得られる。これを陰的差分法(陰解法)⁽⁵⁾を用いて解くことにより流量が更

新される。

各ノードの圧力を求めるのに、水素ガス、カバーガスを含んだノードについては完全気体の状態式を用いる。ナトリウム、単相ノードについてはそのノード周辺の圧力既知ノードに関し連立方程式をたて解いて求める。

4. 検 証

SWACSコードを使用して、大洗工学センターSWAT-3試験（大規模大リーク試験）について初期スパイク圧、圧力波伝播、準定常圧について解析を行った結果と測定値の比較を示す。

4.1 実験の概要

(1) 実験装置

蒸気発生器安全性総合試験装置（以下SWAT-3）は蒸気発生器伝熱管の破損時における大リークナトリウム・水反応現象を実験的に把握するために1975年に建設され、以来大リークナトリウム・水反応試験及び破損伝播試験が実施された。

SWAT-3は反応容器（模擬蒸発器、以下EV）、模擬過熱器（以下SH）、模擬中間熱交換器（以下IHX）、2次系配管からなるナトリウム系、ならびに放出系、注水系、ガス系、純化系、ドレン系から構成される（第XII-4.1図）。

EVとSHのカバーガス部にはラプチャディスクがとりつけられ放出系配管を通じ収納容器（以下RPT）につながっている。

(2) 試験条件

SWAT-3の大リーク試験は、注水位置、水リーク率、内部構造物（伝熱管、センターパイプ、シュラウド）、ナトリウム温度等を変えて実施された。主な試験条件を第XII-4.1表に示す。

4.2 SWACSコードによるSWAT-3実験解析

SWAT-3のRUN-3に関し、SWACSコードによる初期スパイク圧、圧力波伝播、準定常圧についての計算結果を測定データと比較して示す。

4.2.1 計算条件

計算を行うに当たって、入力データとして与える必要がある計算上の重要なパラメータは、初期スパイク圧計算について、 H_2/H_2O モル転換比と水素ガス温度の積、音速（圧力波伝播速度）、水素気泡初期条件（初期気泡圧力、半径）であり、圧力波伝播計算では音速、準定常圧計算では H_2/H_2O モル転換比と水素ガス温度の積、水素ガスのスリップ比である。

計算パラメータの値を第XII-4.2表に示す。

4.2.2 計算結果と測定値の比較

第XII-4.2図に初期スパイク圧の比較を、第XII-4.3図に圧力波伝播の比較を、第XII-4.4図に準定常圧の比較をそれぞれ示す。

また、第XII-4.3表に各部の最高圧力の測定値と計算値の比較を示す。

計算値は全般に測定値と良く一致している。

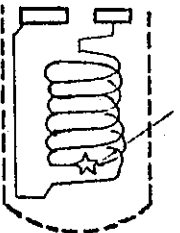
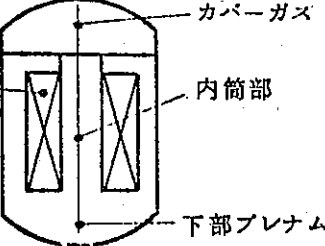
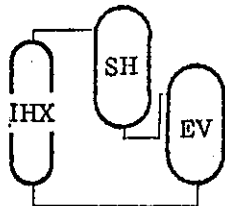
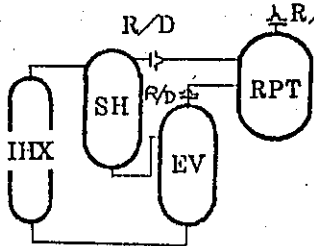
4.3 ま と め

SWACSコードを用いて、SWAT-3大リークナトリウム・水反応試験の解析を実施し、その結果を測定値と比較した結果、計算値は全般に測定値と良く一致した。計算上の入力パラメータを適切な値とすることにより十分な安全余裕をもつ保守的な計算結果を得ることができることが確認された。

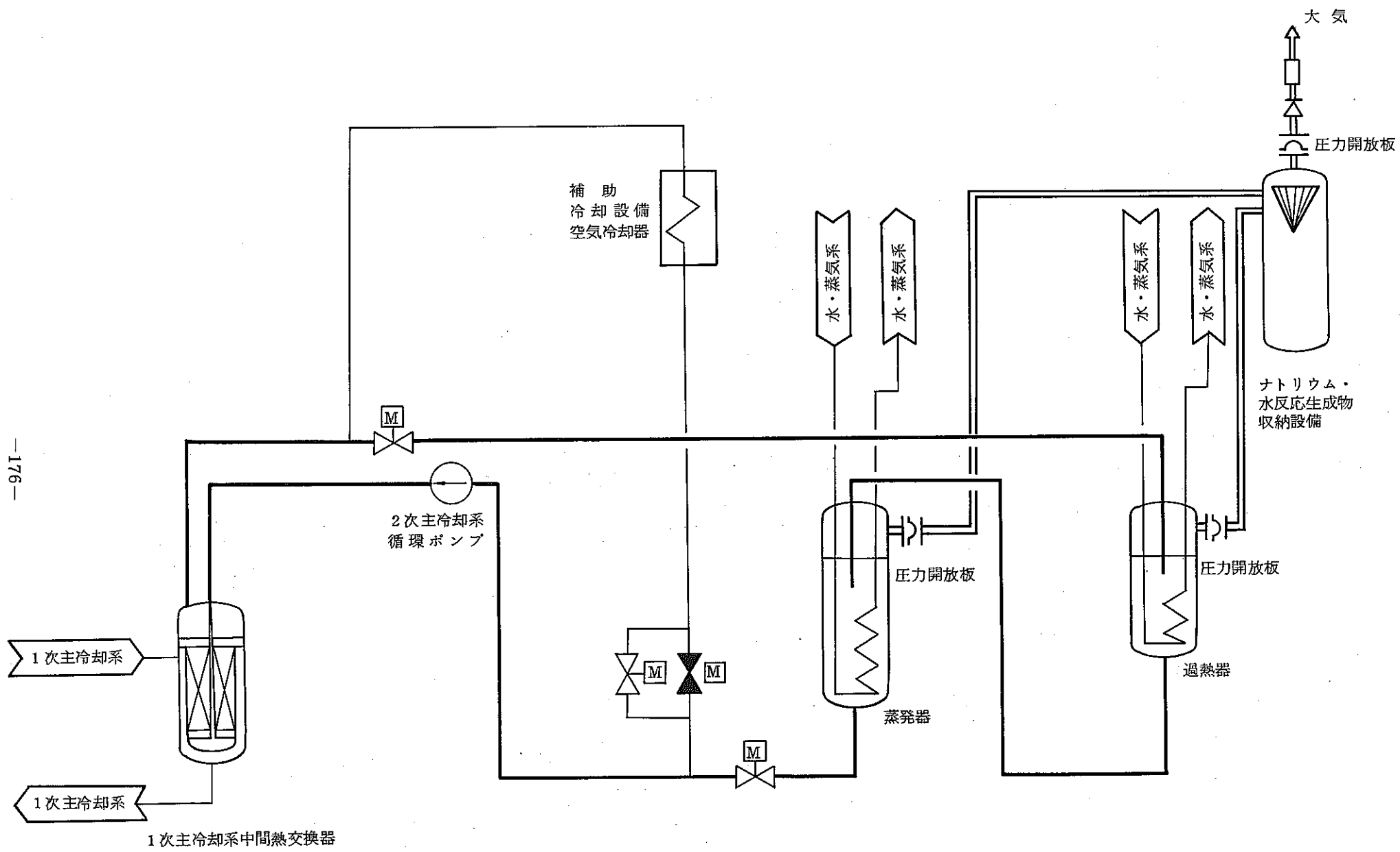
参 考 文 献

- (1) Hori, M., et al. : " Safety Evaluation of the Monju Steam Generator ", Proc. of Int. Meeting on Fast Reactor Safety & Related Physics, Chicago (Oct. 1976)
- (2) Sato, M., et al. : " Initial Pressure Spikes and Its Propagation Phenomena in Sodium-Water Reaction tests for Monju Steam Generator ", Proc. of 4th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technol., San Francisco (Aug. 1977)
- (3) Harllow, F.H., Amsden, A. A. : " A Numerical Fluid Dynamics Calculation Method for All Speeds ", J. Comp. Phys., 8, P.197(1971)
- (4) Streeter, V. L., Wylie, E. B. : " Hydraulic Transients ", (1967), Mc Graw-Hill, Inc.
- (5) Porsching, T. A., et al. : " Stable Numerical Integration of Conservation Equations for Hydraulic Networks ", Nucl. Sci. & Eng., 43, P. 218(1971)

第Ⅻ-2.1表 計算モジュールの計算モデル

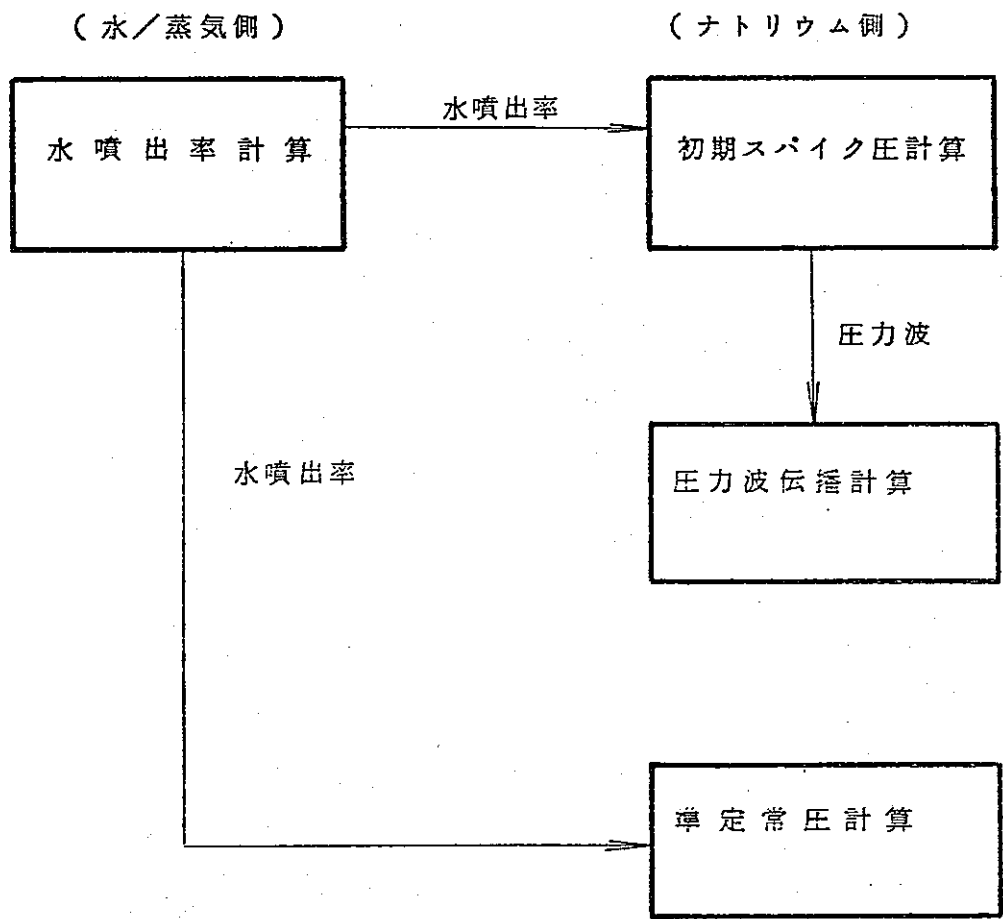
計算モジュール	計 算 体 系	計 算 モ デ ル
水噴出率計算	事故SGの破損伝熱管内の水/蒸気流動	 <ul style="list-style-type: none"> • 噴出水の相状 液, 二相, 蒸気 • 方程式 一次元, 質量, 運動量, エネルギー保存式, 状態式。 • 数値解法 陰的有限差分法(修正ICE法)
初期スパイク圧計算	事故SG内の反応部の水素ガス気泡成長とナトリウム中の圧力波伝播	 <ul style="list-style-type: none"> • 流 体 圧縮性ナトリウムおよび球状水素ガス気泡。 • 方程式 一次元, 質量, 運動量保存式 • 数値解法 特性曲線法
圧力波伝播計算	2次主冷却系のナトリウム中の圧力波伝播	 <ul style="list-style-type: none"> • 流 体 圧縮性ナトリウム • 方程式 一次元, 質量, 運動量保存式。 • 数値解法 特性曲線法
準定常圧計算	ナトリウム・水反応生成物収納設備, 2次主冷却系のナトリウムと水素ガスの流動	 <ul style="list-style-type: none"> • 流 体 非圧縮性ナトリウム, 水素ガス 流体の相状は单相または二相。 • モデルおよび数値解法 ノード・リンクのネットワークモデルに対し質量, 運動量保存式 陰的差分法(陰解法)

(注) SG : 蒸気発生器 IHX : 中間熱交換器
 EV : 蒸発器 RPT : ナトリウム・水反応生成物収納容器
 SH : 過熱器 R/D : 圧力開放板



—176—

第Ⅱ—2.1 図 解析対象とする設備系統



第Ⅻ-2.2図 計算モジュール結合関係

第Ⅻ-4.1表 SWAT-3の試験条件

	単 位	Run-1	Run-2	Run-3	Run-4	Run-5	Run-6
試験実施年月日		昭50・6・9	昭51・1・26	昭51・9・16	昭52・3・18	昭52・9・22	昭53・3・8
蒸発器内部構造物		ヘリカルコイル伝熱管群9層				ヘリカルコイル 6層	ヘリカルコイル 9層
水リーク率(準定常)	kg/sec	6.7	14.2~9.7	8.8~7.9	9.0~7.2	15~11	9.4~8.3
水 注 入 時 間	sec	7.6	9.9	9.5	9.4	9.7	9.5
全 水 注 入 量	kg	61.2	122	78	83	150	90
水リーク位置		ヘリカルコイル下部			ヘリカルコイル 上部	ヘリカルコイル下部	
ナトリウム温度	℃	378	320	398	380	360	445

第Ⅷ-4.2表 SWACSコードの計算パラメータとその値

	計算パラメータ	値
初期スパイク圧 計算	$F \times T$ 値 [mol/mol·K] (H ₂ /H ₂ Oモル転換比と 水素ガス温度の積) ナトリウム音速 [m/sec] 初期気泡圧力 [kg/cm ² a] 半径 [mm]	600 (0.6×1000) 1000 (コイル部) 1100 (下部プレナム) 破断位置初期 ナトリウム圧力 (1.77) 伝熱管内半径 (9.5)
圧力波伝播 計算	ナトリウム音速 [m/sec]	理論式 ⁽¹⁾ 2030 (2B) 1740 (8B)
準定常圧 計算	$F \times T$ 値 [mol/mol·K] (H ₂ /H ₂ Oモル転換比と 水素ガス温度の積) スリップ比	712~336 ⁽²⁾ (0.5×1423~ 0.5×671) 2.0 (EV, 放出系) 1.0 (2次系)

(1) 管弾性を考慮した理論式

$$a = a_{\infty} / \sqrt{1 + (K/E)(D/e)}$$

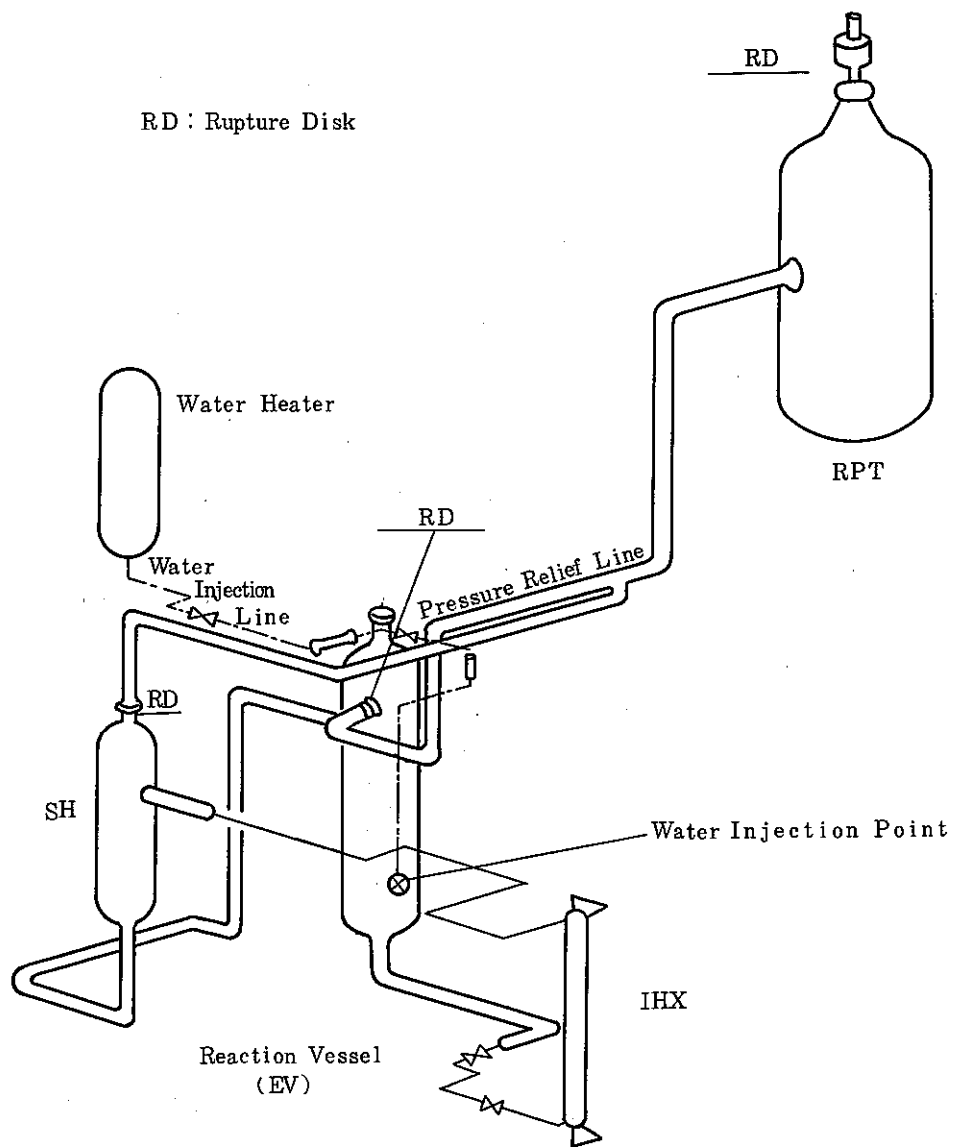
(2) 各領域の実験測定温度に基いた分布
を用いる。

a_{∞}	: 無限媒体中音速
K	: ナトリウム体積弾性率
E	: 管ヤング率
D	: 管内径
e	: 管肉厚

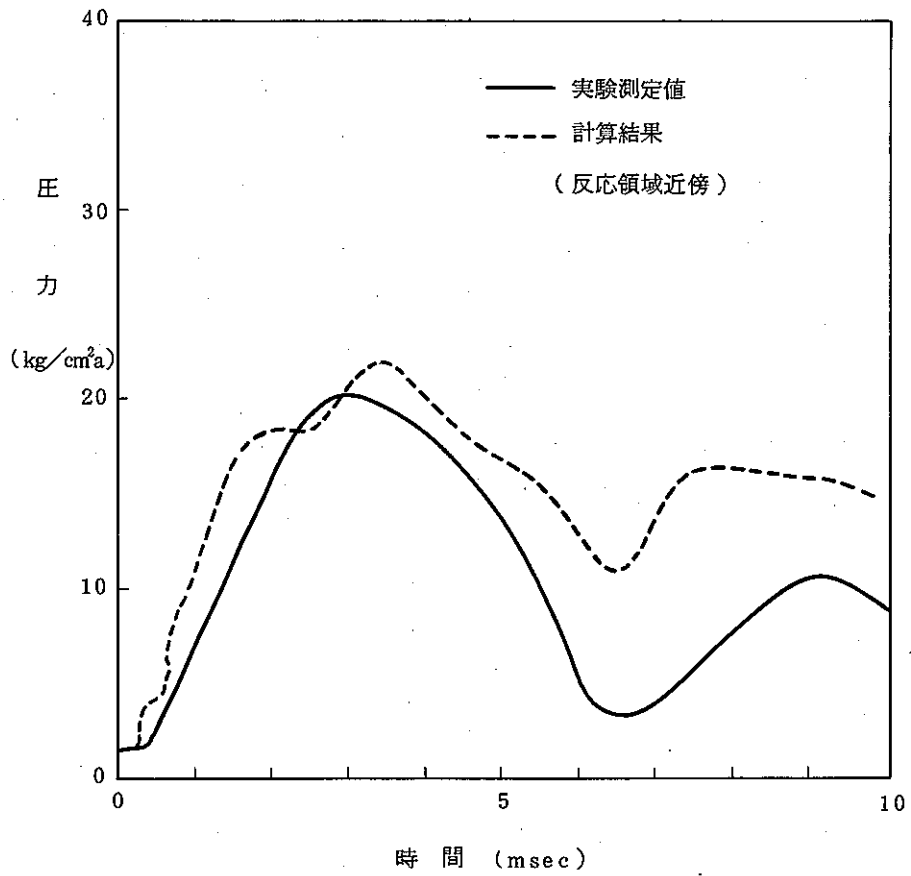
第Ⅻ-4.3表 各部最高圧力の測定値と計算値の比較

単位：〔 kg/cm² a 〕

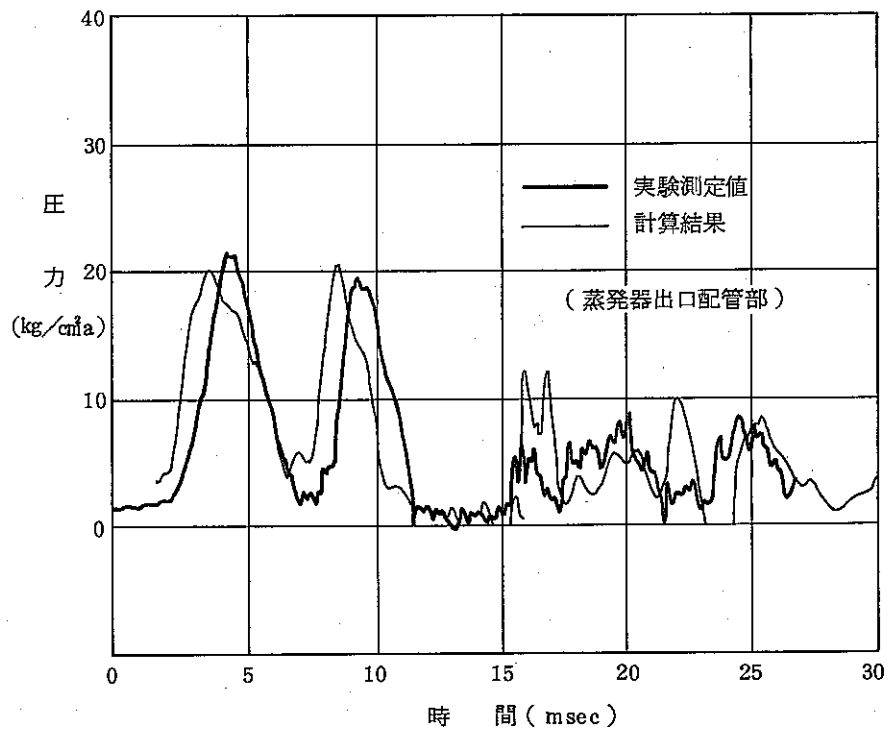
	位 置	測 定 値	計 算 値
初期スパイク圧 計 算	反応部近傍	1 6 ~ 2 0	2 1.6
	下部プレナム	1 8.5 ~ 2 0.5	3 2.0
	コイル部中央部	1 4.8	2 0.0
	液面近傍	4.8	7.2
圧力波伝播 計 算	下部プレナム (圧力源)	1 8.5	—
	8 B管	3 1.2	3 4.5
	I H X	7.0	1 0.3
準定常圧 計 算	反応部近傍	5.5	5.6
	E Vカバーガス部	5.0	5.5
	I H X	5.7	5.7
	S Hカバーガス部	5.0	6.3
	放出系配管	4.5	4.5
	R P T	2.9	2.9



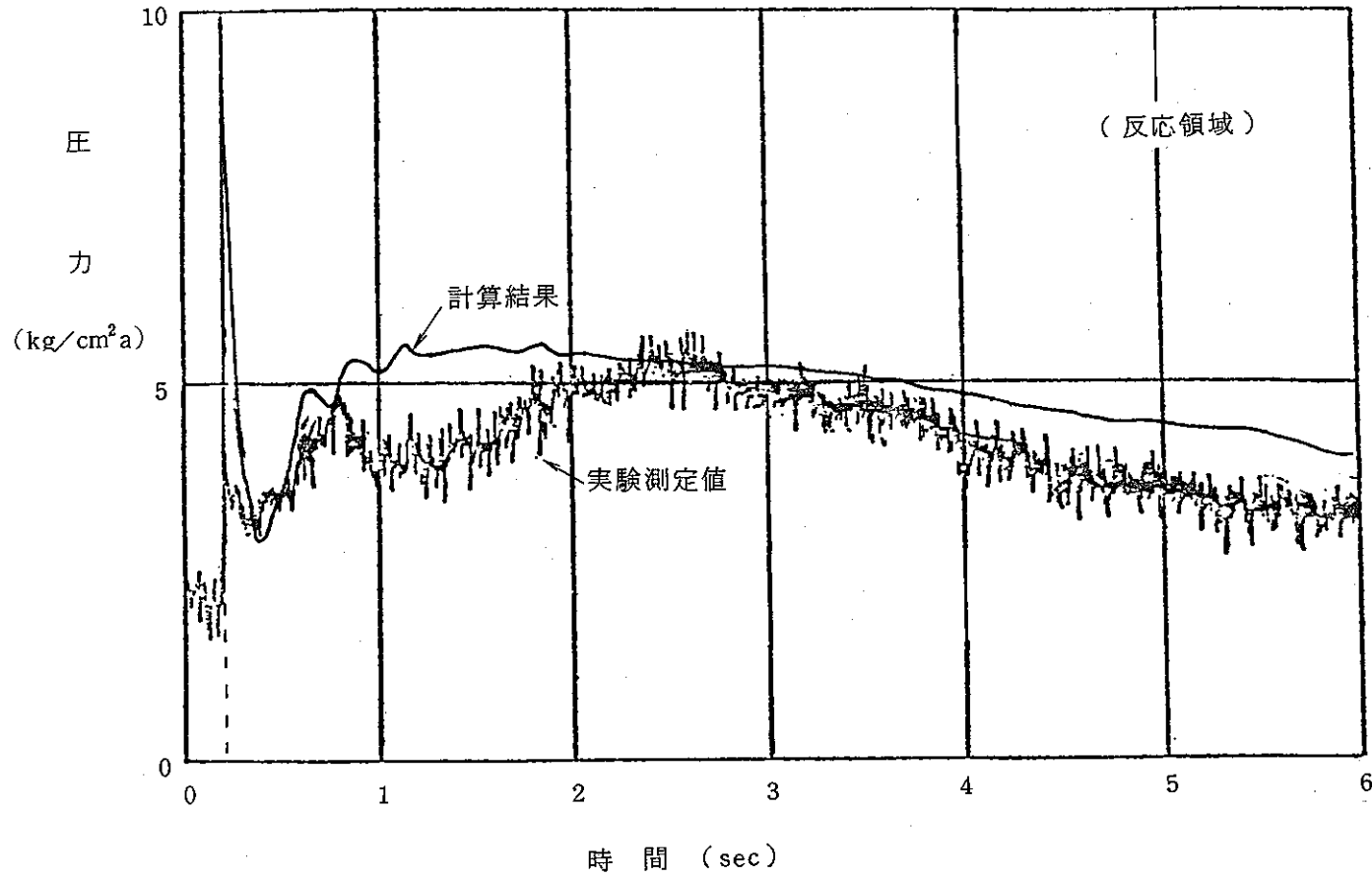
第Ⅻ-4.1图 SWAT-3装置



第Ⅱ-4.2図 初期スパイク圧の計算結果と測定値の比較



第Ⅺ-4.3図 圧力波伝播の計算結果と測定値の比較



第Ⅱ-4.4図 準定常圧の計算結果と測定値の比較

(お も な 記 号)

1. 水噴出率計算

A	: 熱の仕事当量	[kgm/kcal]	Q	: 入熱量	[kcal/m ³ ·s]
d	: 伝熱管内径	[m]	q	: 擬似粘性係数	[kg/m ²]
E	: 全エネルギー	[kcal/kg]	θ	: 伝熱管の傾斜角度	[rad]
f	: 摩擦損失係数	[-]	t	: 時間	[s]
g	: 重力加速度	[m/s ²]	u	: 流速	[m/s]
I	: 内部エネルギー	[kcal/kg]	x	: 座標	[m]
P	: 圧力	[kg/m ² a]	ρ	: 比重量	[kg/m ³]

2. 初期スパイク圧計算, 圧力波伝播計算

A	: 流路断面積	[m ²]	Q _C	: カバーガス体積	[m ³]
C	: 音速	[m/s]	Q _G	: 水素ガス気泡体積	[m ³]
d	: 流路等価直径	[m]	q _w	: 水噴出率	[kg/s]
F	: H ₂ /H ₂ O モル転換比	[-]	R ₀	: 一般気体定数	[kg·m/mol·°K]
f	: 摩擦損失係数	[-]	T _G	: 水素ガス気泡温度	[°K]
g	: 重力加速度	[m/s ²]	u	: 流速	[m/s]
H	: 圧力水頭	[m]	α	: オリフィス係数	[-]
L	: 流路長さ	[m]	ζ	: 形状圧損係数	[-]
P ₀	: カバーガス圧力	[kg/m ² a]	φ	: 流路傾き	[rad]
P ₀	: 水素ガス気泡圧力	[kg/m ² a]	κ	: カバーガス比熱比	[-]

