

CHAMPAGNEによるNa-水反応温度の実験解析

(核燃料サイクル開発機構 契約業務報告書)

2000年3月



新 型 炉 技 術 開 発 株 式 会 社

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村松 4 番地 49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section.

Technology Management Division.

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2000

JNC TJ9440 2000-013
2000年3月

CHAMPAGNEによるNa-水反応温度の実験解析 (核燃料サイクル開発機構 契約業務報告書)

吉岡直樹(*),岸田雅子(*)
山田由美(*)

要 旨

本解析作業においては、新SWAT-1(SWAT-1R)での注水試験に対し、試験では計測が困難なナトリウム系内ボイド分布及び流速分布等を把握するため、SWAT-1R試験体系におけるCHAMPAGNEによる反応温度解析を実施すると共に、水プロ一解析における2相流モデル等の高度化を図るため、実機SG向けRELAP5/Mod2高度化検討を行った。

これら作業の主要な結果は以下の通りである。

(1) 新SWAT-1試験体系におけるCHAMPAGNEによる反応温度解析

- i) 水リーキ率を600g/sとした場合の注水試験に対し、圧力損失係数、相間摩擦係数及び反応速度定数をパラメータとした解析を実施することにより、各解析パラメータが反応領域の拡がりに与える影響及びそのメカニズムを把握できた。
- ii) 最適パラメータによる実験解析によりナトリウム系内ボイド分布及び流速分布等を予測した。これらは今後の実験計画の立案、結果の評価に役立つものと期待される。

(2) 実機SG向けRELAP5/Mod2高度化検討

- i) 軽水炉のLOCA解析等で使用されているRELAP5/Mod2コードは、2流体2相流モデルを採用する等、熱流動モデルが精緻化されている。このコードを実機SGの水プロ一解析に適用するために必要なモデル改良項目を明らかにした。
- ii) これらの内、胴(ナトリウム)側モデルの設計とRELAP5/Mod2コードへの組み込み作業を実施すると共に、改良コードによる試解析を行うことにより、追加モデルの基本機能を確認した。

本報告書は、新型炉技術開発株式会社が核燃料サイクル開発機構との契約により実施した業務成果に関するものである。

サイクル機構担当部課室：大洗工学センター ナトリウム・安全工学部プラント安全工学グループ

* 新型炉技術開発株式会社 技術部

JNC TJ9440 2000-013
MARCH,2000

Analyses for experiment on sodium-water reacion temperature by the CHAMPAGNE code
Naoki Yoshioka*, Masako Kishida*
Yumi Yamada*

Abstract

In this work, analyses on sodium-water reaction temperature in the new SWAT-1(SWAT-1R) test were completed by the CHAMPAGNE code in order to understand void and velocity distribution in sodium system, which was difficult to be measured in experiments. The application method of the RELAP5/Mod2 code was investigated to LMFBR steam generator (SG) blow down analysis, too.

The following results were obtained.

- (1) Analyses on sodium-water reaction temperature in the SWAT-1R test
 - i) Analyses were carried out for the SWAT-1R test under the condition water leak rate 600 g/s by treating the pressure loss coefficient, the interface friction coefficient and the coefficient related to reaction rate as parameters. The effect and mechanism of each parameter on the shape of reaction zone were well understood by these analyses.
 - ii) The void and velocity distribution in sodium system were estimated by use of the most suitable parameters. These analytical results are expected to be useful for planning of the SWAT-1R test and evaluation of test result.
- (2) Investigation of the RELAP5/Mod2 code
 - i) The items to be improved in the RELAP5/Mod2 code were clarified to apply this code to the FBR SG blow down analysis.
 - ii) One of these items was an addition of the shell-side (sodium-side) model. A sodium-side model was designed and added to the RELAP5/Mod2 code. Test calculations were carried out by this improved code and the basic function of this code was confirmed.

This work was performed by Advanced Reactor Technology Co.,Ltd.,under contract with Japan Nuclear Cycle Development Institute.

JNC Liaison : FBR Plant Safety Section,Sodium and Safety Engineering Division,
Oarai Engineering Center
* : Advanced Reactor Technology Co.,Ltd.

CHAMPAGNE による Na-水反応温度の実験解析

目次

図表リスト	iv
1. はじめに	1-1
2. 新 SWAT-1 試験体系における CHAMPAGNE による実験解析	2.1-1
2.1 気相と液相の相関摩擦係数についての予備検討	2.1-1
2.2 解析モデル及び解析条件の整理	2.2-1
2.3 解析結果	2.3-1
3. 実機 SG 向け RELAP5/Mod2 モデルの高度化設計	3.1-1
3.1 モデル改良項目の抽出	3.1-1
3.2 ナトリウム側モデルの検討	3.2-1
3.3 試解析	3.3-1
4. おわりに	4-1
5. 参考文献	5-1

- 表リスト -

表 3.1.1-1	RELAP5/mod2 のモデルと熱伝達率相関式	3.1-2
表 3.1.2-1	BLOOPH と RELAP5/mod2 の水力モデル比較	3.1-3
表 3.1.2-2	RELAP5/Mod2 を FBR SG 解析に適用するために 必要な機能追加事項	3.1-4
表 3.3.1-1	定格出力時の SG 運転条件	3.3-4

- 図リスト -

図 2.1-1	各流動様式での界面面積密度	2.1-7
図 2.1-2	各流動様式での界面摩擦損失係	2.1-8
図 2.1-3	昨年度解析結果 水蒸気体積比	2.1-9
図 2.1-4	ケース 1 水蒸気体積比	2.1-9
図 2.1-5	昨年度解析結果 液相流速	2.1-10
図 2.1-6	ケース 1 液相流速	2.1-10
図 2.1-7	昨年度解析結果 気相流速	2.1-11
図 2.1-8	ケース 1 気相流速	2.1-11
図 2.1-9	ケース 2 水蒸気体積比	2.1-12
図 2.1-10	ケース 3 水蒸気体積比	2.1-12
図 2.1-11	ケース 2 気相流速	2.1-13
図 2.1-12	ケース 3 気相流速	2.1-13
図 2.1-13	ケース 4 水蒸気体積比	2.1-14
図 2.1-14	ケース 5 水蒸気体積比	2.1-14
図 2.1-15	ケース 4 気相流速	2.1-15
図 2.1-16	ケース 5 気相流速	2.1-15
図 2.1-17	ケース 4 液相流速	2.1-16
図 2.1-18	ケース 5 液相流速	2.1-16
図 2.2-1 (1)	解析範囲	2.2-3
図 2.2-1 (2)	伝熱管配置図	2.2-4