3. 準定常圧計算

A_{ij} :	ノード断面積	[m^2]	U_H :	水素ガス流速	[m/s]
A_k :	リンク断面積	[m^2]	U_S :	ナトリウム流速	[m/s]
d :	リンク等価直径	[m]	U_K :	混合物流速	[m/s]
g :	重力加速度	[m/s^2]	W_H :	水素ガス重量流量	[kg/s]
Δh :	ヘッド差	[m]	W_S :	ナトリウム重量流量	[kg/s]
i :	イニシアル・ノード添字	[$-$]	W_K :	混合物重量流量	[kg/s]
j :	ターミナル・ノード添字	[$-$]	ρ_H :	水素ガス比重量	[kg/m^3]
k :	リンク添字	[$-$]	ρ_S :	ナトリウム比重量	[kg/m^3]
L_K :	リンク長さ	[m]	ρ_K :	混合物比重量	[kg/m^3]
M_H :	ノード・水素ガス重量	[kg]	S_K :	リンクのスリップ比	[$-$]
M_S :	ノード・ナトリウム重量	[kg]	α :	ボイド率	[$-$]
P :	ノード・圧力	[kg/m^2]	T_i :	ノード i に流入するリンクの集合	
Q :	水素ガス発生量	[kg/s]	I_i :	ノード i から流出するリンクの集合	
R :	水素気体定数	[$kg \cdot m/mol \cdot ^\circ K$]			

XIII. SAS 3Dコード

本コードは、米国エネルギー省(DOE)と動力炉・核燃料開発事業団との間の液体金属冷却高速増殖炉の安全性に関する特別協定に基づき、供与を受けたものである。

SAS 3Dコード

目 次

1. 概 要	191
2. 解析モデル	191
参考文献	194
3. 検 証	195
Appendix	211

図 表 リ ス ト

第XIII-2.1図	SAS 3D Code Construction	196
第XIII-2.2図	Monju Core and SAS Channel	197
第XIII-2.3図	Coolant-channel Geometry	198
第XIII-2.4図	Primary Loop Model	199
第XIII-2.5図	Gas Release from Failed Pin	199
第XIII-3.1図	Inlet Flow Comparison between P3A Experiment and SAS Calculation with 0.22sec Added to the Time Scale in SAS Result	200
第XIII-3.1表	Comparison of Clad Failure and Blockage Formation in P3A LOF Test	200
第XIII-3.2図	W-1 SLSF Experiment Boiling Window Test 7b ¹ Wire-wrap Thermocouple Data vs SAS3D Predictions	201
第XIII-3.2表	W-1 SLSF Experiment Boiling Window Test 7b ¹ Event Timing Comparison, SAS3D vs W-1 Data	201
第XIII-3.3図	Comparison of SAS Calculation with Test Results in the L6 Heat Balance	202
第XIII-3.4図	Comparison of SAS and Hodoscope Axial Fuel Density Distributions at 14.34sec.	202
第XIII-3.3表	Comparison of SAS3D/PRIMAR Calculation with Test observations	203

第 XIII - 3.5 図	Comparison of the Calculated Coolant-Temperature Rise with the Experimental Results from the L7 Heat-Balance Test	203
第 XIII - 3.6 図	Comparison of the Calculated Fuel-Mass Distribution with the Experimental Results for Test L7	204
第 XIII - 3.4 表	Comparison of Test Events with SAS3D Calculations	205
第 XIII - 3.7 図	Comparison of SAS Calculations with Heat Balance Test Data for the Coolant Temperature Rise from the Test Section Inlet to the Midplane and to the Top of the Active Fuel	205
第 XIII - 3.5 表	Summary of Test Events	206
第 XIII - 3.8 図	Comparison of Measured and PLUTO2-calculated Sodium Voiding	207
第 XIII - 3.9 図	Comparison of Hodoscope-measured and PLUTO2-calculated Fuel Distributions	207
第 XIII - 3.10 図	Pressure-Time Histories in front of the Rupture (PLUTO) and in the Single FCI Zone (SAS/FCI)	208
第 XIII - 3.11 図	Total Mass of Fuel in the Coolant Channel	208
第 XIII - 3.12 図	Fuel and Na Void Distributions in the Coolant Channel	209
第 XIII - 3.13 図	Fuel and Coolant Distributions in the Coolant Channel	209
第 XIII - 3.14 図	Axial Temperature Profile of Coolant	210
第 XIII - B.1 図	冷却材残留液膜モデル	222
第 XIII - C.1 図	1次主冷却系モデル	223
第 XIII - D.1 図	被ふく管移動モデル	224
第 XIII - E.1 図	燃料スランピングモデル	225
第 XIII - F.1 図	FCIモデル	226

1. 概 要

起因事故解析では事故の発生より、炉心燃料の局所的な崩壊あるいは出力急上昇に至る炉心の過渡挙動を評価する。

対象事象は以下の項目に大別するような現象が重ね合わさった炉心挙動である。

- 原子炉出力及び反応度変化
- 炉心燃料の熱的な過渡変化
- 冷却材の沸騰及び残留液膜挙動
- 燃料破損の予測及びその後の FCI, 燃料スランピング, 被ふく管移動等の事象

米国の Argonne National Laboratory (ANL) で開発された SAS 3D コードは、^{(1), (2)} これらの事象の解析モジュールを結合した、現時点では最も多機能なコードシステムである。

2. 解析モデル

(1) SAS 3D 計算コード構成

SAS 3D 計算コード構成を第 XIII-2.1 図に示す。SAS 3D コードは起因過程で発生する以下の 9 種類の現象を評価するモジュールを有機的に結合させたコードである。

- 中性子動特性と核的フィードバック
- 燃料ピン熱過渡特性
- 燃料変形
- 冷却材沸騰
- 燃料-冷却材相互作用 (FCI)
- 燃料スランピング
- 被ふく管移動
- 一次冷却系過渡挙動
- 冷却材残留液膜挙動

(2) 解析モデル

SAS 3D コードは第 XIII-2.2 図に示すように、炉心燃料ピンを 10~30 本の燃料ピンで代表させ、これらの熱的、核的な過渡挙動を解析することにより、全炉心的な事故挙動を評価する。

燃料ピンの熱計算は、ペレットの径方向のみへの一次元熱伝導方程式 ((XIII-1) 式) を

解くことにより求める。ここで冷却材チャンネルの外側に想定する構造材領域から外側への熱移行は無視する。(第XIII-2.2図参照)

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left[k_f(r, T_f) r \frac{dT_f}{dr} \right] + Q(r, t) = C_f \rho_f(r, T_f) \frac{dT_f}{dt} \quad \dots\dots\dots (\text{XIII-1})$$

- | | | |
|---|------------|--------|
| } | T_f : | 燃料温度 |
| | C_f : | 燃料比熱 |
| | ρ_f : | 燃料密度 |
| | k_f : | 燃料熱伝導度 |
| | Q : | 出力 |

冷却材チャンネルの熱計算は、軸方向一次元のエネルギー保存則を解いて求める。

$$\rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} + G C_c \frac{\partial T_c}{\partial z} = r \cdot \varphi(z, t) + Q_c(z, t) \quad \dots\dots\dots (\text{XIII-2})$$

- | | | |
|---|-------------|-----------------|
| } | T_c : | ナトリウム温度 |
| | C_c : | ナトリウム比熱 |
| | ρ_c : | ナトリウム密度 |
| | r : | 被ふく管表面積/冷却材体積 |
| | φ : | 被ふく管, 構造材からの熱流束 |
| | G : | ナトリウム流量 |

また, SAS 3Dの核計算には以下の2種類のモジュールがある。

- 定常時 : 3次元拡散計算
- 過渡時 : (XIII-3)式に示す, 1点近似動特性計算

$$\left. \begin{aligned} \frac{dn}{dt} &= \frac{\rho - \beta}{\Lambda} n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i \\ \frac{dC_i}{dt} &= \frac{\beta_i}{\Lambda} n - \lambda_i C_i \quad i = 1 \sim 6 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (\text{XIII-3})$$

- | | | |
|---|----------------------------------|------------|
| } | n : | 中性子密度 |
| | C_i : | 遅発中性子先行核濃度 |
| | β_i : | 遅発中性子割合内訳 |
| | $\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i$: | 遅発中性子割合 |

$$\left[\begin{array}{l} \lambda_i : \text{崩壊定数} \\ A = \ell / k_{\text{eff}} \\ \ell : \text{即発中性子寿命} \\ k_{\text{eff}} : \text{実効増倍率} \\ \rho = (k_{\text{eff}} - 1) / k_{\text{eff}} : \text{反応度} \end{array} \right]$$

SAS 3Dでは(XIII-3)式の核動特性計算で考慮する反応度フィードバックとして、下記の6種類を取扱える。これらは炉心挙動を評価する他のモジュールより求められる。

(Appendix A 参照)

- ① 外部そう入反応度(入力データ)
- ② ドブラー効果
- ③ 冷却材密度効果及び冷却材ボイド効果
- ④ 燃料軸方向膨張効果

(燃料及び被ふく管の軸方向膨張による密度効果)

- ⑤ 燃料移動による反応度効果
- ⑥ 被ふく管溶融移動による反応度効果

(燃料スランピング及びFCI)

これらの基本的な核・熱特性計算に加えて種々の解析モジュールが組みこまれている。

(a) 燃料変形モジュール

定常時の燃料再組織変化、燃料・被ふく管スウェリング、F.P.ガス放出量の計算及び過渡時のギャップ幅、軸方向膨張の計算を行う。

(b) 冷却材過渡挙動モジュール

单相冷却材流量は各部圧損をも考慮した運動方程式を解く。また、沸騰、F.P.ガス、FCI等によるボイド挙動はmulti-bubble, slug flowモデルにより解く。

尚、SAS 3Dコードでは沸騰後の残留液膜の移動をも考慮できる。

(Appendix B 参照)

さらに、炉心部冷却材挙動は簡単な一次冷却系過渡挙動ルーチンと結合されている。

(Appendix C 参照)

第XIII-2.3図~第XIII-2.5図に冷却材モデルの概念図を示す。

(c) 被ふく管移動モジュール

オプションにより溶融被ふく管の移動を考慮できる。100%面積溶融セグメントの、ナトリウム蒸気流及び重力下における運動、相変化を考慮し、反応度効果は構造材反応度値分布より算出する。(第XIII-2.6図及びAppendix D参照)

(d) 燃料破損モジュール

燃料破損条件として、燃料溶融割合、材料温度、内圧、応力及び時間指定のオプションを選択できる。

燃料破損条件を満足した時点で、FCI、又は燃料スランピング計算が開始される。

(e) 燃料スランピングモジュール

燃料破損条件を満たし、更に冷却材流路がボイド状態の場合に、燃料スランピング挙動を計算する。

F. P. ガス圧、構造材蒸気圧、重力などによる圧力勾配による燃料の軸方向分散挙動を考慮する。

反応度効果は燃料反応度値分布より算出する。(第XIII-2.7図及びAppendix E参照)

(f) FCIモジュール

燃料破損条件を満たし、更に破損口位置の冷却材流路がボイド化していない場合に、FCIを計算する。

燃料は燃料キャビティ圧により破損口から冷却材流路に放出される。

燃料(liquid及びsolid)と冷却材の相互作用モデルは基本的にはCho-Wrightモデルによる。(第XIII-2.8図及びAppendix F参照)

参 考 文 献

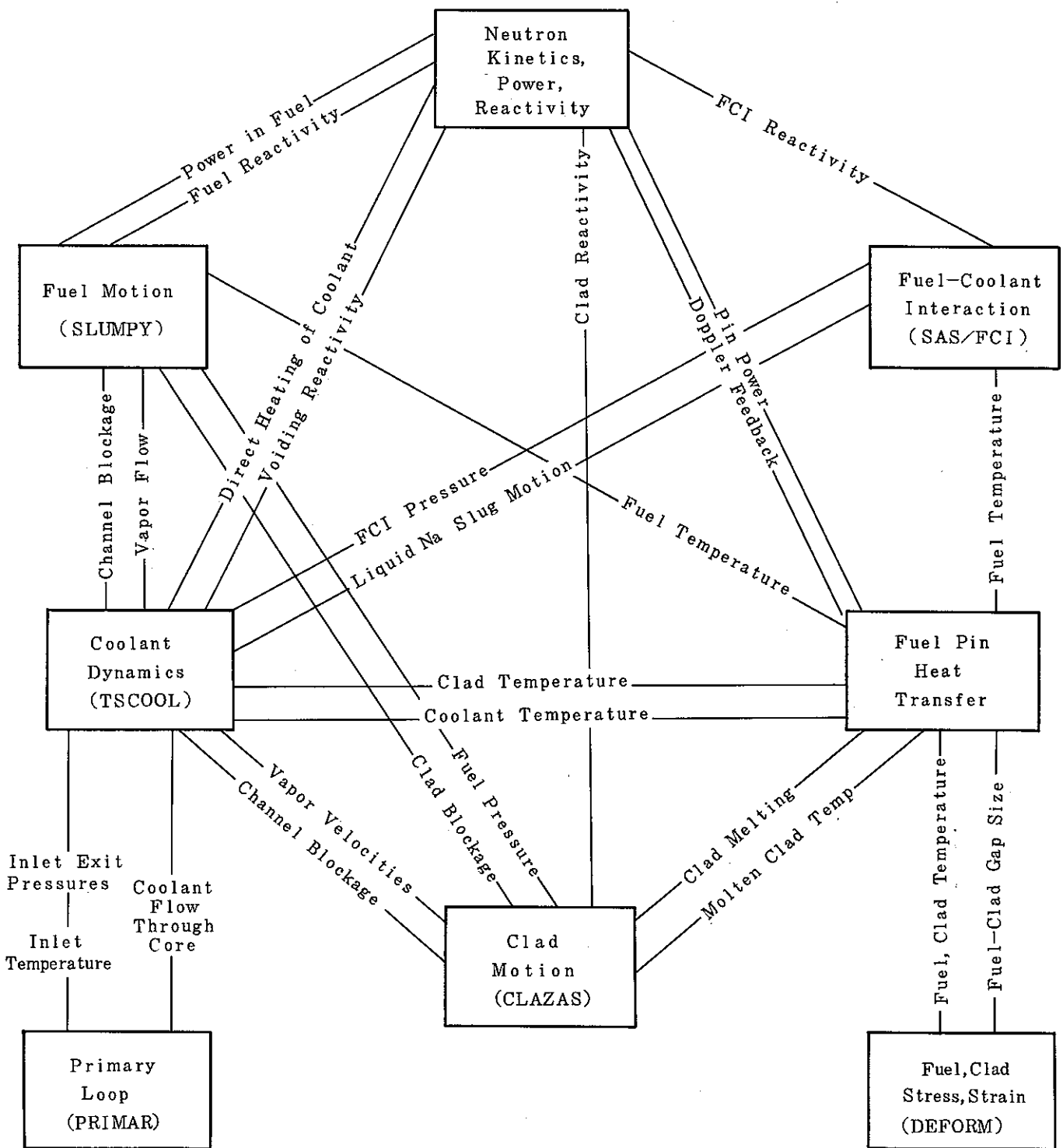
- (1) D.R. MacFarlane, Ed., "SAS1A, A Computer Code for the Analysis of Fast Reactor Power and Flow Transients," ANL-7607 (1970)
- (2) F. E. Dunn, et al., "SAS2A LMFBR Accident Analysis Computer Code," ANL-8138 (1975)

3. 検 証

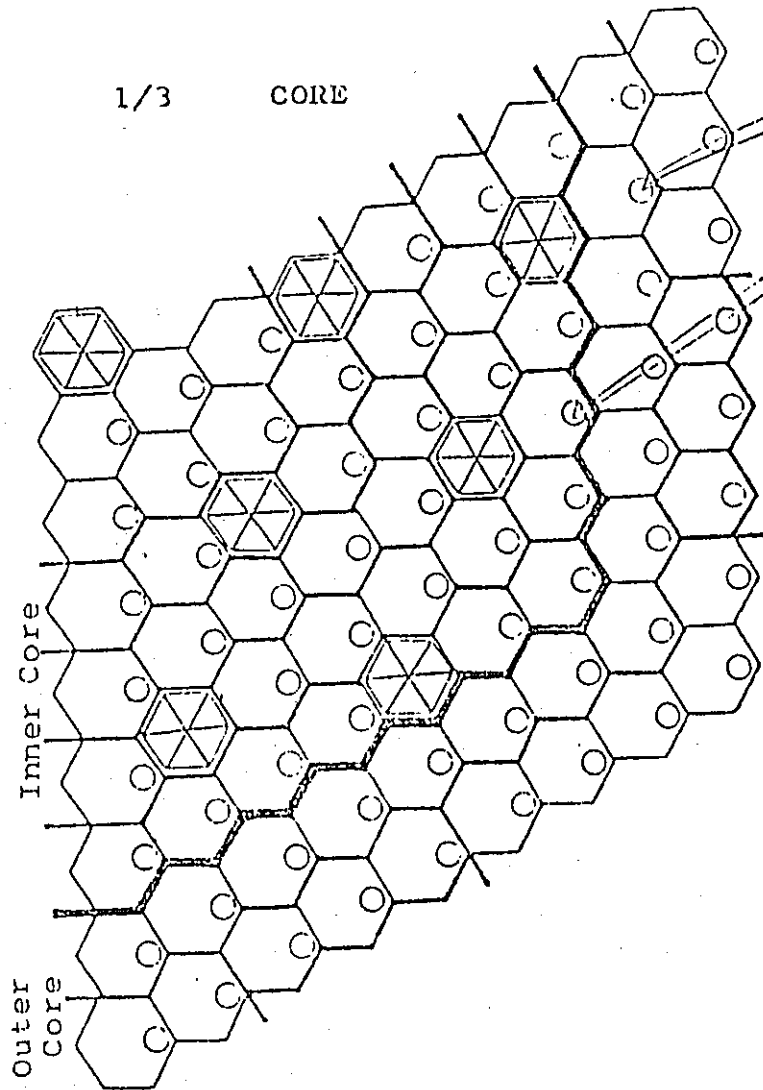
ANLにおけるSASシリーズ・コードの開発は10年以上にも及ぶ。現在のSAS 3Dを構成する各現象解析モジュールは、実験的に得られた現象をモデル化したものであり、過去TREAT等の実験解析を通じて多くの検証作業が精力的に行われてきた。最近の実験解析を通じて行われたSAS 3Dコードの検証結果を第XIII-3.1表～第XIII-3.5表及び第XIII-3.1図～第XIII-3.14図に示す。

下表に対象実験とSAS 3Dのモデル検証の上からの現象分類等をまとめる。

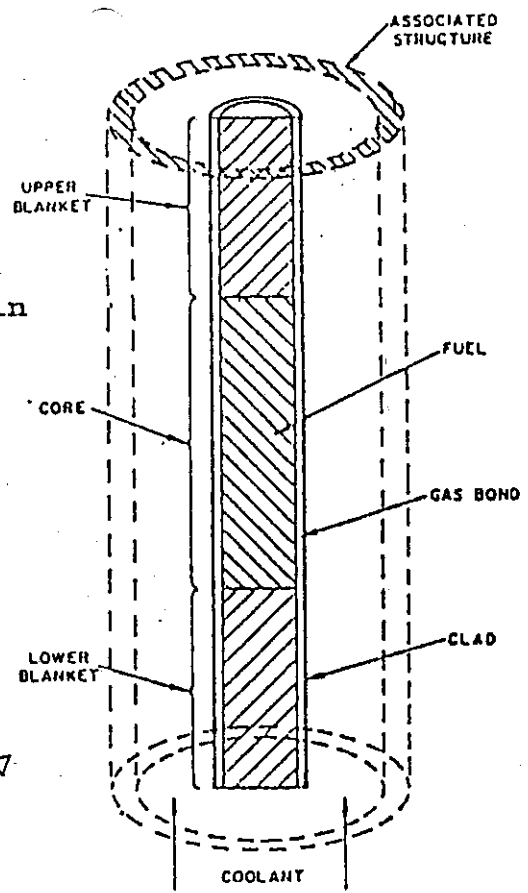
実験名	実験の内容	現象				
		燃料ピン過渡伝熱	冷却材伝熱・流動 (沸騰)	被ふく管溶融・移動	燃料溶融・移動	燃料・冷却材相互作用
SLSF(P3A)	FTRのLOF模擬, 37ピンバンドル	○	○	○		
SLSF(W1)	CRBRのLOFI模擬, 19ピンバンドル	○	○			
TREAT(L6)	LOF/TOP, 3a/o burnup, 3本ピン, $P_{max}/P_0 \sim 10$	○	○		○	
TREAT(L7)	LOF/TOP, 3a/o burnup 3本ピン, $P_{max}/P_0 \sim 20$	○	○		○	
TREAT(L8)	LOF/TOP, 2.6a/o burn- up 3本ピン, $P_{max}/P_0 \sim 75$	○	○			○
CABRI(B1)	LOF模擬, 新燃料, 単ピ ン	○	○	○		



Coupling Between SAS Modules

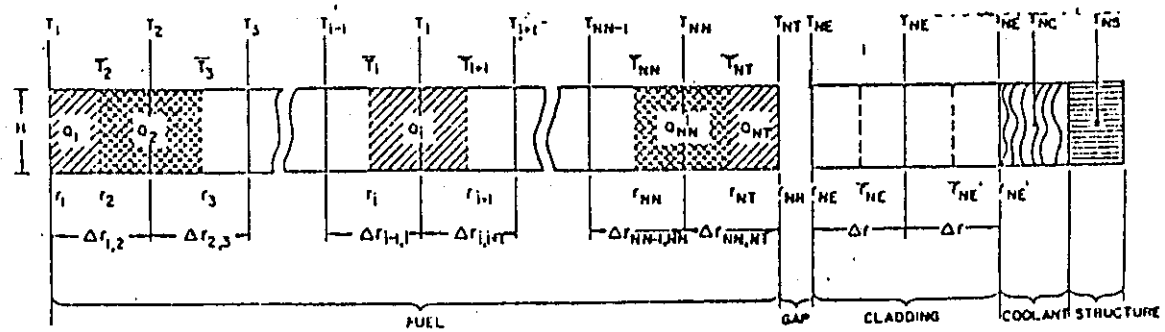


Fuel Pin

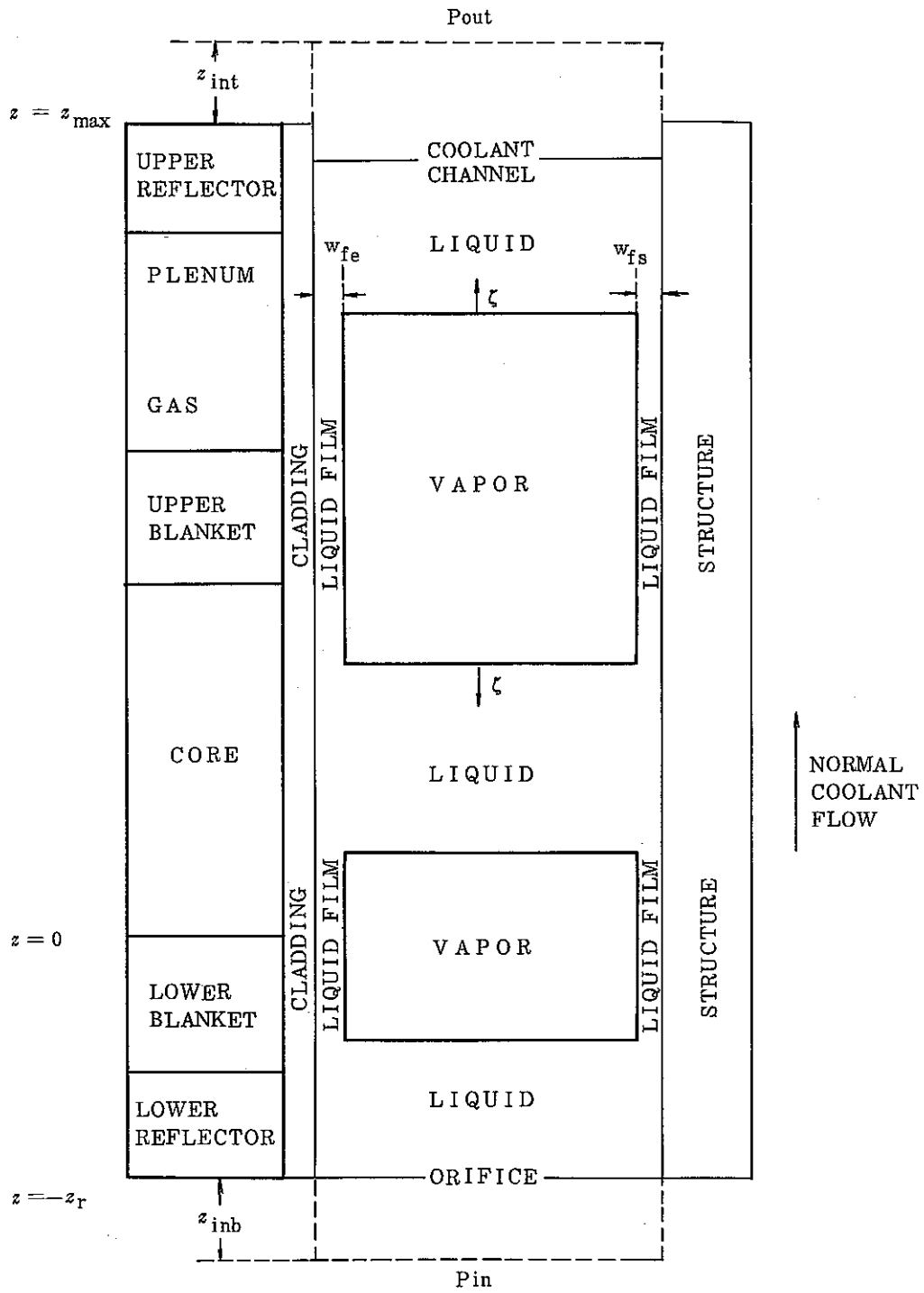


Radial Heat Transfer

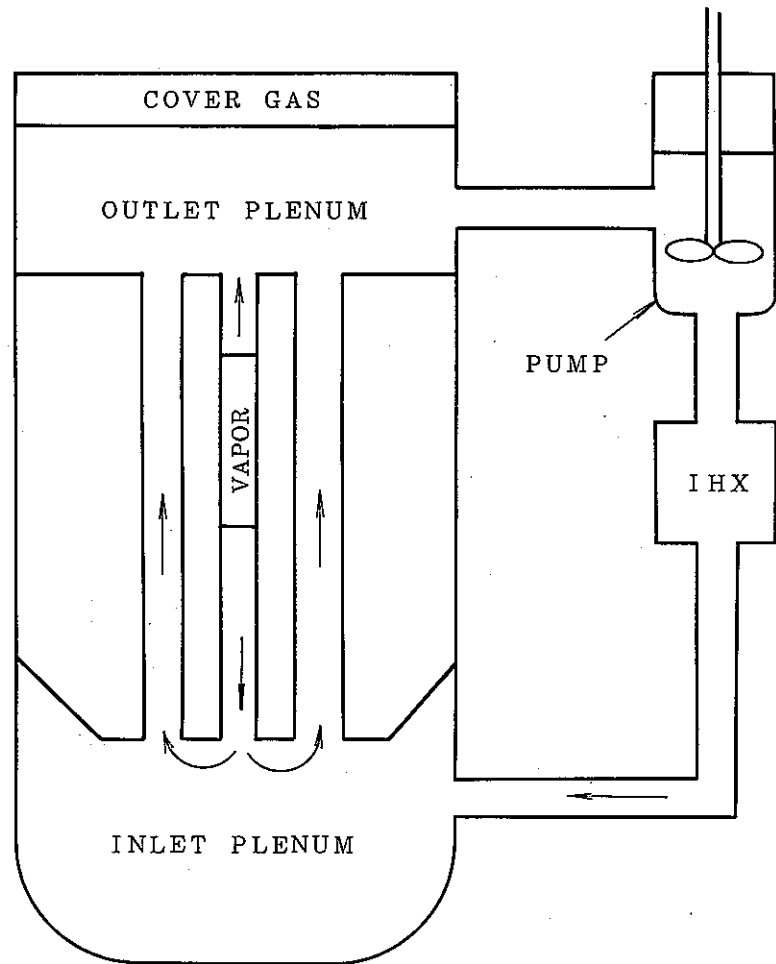
Single Fuel Pin, Coolant Channel, and Structure



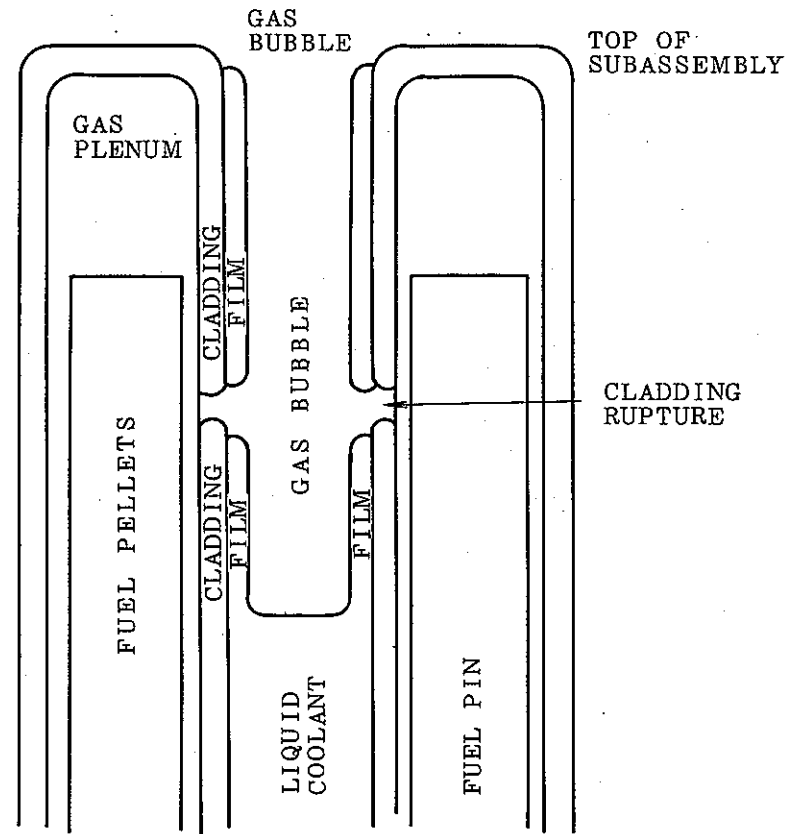
第 XIII - 2.2 图 MONJU Core and SAS Channel



第Ⅲ - 2.3 图 Coolant-channel Geometry



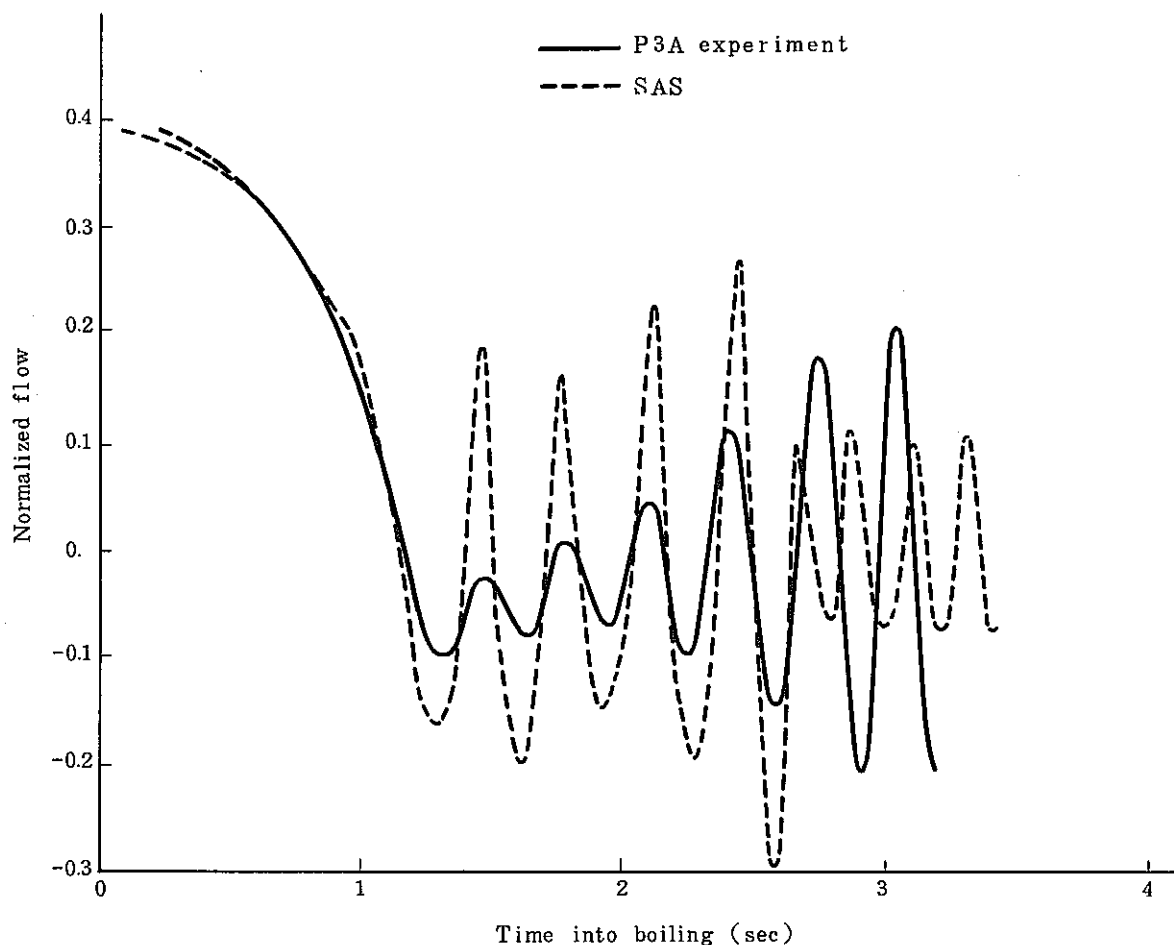
第 XIII - 2.4 图 Primary Loop Model (PRIMAR-II)



Gas Release from Failed Fuel Pins

第 XIII - 2.5 图 Gas Release from Failed Pins

SAS 3DによるSLSF-P3A試験の解析

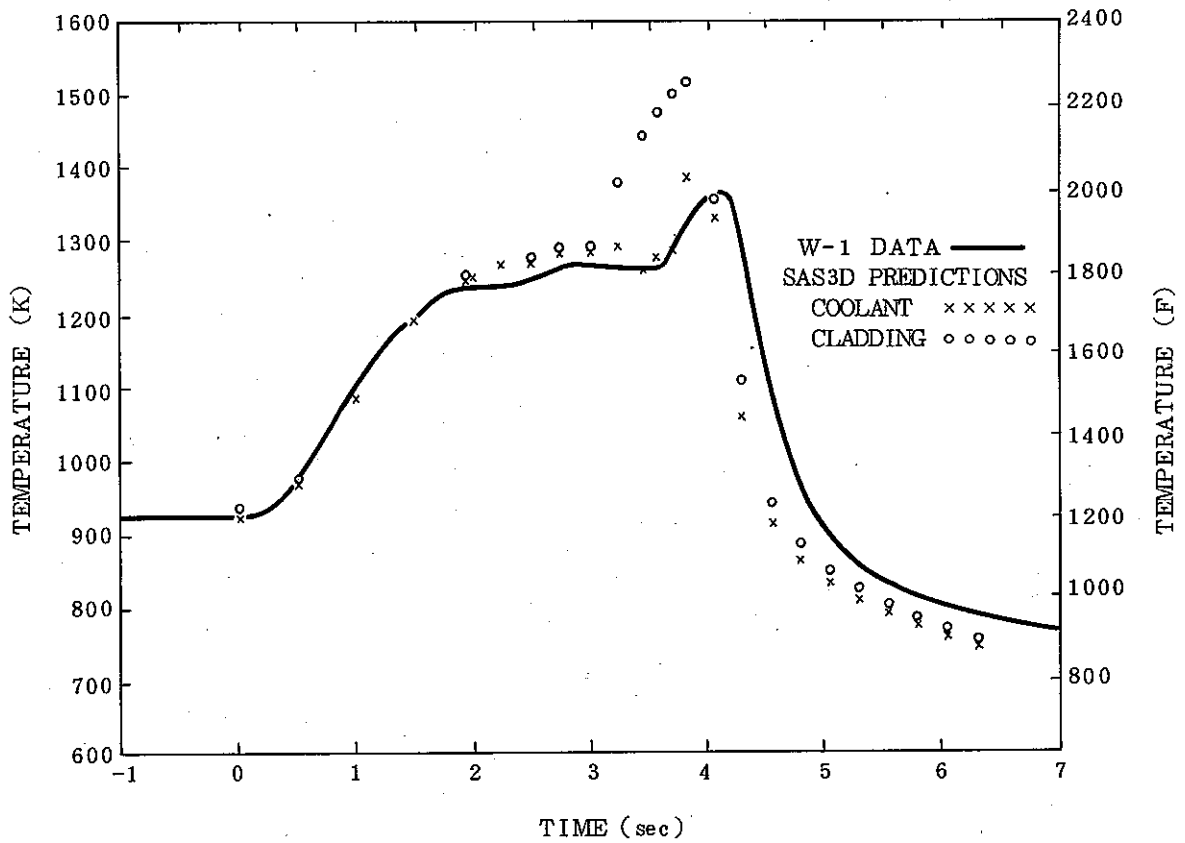


第Ⅲ-3.1図 Inlet Flow Comparison between P3A Experiment and SAS Calculation with 0.22sec added to the time scale in SAS result.

第Ⅲ-3.1表 Comparison of Clad Failure and Blockage Formation in P3A LOF Test

SAS 3D Single-Channel Predictions (sec)	P3A Data (sec)
10.46 (initial clad melting)	10.8 (initial clad failure)
10.95 (initial meltthrough)	11.9 (earliest thermocouple failure)
11.16 (upper blockage formed)	12.0 (partial upper blockage formed)
12.78 (bottom blockage formed)	12.8 (molten clad drained downward)

SAS 3DによるSLSF-W1試験の解析

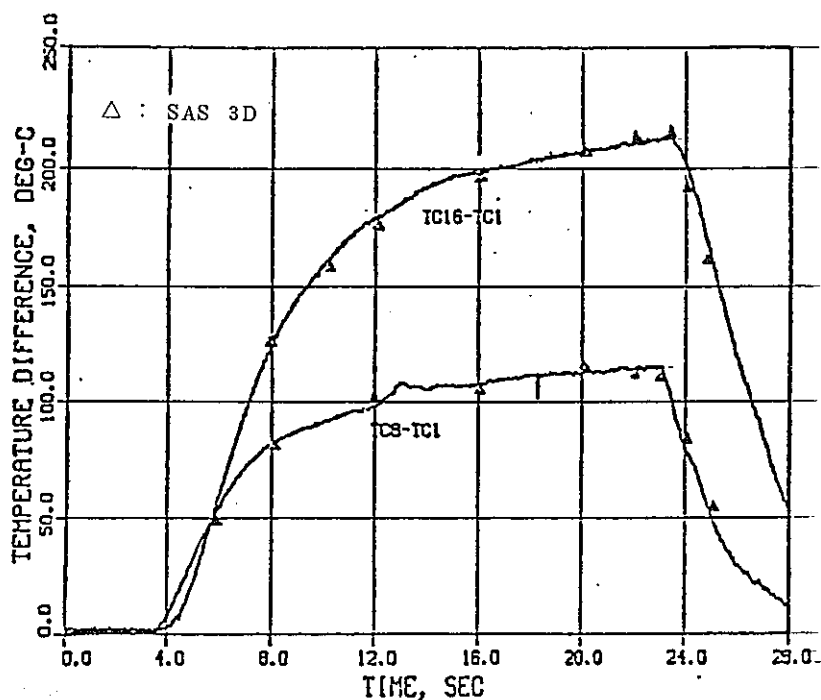


第Ⅲ-3.2図 W-1 SLSF Experiment Boiling Window TEST
7b' Wire-Wrap Thermocouple Data vs SAS 3D
Predictions

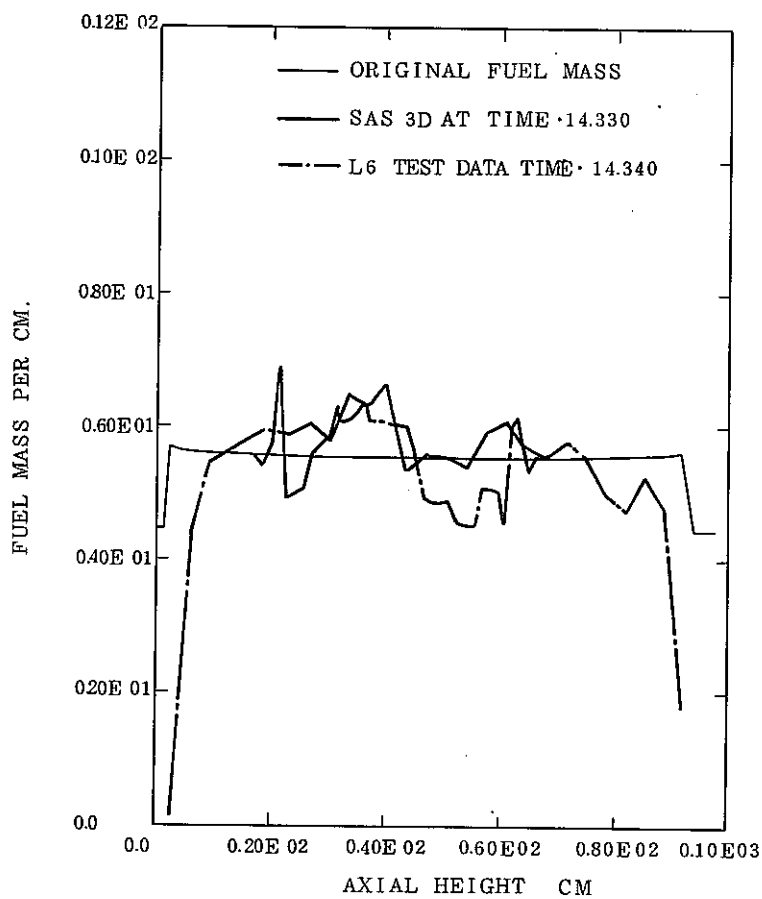
第Ⅲ-3.2表 W-1 SLSF Experiment Boiling Window Test 7b'
Event Timing Comparison, SAS3D vs. W1 Data

Event	Initial Occurrence Seconds into Transient	
	W 1	SAS
Boiling	1.9	1.9 1
Dryout	3.5	2.7 5
Cladding Melting	~4.0	3.3 9

SAS 3DによるTREAT-L6試験の解析



第Ⅲ-3.3図 Comparison of SAS Calculation with Test Results in the L6 Heat Balance



第Ⅲ-3.4図 Comparison of SAS and Hodoscope Axial Fuel Density Distributions at 14.34 sec.

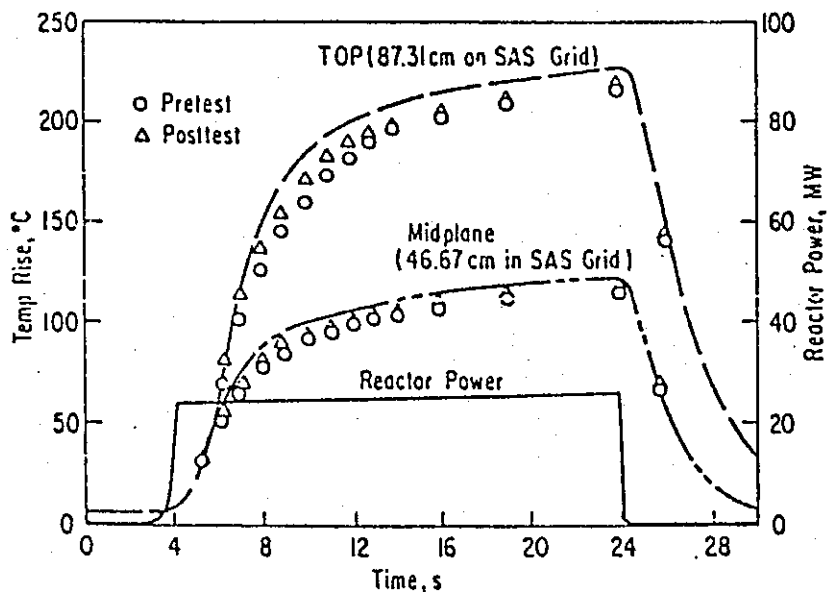
SAS 3DによるTREAT-L7試験の解析

第XIII-3.3表 Comparison of SAS 3D/PRIMAR Calculation with Test Observations

Event	Test Time, s	SAS Time, s	Test Energy, MJ	SAS Energy, MJ
Program Initiation	0	0	0	0
Start of Constant Power	4.6	4.6	13	13
Start of Flow Cooldown	8.66	8.57	164	164
Time of Probable Boiling from Flowmeter Data	13.4	13.43	346	348
Burst Initiation	13.74	13.74	357	360
Time of Rapid Sodium-Slug Ejection in Test Section Based on Flowmeters	14.05	b	446	b
Fuel-Motion Initiation ^a	~14.1	14.09	~480	475
Peak Power	14.19	14.19	550	551

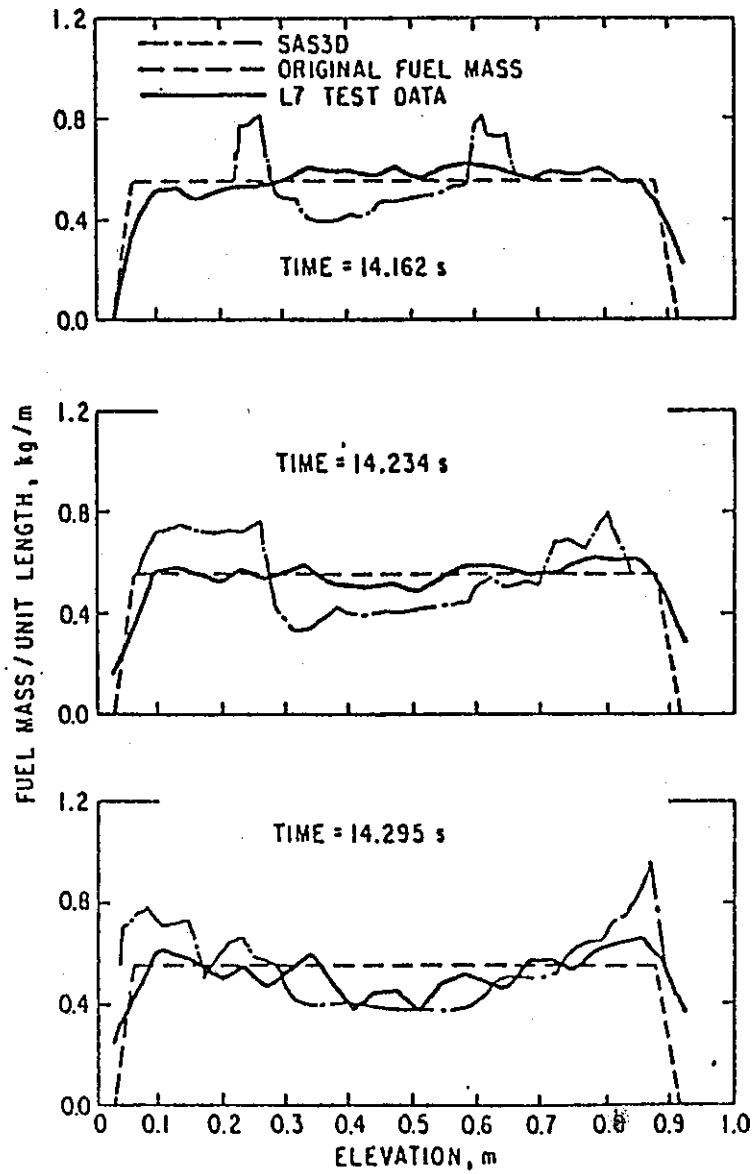
^a Fuel-motion initiation in the SAS3D calculation is based on 50% area melting.

^b No prediction possible because of model limitations.



第XIII-3.5図 Comparison of the Calculated Coolant-Temperature Rise with the Experimental Results from the L7 Heat-Balance Test.

SAS 3DによるTREAT-L7 試験の解析

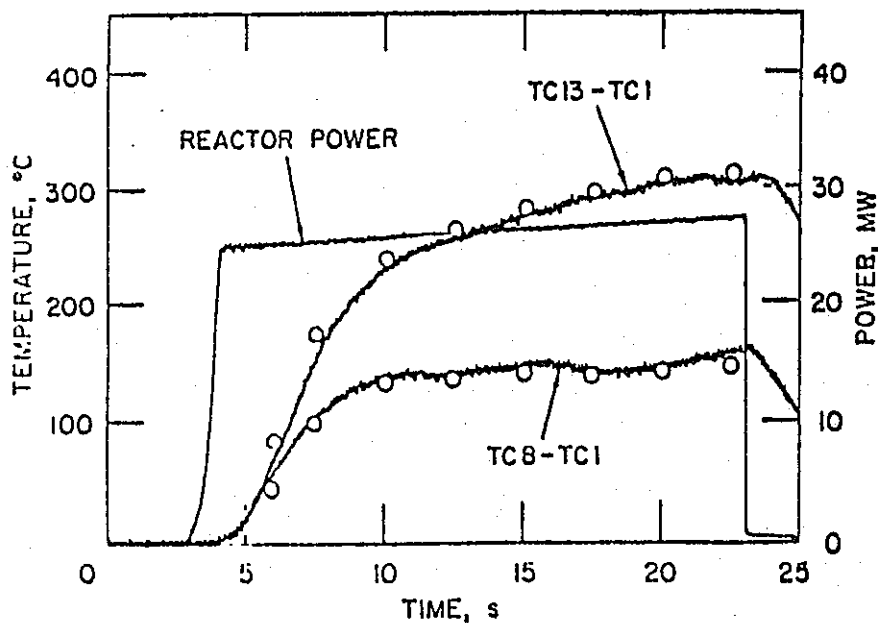


第XIII - 3.6 図 Comparison of the Calculated Fuel-Mass Distribution with the Experimental Results for Test L7.

SAS 3DによるTREAT-L8試験の解析

第Ⅲ-3.4表 Comparison of Test Events With SAS 3D Calculations

SAS Time (sec)	Test Time (sec)	SAS Energy (MJ)	Test Energy (MJ)	Event
0.0	0.0	0.0	0.0	Test Initiation
4.0	3.9	8.8	6	Start Flow Decay
4.36	4.37	27	26	Start Constant Power of ~33 MW
6.76	6.75	222	220	Burst initiation
7.00	7.00	317.7	302	SAS calculated incipient boiling
7.015	7.015	325.8	316	Rapid slug ejection (probable clad failure), SAS3D areal melt fraction 90% at midplane.
7.13	7.13	478	477	Peak Power
----	7.165	----	531	Scram

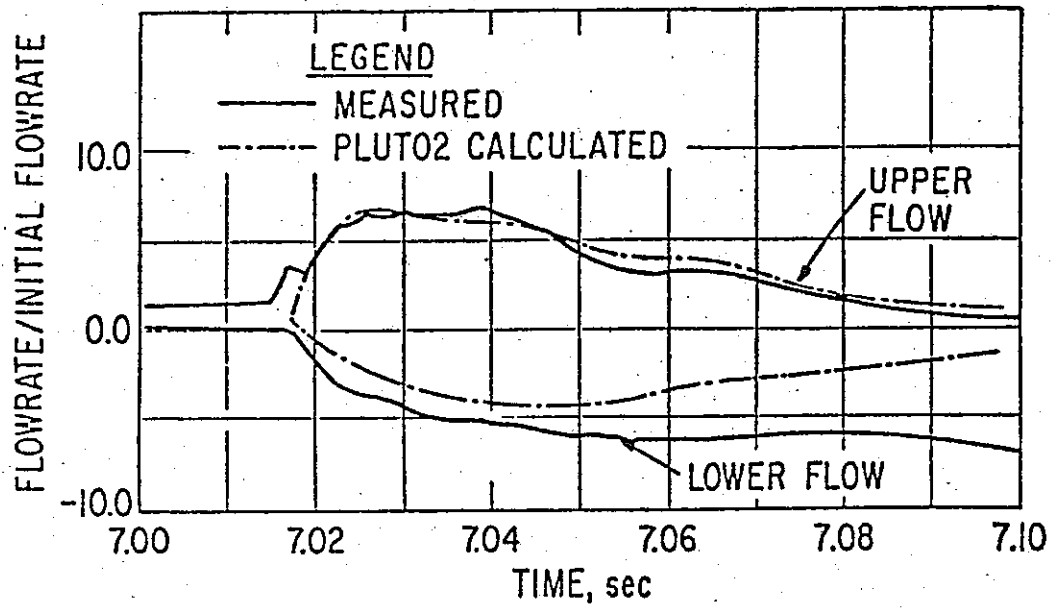


第Ⅲ-3.7図 Comparison of SAS Calculations with Heat Balance Test Data for the Coolant Temperature Rise from the Test Section Inlet to the Midplane and to the Top of the Active Fuel.

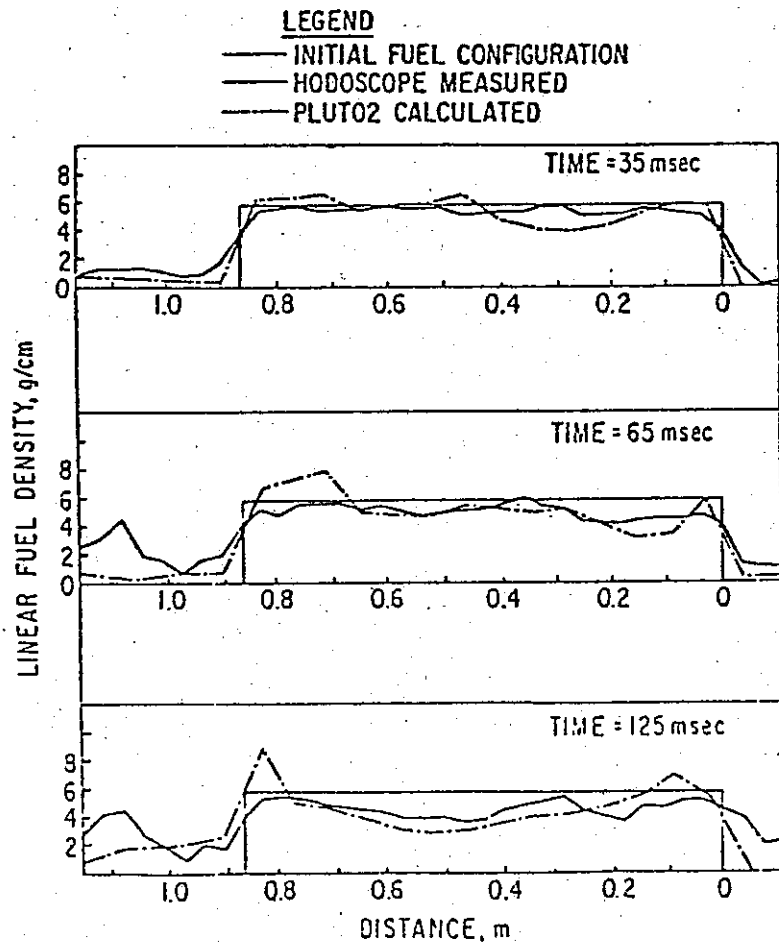
SAS 3DによるTREAT-L 8試験の解析

第XIII-3.5表 SUMMARY OF TEST EVENTS

Event	Experiment Sensors	<u>Timing in Seconds</u>		
		Hodoscope	SAS3D	PLUTO2
Transient Initiation	0	0	0	-
Start Flow Decay	3.9	-	4.0	-
Start Constant Power	4.37	-	4.36	-
Burst Init- iation	6.75	6.75	6.76	-
Sodium Voiding begins	No voiding until pins fail	-	7.00	-
Sodium slug ejection and pressure spike (probable clad failure)	7.015	-	-	PLUTO2 code init- iated
First fuel motion a- bove act- ive fuel zone	-	7.035	-	7.05
Peak Power	7.13	-	7.13	-
First flow tube thermo- couples fail	7.19	-	-	-
Possible flow tube breach	-	7.204	-	-
No further detectable fuel motion	-	>7.3	-	-

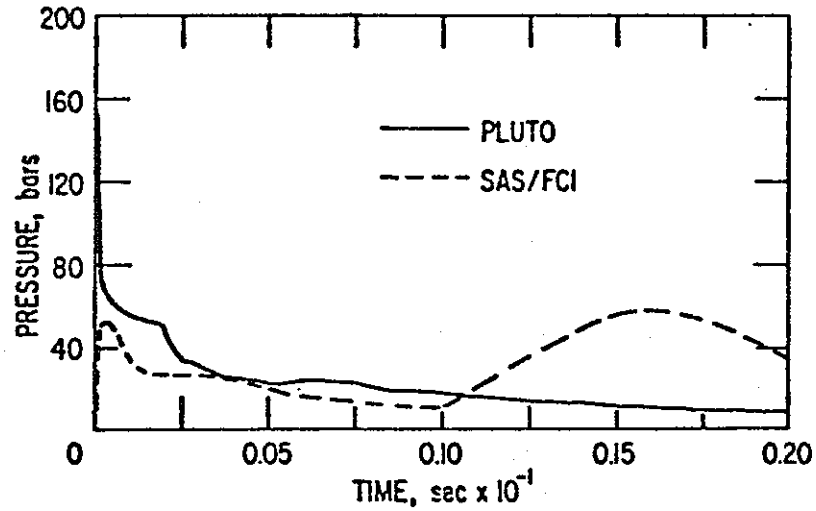


第XIII-3.8 Comparison of Measured and PLUTO2-calculated Sodium Voiding

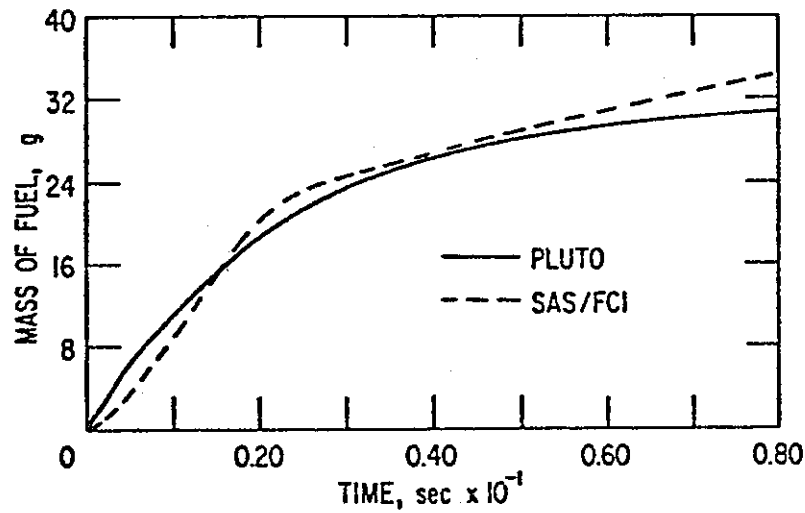


第XIII-3.9 Comparison of Hodoscope-measured and PLUTO2-calculated Fuel Distributions

PLUTOコードとSAS/FCI(SAS3Dコード)の比較

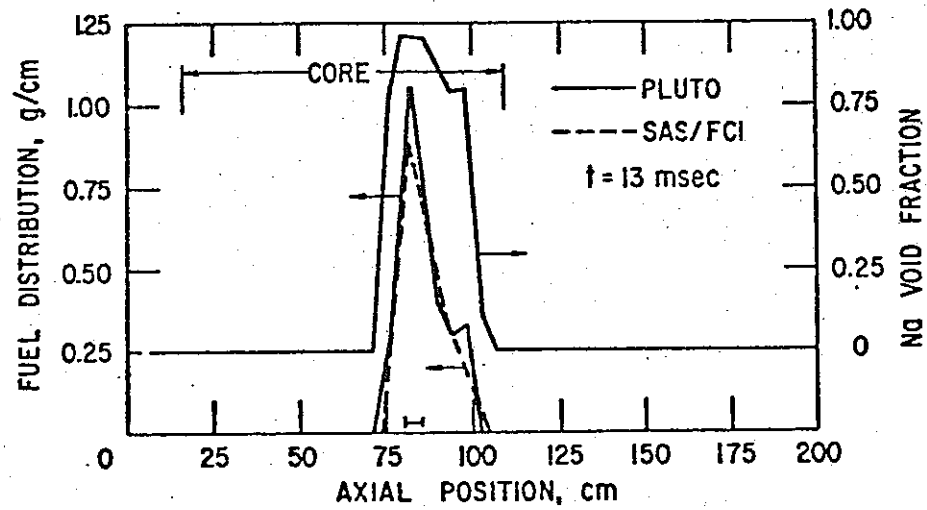


第XIII-3.10 図 Pressure-Time Histories in Front of the Rupture (PLUTO) and in the Single FCI Zone (SAS/FCI)