図 2.2-2	メッシュ分割図	2.2-5
図 2.3-1	気相流速分布	2.3-4
図 2.3-2	液相流速分布	2.3-5
図 2.3-3	水蒸気体積比分布	2.3-6
図 2.3-4	水素ガス体積比分布	2.3-7
図 2.3-5	液相温度分布	2.3-8
図 2.3-6	気相温度分布	2.3-9
図 2.3-7 (1/3)	実効平均温度分布	2.3-10
図 2.3-7 (2/3)	実効平均温度分布	2.3-11
図 2.3-7 (3/3)	実効平均温度分布	2.3-12
図 2.3-8	液相流速分布（圧力損失係数比較）	2.3-13
図 2.3-9	水蒸気体積比分布（圧力損失係数比較）	2.3-14
図 2.3-10	水素ガス体積比分布（圧力損失係数比較）	2.3-15
図 2.3-11	実効平均温度分布（圧力損失係数比較）	2.3-16
図 2.3-12	液相流速分布（相間摩擦係数比較）	2.3-17
図 2.3-13	水蒸気体積比分布（相間摩擦係数比較）	2.3-18
図 2.3-14	水素ガス体積比分布（相間摩擦係数比較）	2.3-19
図 2.3-15	実効平均温度分布（相間摩擦係数比較）	2.3-20
図 2.3-16	液相流速分布（反応速度比較）	2.3-21
図 2.3-17	水蒸気体積比分布（反応速度比較）	2.3-22
図 2.3-18	水素ガス体積比分布（反応速度比較）	2.3-23
図 2.3-19	ナトリウム蒸気体積比分布（反応速度比較 RKC=0.1）	2.3-24
図 2.3-20	実効平均温度分布（反応速度比較 RKC=0.1）	2.3-25
図 2.3-21	実効平均温度分布（反応速度比較 RKC=0.3）	2.3-26
図 2.3-22	ナトリウム蒸気体積比分布（反応速度比較 RKC=0.3）	2.3-27
図 3.2.1-1	SG 管側モデル体系（例）	3.2-6
図 3.2.1-2	SG 管側胴側モデル体系（例）	3.2-7
図 3.3.2-1	SG 出入口圧力変化	3.3-5

図 3.3.2-2	SG 出入口放出弁流量変化	3.3-5
図 3.3.2-3	EV 温度変化	3.3-6
図 3.3.2-4	EV 流量変化	3.3-6
図 3.3.2-5	EV クオリティ変化	3.3-7
図 3.3.2-6	EV 热伝達係数変化	3.3-7
図 3.3.2-7	ナトリウム温度変化 (EV 管束、SH 管束)	3.3-8
図 3.3.2-8	従来結果との比較 (蒸発器圧力と管束上部温度の変化)	3.3-9

1. はじめに

核燃料サイクル開発機構殿（以下、サイクル機構殿）では、高速炉蒸気発生器（SG）の設計基準水リーク（DBL）の妥当性を確認するため、新 SWAT-1（SWAT-1R）での注水試験が予定されている。この注水試験の有効性を高めると共に、試験データの詳細且つ迅速な分析・評価のためには、試験では計測困難なナトリウム系内ボイド分布及び流速分布等を含め注水時反応ジェットの挙動を解析しておく必要がある。

一方、水蒸気系に対しては、過熱型破損の支配因子の一つである水側除熱効果をより現実的に評価し、実機 SG 伝熱管の破損防護のための各種設備が十分な裕度を有していることを示すことが望まれるが、このためには水ブロー解析における 2 相流モデル等の高度化を図る必要がある。

このような背景から、本件においては

- (1) SWAT-1R 試験体系における CHAMPAGNE¹⁻¹⁾ による反応温度解析
- (2) 実機 SG 向け RELAP5/Mod2³⁻¹⁾ 高度化検討

を実施した。

本報告書はこれら作業の結果をまとめたものである。

2. SWAT-1R 試験試験体系における CHAMPAGNE による実験解析

2.1 気相と液相の相間摩擦係数についての予備検討

2.1.1 目的及び概要

CHAMPAGNE による解析では、注水孔近傍の未反応水領域が試験結果に比べて大きいという傾向があった。現在までに、メッシュ分割方法や形状圧力損失評価方法をサーベイしたが、上記課題を解決するにはいたっていない。そこで、気相と液相の流速差を計算する上で重要である相間摩擦係数の設定方法を詳細検討し、未反応水領域の計算結果に与える影響を評価する。

高ボイド域での流動様式は現在液滴分散流を使用しているが、管群領域では伝熱管の表面に液相が残る環状流に近い状態になっている可能性がある。

(現在使用している流動様式、相間摩擦係数とその説明は 2.1-2 項に示す) この 2 つの流動様式では、気液の相間摩擦の評価が異なるため、この 2 つの流動様式について各ボイド率での界面面積密度及び運動量伝達係数を計算して、比較した結果を図 2.1-1 及び図 2.1-2 に示す。界面面積密度は、気相と液相が接している面積であり、値が大きくなると摩擦が大きくなることを表している。運動量伝達係数は界面の摩擦損失係数を意味する。

環状流の場合、運動量伝達係数は流路の等価直径の関数となっており、等価直径はせいぜい cm のオーダーであるため、その影響はあまり受けない。一方、噴霧流の場合、運動量伝達係数は液滴径の関数となっており、液滴径が数オーダーにわたって変化するため、その影響は非常に大きい。液滴径が 1mm の噴霧流の場合、運動量伝達係数は環状流とほぼ同様の値となるが、液滴径が 1 ミクロンの噴霧流の場合、運動量伝達係数は数オーダー大きくなる。

現在、液滴径は気液の流速差とウェーバー数から、コード内で計算しており、ミクロンのオーダーである。このため、相間摩擦が非常に大きくなり、気相流速と同じ速度で液滴が移動する評価となっている。一方、同じボイド率でも、環状流の場合、相間摩擦が小さいため、気液の流速差が大きくなり、気相が高速で移動するものの、液相は伝熱管に付着する評価となる可能性がある。このため、高ボイド域の流動様式を環状流に変更して、未反応水領域

への影響を評価してみることとした。

2.1.2 影響評価

SWAT-3 RUN-19 試験を対象に相間摩擦係数を計算する流動様式をパラメータにして解析を実施し、評価方法の違いによる影響を検討した。図 2.1-3～2.1-18 に、相間摩擦係数のサーベイ解析結果を示す。

ケース 1 は気相体積比が 10%以上は環状流になると仮定して計算した。結果を図 2.1-4、2.1-6、2.1-8 に示す。図 2.1-3、2.1-5、2.1-7 は従来モデル（高ボイド領域が液滴噴霧流）の解析結果であるが、ケース 1 と従来モデルを比較すると、水蒸気の未反応領域がケース 1 の方が小さくなっている。また、気相と液相の相間摩擦係数が小さくなり、気液の流速差が非常に大きくなっている。しかしながら、気相流速は、非常に不安定で、低ボイド域では、周辺に存在しない高流速が突然発生するなどの非現実的な状態になっている。低ボイド域では気相の流速を決定する要因が、相間摩擦のみとなるため、ケース 1 の条件では摩擦が小さすぎて、非現実的な計算結果になるものと考えられる。

ケース 2 は気相体積比が 30%以上は環状流に、20%以下は気泡流とし、その間は補間した結果である。結果を図 2.1-9、2.1-11 に示す。また、ケース 3 は気相体積比が 50%以上は環状流に、25%以下は気泡流とし、その間は補間した結果である。結果を図 2.1-10、2.1-12 に示す。環状流に変更する（相間摩擦を小さくする）体積比を大きくした方が、未反応領域が大きくなるが、気相流速は安定してくる。

ケース 4 は気相流速を安定させるため、相間摩擦係数の最小値のリミッタ一を 10 から 50 に大きくした。結果を図 2.1-13、2.1-15、2.1-17 に示す。ケース 3 に比較し、非現実的な高流速の出現は少なくなったが、部分的にケース 1 に見られるような非現実的な流速もみられる。

ケース 5 は相間摩擦係数の最小値のリミッターを 10 から 50 に大きくしたままで、さらに、気相体積比が 75%以上は環状流に、50%以下は気泡流とし、

その間は補間した結果である。結果を図 2.1-14、2.1-16、2.1-18 に示す。ケース 4 で見られたような、非現実的な気相流速はほとんど見られず、安定した流速場が計算されている。

高ボイド域での流動様式を噴霧流から環状流に変更することにより、未反応水領域がより実験に近い結果となった。従来使用している流動様式はボイド率 0.75 以上を噴霧流としているが、同様の領域を環状流に変更したケース 5 では数値計算上も安定した結果が得られている。このことから、SWAT-1R 試験体系の解析では、相間摩擦係数はケース 5 の値を採用することとした。

2.1.3 計算方法の説明

(1) 基礎式

u_{ix} (m/s) を i 番目流体相の x 方向流速成分すなわち単位質量あたりの x 方向運動量成分とすると、運動量保存式は次式の様に表される。

$$\frac{\partial([\rho \cdot r] \cdot u_{ix})}{\partial t} + \operatorname{div}([\rho \cdot r] \cdot U_i \cdot u_{ix}) - \operatorname{div}(\mu_i \cdot [r] \cdot \operatorname{grad} u_{ix}) \\ = [r]_i \cdot \left(-\frac{\partial P}{\partial x} + B_{ix} \right) + I_{ix} + f w_i$$

ここで、

R_i : i 相体積比

B_{ix} : i 番目流体相の単位体積当たりにかかる体積力 (N/m³)

I_{ix} : 他の相との相互作用により i 番目の相に加わる運動量
(N/m³)

μ : 粘性係数 (Pa·s)

P : 圧力 (圧力は全ての流体相に対して同一) (Pa)

$f w$: 構造との摩擦による圧力損失項(Pa/m)

である。 [] は同じ流速と定義されている、体積相の合計を意味する。

Na - 水反応計算では、水素ガス、水蒸気及びナトリウム蒸気を気相に、ナ

トリウム液体と水酸化ナトリウムを液相にまとめ、気液2成分に保存式を適用した。 B_{ix} は浮力項であり、 I_{ix} は気相(g)と液相(l)間の摩擦を意味し、 fw は構造材(伝熱管など)との摩擦を意味する。また、気相と液相のみ考慮する場合、相間摩擦は以下の関係がある。

$$I_g + I_l = 0$$

(2) 流動様式

現在使用している流動様式は TRAC コードを参考にし、流動状態をボイド率で、気泡流、スラグ流、遷移流(スラグ流から噴霧流)及び噴霧流に分けられる。

$0.0 \leq \alpha_g < 0.25$ 気泡流

$0.25 \leq \alpha_g \leq 0.5$ スラグ流

$0.5 < \alpha_g < 0.75$ 遷移流

$0.75 \leq \alpha_g \leq 1.0$ 噴霧流

(3) 気液間摩擦相関式

気液間摩擦は以下の式より計算される。

$$\begin{aligned} I_g &= K \cdot a \cdot (u_l - u_g) \\ &= CD \cdot \rho_* \cdot a \cdot |u_l - u_g| \cdot (u_l - u_g) \end{aligned}$$

ここで、

CD : 摩擦係数 (-)

a : 界面面積密度 (m^2/m^3)

であり、CD、a及び ρ^* は流動様式に依存して決定される。 I の値が大きい場合、つまり気相と液相の摩擦が大きいと二相の流速差が小さくなる。界面面積密度は気相と液相が接している表面積(単位面積あたり)であり、値が大きくなると摩擦も大きくなる。ここでは、今回比較した噴霧流と環状流の式を代表して示す。

a. 噴霧流

噴霧流は気相中に無数の液滴が存在して流れる状態であり、摩擦係数及び

界面面積密度は以下の式から設定する。

$$a = \frac{3.0 \cdot r_f}{Db}$$

$$K = \frac{CD}{4} \cdot \rho_g \cdot |u_j - u_i|$$

$$C_D = \left(\frac{24}{Re} \left(1 + 0.15 Re^{0.687} \right) + \frac{0.42}{1 + 42500 Re^{-1.16}} \right)$$

$$Re = \frac{\rho_g |u_{xj} - u_{xi}| \cdot Db}{\mu_g}$$

$$Db = \frac{We \cdot \sigma}{\rho g \cdot (u_j - u_i)^2}$$

We は臨界ウェーバー数で 4.0 を使用する。

b. 環状流

$$A = \frac{4}{Dh} \cdot (1 - r_f)^{0.5}$$

$$C_D = 0.0025 \cdot \left\{ 1 + 150 \cdot \left(1 - \sqrt{r_g} \right) \right\}$$

環状流の ρc は気相密度を使用する。

ここで、

r_f : 液相体積比(-)

Dh : 等価直径(m)

である。

(4) 壁面摩擦

液相の壁面摩擦は以下の式で与えられる。

$$Fw_l = \phi_l^2 \cdot \left(\frac{\partial P}{\partial x} \right)_l = Kw_l \cdot u_l$$

$$Kw_l = \phi_l^2 \cdot \frac{\xi_l}{2 \cdot \Delta x} \cdot \rho_l \cdot r_l^2 \cdot u_l$$

$$\phi_l^2 = r_l^{-1}$$

$$\xi_l = 4 \cdot Nt \cdot Cd + K$$

$$Cd = 0.4647 \cdot Re^{-0.16} \quad X \text{ 方向}$$

$$= 0.3015 \cdot Re^{-0.16} \quad Y \text{ 方向}$$

$$Re_l = \frac{\rho_l \cdot u_l \cdot de}{\mu_l}$$

上式は、壁面近傍は常に液相に覆われ、気相と壁面の直接の作用は無いとの考えに基づいている。気相体積比が非常に大きくなつた場合、気相単相と仮定した壁面摩擦を付加する。具体的には、気相体積比 0.9 と 1.0 で上式と気相単相の壁面摩擦式とを補完（係数 WW）している。

$$\begin{aligned} FW_g &= \phi_g^2 \cdot \left(\frac{\partial P}{\partial x} \right)_g = Kw_g \cdot u_g \\ Kw_g &= \phi_g^2 \cdot \frac{\xi_f}{2 \cdot \Delta x} \cdot \rho_g \cdot r_g^2 \cdot u_g \cdot WW \\ \phi_g^2 &= r_g^{-1} \\ \xi_g &= \frac{\lambda_g \cdot \Delta x}{de} + K \\ \lambda_g &= f(Re_g) \\ Re_g &= \frac{\rho_g \cdot u_g \cdot de}{\mu_g} \end{aligned}$$

(5) 化学反応

各物質の単位時間及び体積当たりの増加（減少）モル数（反応速度）は以下の式で計算される。

$$m = kc \cdot C_{Na}^\alpha \cdot C_{H_2O}^\beta$$

ここで、

m : 増加モル数 ($\text{mol}/\text{m}^3\text{s}$)

kc : 反応速度定数 (-)

C : 濃度 (mol/m^3)