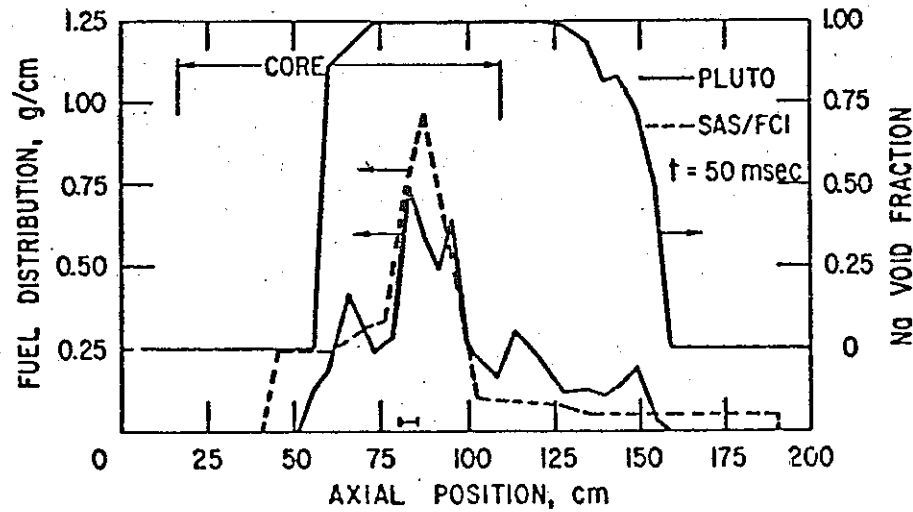


第XIII-3.11 図 Total Mass of Fuel in the Coolant Channel

PLUTOコードとSAS/FCI(SAS3Dコード)の比較

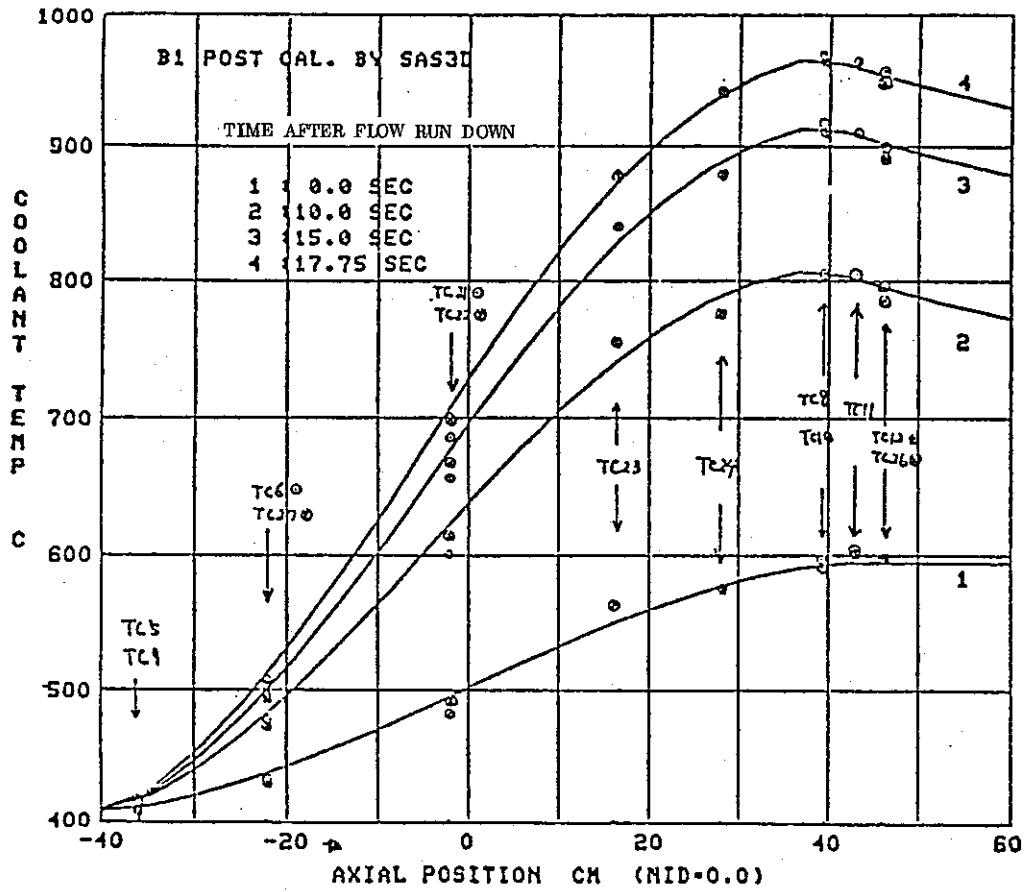


第XIII-3.12図
Fuel and Na Void Distributions in the Coolant Channel



第XIII-3.13図
Fuel and Coolant Distributions in the Coolant Channel

SAS3DによるCABRI-B1試験の解析



第XIII-3.14 図 Axial Temperature Profile of Coolant

Appendix - A : 反応度計算モジュール

(i) SAS 3Dでは1点近似動特性によって各現象に起因する投入反応度を計算する。

(ii) 全反応度 (ρ_{net}) は以下に示す6種の成分反応度によって構成される。

$$\rho_{net} = \rho_p + \rho_D + \rho_c + \rho_d + \rho_f + \rho_h \dots\dots\dots (A-1)$$

ρ_p : 外部そう入反応度 (スクラム, C/R引抜き等による反応度をテーブル入力)

ρ_D : Doppler 反応度

ρ_c : 冷却材密度, 及びボイド反応度

ρ_d : 燃料軸方向膨脹による反応度

ρ_f : 燃料移動 (スランピング, FCI) による反応度

ρ_h : 被ふく管移動反応度

(iii) ドップラー反応度

$$\rho_D = \sum_I \sum_j A_{jI} \ln \frac{\tilde{T}_{jI}}{\tilde{T}_{oI}} \dots\dots\dots (A-2)$$

I : チャンネル番号

j : 軸方向メッシュ番号

\tilde{T}_{jI} : (I, j) に於ける燃料平均温度

\tilde{T}_{oI} : (I, j) に於ける燃料初期平均温度

A_{jI} : (I, j) に於けるドップラー係数

(iv) 軸方向燃料膨脹による反応度

$$\rho_d = \epsilon \sum_I \sum_j W_{Ij} \left(1 - \frac{\Delta Z_{jI}^o}{\Delta Z_{jI}^k} \right) \dots\dots\dots (A-3)$$

W_{Ij} : (I, j) のセグメントにある冷却材以外の物質反応度

ΔZ_{Ij} : (I, j) のセグメント長さ

ΔZ_{Ij}^o : (I, j) のセグメント初期長さ

ϵ : 実効膨脹割合

(v) 冷却材密度, 及びボイド反応度

$$\rho_c = \sum_I \sum_j (\rho_c)_{jI} \alpha_{jI} \dots\dots\dots (A-4)$$

$(\rho_c)_{jI}$: (I, j)セグメントの冷却材価値

α_{jI} : (I, j)セグメントの冷却材ポイド率

冷却材沸騰, F.Pガス放出, 及びFCI計算によって与えられる。

(V) 燃料, 及び被ふく管移動によるそう入反応度は, 対応するモジュールで計算され(A-1)式で加算される。

Appendix B : 冷却材液膜移動モジュール

1. モデルの概要

このモジュールは冷却材の沸騰に伴い, 被ふく管及び構造材上に残留したナトリウム液膜の移動, 蒸発による消滅, 凝縮による生成を軸方向一次元モデルで記述する。

2. 基本的な仮定

(i) 残留液膜移動の駆動力として

- 重力加速度
- 膜面とナトリウム蒸気との摩擦
- 膜面と被ふく管(構造材)との摩擦
- ナトリウム蒸気の軸方向圧力勾配

の4者を考慮する。(第XIII-B.1図参照)

(ii) 液膜(長さ $4Z$, 厚さ W)は次の運動方程式(質量保存, 運動量保存)に従う。

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial}{\partial t} (\rho W) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho W V) = -\frac{\phi}{\lambda} \\ \frac{\partial}{\partial t} (\rho W V) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho W V^2) = -\frac{\phi_v}{\lambda} V - \frac{\phi_c}{\lambda} V_v - \rho g W - \frac{dP}{dz} W \\ \quad + \frac{f_v}{8} \rho_v (V_v - V) |V_v - V| - \frac{f}{8} \rho V |V| \end{array} \right.$$

..... (B-1)

- | | |
|---|---|
| { | ρ : 液膜密度 |
| | ϕ : 径方向熱流束 (ϕ_v : 蒸発, ϕ_c : 凝縮) |
| | λ : ナトリウム気化熱 |

- P : ナトリウム蒸気圧
- V : 液膜速度
- ρ_v : ナトリウム蒸気密度
- V_v : ナトリウム蒸気速度
- f_v : 液膜 / Na 蒸気間の摩擦係数
- f : 液膜 / 被ふく管 (構造材) 間の摩擦係数

(iii) ナトリウム蒸気流の速度が大きい場合、液膜表面に波動が発生し (flooding) 蒸気流 / 液膜間の摩擦が著しく増大し、蒸気泡の圧損、及び液膜速度が増加する。従って上記摩擦係数の選定は解析上最も重要であり、本モデルでは f_v を以下の様に設定する。

$$f_v = \begin{cases} A_v Re_v^{B_v} \left(1 + 300 \frac{W}{D_h} \right) & \text{for } Re_v > 2300 \\ \frac{64}{Re_v} & \text{for } 10 < Re_v < 2300 \end{cases}$$

..... (B - 2)

- Re_v : ナトリウム蒸気泡のレイノルズ数
- D_h : SASチャンネルの等価直径
- W : 液膜厚さ
- A_v, B_v : 入力値

Appendix C : 一次主冷却系過渡挙動モジュール [PRIMAR - 2]

1. モデルの概要

- (i) PRIMAR - 2 は炉心領域 (SASチャンネル) 冷却材流動挙動モジュール (TSCOOL) と結合され、過渡時の一次主冷却系、バイパス流路、及び出入口プレナムの流量と圧力変化を1次元モデルで記述する。(第XIII-C.1図)
- (ii) 一次ループのポンプヘッドの減衰を入力することにより一次主冷却系とバイパス流路の冷却材流量を計算する。
- (iii) SASチャンネル出口で冷却材再流入温度を考慮。

2. 基本的な仮定

(i) PRIMAR-2の各ステップで炉心流量推定値を用いて出入口プレナム圧力を決定し、これを用いて炉心流量がTSCOOLによって計算される。ここで決定した炉心流量はPRIMAR-2の次時間ステップの推定値となる。

(ii) 一次主冷却系に対する運動量保存則を次式で表わす。

$$L_1 \frac{dG_1}{dt} = P_x - P_{in} + \Delta P_p + \Delta P_{gr1} - \Delta P_{fr1} - \Delta P_{kl} - \Delta P_{accl} \dots\dots (C-1)$$

L_1	: 配管長さ
P_x	: 出口プレナム圧力
P_{in}	: 入口プレナム圧力
ΔP_p	: ポンプヘッド
ΔP_{gr1}	: R/V 出入口重力ヘッド
ΔP_{fr1}	: 配管部摩擦による圧損
ΔP_{kl}	: 形状圧損
ΔP_{accl}	: hot leg/cold leg 浮力

炉心部流量の推定、バイパス流量の算出に於いても上式と同様な運動量保存則を仮定する。

(iii) 出入口プレナム圧力はそれぞれ一点で近似し、各SASチャンネルに共通のプレナム圧力を仮定する。

(iv) カバーガスの圧縮、及び入口プレナムに於けるNaの圧縮性を考慮する。

(v) 炉心部で沸騰が生じた場合、以下の現象をとりあつかうことが出来る。

- 入口プレナムの加圧による一次冷却系流量の抑制
- バイパスチャンネル、あるいは未沸騰チャンネルの流量増大（流量再配分）
- 入口プレナムの膨脹

以上は沸騰のみならずFCI発生時についても考慮する。

(vi) 集合体出口近傍で逆流が発生した場合、各SASチャンネル流量を出口プレナムに於いて、ある時定数で平均化し冷却材再流入温度を決定する。

(vii) SASチャンネルから出口プレナム部へナトリウム蒸気泡、FPガス気泡、あるいはFCIバブルが上昇した場合、これ等の気泡は適当な長さに分断されカバーガス空間へ放出される。この際、FPガス、及びFCI気泡は凝縮せず、沸騰によるナトリウム蒸気

泡は入力した時定数に従って指数関数的に凝縮する。

Appendix - D. 被ふく管溶融移動モジュール [CLAZAS]

1. モデルの概要

このモジュールは被ふく管の溶融に伴う移動、再固化、流路閉塞等を軸方向一次元モデルで記述し、入力した反応度テーブルに従ってその入量が算出される。

2. 基本的な仮定

(i) 被ふく管移動の開始基準として被ふく管の肉厚中央ノード、あるいは外側ノードの 100 % 溶融割合を想定する。又、" 被ふく管の最大温度が入力指定したある温度に達した時点で移動が開始する " という条件も設定出来る。

(ii) 被ふく管移動の駆動力として

- 重力加速度
- 被ふく管 / ナトリウム蒸気流の摩擦
- 被ふく管 / 燃料表面の摩擦
- ナトリウム蒸気圧の圧力勾配
- 燃料破損が生じている場合は SLUMPY モジュールで計算される圧縮性領域の圧力

の 5 者を考慮する (第 XIII - D. 1 図参照)

(iii) 被ふく管移動は軸方向 1 ノードを単位とし、これが従う運動量保存則は次式で表わされる。

$$\rho_c \frac{dV_c}{dt} = -\rho_c g + \frac{\alpha_s}{1-\alpha_s} \left(\frac{\partial P}{\partial z} \right)_{fr} - \frac{C_c \rho_c V_c |V_c|}{2D_h(1-\alpha_s)} - \frac{\partial P}{\partial z} \dots\dots\dots (D-1)$$

- | | | |
|---|----------------------------------|--------------------|
| { | ρ_c | : 溶融被ふく管密度 |
| | V_c | : 溶融被ふく管速度 |
| | g | : 重力加速度 |
| | α_s | : ナトリウム体積比 |
| | $(\partial P / \partial z)_{fr}$ | : ナトリウム蒸気 / 被ふく管摩擦 |
| | D_h | : チャンネル等価直径 |
| | C_c | : 被ふく管 / 燃料摩擦係数 |

- (IV) 溶融被ふく管は燃料と、他の被ふく管（移動被ふく管が移動していない他の被ふく管セグメントの上に重なった場合）との間で熱的に相互作用する。
- (V) 被ふく管が移動することの出来る範囲はボイド化した流路に限定されるが、この中で他のセグメントの被ふく管との重なり、流路での部分的な固化、あるいは流路の完全閉塞等を模擬することが出来る。この場合、SASの冷却材挙動モジュール(TSCOOL)の蒸気泡運動方程式に流路断面の変化が反映される。
- (VI) 閉塞していない流路の被ふく管移動は主としてナトリウム蒸気流と被ふく管表面との摩擦により支配される。特に蒸気流速の増大に伴って“flooding”を生ずると摩擦係数が著しく増大するため溶融被ふく管は上方へ移動し、集合体下流側が閉塞する。その後、蒸気流速が低下するため、被ふく管は重力落下し、集合体上流にも流路閉塞が生ずる。

この様な状況を模擬するため、本モジュールでは蒸気流/被ふく管表面摩擦力を次式で記述する。

$$\left(\frac{\partial P}{\partial z}\right)_{fr} = b_1 \left(\frac{D_h \sqrt{\alpha} |G|}{\mu_g}\right)^{b_2} [1 + 75(1 - \alpha)] G |G| / (2\rho_g D_h \sqrt{\alpha}) \quad \dots\dots\dots (D-2)$$

- | | | |
|---|------------------------|-----------------|
| { | ρ_g | : ナトリウム蒸気密度 |
| | μ_g | : ナトリウム蒸気の粘性 |
| | G | : ナトリウム蒸気質量流量 |
| | α | : ナトリウムボイド率 |
| | b_1, b_2 | : 入力値 |
| | $[1 + 75(1 - \alpha)]$ | : flooding 摩擦係数 |

Appendix - E 燃料破損挙動モジュール [SLUMPY]

1. モデルの概要

- (i) 冷却材がボイド化した領域の燃料破損（燃料の落下，分散）を記述する。
- (ii) 燃料破損基準が満された領域を1次元圧縮性流体（燃料，スチール，FPガス，3者の一様混合流体）と見なし，これを燃料蒸気圧，スチール蒸気圧，ナトリウム蒸気圧，FPガス圧及び重力などを駆動力とする運動方程式で記述する（第XIII-E.1図参照）。

(iii) 燃料破損領域より上部に存在する非破損燃料（上部セグメント）は破損領域（圧縮性領域）の圧力，及び重力を駆動力とする一次元運動方程式に従い，落下，あるいは上昇する。又，適当な外力を与えることによりガスペナム圧力を駆動力とする上部セグメントの加速を模擬することが出来る。

(iv) 上部セグメントの移動，圧縮性領域の圧縮，分散による反応度投入量を算出する。

2. 基本的な仮定

(i) 冷却材がボイド化した燃料集合体の燃料破損基準として燃料溶融断面割合，あるいは指定した燃料ピン径方向位置の溶融開始，等を選択出来る。

(ii) 燃料破損基準が満足されると，局所的に溶融したペレットは瞬時に圧縮性流体へ転移し，この時，中心空孔あるいは燃料内のFPガスにより混合流体（スチール+燃料+FPガス）はチャンネル断面全域に広がるものと仮定する。燃料破損時に被ふく管が溶融移動していなければ圧縮性領域の燃料とスチールは一様混合し，スリップはないものとする。又，被ふく管が溶融移動している場合はすべての被ふく管挙動はCLAZASで取扱われる。

(iii) 圧縮性領域の駆動力として，重力，構造材と流体との摩擦，スチール，燃料，ナトリウム各蒸気圧，FPガス圧力，及びこれ等と流体との摩擦を考慮する。

(iv) 圧縮性領域はスチール，燃料，及びFPガスによって構成され，スチールと燃料は一様に混合し同一の運動方程式に従い，FPガスはこの混合流体とスリップするものと考え独立の運動方程式に従うと仮定する。

(v) 全系に対する運動量保存則は次式で表わされる。

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho AV) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho'_g AV_g^2 + \rho'_{fs} AV_f^2) + \rho Ag + A \frac{\partial P}{\partial z} + A \tau_{fc} = 0 \dots\dots (E-1)$$

FPガスに対する運動量保存則は次式で表わされる。

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho'_g AV_g) + \frac{\partial}{\partial z} (A \rho'_g V_g^2) + \alpha \frac{A \partial P}{\partial z} + \alpha A \tau_{fcg} + \rho'_g Ag + [D_{rag}] - V_f \left. \frac{\partial (\rho'_g A)}{\partial t} \right|_{\text{ext}} = 0 \dots\dots (E-2)$$

$$\left[\begin{array}{l} \rho : \text{圧縮性領域平均密度} \quad \left[\frac{\partial (\rho'_g A)}{\partial t} \right]_{\text{ext}} : \text{FPガス放出割合} \\ A : \text{チャンネル全断面積} \end{array} \right]$$

V : 圧縮性流体平均速度

ρ'_{fs} : $(1-\alpha)\rho_{fs}$

ρ'_g : $\alpha\rho_g$

α : FPガスボイド率

ρ_{fs} : スチール/燃料平均密度

ρ_g : FPガス密度

V_g : FPガス速度

V_f : スチール/燃料混合流体速度

τ_{fc} : スチール/燃料混合流体の粘性, 及び摩擦による運動量利得

τ_{fcg} : FPガスの粘性, 及び摩擦による単位面積当りの運動量利得

$$[D_{rag}] = \frac{3}{4 \cdot D_p} \alpha^{-2.7} (1-\alpha) \rho'_g A C_{DS} (V_g - V) |V_g - V|$$

C_{DS} : ドラッグ係数

D_p : 燃料粒子直径

- (vi) 圧縮性領域の温度評価は初期組成領域燃料, 再組織化領域燃料, 及びスチール(被ふく管)に対し独立のエネルギー保存式(軸方向1次元モデル)を用いて評価する。この際, 初期組成領域の燃料温度は再組織化領域とスチール両者に移行し得るが, 再組織化領域は初期組成領域とだけ熱的に結合する。又, ラップ管への熱移行は考慮するが, SASチャンネル間の熱伝達は無視する。FPガス温度は燃料温度と同一であると仮定する。
- (vii) 圧縮性領域の圧力はナトリウム, スチール, 燃料の各蒸気圧, 及びFPガス圧に支配される。FPガスは理想気体として取り扱い, 各蒸気圧は单相, 及び2相飽和圧力両者を考慮した状態方程式(EOS)により求める。
- (viii) 圧縮性領域のFPガス量, 及び軸方向分布は定常時燃料挙動モジュール(SSFUEL)によって決定する。しかし, 燃料分散に寄与し得るFPガス量は破損直後から圧力源となり得る部分とある時定数をもって圧力が増大する部分とに分け, FPガス放出割合を入力することにより決定する。
- (ix) 燃料破損領域より上方に存在する燃料ペレット(上部セグメント)は重力, 圧縮性領域の圧力, 摩擦等を駆動力とする運動方程式に従う。上部セグメントが運動出来る範囲

は下部セグメント上端より上方に制限される。ただし下部セグメントは静止しているものとする。

- (X) 入力した燃料反応度値分布に従って、燃料の軸方向密度変化に対応した燃料反応度投入量を算出する。

Appendix F : FCI モジュール [SAS / FCI]

1. モデルの概要

- (i) SAS / FCI は冷却材が存在する領域で燃料ピン破損が生じた場合生ずる以下の現象をとりあつかう。(第 XIII - F. 1 図参照)
- (a) 破損口から冷却材への燃料放出 (燃料ピンキャビティモデル及びキャビティ内混合物の放出モデル)
 - (b) 燃料-冷却材相互作用 (FCI モデル)
 - (c) 冷却材流路中の燃料移動 (燃料移動モデル)
- (ii) 燃料/冷却材の熱移行は Cho - Wright モデルで記述する。又、瞬時混合モデル、あるいは改良 Cho - Wright モデルを選択出来る。冷却材流路へ放出された燃料微粒子化の過程は熱伝達係数の時間変化として模擬する。
- (iii) FCI によるボイド効果として冷却材の沸騰と FP ガス放出を考慮する。
- (iv) FCI に伴う燃料反応度としてキャビティ内の燃料移動、及び冷却材流路での燃料移動による反応度効果を考慮する。

2. 基本的な仮定

- (i) 燃料ピン破損基準 : SAS / FCI では次の 5 つの破損基準を選択出来る。
- (a) 特定の燃料軸方向、及び径方向ノードの燃料温度
 - (b) 燃料溶融断面割合
 - (c) 燃料ピン内圧
 - (d) HEDL Correlation による被ふく管限界応力値
 - (e) 限界応力値の Table 入力
- (ii) ピン破損位置と破損口形状
- 軸方向ピン破損位置は(i)で指定される条件が最初に満足されるノードであるが、特定の位置を指定することも出来る。又、破損口形状として破損長さ、断面面積を入力する。

(iii) 溶融キャビティモデル

- (a) キャビティとして燃料が融点に到達した領域を定義する。
- (b) キャビティ内には溶融燃料，固体燃料，中心空孔にあったF Pガス，及び燃料から放出されたF Pガスが均質混合しているものとする。圧力と温度は1点で定義する。
- (c) キャビティ内圧は理想気体としてとりあつかわれるF Pガスの圧縮性によって決定する。

(iv) キャビティ内混合物放出モデル

- (a) キャビティ内の物質はキャビティ内と流路の圧力差で冷却材中へ放出される。
- (b) 混合物は均一に放出される。
- (c) 混合流体の放出速度は時間依存のBernoulli方程式で記述。
- (d) 混合物放出によりキャビティ内の物質密度は一樣に低下するものとし，キャビティ内の物質の運動は無視する。

(v) FCIモデル

- (a) 冷却材中へ放出された燃料とF Pガスからの熱移行によりナトリウムが沸騰し，2相領域（FCI領域）が生ずる。
- (b) FCI領域初期値は破損口長さと同じとし，これが加圧された領域は拡大する。
- (c) FCI領域では冷却材と放出物質は一樣混合するものとし，各物質の圧力・温度は平均値で代表される。
- (d) FCI領域は被ふく管と構造材と熱的に結合されており，バブルの凝縮も考慮する。
- (e) 燃料粒子からナトリウムへの熱移行は溶融燃料と固体燃料について全く同一の取扱いとする。燃料-冷却材熱伝達係数(h)は燃料粒子径で決まる定常項(h₀)と過渡項(f(t))の積で記述される。

$$h = h_0 \cdot f(t) \dots\dots\dots (F-1)$$

過渡項は燃料の微粒子化と，熱伝達時間遅れを模擬する。Cho-Wrightモデルではf(t)を次式で表わす。

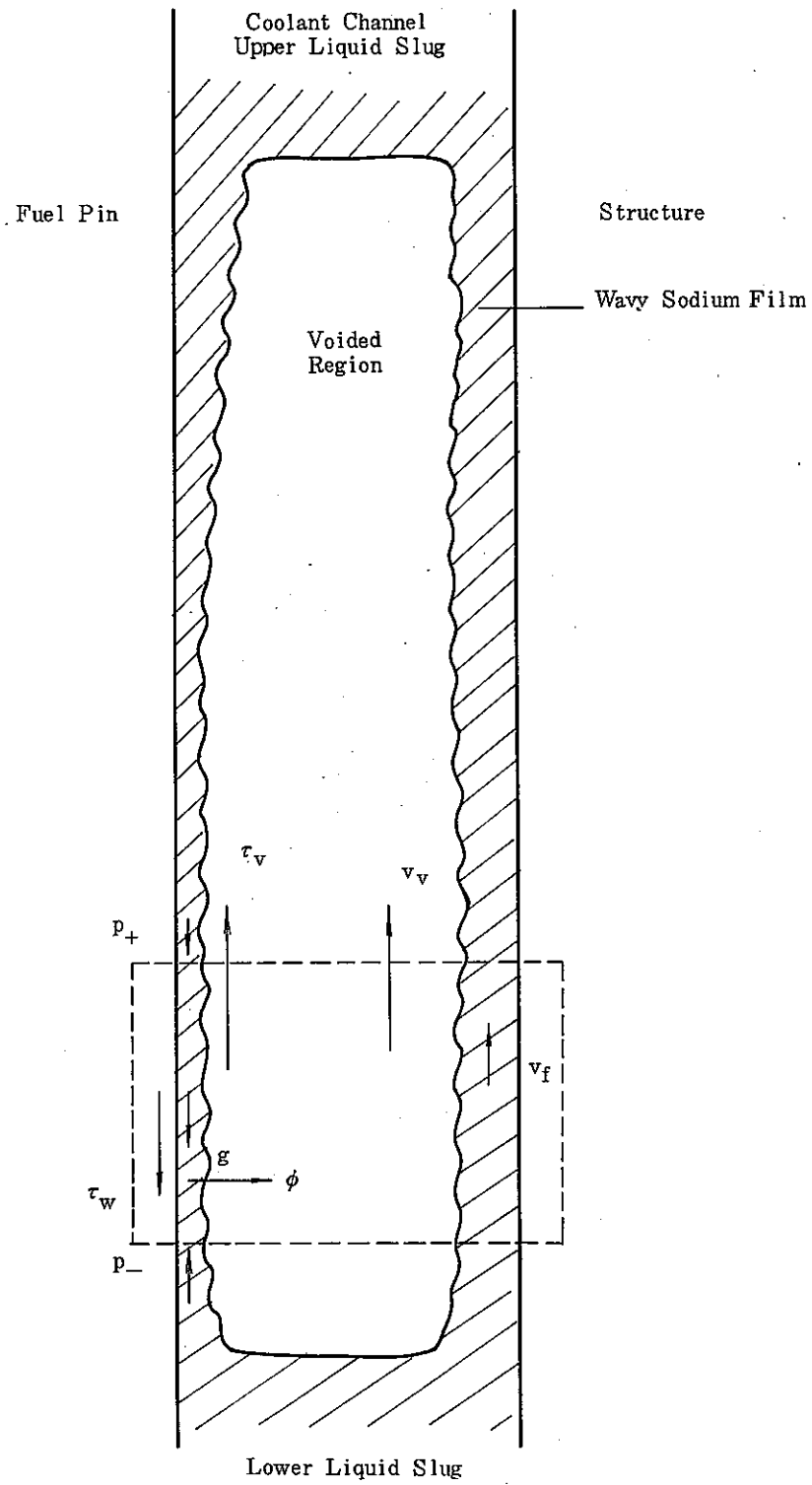
$$f(t) = \left(\sqrt{\frac{3}{\pi}} \sqrt{\frac{t_n}{t}} + 1 \right) \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{t_m}\right) \right) \dots\dots\dots (F-2)$$

t_n : 熱伝達時定数

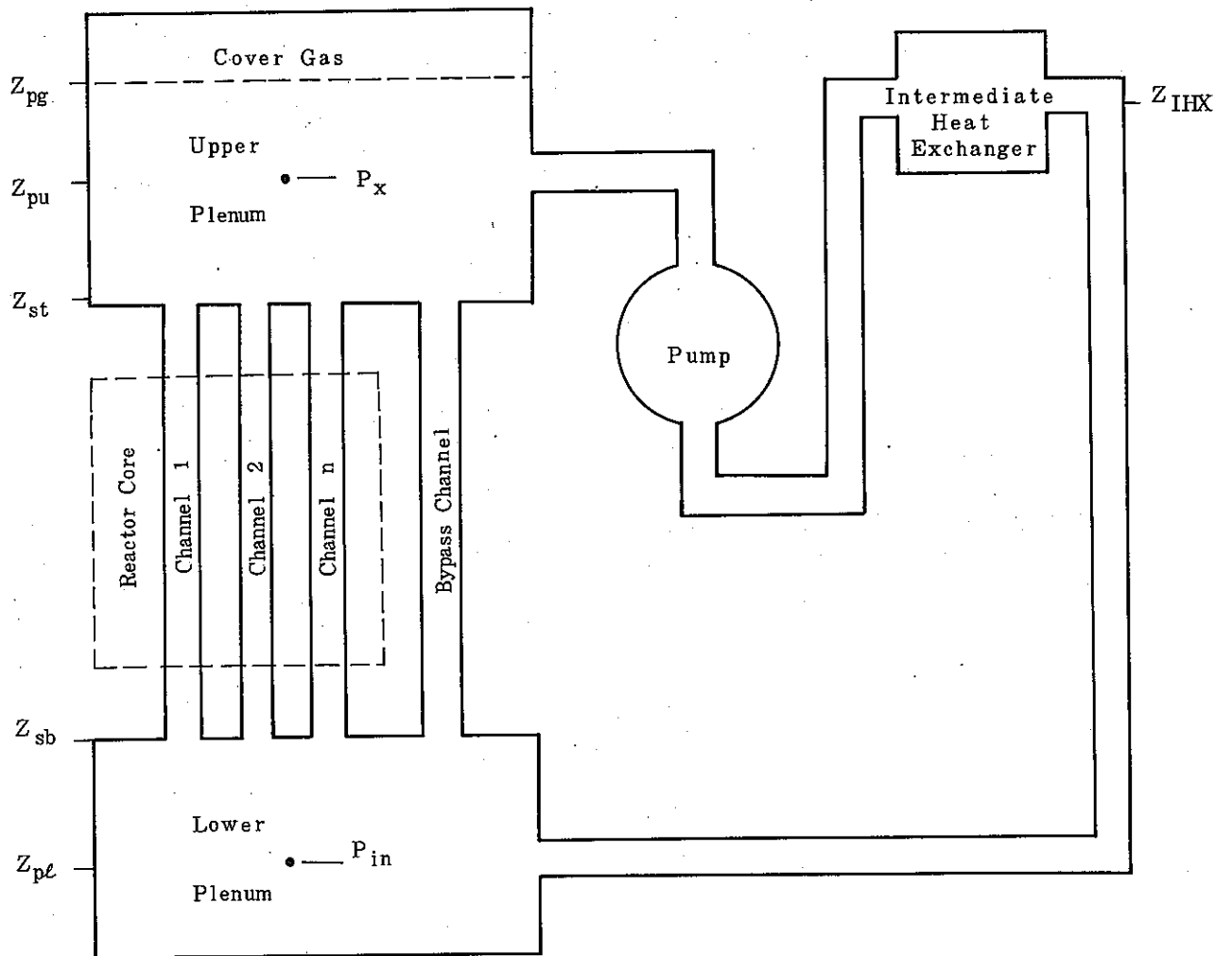
t_m : 混合時定数

(VI) 反応度の計算

- (a) ボイド反応度は反応度計算メッシュのナトリウム密度変化量を用いて求める。ここでFCI領域のナトリウム密度は一定とする。
- (b) 燃料ピン内の燃料移動反応度はキャビティが存在する領域の平均密度の一様を減少として模擬する。
- (c) 冷却材流路へ放出された燃料反応度は、FCI領域にLagrangian mesh をとり放出燃料の質量分布、及び速度分布を計算することによって決定される。
- (d) キャビティ内の運動方程式を解き、放出燃料の plating を考慮する PLUTO-2 あるいはEPICコードとの比較検証によればSAS/FCIは燃料移動反応度の見積りを明らかに過大評価することが指摘されている。