α, β : 濃度指数

である。

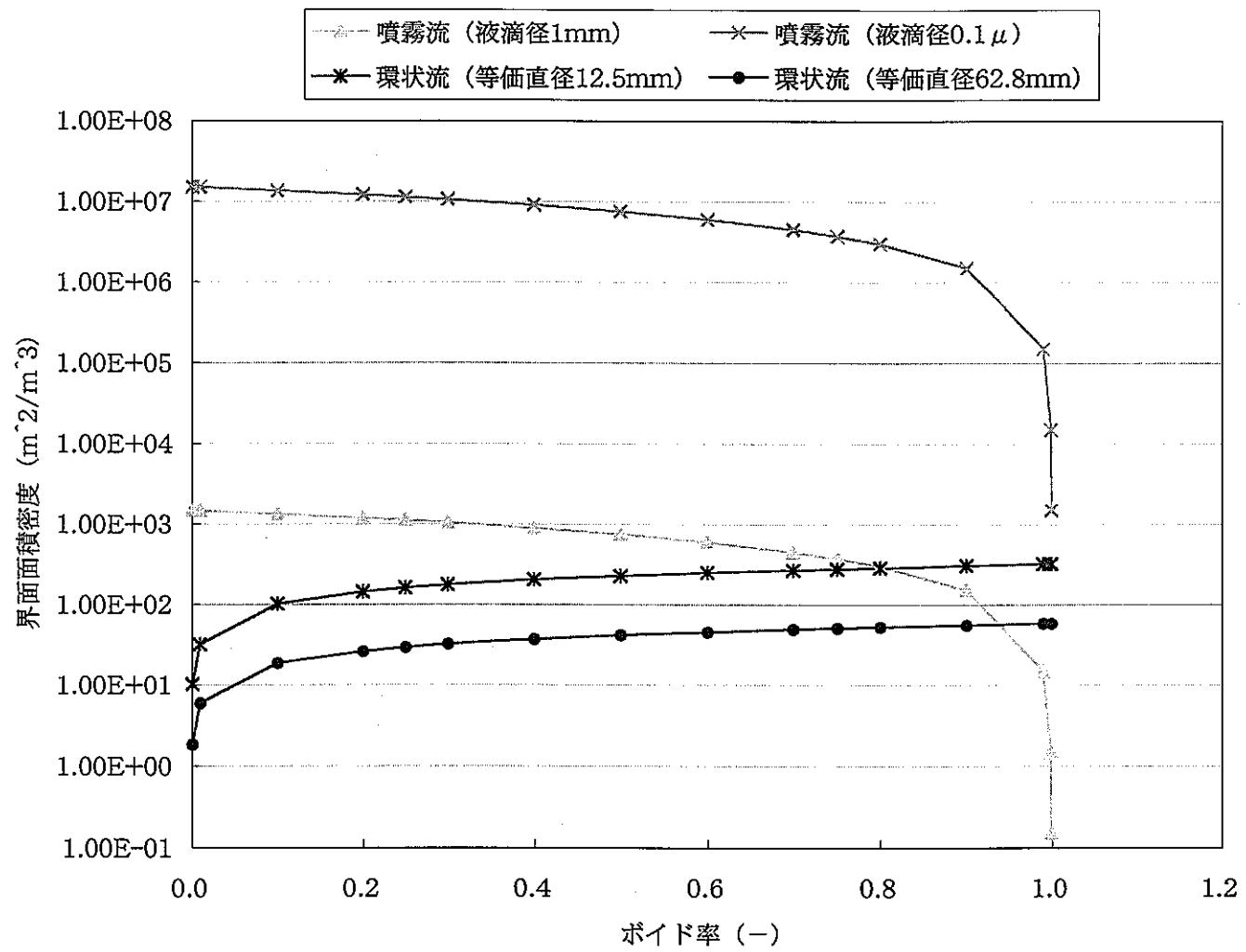


図2.1-1 各流動様式での界面面積密度

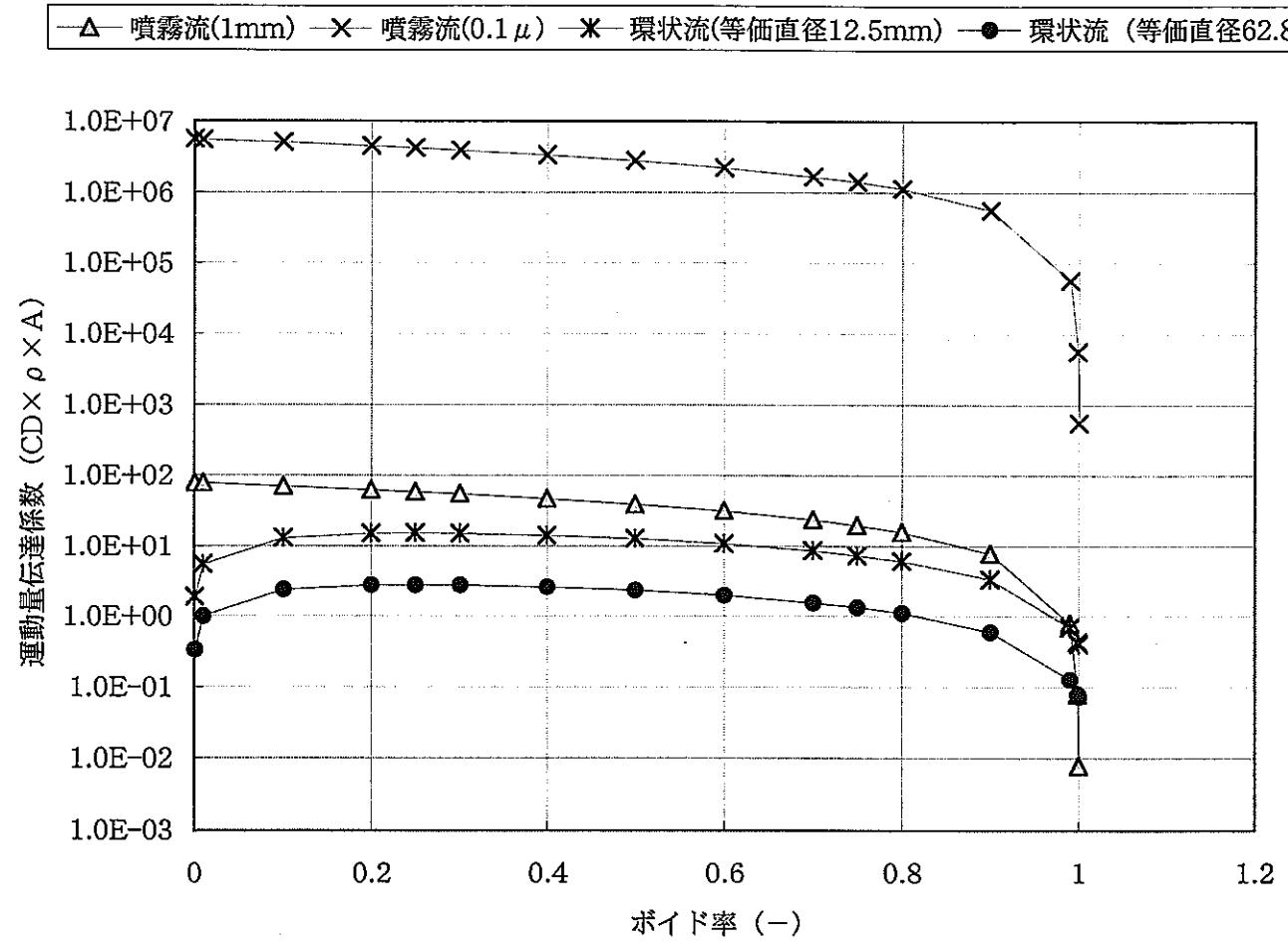


図2.1-2

各流動様式での界面摩擦損失係数

2.1-9

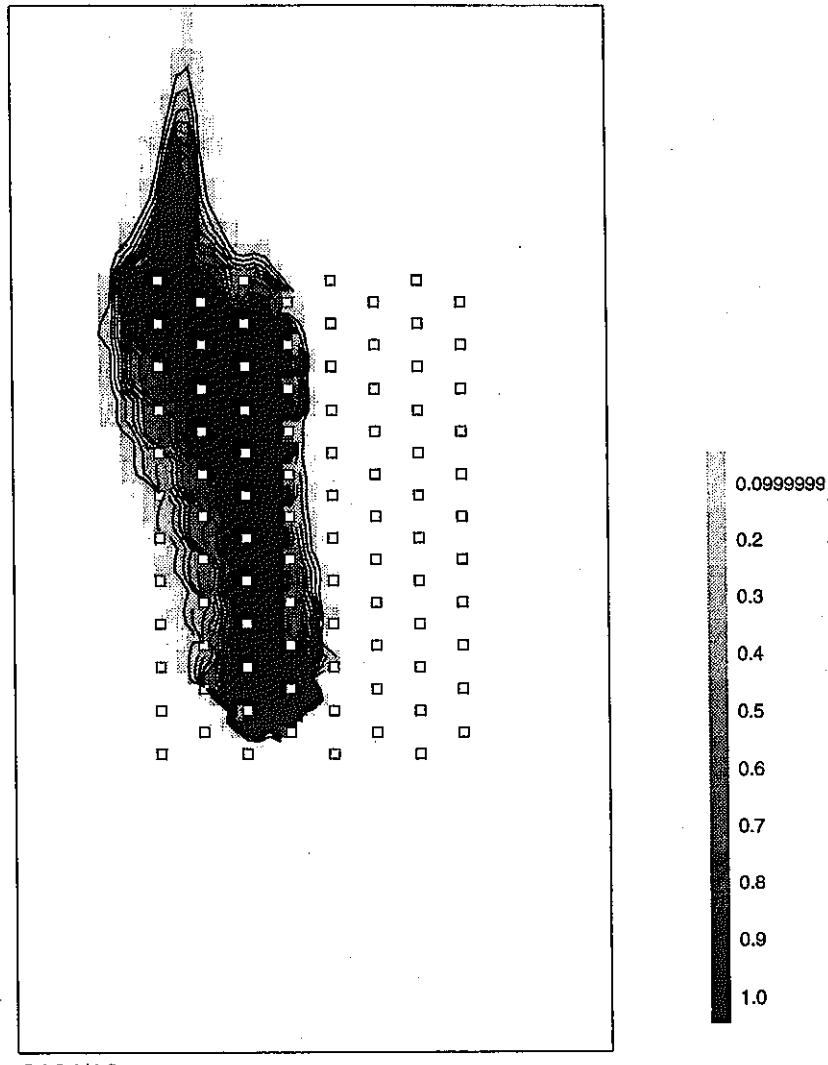


図 2.1-3 従来モデル解析結果 水蒸気体積比
ret

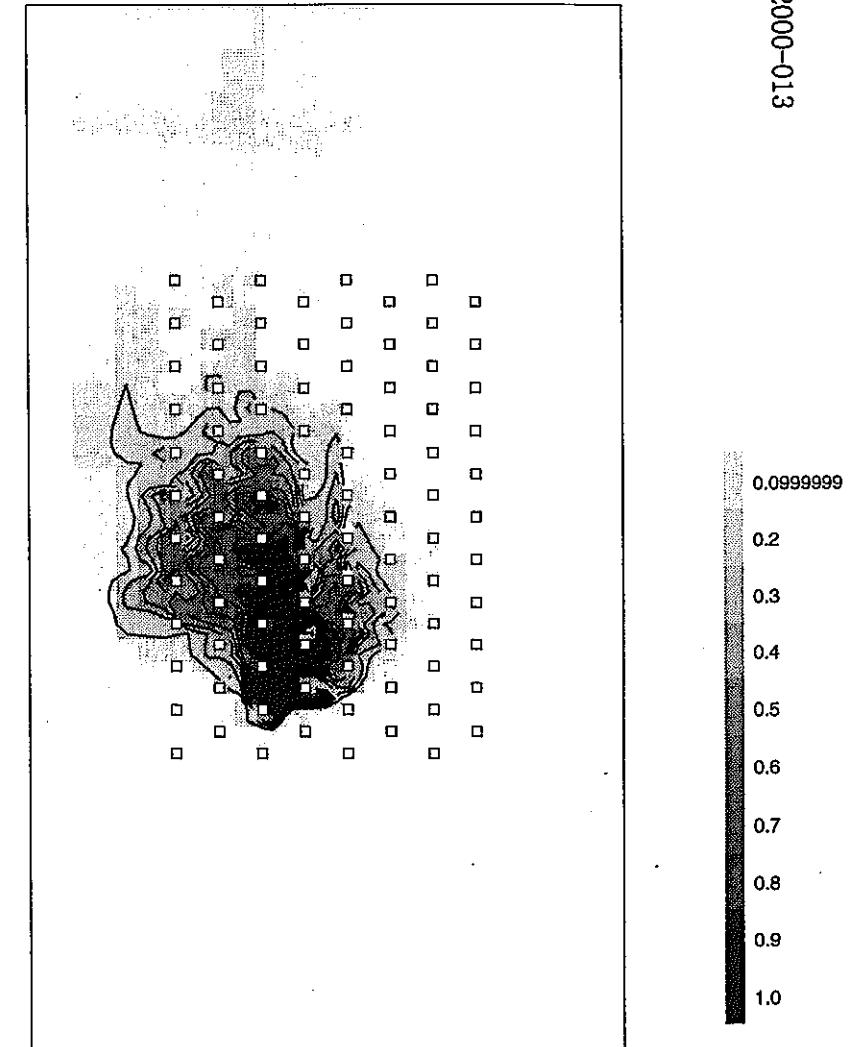


図 2.1-4 ケース 1 水蒸気体積比
test88

2.1-10

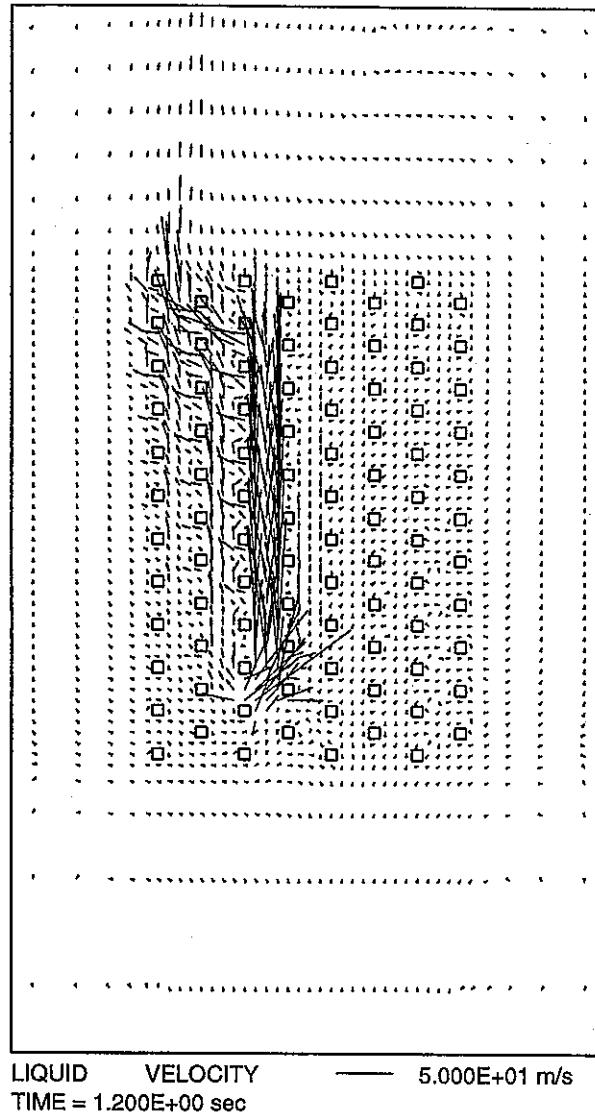


図 2.1-5 従来モデル解析結果 液相流速
rer

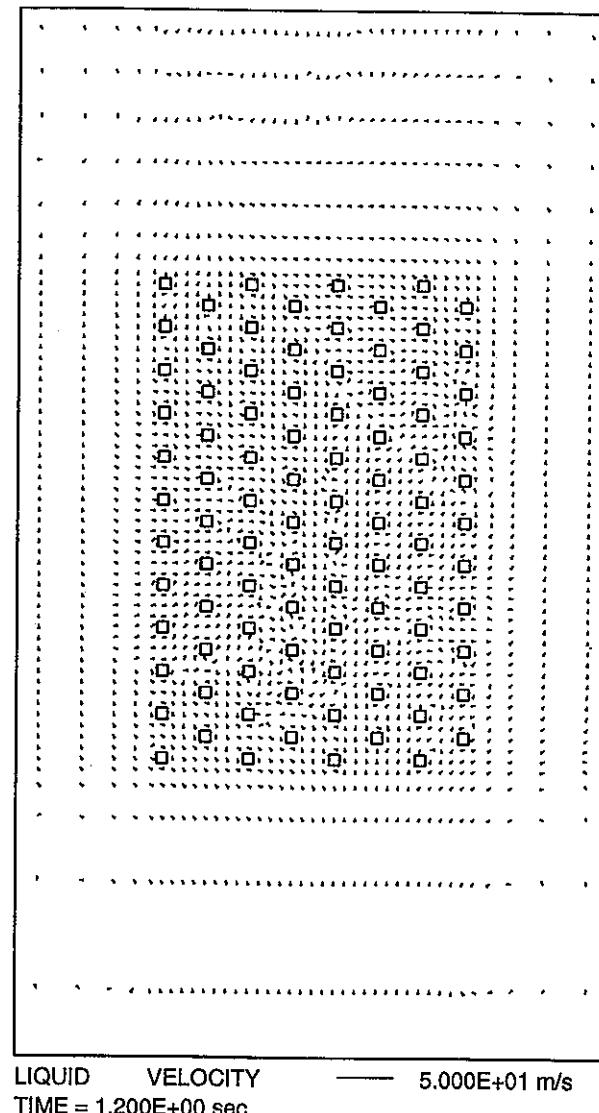


図 2.1-6 ケース 1 液相流速
test88

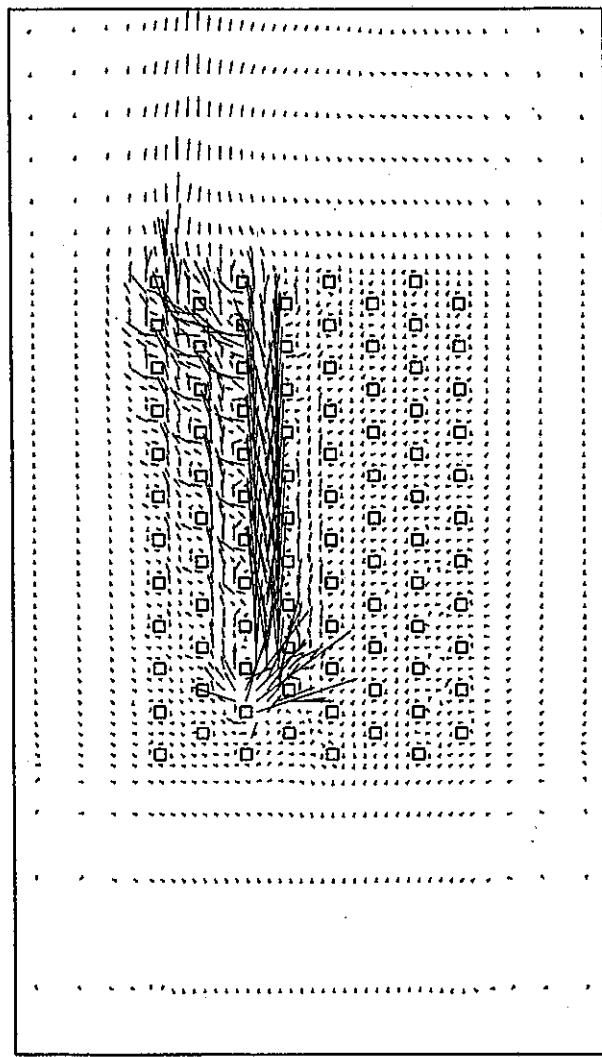


図 2.1-7 従来モデル解析結果 気相流速