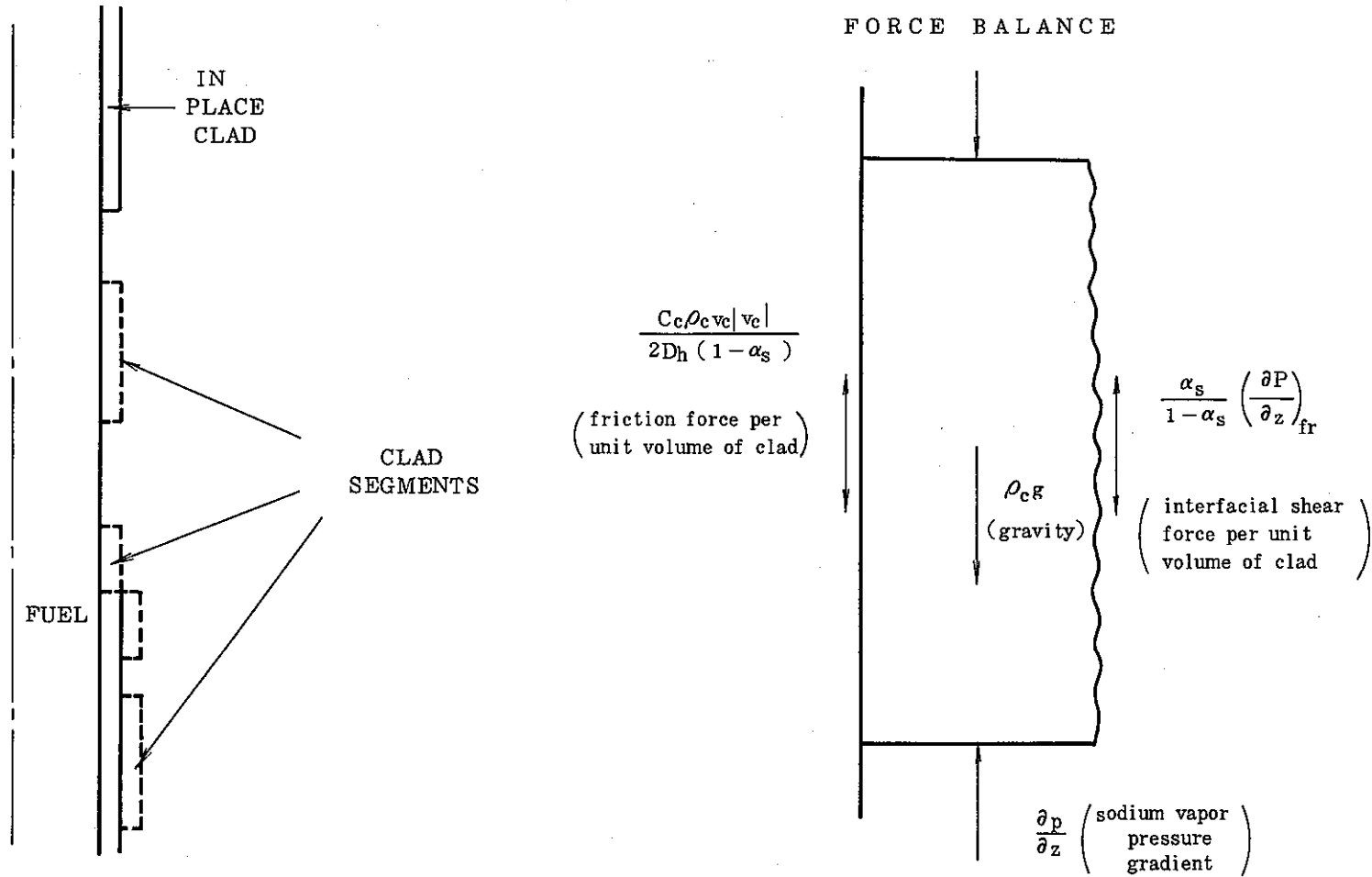


第 XIII - B.1 図 冷却材残留液膜モデル

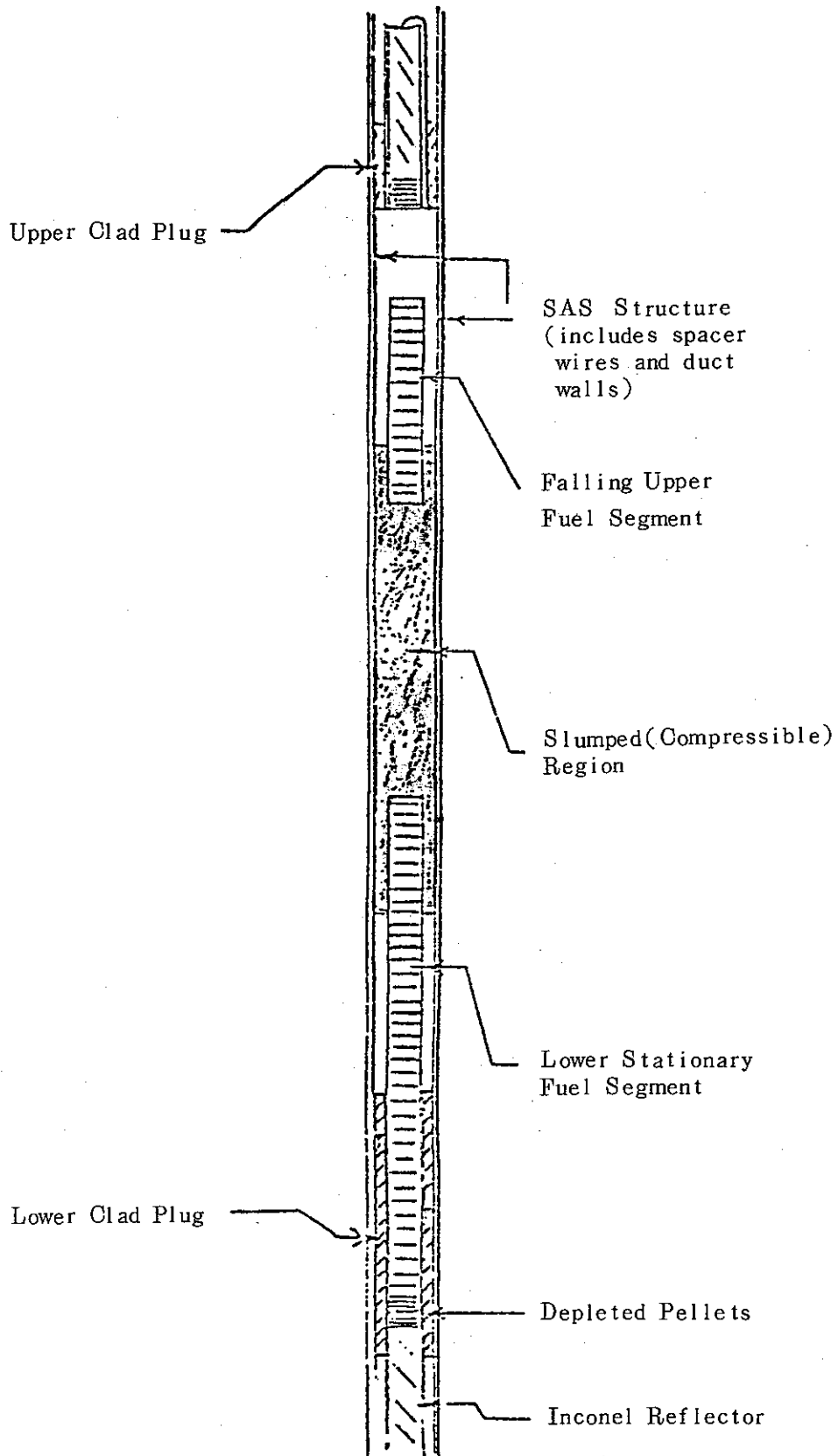


第XIII - C.1 図 1次冷却系モデル

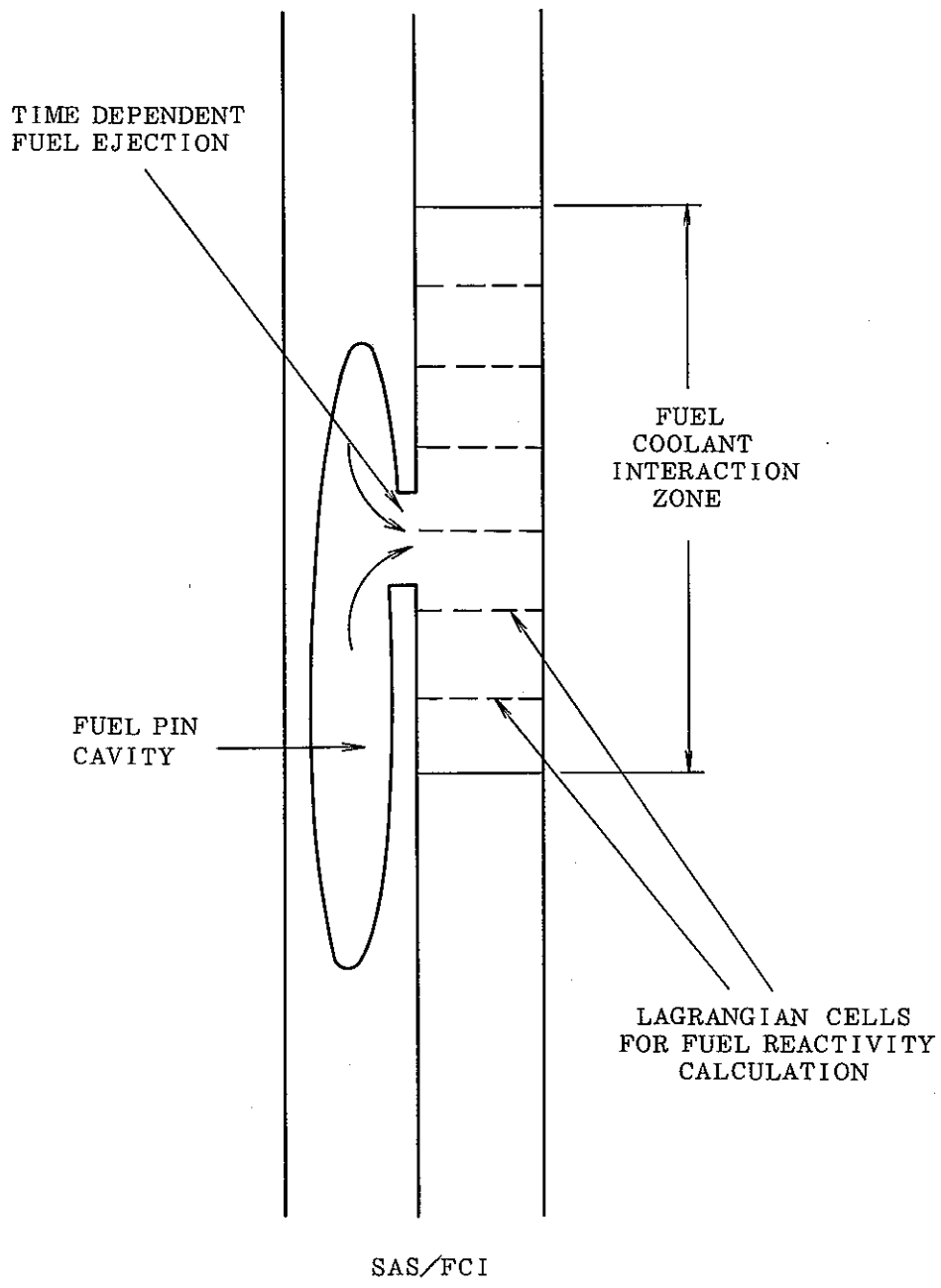
CLAD MOTION IDEA



第 XIII - D.1 図 被ふく管移動モデル (CLAZAS)



第XIII-E.1図 燃料スランピングモデル



第Ⅳ - F.1 図 F C I モデル

XIV. VENUS-PMコード

VENUS-PM コード

目 次

1. 概 要	231
2. 計算モデル	232
3. 検 証	239
参考文献	239

図 表 リ ス ト

第 XIV-1.1 図 VENUS 計算手順	240
第 XIV-2.1 図 Pressure vs Internal Energy for EOS6	241
第 XIV-2.2 図 Temperature vs Internal Energy for EOS6	241
第 XIV-3.1 表 Comparison of Experimental Results and VENUS-II Calculation for SNAPTRAN-2	242
第 XIV-3.2 表 Comparison of Experimental Results and VENUS-II Calculation for SNAPTRAN-3	242

1. 概 要

「VENUS-PM」は、「VENUS」に^{(1),(2)}以下の3種類の圧力を炉心膨張の駆動力として組みこんだコードである。

- ① FCIによる圧力⁽⁴⁾⁽⁵⁾
- ② 構造材蒸気圧力⁽⁶⁾
- ③ F.P.ガス圧力

二次元炉心崩壊事故解析コード「VENUS」は、炉心を円筒で模擬し、R-Z二次元流体力学計算によって物質の移動を計算するコードである。「VENUS」の計算手順を第XIV-1.1図に示す。「VENUS-PM」は核動特性計算、二次元流体力学計算、燃料状態方程式などを「VENUS」のままとし、熱計算及び圧力計算のルーチンに各成分の圧力計算部を組み込んだコードである。

2. 計算モデル

(1) 核動特性計算

中性子密度 n は 1 点近似動特性方程式を Kaganove の方法により解く。

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\ell} n + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i \quad \dots\dots\dots (XIV-1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i n}{\ell} - \lambda_i C_i \quad (i=1, 2, \dots, I) \quad \dots\dots\dots (XIV-2)$$

- | | |
|---|----------------------------|
| [| n : 中性子密度 |
| | ρ : 反応度 |
| | ℓ : 即発中性子寿命 |
| | β_i : 第 i 群遅発中性子割合 |
| | λ_i : 第 i 群崩壊定数 |
| | C_i : 第 i 群遅発中性子先行核濃度 |
| | I : 遅発中性子群数 |

(i) 全反応度 ρ

$$\rho = \frac{\delta k_{in}(t) + \delta k_{dop}(t) + \delta k_{dis}(t)}{1 + \delta k_{in}(t) + \delta k_{dop}(t) + \delta k_{dis}(t)} \quad \dots\dots\dots (XIV-3)$$

- | | |
|---|-------------------------------------|
| [| $\delta k_{in}(t)$: そう入反応度 |
| | $\delta k_{dop}(t)$: ドップラー効果による反応度 |
| | $\delta k_{dis}(t)$: 炉心物質の移動による反応度 |

(ii) そう入反応度 (δk_{in})

炉心燃料が溶融し、重力落下によって集積するために急激に反応度が、そう入される。

$$\delta k_{in}(t) = \begin{cases} \delta k_{in}^0 + at + bt^2 & (0 \leq t \leq t_{stop}) \\ \delta k_{in}^0 + at_{stop} + bt_{stop}^2 & (t > t_{stop}) \end{cases} \quad \dots\dots\dots (XIV-4)$$

- | | |
|---|------------------------------|
| [| δk_{in}^0 : 初期そう入反応度 |
| | a, b : 定数 |
| | t_{stop} : input data |

(iii) ドップラー効果による反応度 (δk_{dop})

燃料の温度上昇に伴い、負の反応度フィードバックが働く。ドップラー効果は次式で定義される。

$$\frac{d k_{dop}}{d t} = a T_f(t)^{-\frac{3}{2}} + b T_f(t)^{-1} + c T_f(t)^{d-1} \dots\dots\dots (XIV-5)$$

$$\left[\begin{array}{l} T_f : \text{燃料温度} \\ a, b, c, d ; \text{定数} \end{array} \right]$$

(XIV-5) 式を積分して

$$k_{dop}(t) = -2 a T_f(t)^{-\frac{1}{2}} + b \ln T_f(t) + \frac{c}{d} T_f(t)^d \dots\dots\dots (XIV-6)$$

燃料温度は各メッシュセルで平均すると、原子炉全体のドップラー効果 $\delta k_{dop}(t)$ は次式のようになる。

$$\delta k_{dop}(t) = \sum_{\text{メッシュセル}k} \{ (k_{dop})_k(t) - (k_{dop})_k(0) \} W_k^* \dots\dots\dots (XIV-7)$$

$$\left[\begin{array}{l} W_k^* : \text{ドップラー領域荷重因子} \\ (\sum_{\text{all}} W_k^* = 1) \end{array} \right]$$

(iv) 炉心物質の移動による反応度 (δk_{dis})

燃料の温度が上昇し、蒸気化すると、燃料は圧力を発生し、炉心物質を分散させる。これにより、急速に負の反応度フィードバックが働き、事故は終了する。この反応度は、物質反応度値 $W(r, z)$ が、時間に依存しないものと仮定し、一次摂動論によって求められる。 $W(r, z)$ を Taylor 展開すると次式が得られる。

$$W(r, z) - W_0(r, z) = \frac{\partial W_0(r, z)}{\partial r} \Delta r + \frac{\partial W_0(r, z)}{\partial z} \Delta z \dots\dots\dots (XIV-8)$$

[$W_0(r, z)$: 初期物質反応度値]

$$\therefore \delta k_{dis}(t) = \int_v \rho(r, z, t) \left[\frac{\partial W_0(r, z)}{\partial r} \Delta r + \frac{\partial W_0(r, z)}{\partial z} \Delta z \right] dV \dots\dots\dots (XIV-9)$$

[$\rho(r, z, t)$: 炉心物質の密度]

(2) 流体力学計算

炉心の体系は軸方向に対称な円筒形を考える。炉心物質は均質、圧縮性、非粘性の流体とみなし、二次元流体力学計算をR-Z体系のLagrangian座標を用いて解く。半径方向の距離をr, 軸方向の距離をzで表わし、t=0での物質の位置を表わすLagrangian座標R, Zを定義する。炉心物質の移動は、密度 $\rho(R, Z, t)$, 圧力 $P(R, Z, t)$, 温度 $T(R, Z, t)$ 及び、半径方向速度 $u(R, Z, t)$, 軸方向速度 $v(R, Z, t)$ により決定される。

(i) 質量保存式

$$\rho \Delta V = \rho_0 \Delta V_0 \quad \dots\dots\dots (XIV-10)$$

$$\left[\begin{array}{l} \rho, \Delta V \quad ; \quad \text{メッシュセルの密度, 体積} \\ \rho_0, \Delta V_0 \quad ; \quad \text{メッシュセルの密度, 体積の初期値} \end{array} \right]$$

(ii) 運動量保存式

$$\dot{u} = \ddot{r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P'}{\partial r} \quad \dots\dots\dots (XIV-11)$$

$$\dot{v} = \ddot{z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P'}{\partial z} \quad \dots\dots\dots (XIV-12)$$

$$P' = P + q \quad \dots\dots\dots (XIV-13)$$

$$\left[\begin{array}{l} P \quad : \quad \text{燃料の圧力} \\ q \quad : \quad \text{擬似粘性圧力} \end{array} \right]$$

$$q = \left\{ \begin{array}{ll} \frac{1.44A \rho_0^2}{v} \left(\frac{\partial v}{\partial t} \right)^2 & \left(\frac{\partial v}{\partial t} < 0 \right) \\ 0 & \left(\frac{\partial v}{\partial t} \geq 0 \right) \end{array} \right\} \dots\dots\dots (XIV-14)$$

$$\left[\begin{array}{l} A \quad : \quad \text{セル面積} \\ v \quad : \quad \text{比体積} \end{array} \right]$$

(3) 燃料状態方程式

- Menzies の圧力, エネルギー, 密度の関係式を用いる。⁽⁸⁾ (EOS 6)
- 全ての非燃料物質の圧縮性を考慮する。
- 圧力と密度とを対応状態の原理より収束計算を行う。

(i) 燃料温度 T_f (°K)

$$\left\{ \begin{array}{l} T_f < T_{\text{melt}} \quad \text{or} \quad T_f > T_{\text{melt}} + 1 \quad \text{の場合} \\ T_f = \begin{cases} \text{Max} (T_v, T_{\ell_1}) & (V_r \leq 0.6) \\ \text{Max} [T_v, \text{Min} (T_{\ell_1}, T_{\ell_2})] & (V_r > 0.6) \end{cases} \quad \dots\dots\dots (\text{XIV-15}) \\ T_{\text{melt}} \leq T_f \leq T_{\text{melt}} + 1 \quad \text{の場合} \\ T_f = T_{\text{melt}} + \frac{10^3 (U - U_{\text{melt}})}{H_{\text{fuse}} + 0.437254} \quad \dots\dots\dots (\text{XIV-16}) \end{array} \right.$$

$$\left[\begin{array}{l} T_v = 273 + 2287 \cdot U \quad \dots\dots\dots (\text{XIV-17}) \\ T_{\ell_1} = (4272.5 - 1003 V_r + 1699 V_r^2) (U - 0.237 - 1.882 V_r) \quad \dots\dots (\text{XIV-18}) \\ T_{\ell_2} = 4282.34 (U - 1.3662) \quad \dots\dots\dots (\text{XIV-19}) \\ V_r = \frac{\rho_f^c}{\rho_f} \quad ; \quad \text{燃料圧縮比体積} \quad \dots\dots\dots (\text{XIV-20}) \\ \rho_f \quad : \quad \text{燃料密度} \\ \rho_f^c \quad : \quad \text{燃料臨界密度} \\ U \quad : \quad \text{燃料内部エネルギー (kJ/g)} \\ U_{\text{melt}} = \frac{T_{\text{melt}} - 273}{2287} \quad ; \quad \text{溶融時内部エネルギー (kJ/g)} \quad \dots\dots (\text{XIV-21}) \\ T_{\text{melt}} \quad : \quad \text{燃料溶融点} \end{array} \right.$$

(ii) 圧力 P (dynes/cm²)

$$P = \begin{cases} \text{Max} (P_v, P_{\ell_1}) & (V_r \leq 1) \\ \text{Max} (P_v, P_{\ell_2}) & (V_r > 1) \end{cases} \quad \dots\dots\dots (\text{XIV-22})$$

$$\left[\begin{array}{l} P_v = \exp \left(69.979 - \frac{76800}{T} - 4.34 \ln T \right) \quad \dots\dots\dots (\text{XIV-23}) \\ P_{\ell_1} = 1.554 \times 10^{12} \left(U - 3.59 + 0.119 V_r + \frac{0.0767}{V_r^3} \right) \end{array} \right.$$

$$\left. \begin{aligned} & \times \exp(-9.67 V_r + 4.445 V_r^2) \dots\dots\dots (\text{XIV-24}) \\ P_{\theta_2} &= \frac{10^{10}(U - 3.2213 - 0.173 V_r)}{1.9 V_r - 0.704} \dots\dots\dots (\text{XIV-25}) \\ & V_r ; \text{燃料圧縮比体積} \end{aligned} \right\}$$

(iii) 燃料内部エネルギー U (kJ/g)

内部エネルギーは溶融潜熱を考慮する。

$$U = \frac{U^n}{10^3 \rho_f F_f} \dots\dots\dots (\text{XIV-26})$$

$$U^n = \begin{cases} \hat{U}^n = U^o + \sum_{t=1}^n \left(\frac{\rho^t U^{t-1}}{\rho^{t-1}} + \Delta Q^t \right) \dots\dots\dots (\text{XIV-27}) \\ (U \leq U_{\text{melt}} + 10^{-3} \hat{H}_{\text{fuse}}) \\ \hat{U}^n - \bar{H}_{\text{fuse}} \dots\dots\dots (\text{XIV-28}) \\ (U > U_{\text{melt}} + 10^{-3} \hat{H}_{\text{fuse}}) \end{cases}$$

$$\Delta Q^t = \left(\frac{\Delta q^t}{\rho_f^o} - P^t \Delta v^t \times 10^{-7} \right) \rho_f^t \quad (\text{J/cm}^3) \dots\dots\dots (\text{XIV-29})$$

$$U^o = \begin{cases} \hat{U}^o = \frac{T_f^o - 273}{2287} \times 10^3 \rho_f F_f \dots\dots\dots (\text{XIV-30}) \\ (T_f^o < T_{\text{melt}} \quad \text{or} \quad T_f^o > T_{\text{melt}} + 1) \\ \hat{U}^o + (T_f^o - T_{\text{melt}}) H_{\text{fuse}} \rho_f F_f \dots\dots\dots (\text{XIV-31}) \\ (T_{\text{melt}} \leq T_f^o \leq T_{\text{melt}} + 1) \end{cases}$$

- | | | |
|-------------------------|--------------------------------|----------------------|
| F_f | : 燃料体積比 | |
| Δv^t | : 燃料比体積変化 | |
| Δq^t | : 原子炉出力変化 | (J) |
| ΔQ^t | : 内部エネルギー変化 | (J/cm ³) |
| n | : time step | |
| \bar{H}_{fuse} | : $\rho_f F_f H_{\text{fuse}}$ | |
| \hat{H}_{fuse} | : $H_{\text{fuse}} + 0.437254$ | |
| H_{fuse} | : 燃料溶融潜熱 | (J/g) |
| T_f^o | : 燃料初期温度 | |
| U^o | : 初期燃料内部エネルギー | (J/cm ³) |

第 XIV-2.1 図に内部エネルギーと圧力との関係を，第 XIV-2.2 図に内部エネルギーと温度との関係を示す。

(Ⅳ) 非燃料の圧縮性の考慮及び燃料密度

Na と SUS の圧縮性を次式で考慮している。

$$\rho_i(t) = \rho_i(0) \left(\frac{P(t) B_i'}{B_i^0} + 1 \right)^{\frac{1}{B_i'}} \dots\dots\dots (XIV-32)$$

$$\left[\begin{array}{l} \rho_i(t) : \text{非燃料の密度} \\ \rho_i(0) : \text{非燃料の初期密度} \\ P(t) : \text{メッシュセル内圧力} \\ B_i^0 : \text{非燃料物質の圧力0でのBulk係数} \\ B_i' = \frac{\partial B_i}{\partial P} \end{array} \right]$$

Na の Bulk 係数

$$\left\{ \begin{array}{l} B_{Na}^0 = (74.77 - 0.0505 T_{Na} + 9.707 \times 10^{-6} T_{Na}^2) \times 10^9 \\ B_{Na}' = 3.59 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (XIV-33)$$