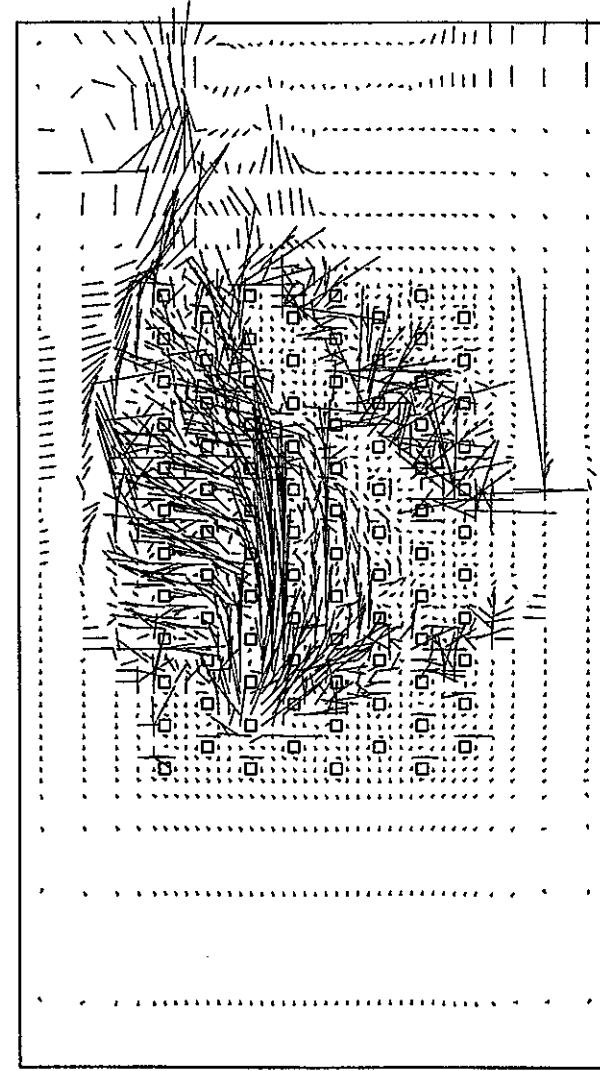


図 2.1-8 ケース 1 気相流速

2.1-12

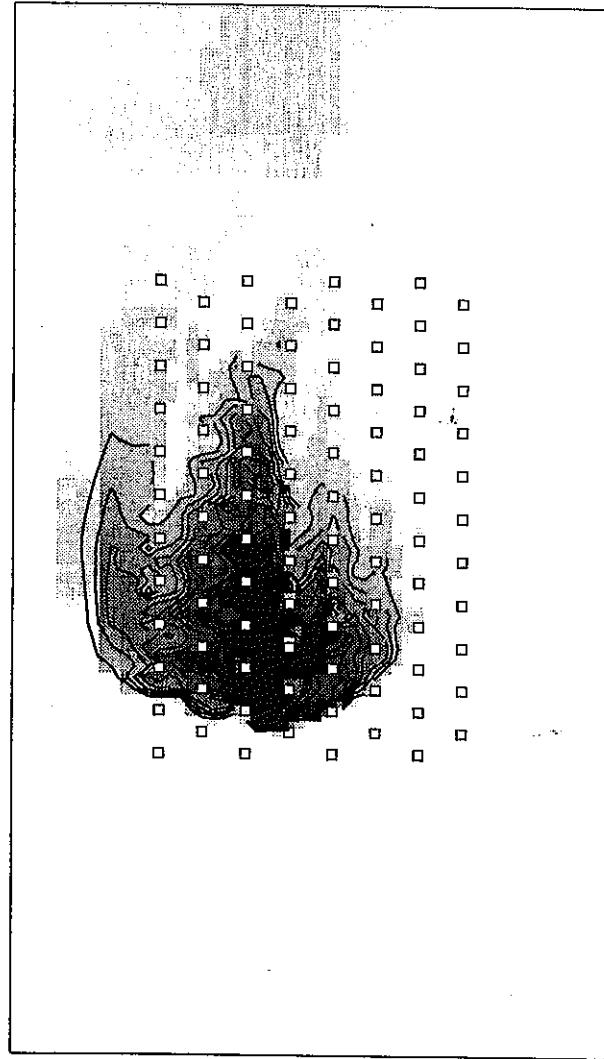


図 2.1-9 ケース 2

水蒸気体積比

0.0999999
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

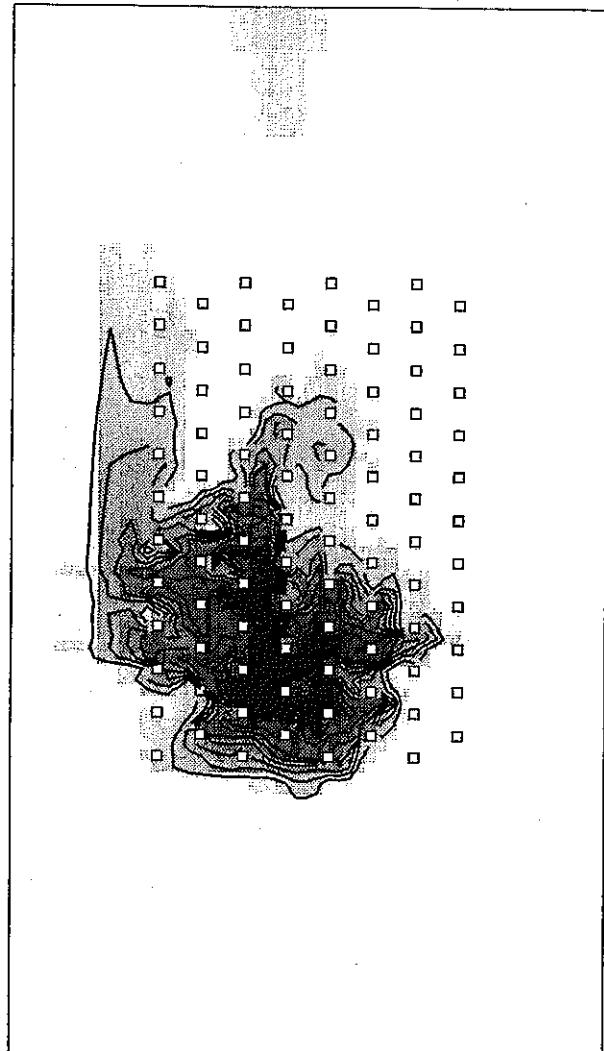


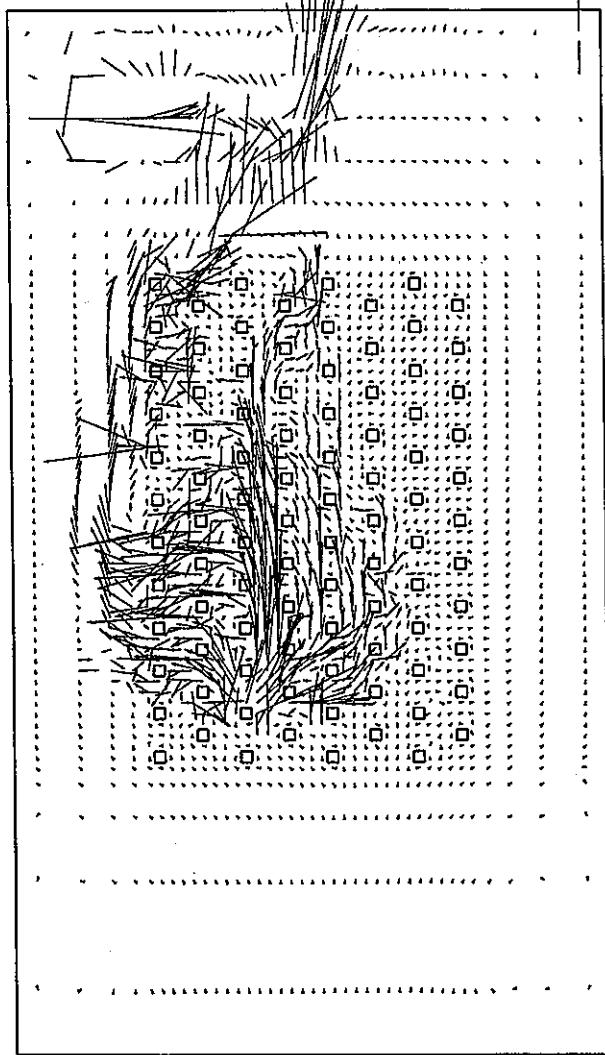