SUS の Bulk 係数

$$\left\{ \begin{array}{l} B_{SUS}^0 = (507.77 + 4.3 T_{SUS} - 5.53 \times 10^{-3} T_{SUS}^2) \times 10^9 \\ B_{SUS}' = 5.0 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (XIV-34)$$

(Ti : input data (°K))

燃料密度は次式より求める。

$$\rho_f = \frac{M_f}{V_T - \frac{M_{Na}}{\rho_{Na}} - \frac{M_{SUS}}{\rho_{SUS}}} \dots\dots\dots (XIV-35)$$

$$F_f = \frac{M_f}{\rho_f V_T} \dots\dots\dots (XIV-36)$$

$$\left[\begin{array}{l} F_f : \text{燃料体積比} \\ M_f, M_{Na}, M_{SUS} ; \text{メッシュセル内の燃料, Na, SUS の全質量}(\theta) \\ V_T : \text{Lagrangian セルの全体積} \end{array} \right]$$

(4) 熱計算

内部エネルギーの変化はエネルギー保存式より求める。

$$\Delta E(r, z, t) = \Delta Q(r, z, t) - P(r, z, t) \rho(r, z, t) \Delta v(r, z, t) \quad \dots\dots\dots (XIV-37)$$

- | | |
|---|--|
| { | $\Delta E(r, z, t)$: Δt 時間に蓄えられる単位体積あたりの内部エネルギー |
| | $\Delta Q(r, z, t)$: Δt 時間に発生するエネルギー |
| | $\left(\begin{array}{l} \Delta Q(r, z, t) = P(t) \cdot \Delta t \\ P(t) : \text{原子炉出力} \end{array} \right)$ |
| | $P(r, z, t)$: 燃料の圧力 |
| | $\rho(r, z, t)$: 密度 |
| | $\Delta v(r, z, t)$: Δt 時間での比体積変化 |

Δt 時間での燃料の温度上昇 ΔT は,

$$\Delta T(r, z, t) = \frac{\Delta E(r, z, t)}{C_v} \quad \dots\dots\dots (XIV-38)$$

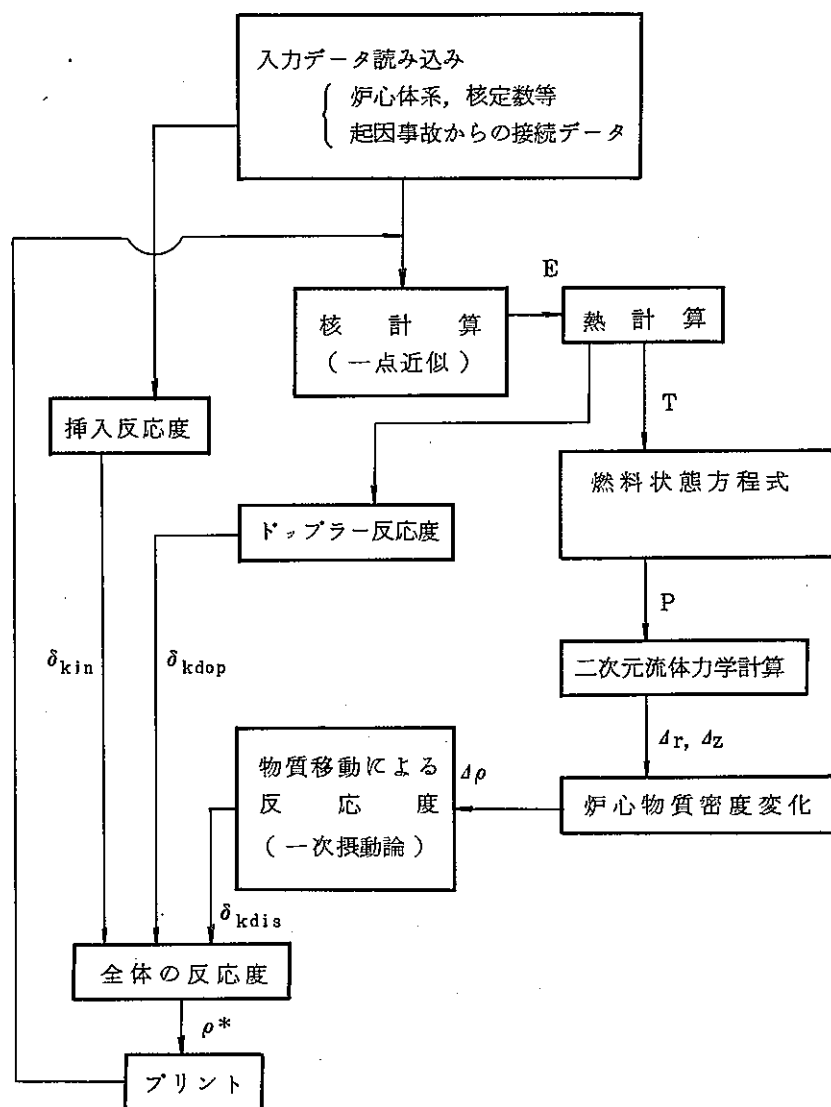
[C_v : 燃料の比熱]

3. 検 証

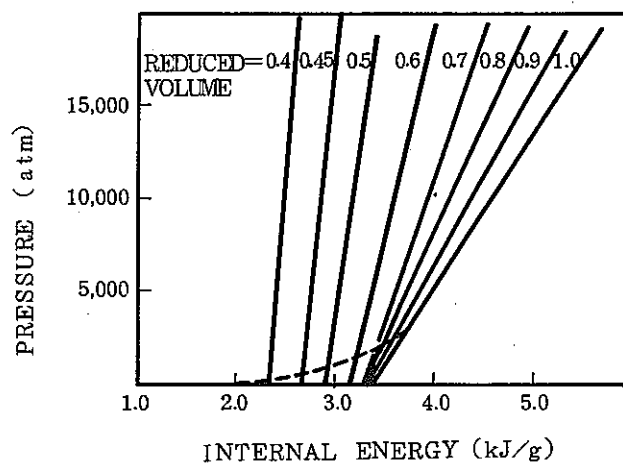
第XIV-3.1表, 第XIV-3.2表に SNAPTRAN-2 実験と SNAPTRAN-3 実験の主要なパラメータについて VENUS-PMコードによる計算結果と実験結果を, 比較して示す。⁽⁷⁾

参 考 文 献

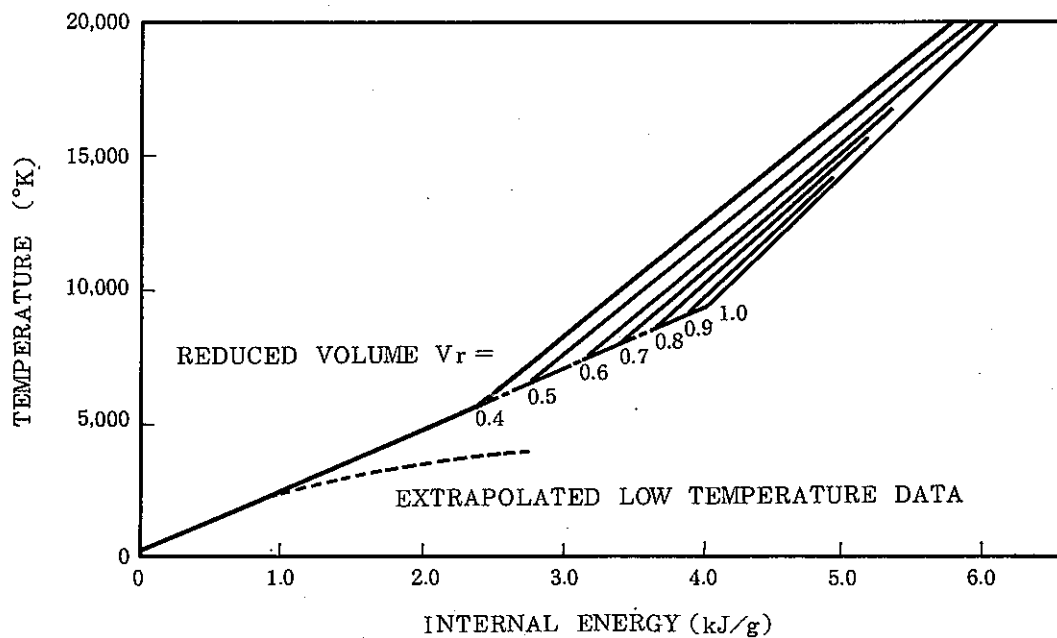
- (1) W. T. Sha and T. H. Hughes, "VENUS : A two dimensional Coupled Neutronics-Hydrodynamics Computer Program for Fast-reactor Power Excursions," ANL-7701, 1970.
- (2) J. F. Jackson and P. B. Nicholson, "VENUS-II : An LMFBR Disassembly Program," ANL-7951, 1972.
- (3) D. C. Menzies, "The Equation of State of Uranium Dioxide at High Temperatures and Pressures," TRG Report-1119, UKAEA, 1966.
- (4) A. Padilla, Jr., "High-Temperature Properties of Sodium for Safety Studies of Liquid-Metal Fast Breeder Reactors," ANL-8095, 1974.
- (5) G. H. Golden and J. V. Tokar, "Thermophysical Properties of Sodium," ANL-7323, 1967.
- (6) C. S. Kim, "Thermophysical Properties of Stainless Steels," ANL-7555, 1975.
- (7) D. H. Barker, et al., "Improvement and Verification of Fast Reactor Safety Analysis Technics : Progress Report," Department of Chemical Engineering, Brigham Young University Report COO-2571-8 (1977)



第 XIV - 1.1 図 VENUS 計算手順



第 XIV - 2.1 图 Pressure vs Internal Energy for EOS 6



第 XIV - 2.2 图 Temperature vs Internal Energy for EOS 6

第XIV-3.1表

COMPARISON OF EXPERIMENTAL RESULTS AND
VENUS-II CALCULATION FOR SNAPTRAN-2

Parameter	Nominal Venus-II Case	Experimental Result
Peak Power (MW)	67000.0	59000.0 - 73000.0
Energy Release (MW-sec)	48.4	38.0 - 47.3
Time of Peak Power (m-sec)	6.7	6.4 ± 2.0
Minimum Period (μ sec)	217.0	206.0
Peak Fuel Temperature (°K)	1338.0	1338.0

第XIV-3.2表

COMPARISON OF EXPERIMENTAL RESULTS AND
VENUS-II CALCULATION FOR SNAPTRAN-3

Parameter	Nominal Venus-II Case	Experimental Result
Peak Power (MW)	18200.0	18000.0 - 22000.0
Energy Release (MW-sec)	33.7	32.7 - 61.3
Time of Peak Power (m-sec)	5.8	6.0 ± 0.3
Minimum Period (μsec)	664.0	630.0 - 780.0
Maximum Fuel Temperature (°K)	1338.0	1311.0 ± 111.0

XV. SIMMER-IIコード

SIMMER-II コード

目 次

1. 概 要	247
2. 計算モデル	248

1. 概 要

液体金属冷却高速増殖炉 (LMFBR) の仮想的炉心崩壊事故 (HCDA) の炉心崩壊過程は、各種炉心物質の大規模な運動、相変化、物質間の熱的・流体力学的相互作用を含む非常に複雑な過程である。SIMMER (S_N, Implicit, Multifield, Multicomponent, Eulerian, Recriticality) コードは、LMFBR の崩壊炉心の解析を目的として、米国 Los Alamos National Laboratory (ロスアラモス国立研究所) において開発されてきた計算コードである。SIMMER は通常の事故解析コードと異なり、事故シーケンスの中で重要となる個々の独立したモジュール (サブルーチン) にモデル化して行くという手法は用いないで、炉心物質間の考え得る全ての質量、運動量、エネルギーの交換の過程を非常に一般的な形で含めた多速度場、多成分の流体力学の方程式を implicit に解くという手法を用いている。

SIMMER コードは、小規模な実験解析から実機全炉心事故の解析に至るまでの幅広い応用分野をもつとされているが、現在に至るまでに最も多くの解析がなされ、その有効性が注目されているのが、炉心崩壊後の膨張過程の解析の分野である。すなわち、SIMMER コードにより膨張炉心の初期条件、膨張過程における種々の熱流体力学的現象を現実的に取扱うことにより、HCDA 後のスラグ・インパクト時の運動エネルギーの値が従来の評価値に比べ、大きく低減される可能性が示されている。

以下に SIMMER コードの最新版である SIMMER-II コードのモデルにつきその概要をまとめる。

2. 計算モデル

(1) 序

SIMMER-IIによる全炉心の解析は通常R-Z 2次元, 円筒体系で行うが, オプションとしてX-Z 2次元又は1次元体系で計算を行うことも可能であり, 広く実験解析にも応用できる。解析に当たっては計算体系全体を必要な精度に応じて任意の数と巾のメッシュセルに分割する。SIMMER-IIコードにおける最も基本的な独立変数である各物質の密度(質量に対応)とエネルギー(状態方程式を介して温度に対応)は, 各メッシュセルに対して計算する。物質の運動(すなわちメッシュセル間の密度とエネルギーの対流)は, 通常の有限差分法で計算する。解析の上で重要となるエネルギー, 運動量, 質量の交換は, 実験的あるいは半理論的に得られている関係式である交換関数を用いて, 物質の速度, 物性値等の局所的なメッシュセル条件から計算する。

さらに計算を容易にするため, いくつかの物質を組合せて速度“場”を定義し, 各場に存在する物質を“成分”と呼ぶ。SIMMER-IIにおいては, 構造材場(燃料ピン, 集合体管壁, 制御棒の様な静止した物質からなる), 液体場(液体ナトリウム, 熔融物質, 固体粒子の様な可動物質からなる), 蒸気場(気体状の物質からなる)の3つの場を扱う。SIMMERでは, 燃料, スティール, ナトリウム, 制御材, FPガスの5種類の基本成分をモデル化するが, 燃料成分については, 炉心濃縮領域, 燃焼度の差異を考慮するため, fertile燃料とfissile燃料を区別して計算する。一方エネルギー的には両者が均一に混合されていると考え, 唯一のエネルギーを与える。前者を“密度成分”, 後者を“エネルギー成分”と呼び区別する。

(2) 構造材場

SIMMER-IIの構造材場は, (1)燃料ペレット, (2)固化燃料, (3)被ふく管, (4)集合体管壁, (5)制御材の5種のエネルギー成分からなる。(2)は固化し構造材場に付着した熔融燃料を扱うための成分であり, 密度成分としては, (1)(2)をfertileとfissileに分けてある他に, 燃料ペレット内に存在するFPガスも扱い得る。

構造材場成分の配位は他の場との交換関数の計算の際重要となるが, 健全な燃料ピンと管壁構造を基礎として成分の相対位置が決められ, それをもとに伝熱経路, 伝熱面積, 熱伝達係数, 流路面積等が計算される。構造材の配位は質量移行(例えば熔融による質量減

少)の結果をふまえて、動的に計算される。

構造材場密度成分の質量保存は次式となる。

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} = -\Gamma_m \quad \dots\dots\dots (XV-1)$$

ρ_m : 密度成分 m のスミアー密度

Γ_m : 密度成分 m からの質量移行率

質量移行は、構造材場成分の破損の結果起り、質量が液体場に移行される。破損は単に熱的に評価するが、構造材場成分が完全に溶融する前に一部固体のまま液体場に移行(固体粒子として)する効果を扱うことも可能である。逆に液体場成分は固化することにより、その質量の一部は構造材場に移行される。

構造材場エネルギー成分に対するエネルギー式は次のようになる。

$$\frac{\partial \rho_m e_m}{\partial t} = Q_m + N Q_{Nm} \quad \dots\dots\dots (XV-2)$$

ρ_m : エネルギー成分 m のスミア密度

e_m : エネルギー成分 m の内部エネルギー

Q_m : 熱伝達, 質量移行, ドラグ発熱によるエネルギー成分 m へのエネルギー移行率

$N Q_{Nm}$: 内部エネルギー発生率(核加熱)

熱伝達は、単に伝熱面積と熱伝達係数から評価するが、これは動的に決められた構造材の配位と厚さにより調整される。伝熱量は、熱伝達係数、面積、成分間の温度差の積として計算する。

(3) 液体場

SIMMER-II の液体場は、(1)液体燃料、(2)液体スチール、(3)液体ナトリウム、(4)液体制御材、(5)固体燃料粒子、(6)固体スチール粒子の6種のエネルギー成分からなる。液体ナトリウム以外は全て炉心物質の破損の結果生じたものである。例えば液体燃料は燃料ペレットの溶融又は固化燃料の再溶融の結果生じたものであり、液体スチールは被ふく管又は集合体管壁の溶融の結果生じたものである。構造材場と同様、(1)、(5)の燃料エネルギー成分は fertile と fissile の2種の密度成分に分ける。

過渡状態における多成分、多相流の流動の取扱いに関して、SIMMER-II で

は、唯一の流動様式として“分散液滴流”を使用している。この流動様式においては液体場成分は、連続した蒸気場の中に液滴として一様に分散している。液滴径は圧力損失、熱伝達の評価の上で重要なパラメータであり、局所的な条件から動的に計算するためいくつかの物理現象をモデル化している。先ず液滴の慣性と表面張力とのバランスにより、高速で動く液滴が分割されるが、これをWeber数に基づいて評価する。次に液滴の内圧が表面張力以上に高い時に液滴を分割する（フラッシング）必要がある。一方液滴径を増加する効果としては液滴の合体が挙げられ、液滴の衝突頻度を求めることでこれを評価する。

液体場密度成分に対する質量保存は次式で表わされる。

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{V}_L) = -\Gamma_m \quad \dots\dots\dots (XV-3)$$

ρ_m : 密度成分 m のスミア密度

\vec{V}_L : 液体場の速度ベクトル

Γ_m : 密度成分 m からの質量移行率

左辺第 2 項は対流による質量の拡散を示す。構造材場から液体場への質量移行（簡単な例としては燃料ペレットが溶融した場合）の結果液体場成分の密度が増加する。一方液体場成分が構造場表面に固着した場合は逆方向の質量移行が起ることになる。

液体場に対する運動量の式は次式の様になる。

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_L \vec{V}_L}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_L \vec{V}_L \vec{V}_L) = & -\alpha_L \nabla p + \rho_L \vec{g} + \Gamma_{GL} \vec{V}_G \\ & - (\Gamma_{LS} + \Gamma_{LG}) \vec{V}_L + K_{GL} (\vec{V}_G - \vec{V}_L) - K_{LS} \vec{V}_L \quad \dots\dots\dots (XV-4) \end{aligned}$$

ρ_L : 密度成分の総スミア密度

α_L : 液体体積率

p : 圧力

\vec{g} : 重力加速度

Γ_{GL} : 蒸気場から液体場への質量移行率

K_{GL} : 蒸気場との間のドラッグ力による運動量交換関数

K_{LS} : 構造材場との間のドラッグ力による運動量交換関数

蒸気場との間の運動量交換は、液体場成分に働くドラッグ力の和として計算するが、ドラグ

係数は球の周りの Stokes 流に対する関係式を基に計算する。構造材場との間の運動量交換は摩擦係数の形で計算する。その他に計算体系の下端にオリフィス圧損に相当した運動量交換を与えることも可能である。

液体場エネルギー成分に対するエネルギー式を以下に示す。

$$\frac{\partial \rho_m e_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m e_m \vec{V}_L) = Q_m + NQ_{Nm} \dots\dots\dots (XV-5)$$

e_m : エネルギー成分 m の内部エネルギー

Q_m : エネルギー成分 m へのエネルギー移行率。熱伝達, 質量移動に伴うエネルギー移行, ドラグ発熱による効果を含む。

NQ_{Nm} : 内部エネルギー発生率 (核加熱)。

液体場成分間の熱伝達は, 液滴間の衝突を考慮して計算する。衝突一回当りの伝熱量を熱伝達係数, 平均接触面積, 平均接触時間から評価する。単相に対しても意味のある結果を与えることも判っている。液体場と構造材場との間の熱伝達は通常の熱伝達係数の関係式 (Nu 数を Re 数と Pr 数の関数として評価) を用いて, 液体体積率による伝熱面積の補正を行った上で計算する。

(4) 蒸気場

SIMMER-II の蒸気場は, (1) fertile 燃料蒸気, (2) fissile 燃料蒸気, (3) スティール蒸気, (4) ナトリウム蒸気, (5) 制御材蒸気, (6) FP ガス の 6 種の密度成分からなる。これらの成分は全ての点で均一に混合され, 唯一のエネルギーと温度を持つ。即ち, 蒸気場は単一エネルギー成分として扱う。

蒸気場に対する質量の保存は次式で表わされる。

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{V}_G) = -\Gamma_m \dots\dots\dots (XV-6)$$

ρ_m : 密度成分 m のスミア密度

Γ_m : 密度成分 m からの質量移行率

\vec{V}_G : 蒸気場の速度ベクトル

蒸気場と液体場との間の質量移行は, 蒸発・凝縮により行われるが, 気-液境界面への伝熱速度から相遷移速度を決定する簡易蒸発-凝縮モデルを使用する。

蒸気場に対する運動量の式は次式で表わされるが, 液体場および構造材場との間の運動

量交換は液体場と同様に計算する。

$$\frac{\partial \rho_G \vec{V}_G}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_G \vec{V}_G \vec{V}_G) = -\alpha_G \nabla p + \rho_G \vec{f} + \Gamma_{LG} \vec{V}_L - \Gamma_{GL} \vec{V}_G + K_{GL} (\vec{V}_L - \vec{V}_G) - K_{GS} \vec{V}_G \quad \dots\dots\dots (XV-7)$$

ρ_G : 密度成分の総スミア密度

α_G : 蒸気場体積率

Γ_{LG} : 液体場から蒸気場への質量移行率

K_{GS} : 蒸気場と構造材場との間のドラグ力による運動量交換関数

蒸気場の蒸気混合物(唯一のエネルギーを持つ)に対するエネルギーの式は次の様になる。

$$\frac{\partial \rho_G e_G}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_G e_G \vec{V}_G) = -p \nabla \cdot (\alpha_G \vec{V}_G + \alpha_L \vec{V}_L) + Q_G + N \sum_m \rho_m Q_{Nm} \quad \dots\dots\dots (XV-8)$$

e_G : 蒸気混合物の内部エネルギー

Q_G : 蒸気場への全エネルギー移行率

NQ_{Nm} : 密度成分 m に対する内部エネルギー発生率

右辺第 1 項は、蒸気場に対して行われた圧力-体積仕事の効果を表わす。蒸気場から液体場および構造材場成分への熱伝達は蒸気-凝縮を通して行われると仮定している。

(5) 物質の状態方程式

SIMMER-II では、物質のエネルギー状態を記述する独立変数は温度ではなく、内部エネルギーであり、両者を関係付けるのが状態方程式である。又、流体の運動を駆動するメッシュセル圧力を計算するのも状態方程式を介してである。SIMMER では、簡易な状態方程式を用いている。まず固体と液体の微視的密度は一定値を用い、比熱も温度が臨界点に近づくまでは一定値を用いる。飽和蒸気圧に関する関係式も簡易な指数関数型の式を用いている。メッシュセル圧力の計算は、単相セルと 2 相セルで異なるが、2 相セルでは蒸気場に対する可変ガス定数を用いた状態方程式から圧力を計算するのに対し、単相セルでは液体温度に対応した飽和蒸気圧力に液体の圧縮性による圧力を加えた形で計算する。

XVI. PISCES-2DELKコード

PISCES-2DELKコード

目 次

1. 概 要	257
2. 計算流れ図	258
3. 解析方法	259
4. 検 証	266

図 表 リ ス ト

第 XVI-3.1 図 シェル体系	267
第 XVI-3.2 図 内部応力-シェル体系	268
第 XVI-3.3 図 PISCES 2DELK解析例	269
第 XVI-4.1 図 耐衝撃試験装置	270
第 XVI-4.2 図 容器半径方向変位	271
第 XVI-4.3 図 配管衝撃試験	272
第 XVI-4.4 図 試験体入口部周方向残留歪	273

1. 概 要

^{注1}
PISCES 2DELK コードは米国の Physics International 社で開発された2次元耐衝撃
応答解析コードである。本コードは平板或いは軸対称体系の差分方程式を Explicit(陽) に解
くことにより、流体と構造材の移動、変形及び動的な相互作用を求める。

本コードは以下の体系を取扱うことが出来る。

(1) オイラー座標系

空間に固定した座標を用い流体等の移動を計算する。(セル内の体積不変)

(2) ラグランジュ座標系

物質の変形と共に座標が変形する。構造材等の変形が明確となる。(ゾーン内の物質不
変)

(3) シェル体系

薄い肉厚の構造物で肉厚方向の応力を無視しうる場合に用いる。

(4) リジッド体系

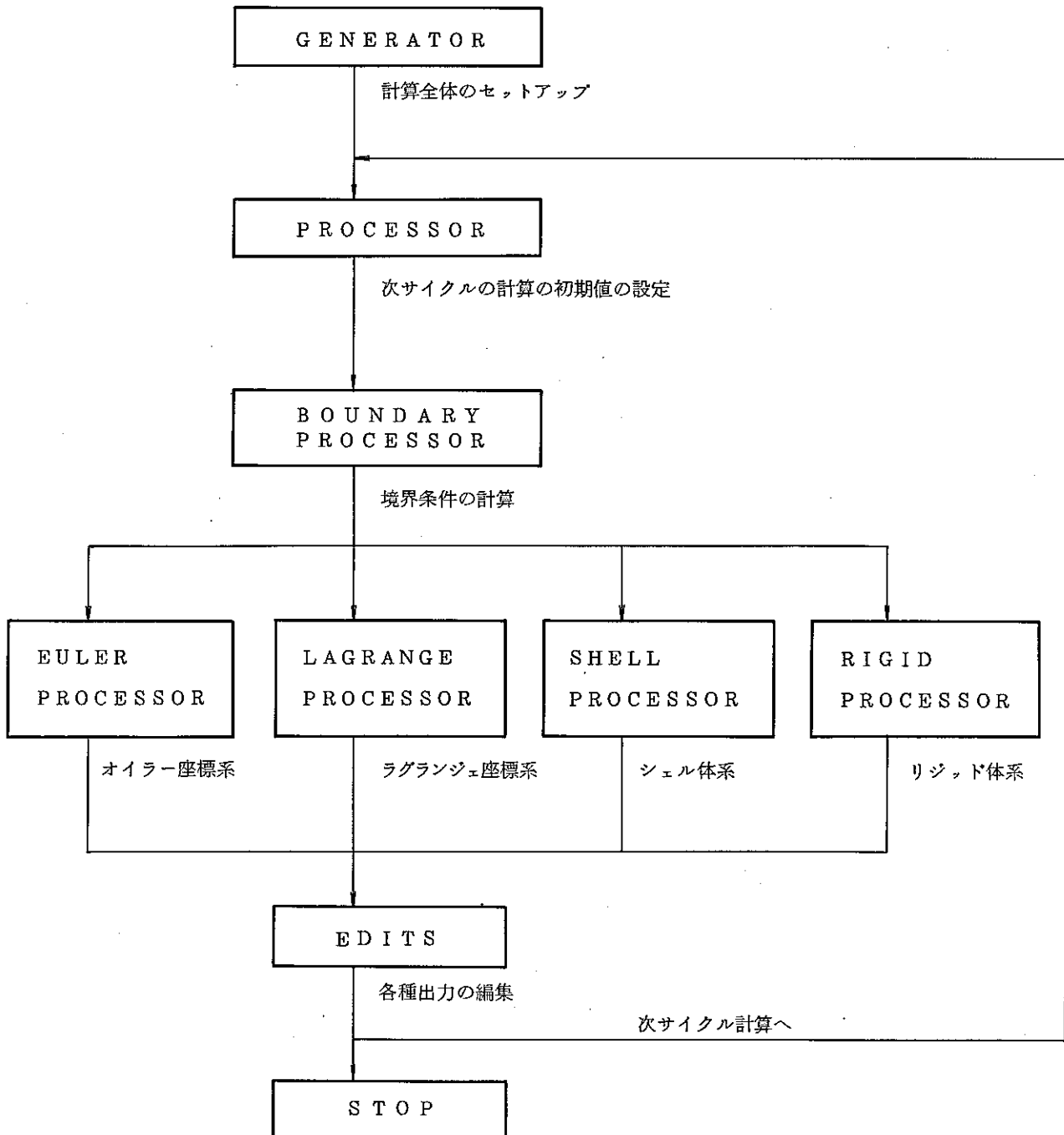
完全剛な物質を取り扱う。

オイラー座標系とラグランジュ座標系、シェル体系及びリジッド体系の間には POLY-
GON と呼ばれる境界が形成され圧力境界として働く。

注1 : Physics International multiSpacial Codes for Engineering and Science の略

2. 計算流れ図

本コードの計算流れ図は以下の通りである。



3. 解析方法

(1) オイラー座標系

座標は空間に固定されており，質量保存則，運動量保存則，エネルギー保存則及び状態方程式により物質の移動を求める。

(i) 質量保存則

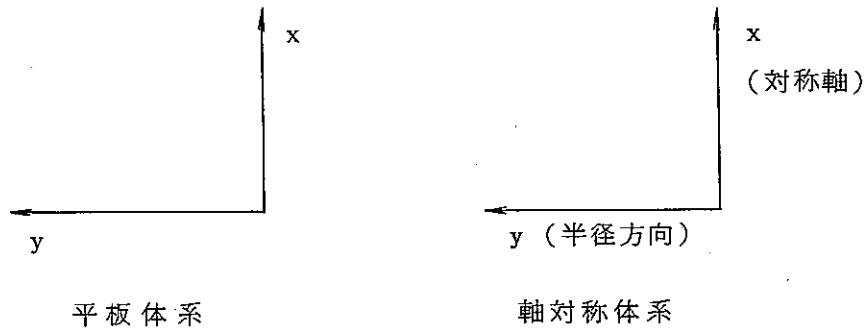
$$\text{セル内の質量} \quad m = \int \rho dV \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-1})$$

$$\text{質量移動} \quad \frac{dm}{dt} = - \oint \rho (\vec{u} - \vec{v}) \cdot d\vec{S} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-2})$$

$$\text{但し, } dV = \begin{cases} dx \cdot dy & (\text{平板体系}) \\ 2\pi y dx dy & (\text{軸対称体系}) \end{cases} \quad \text{注2}$$

$$d\vec{S} = \begin{cases} (dy, -dx) & (\text{平板体系}) \\ 2\pi y (dy, -dx) & (\text{軸対称体系}) \end{cases} \quad \text{注2}$$

m ; 質量 ρ ; 密度 dV ; 体積要素
 \vec{u} ; 流速 \vec{v} ; 境界の速度 t ; 時間
 $d\vec{S}$; 面積の大きさの外向垂直ベクトル