図 2.1-10 ケース 3

test@8

水蒸気体積比

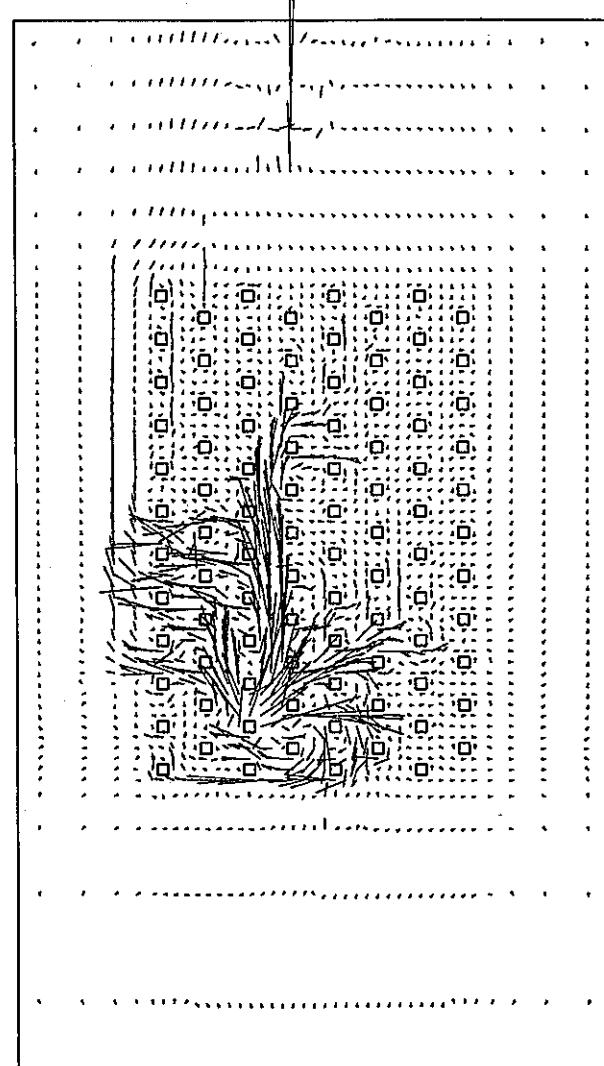
0.0999999
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

22



GAS VELOCITY — 5.000E+01 m/s
TIME = 1.200E+00 sec

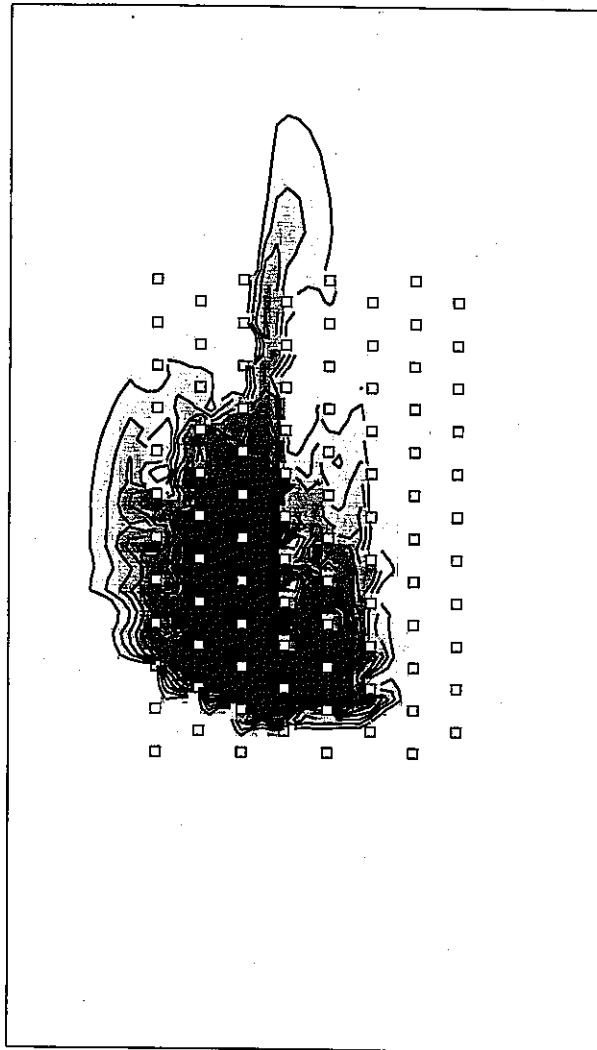
図 2.1-11 ケース 2 気相流速