注 2 ; 軸対称体系では x 軸が対称軸となり y 方向が半径方向となる。

(ii) 運動量保存則

$$\text{セル内の運動量} \quad \vec{M} = \int \rho \vec{u} dV \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-3})$$

$$\text{運動量変化} \quad \frac{dM_x}{dt} = F_x - \oint \rho u_x (\vec{u} - \vec{v}) \cdot d\vec{S} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-4})$$

$$\frac{dM_y}{dt} = F_y - \oint \rho u_y (\vec{u} - \vec{v}) \cdot d\vec{S} + F_{\text{hoop}} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-5})$$

$$\text{ここで, } F_x = \oint (T_{xx} dS_x + T_{xy} dS_y)$$

$$F_y = \oint (T_{xy} dS_x + T_{yy} dS_y)$$

但し,

$$F_{\text{hoop}} = \begin{cases} 0 & (\text{平板体系}) \\ -2\pi \int T_{yy} dx dy & (\text{軸対称体系}) \end{cases}$$

(発生応力)

$$T_{xx} = -P - Q + s_{xx}$$

$$T_{yy} = -P - Q + s_{yy}$$

$$T_{tt} = -P - Q + s_{tt}$$

$$T_{xy} = s_{xy}$$

ここで, \vec{M} ; 運動量 F ; 外力 T ; 応力

S ; 表面積 P ; 圧力 Q ; 擬似粘性力

s ; 応力偏差 (流体の場合 0)

iii) エネルギー保存則

$$\text{内部エネルギー } IE = \int \rho e dV \dots\dots\dots (\text{XVI-6})$$

$$\text{運動エネルギー } KE = \int \frac{1}{2} \rho (u_x^2 + u_y^2) dV \dots\dots\dots (\text{XVI-7})$$

$$\text{全エネルギー } TE = IE + KE \dots\dots\dots (\text{XVI-8})$$

$$\text{全エネルギー移動 } \frac{d TE}{dt} = W - \oint \rho w (\vec{u} - \vec{v}) d\vec{S} \dots\dots\dots (\text{XVI-9})$$

但し, $W = \oint \{ u_x (T_{xx} dS_x + T_{xy} dS_y) + u_y (T_{xy} dS_x + T_{yy} dS_y) \}$

$$w = e + \frac{1}{2} \vec{u} \cdot \vec{u}$$

ここで, e ; 単位質量当りの内部エネルギー

W ; 体積変化による仕事率

w ; 単位質量当りの全エネルギー

(IV) 状態方程式

$$P = f(\rho, e) \dots\dots\dots (\text{XVI-10})$$

(V) 境界条件

境界条件としては以下の取扱いが可能である。

- a) 速度, 圧力境界を設ける。
- b) 指定した境界点で衝撃波を反射させない。

c) 指定した領域に沿って無限大の壁をつける。

(2) ラグランジュ座標系

物体の移動と共に座標も変形するため物体の変形を正確に追うことが出来る。質量保存則，運動量保存則，状態方程式及び応力-歪関係より物体の移動（変形）を解析する。

(i) 質量保存則

$$\frac{\dot{V}}{V} = \dot{\epsilon}_{xx} + \dot{\epsilon}_{yy} + \dot{\epsilon}_{tt} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-11})$$

但し， $\dot{\epsilon}_{xx} = \frac{\partial \dot{x}}{\partial x}$

$$\dot{\epsilon}_{yy} = \frac{\partial \dot{y}}{\partial y}$$

$$\dot{\epsilon}_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{x}}{\partial y} + \frac{\partial \dot{y}}{\partial x} \right)$$

$$\dot{\epsilon}_{tt} = \begin{cases} 0 & (\text{平板体系}) \\ \frac{\dot{y}}{y} & (\text{軸対称体系}) \end{cases}$$

ここで， V ; 比体積 (ρ_0 / ρ)， ϵ ; 歪

(ii) 運動量保存則

平板体系

$$\rho \ddot{x} = \frac{\partial T_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial T_{xy}}{\partial y} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-12})$$

$$\rho \ddot{y} = \frac{\partial T_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial T_{yy}}{\partial y} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-13})$$

軸対称体系

$$\rho \ddot{x} = \frac{\partial T_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial T_{xy}}{\partial y} + \frac{T_{xy}}{y} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-14})$$

$$\rho \ddot{y} = \frac{\partial T_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial T_{yy}}{\partial y} + \frac{T_{yy} - T_{tt}}{y} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-15})$$

(発生応力)

$$T_{xx} = -P + s_{xx}$$

$$T_{yy} = -P + s_{yy}$$

$$T_{tt} = -P + s_{tt}$$

$$T_{xy} = s_{xy}$$

(iii) エネルギー保存則

$$\dot{e} = \frac{1}{\rho} [T_{xx} \dot{\epsilon}_{xx} + T_{yy} \dot{\epsilon}_{yy} + T_{tt} \dot{\epsilon}_{tt} + 2T_{xy} \dot{\epsilon}_{xy}] \dots\dots\dots (XVI-16)$$

但し, $T_{xx} = -P - Q + s_{xx}$

$$T_{yy} = -P - Q + s_{yy}$$

$$T_{tt} = -P - Q + s_{tt}$$

$$T_{xy} = s_{xy}$$

ここで, T ; 応力 ρ ; 密度 P ; 圧力
 s ; 応力偏差 e ; 単位質量当りのエネルギー
 Q ; 擬似粘性力

(iv) 状態方程式

$$P = f(\rho, e) \dots\dots\dots (XVI-17)$$

(v) 応力-歪関係

幾つかの関係式が用意されているが状態方程式と同様ユーザサブルーチンを使用出来る。

(vi) 境界条件

境界条件としては以下の取扱いが可能である。

- a) 速度境界を設ける。
- b) 圧力境界を設ける。
- c) 指定した境界点で衝撃波を反射させない。
- d) 重なった2つの点を1点として扱う。

(3) シェル体系^{注3}

第XVI-3.1図にシェルの座標系(l, ϕ, θ)を示す。

l はシェルの長さ, ϕ は中心角となす角度, θ は中心軸に対する回転角である。

(i) 変位-歪関係

○前提条件

- a) 中央面に垂直な線形要素は変形後も垂直である。
- b) シェルの密度は一定である(体積一定)。

○ 中央面から z の距離の歪増分 ($-\frac{h}{2} < z < \frac{h}{2}$)

$$\overline{d\varepsilon_\phi} = \overline{d\varepsilon_\phi} - z \overline{d\chi_\phi} \quad \dots\dots\dots (XVI-18)$$

$$\overline{d\varepsilon_\theta} = \overline{d\varepsilon_\theta} - z \overline{d\chi_\theta} \quad \dots\dots\dots (XVI-19)$$

○ 平均歪増分

$$\overline{d\varepsilon_\phi} = \frac{d(\Delta\ell)}{\Delta\ell} \quad \dots\dots\dots (XVI-20)$$

$$\overline{d\varepsilon_\theta} = \frac{\Delta y}{y} \quad \dots\dots\dots (XVI-21)$$

○ 平均曲率

$$\overline{\chi_\phi} = \frac{\Delta\phi}{\Delta\ell} \quad \dots\dots\dots (XVI-22)$$

$$\overline{\chi_\theta} = \sin\phi / y \quad \dots\dots\dots (XVI-23)$$

ここで、 ε ; 歪 χ ; 曲率 h ; 板厚
 y ; 径方向座標, $\Delta\ell$; 中央面上のシエルの長さ
 $\Delta\phi$; 中央軸となす角の増分

(ii) 応力-歪関係

○ 前提条件

a) シエルに垂直な応力成分は無視する (薄肉)。

従って、2軸応力場とする。

b) 塑性変形は von Mises の降伏条件を用いた歪増分理論と Reuss の仮定による塑性理論に基づいた関係式を用い解析する。

○ 2軸応力場における von Mises の降伏関数

$$f(T_\phi, T_\theta) = T_\phi^2 - T_\phi T_\theta + T_\theta^2 - \sigma_y^2 \quad \dots\dots\dots (XVI-24)$$

○ フックの法則による弾性応力増分

$$dT_\phi = \frac{E}{1-\nu^2} (d\varepsilon_\phi + \nu d\varepsilon_\theta) \quad \dots\dots\dots (XVI-25)$$

$$dT_\theta = \frac{E}{1-\nu^2} (d\varepsilon_\theta + \nu d\varepsilon_\phi) \quad \dots\dots\dots (XVI-26)$$

○弾性応力増分によって降伏条件が満たされない場合、歪増分は弾性増分と塑性増分に分けられる。

$$d \varepsilon_{\phi} = d \varepsilon_{\phi}^e + d \varepsilon_{\phi}^p \quad \dots\dots\dots (XVI-27)$$

$$d \varepsilon_{\theta} = d \varepsilon_{\theta}^e + d \varepsilon_{\theta}^p \quad \dots\dots\dots (XVI-28)$$

○塑性歪増分は塑性ポテンシャルから求められる

$$d \varepsilon_{\phi}^p = \lambda \frac{\partial f}{\partial T_{\phi}} = \lambda (2T_{\phi} - T_{\theta}) \quad \dots\dots\dots (XVI-29)$$

$$d \varepsilon_{\theta}^p = \lambda \frac{\partial f}{\partial T_{\theta}} = \lambda (2T_{\theta} - T_{\phi}) \quad \dots\dots\dots (XVI-30)$$

ここで、 $f(T_{\phi}, T_{\theta})$; von Mises の降伏関数

σ_y ; 降伏応力

T ; 応力

E ; ヤング率

ν ; ポアソン比

λ ; 比例係数

(iii) 運動方程式

○薄肉シエルの運動方程式

$$m \ddot{x} = f_{xs} + f_{xe} \quad \dots\dots\dots (XVI-31)$$

$$m \ddot{y} = f_{ys} + f_{ye} \quad \dots\dots\dots (XVI-32)$$

○シエル内部の力 (第XVI-3.2図参照)

$$f_{xs} = -\frac{1}{r} \frac{d}{d\ell} (yA) \quad \dots\dots\dots (XVI-33)$$

$$f_{ys} = \frac{1}{y} \frac{d}{d\ell} (yB) - \frac{N_{\theta}}{y} \quad \dots\dots\dots (XVI-34)$$

$$\begin{cases} A = N_{\phi} \sin \phi - Q_{\phi} \cos \phi \\ B = N_{\phi} \cos \phi + Q_{\phi} \sin \phi \end{cases}$$

回転慣性の効果を無視すると

$$Q_{\phi} = \frac{dM_{\phi}}{d\ell} + (M_{\phi} - M_{\theta}) \cos \phi / y$$

○ 応力による内力

$$N_{\phi} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} T_{\phi}(z) dz \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-35})$$

$$N_{\theta} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} T_{\theta}(z) dz \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-36})$$

○ 曲げモーメント

$$M_{\phi} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} T_{\phi}(z) z dz \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-37})$$

$$M_{\theta} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} T_{\theta}(z) z dz \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-38})$$

ここで、 m ; 単位長さ当りの質量 N_{ϕ}, N_{θ} ; 単位長さ当りの内力
 \ddot{x}, \ddot{y} ; 加速度 M_{ϕ}, M_{θ} ; 曲げモーメント
 f_{xs}, f_{ys} ; 内力
 f_{xe}, f_{ye} ; 外力

注 3 ; 平板体系でもシエル体系の取扱いは可能であるが、本資料には軸対称体系のみの基本式を示す。

(4) リジッド体系

剛体は全体を一体とし計算する。運動は軸方向のみである。(現在、軸対称体系のみ取扱い可能)

○ 運動方程式 $m \ddot{x} = F_{xe} \quad \dots\dots\dots (\text{XVI-39})$

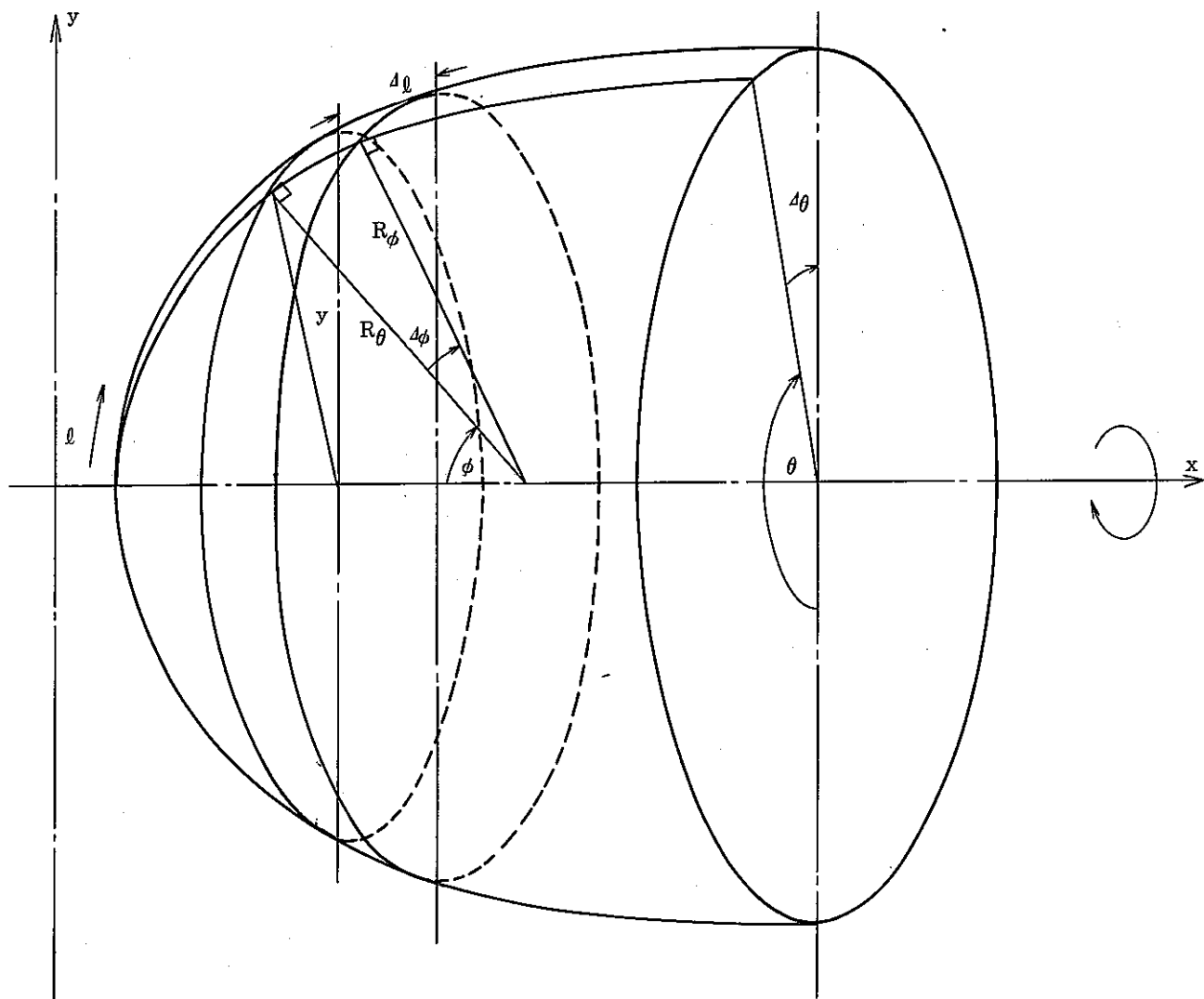
ここで、 m ; 剛体の質量
 \ddot{x} ; 軸方向加速度
 F_{xe} ; 外力

4. 検 証

各国の耐衝撃解析コードの比較，検討を目的とし，国際的なベンチマークの APRICOT^{注4}計画が実施された。我国も本計画に参加し，基準問題の1つであるSRI (Stanford Research Institute) のCRBR用の1/30スケール耐衝撃試験の解析をPISCES 2DELKで実施した。第XVI-4.1図に試験装置を，第XVI-4.2図に試験結果と解析結果の比較を示す。第XVI-4.2図に示す如く試験結果と解析結果とは比較的良く一致している。

又，我国で実施された配管衝撃試験(第XVI-4.3図参照)に対しPISCES 2DELKで解析を行った結果第XVI-4.4図に示す如く良い一致が得られた。

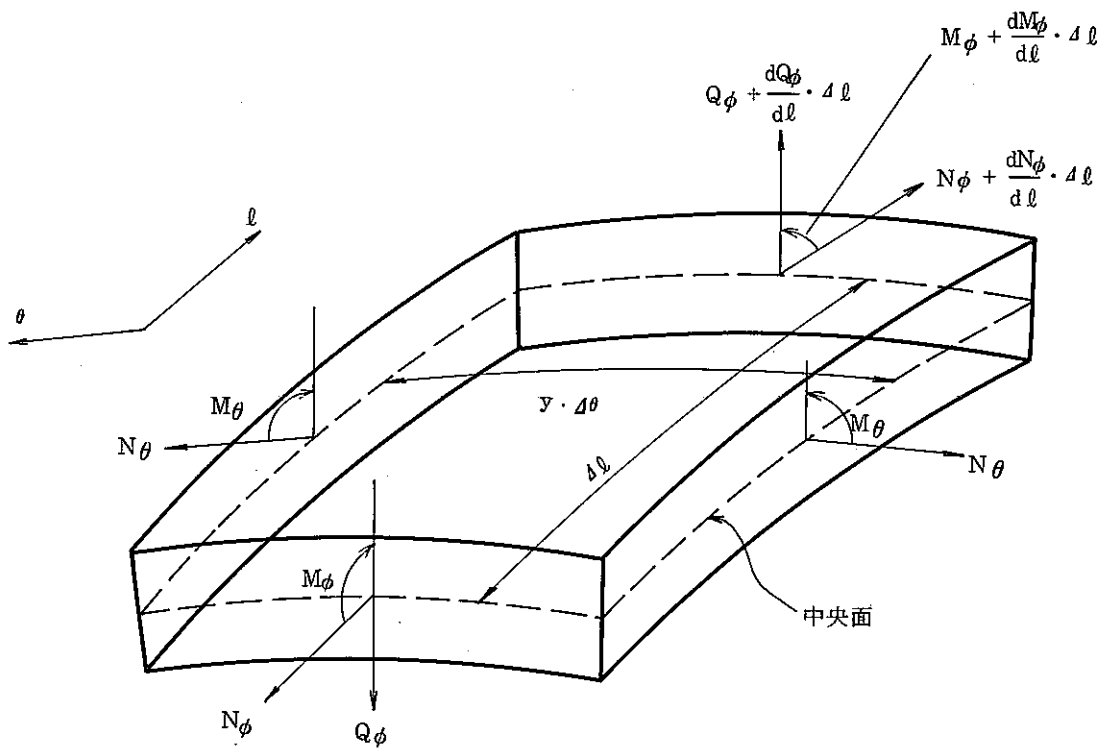
注4：Analysis of PRImary COntainment Transients



$$R_{\theta} = y / \sin \phi$$

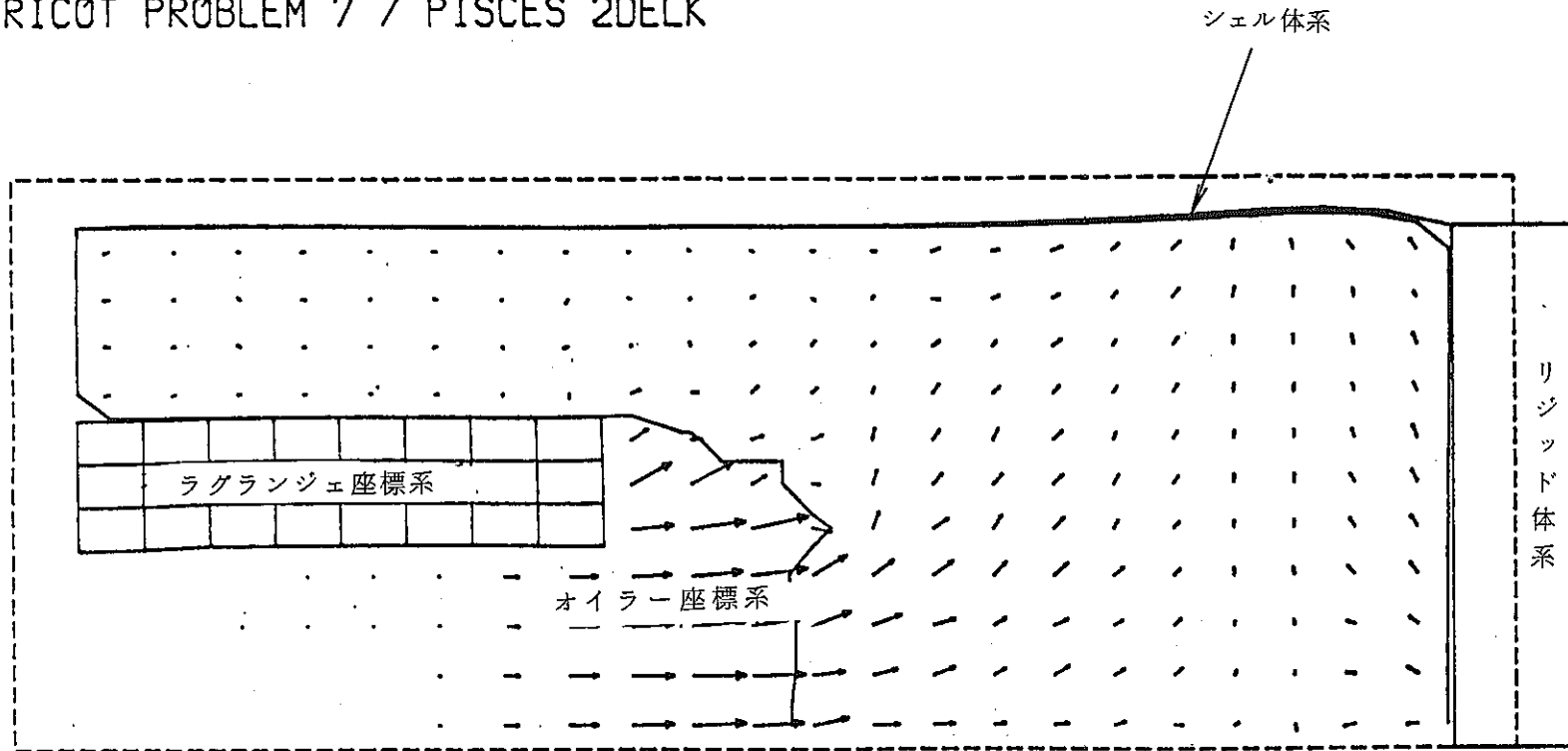
$$R_{\phi} = \Delta l / \Delta \phi$$

第 XI - 3.1 図 シェル体系 (軸対称体系)



第 XVI-3.2 内部応力—シェル体系 (軸対称体系)

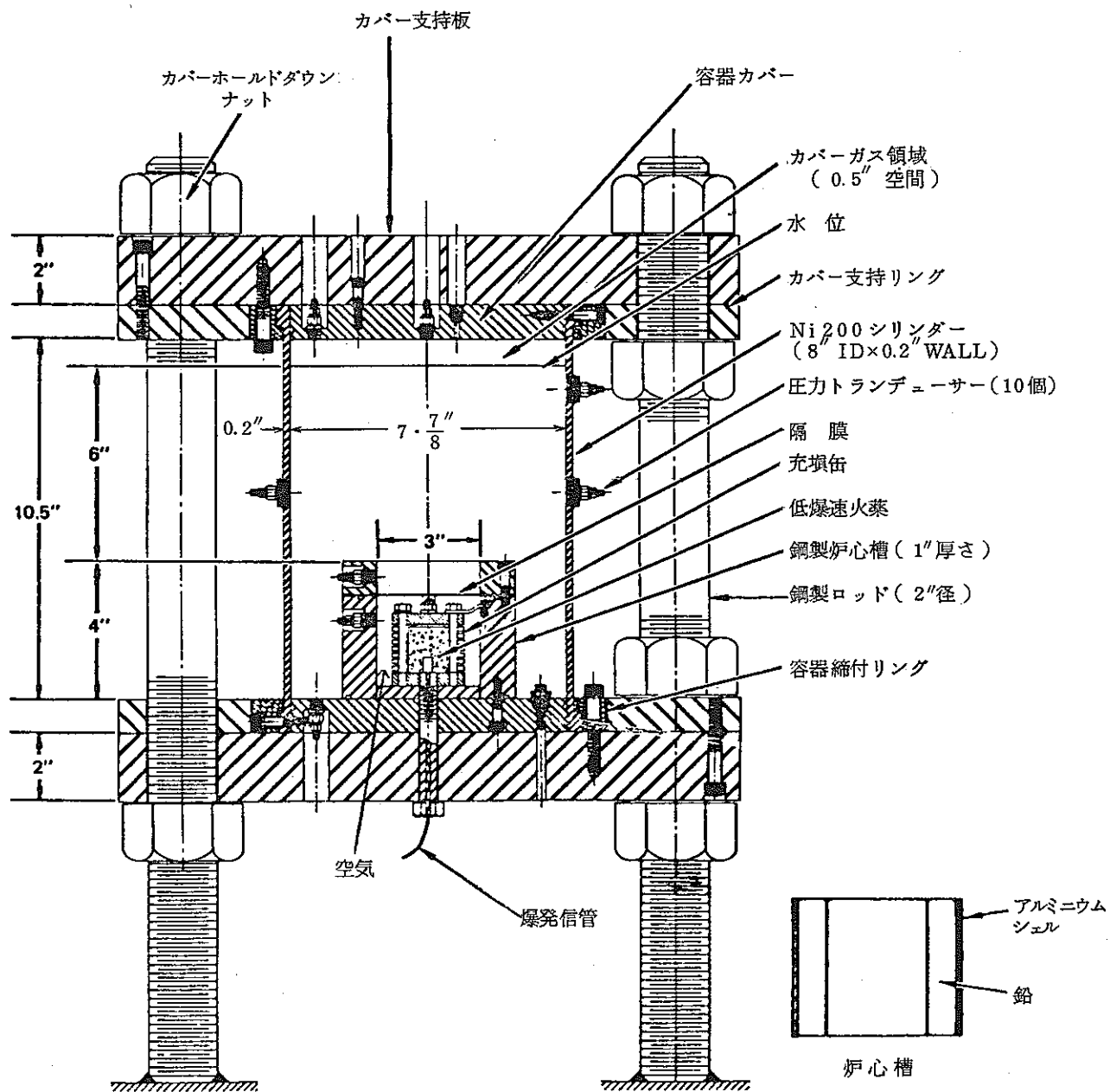
APRICOT PROBLEM 7 / PISCES 2DELK



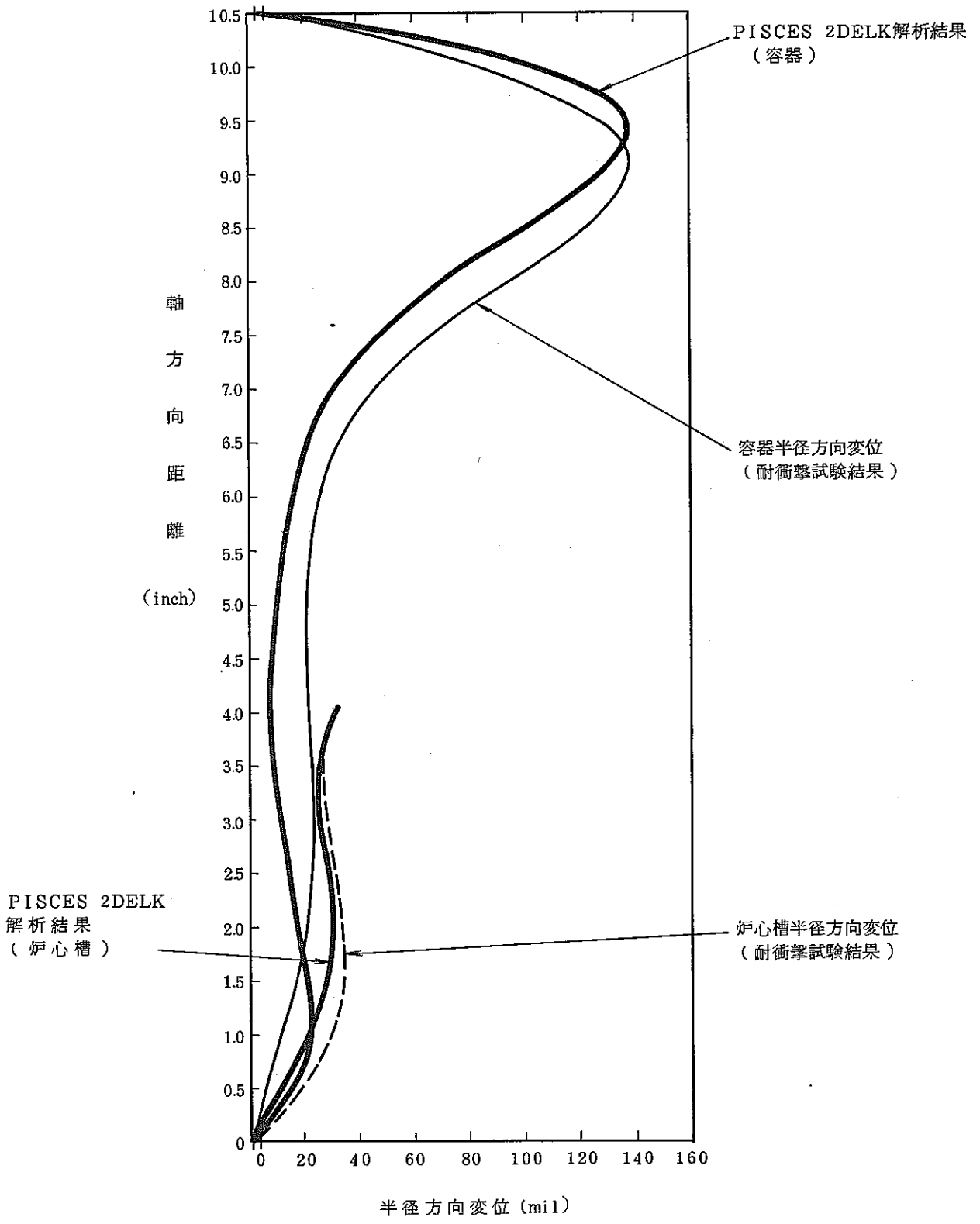
—269—

ONE INCH = 3.81 PROBLEM DIST UNITS CYCLE 609
 ONE INCH = .022 PROB VECTOR UNITS TIME 1.0 E+3 (μ sec)

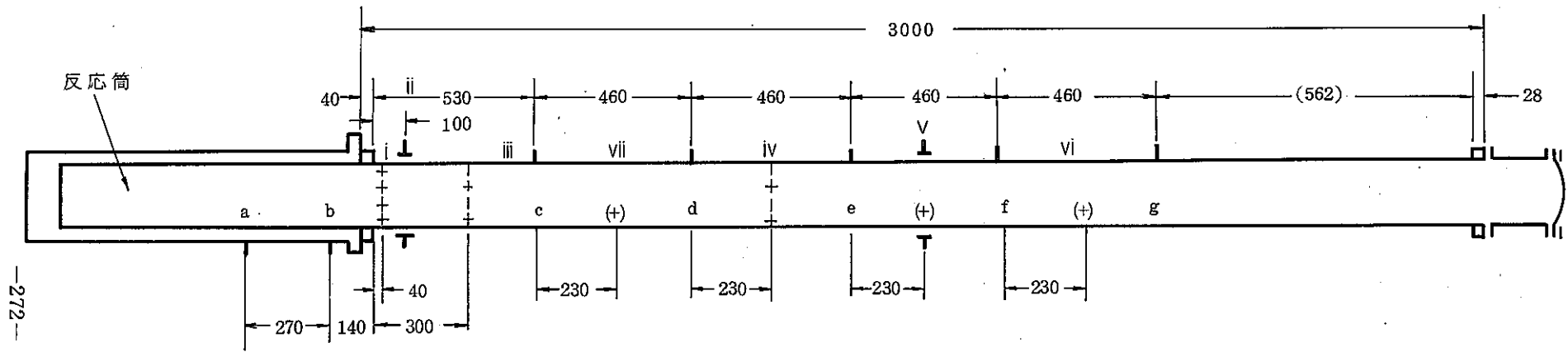
第XM-3.3図 PISCES 2DELK解析例



第 XVI-4.1 図 耐衝撃試験装置 (CRBR 用 1/30 スケール)



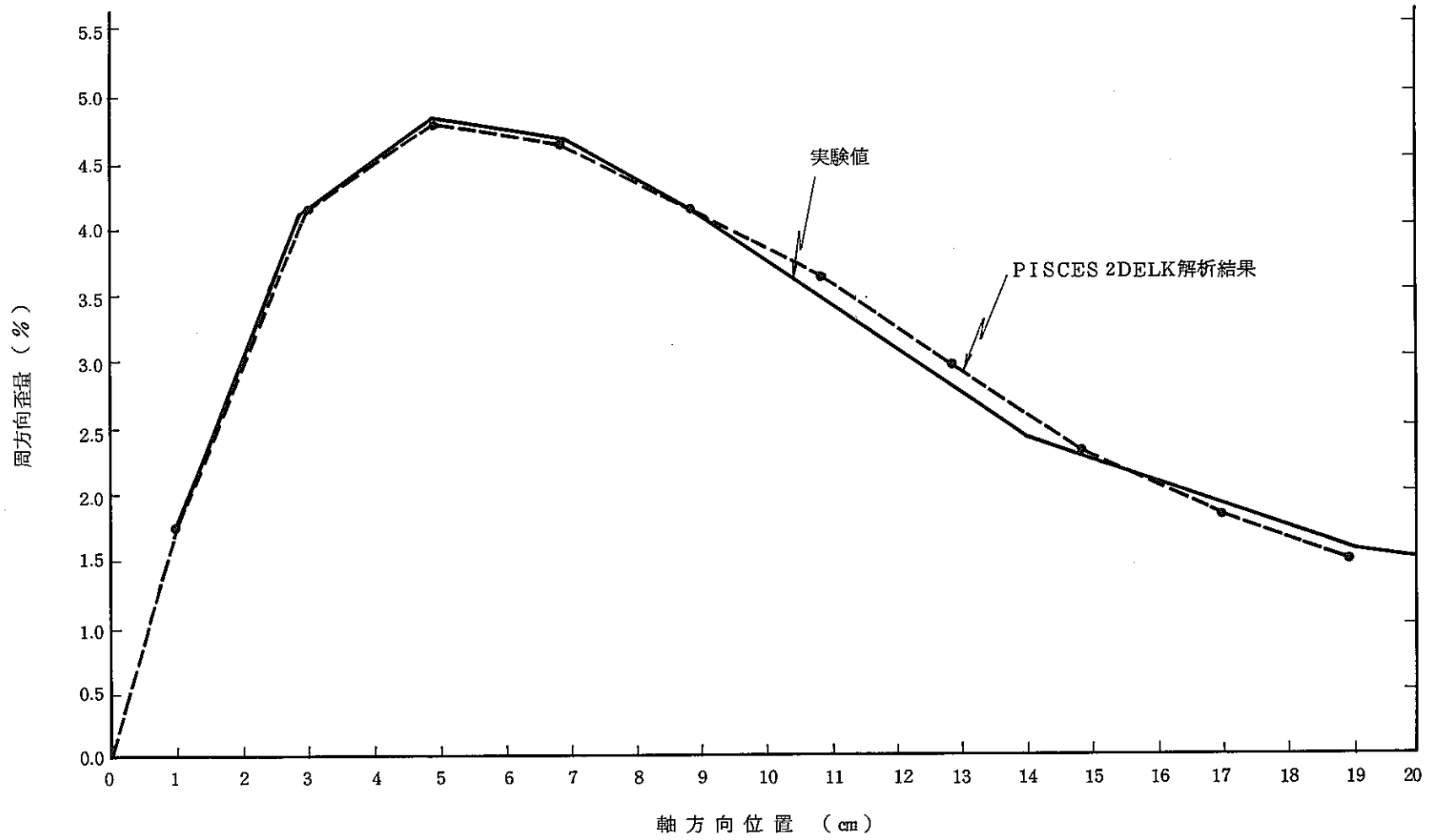
第 XVI - 4.2 図 容器半径方向変位



—272—

- ┆ 压力計
- + 周・軸方向歪
- ┆ 周方向歪
- ┆ 変位計

第 XVI—4.3 図 配管衝撃試験 (直管試験体)



第 XVI - 4.4 図 試験体入口部周方向残留歪 (Run - 5)

XVI. PPP-M コード

PPP-Mコード

目 次

1. 解析モデルと基本式	279
2. 検 証	280

図 リ ス ト

第XVII-2.1図 実験装置の概略と寸法	281
第XVII-2.2図 E点での実験値と計算値の比較	282

1. 解析モデルと基本式

- (1) 系の流路要素は、すべて一次元で扱う。したがって中間熱交換器の内部構造についても、等価直径で与えられる流動抵抗の大きさの変化として扱う。
- (2) 波動伝播は、波動方程式の解が進行波と逆行波の重ね合わせで表現される wave - superposition 法による。
- (3) 流路要素接続部では、複数本の分岐が扱え、これにより並列流路等が扱える。
- (4) オリフィス、エルボ、バルブについては、流動損失係数を入力することにより流路の抵抗としてとらえる。
- (5) 流体摩擦損失は、wave - superposition 法を計算するために、圧力損失をノード点にまとめて計算する。
- (6) 配管壁は、弾性変形について考慮し、変動する圧力変化に対して歪みの時間遅れはないとする。
- (7) 事故時の発生圧力は、入力条件とする。

本コードで波のエネルギーの減衰に効果のあるものは、流体と配管壁または内部構造との間の摩擦と、オリフィス、バルブ、エルボ、流路の拡大縮流による圧力損失である。

PPP-Mコードは、下記の波動方程式を解くことにより圧力及び流速を求める。

$$\frac{\partial^2 P}{\partial t^2} = \frac{K}{\rho_0} \frac{\partial^2 P}{\partial z^2} \quad \dots\dots\dots (\text{XVII-1})$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{K}{\rho_0} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad \dots\dots\dots (\text{XVII-2})$$

ただし、P：圧力， ρ_0 ：流体の密度，K：見かけの体積弾性率

u：流速，t：時間，z：座標

ここで、上記の波動方程式の解は次の式で与えられる。

$$P = \rho_0 \left\{ F \left(t - \frac{z}{c} \right) + f \left(t + \frac{z}{c} \right) \right\} + P_0 \quad \dots\dots\dots (\text{XVII-3})$$

$$u = \frac{1}{c} \left\{ F \left(t - \frac{z}{c} \right) - f \left(t + \frac{z}{c} \right) \right\} + u_0 \quad \dots\dots\dots (\text{XVII-4})$$

$$c = \sqrt{\frac{K}{\rho_0}} = \sqrt{\frac{Kl/\rho_0}{1 + D \cdot Kl/d \cdot E}} \quad \dots\dots\dots (\text{XVII-5})$$

Fは進行波の大きさ，fは逆行波の大きさを表わす。cは流路中の音速である。

また、
 Kl ：体積弾性率 D：流路の直径
d：構造材肉厚 E：ヤング率

2. 検 証

(1) 実験との比較

本実験は蒸気発生器のナトリウム-水反応時の冷却系圧力波伝播を対象としたものである。

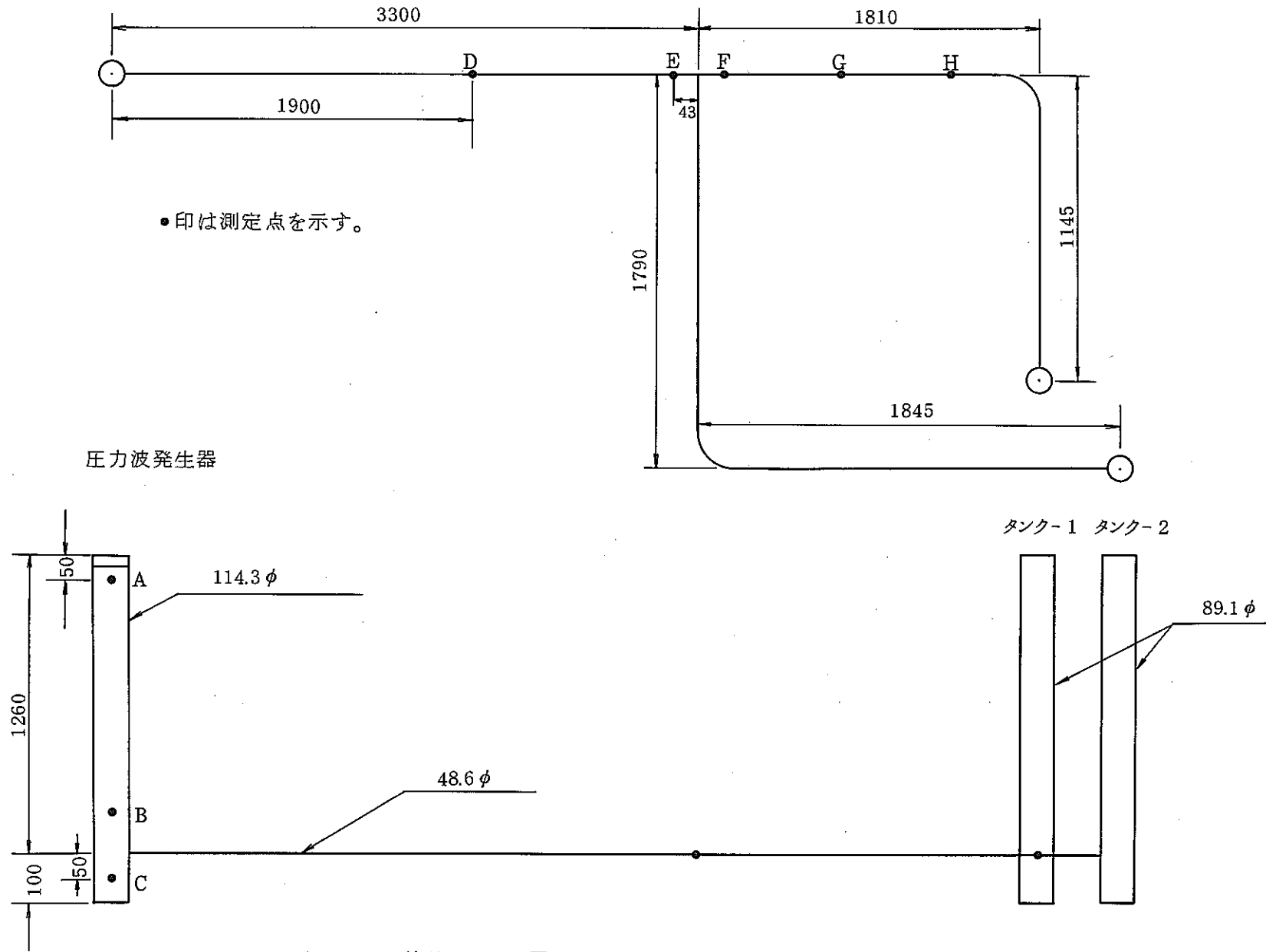
(i) 実験はガス吹き込みによる圧力発生器を使用したもので、圧力ピーク値は数 kg/cm^2 である。

(ii) 比較計算は実験ケース B. D. 21 と B. D. 88 について実施した。B. D. 21 については、D 点の圧力波測定値を計算コードに入力して、E 点での圧力波について実験と計算を比較した。B. D. 88 については、C 点の圧力波測定値を計算コードに入力して、E 点での圧力波について実験と計算を比較した。(第 XVII-2.1 図参照)

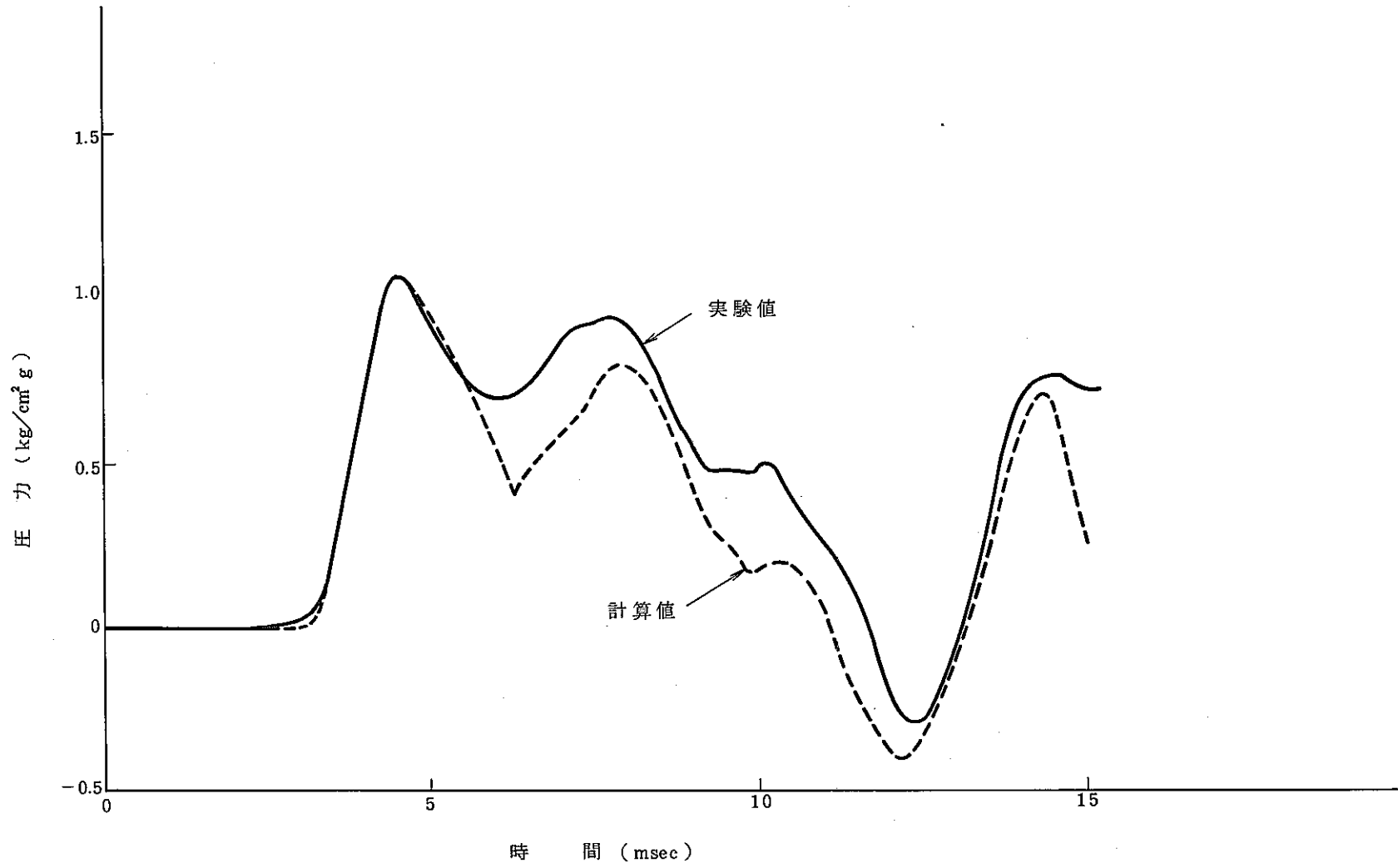
(2) 比較の結果 (第 XVII-2.2 (a)(b) 図参照)

(i) 実験値と計算値は比較的よく一致している。

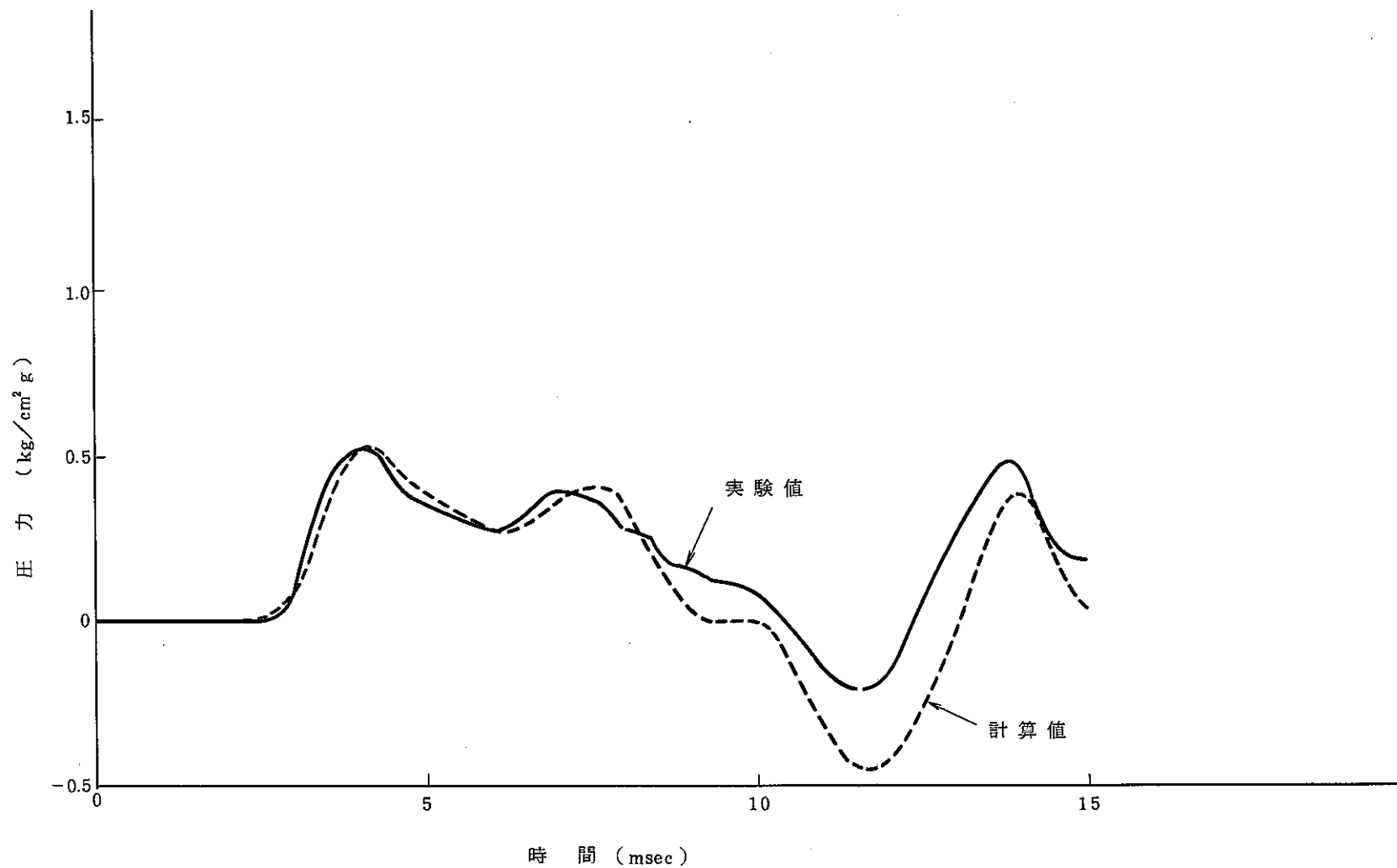
(ii) 特に最初のピーク値については、非常によく一致している。



第XVII-2.1図 実験装置の概略と寸法



第 XVII - 2. 2 (a) 図 E 点での実験値と計算値の比較 (実験ケース B.D.21)



第 XVII - 2.2 (b) 図 E 点での実験値と計算値の比較 (実験ケース B.D.88)

XVII. DOSAGE コード

DOSAGEコード

目 次

1. 概 要	289
2. コードフローチャート	290
3. 計 算 式	291

1. 概 要

事故時の被ばく線量は気象観測資料をもとに出現確率的観点から事故期間中の相対濃度 (λ/Q : 単位放出率当たりの風下濃度) 及び相対線量 (D/Q : 単位放出率当たりの γ 線被ばく線量) を評価することが気象指針^{*1}に定められている。

本コードは気象指針に従い、毎時の気象データ(風向・風速・大気安定度)を統計処理し、各方位毎に毎時の λ/Q , D/Q を求め、小さい方からならべてそれらの年間累積出現頻度が97%に相当する λ/Q , D/Q を評価するものである。

放出源の有効高さ及び大気安定度の種類によって着目地点以遠に λ/Q の最大値が現われることがあるので本コードでは敷地境界以遠における毎時の最大値を敷地境界点の当該時刻の λ/Q としている。

相対線量においては、風速 1 m/sec, 放出率 0.5 MeV·Ci/sec 時の D/Q を ANGLO-CLOUD^{*2}コードにより求め、本コードへの入力としている。

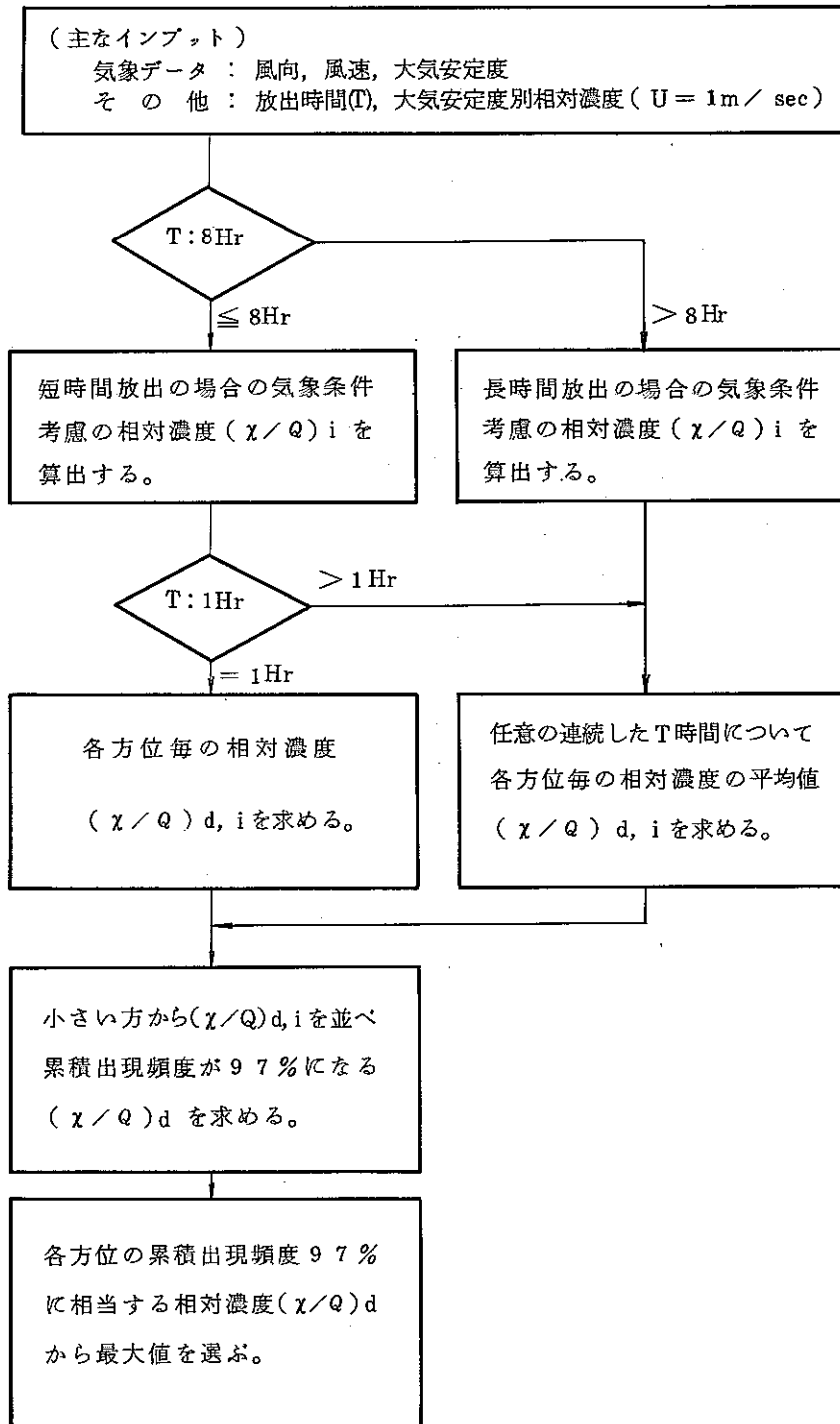
以下の λ/Q を D/Q と置き換えると D/Q の説明となる。

*1 「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」原子力委員会 昭和52年6月14日

*2 「ANGLO-CLOUDの概要 MAPI-1007改1」三菱原子力工業㈱ 昭和50年7月

2. コードフローチャート

本コードは風速が 1 m/sec の場合の大气安定度別相対濃度（短時間放出，及び長時間放出）をインプットで与え，気象観測データの統計処理により，事故時被ばく評価に使用する相対濃度 χ/Q （累積出現頻度 97% に相当するもの）を算出する。



3. 計算式

(1) 各時間での気象条件を考慮した相対濃度の算出

(i) 実効放出継続時間が8時間以下の場合（短時間放出）

$$(\chi/Q)_i = RMAX1(J)/VEL_i \dots\dots\dots (XVIII-1)$$

$$J = ISTAB_i$$

但し、

RMAX1；風速1m/secの場合の大気安定度別相対濃度（短時間放出）

(sec/m³)

VEL；風速

(m/sec)

ISTAB；大気安定度

ISTAB	大気安定度	ISTAB	大気安定度
1	A	5	E
2	B	6	F
3	C	7	G
4	D	(GはFに含める)	

※ 静穏時の風速は0.5m/secとし、風向は、持続性を考慮して静穏時出現前の風向とする。但し、静穏時出現前が、欠測の場合は、欠測前までさかのぼるものとする。

(ii) 実効放出継続時間が8時間を超える場合（長時間放出）

$$(\chi/Q)_i = RMAX2(J)/VEL_i \dots\dots\dots (XVIII-2)$$

但し、RMAX2；風速1m/secの場合の大気安定度別相対濃度（長時間放出）

(sec/m³)

なお、(D/Q)_iについては、実効放出継続時間が8時間を超える場合でも方位内で風向軸が一定と仮定した(i)の場合と同様に行う。

(2) 任意の放出時間での方位別相対濃度の算出

(i) 実効放出継続時間(T)が1時間の場合

$$(\chi/Q)_{d,i} = (\chi/Q)_i \cdot d\theta_i \dots\dots\dots (XVIII-3)$$

(χ/Q)_{d,i}；実効放出継続時間中、当該方位dでの相対濃度 (sec/m³)

(χ/Q)_i；時刻iにおける相対濃度 (sec/m³)

dθ_i；時刻iにおいて風向が当該方位dにあるとき dθ_i = 1

時刻 i において風向が他の方位にあるとき $d\delta_i = 0$

- 欠測のある場合は、それを除外して、累積出現頻度 97% を求める。

(ii) 実効放出継続時間 (T) が 2 時間以上の場合。

$$(\lambda/Q)_{d,i} = \frac{1}{T} \sum_i (\lambda/Q)_i \cdot d\delta_i \quad \dots\dots\dots (XVIII-4)$$

- 欠測のある場合は、

実効放出継続時間 (T) 中に、欠測が過半数ある場合は、それを除外して累積出現頻度 97% を求める。

又、欠測が、半分以下の場合は、有効データ数をもって相対濃度 $(\lambda/Q)_{d,i}$ を算出する。

従って、(XVIII-4) 式は次の様に見える。

$$(\lambda/Q)_{d,i} = \frac{1}{T - (\text{欠測})} \sum_i (\lambda/Q)_i \cdot d\delta_i \quad \dots\dots\dots (XVIII-5)$$

但し、欠測の場合は、 $(\lambda/Q)_i = 0$