test100



GAS VELOCITY — 5.000E+01 m/s
TIME = 1.200E+00 sec

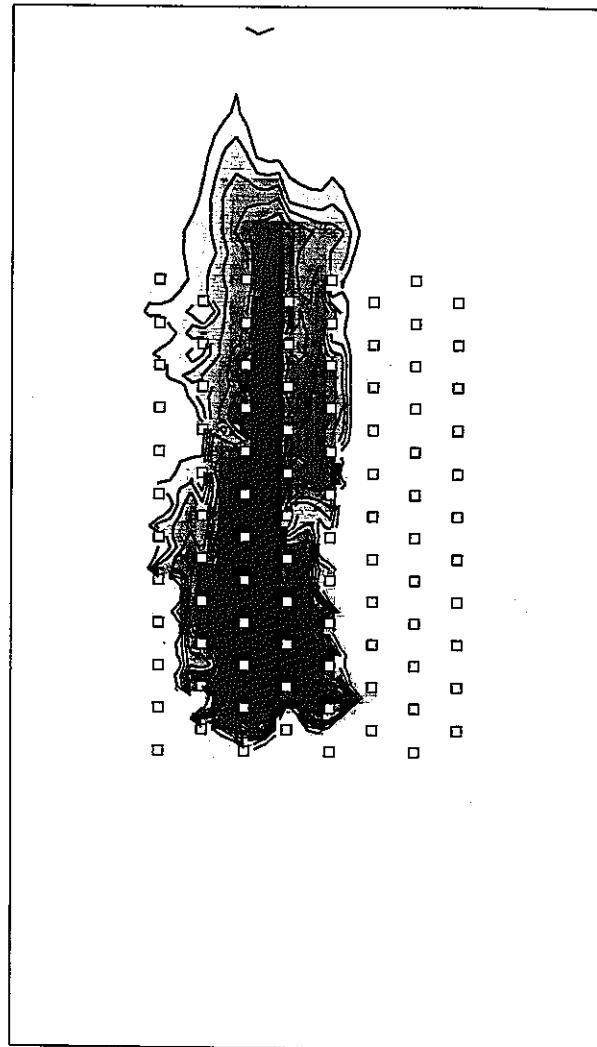
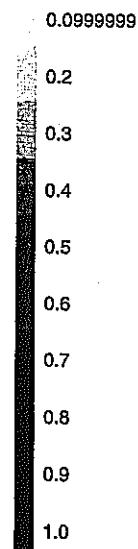
図 2.1-12 ケース 3 気相流速
test88

2.1-14



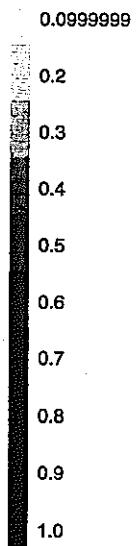
GAS H₂O
TIME = 2.400E+00 sec

図 2.1-13 ケース 4 水蒸気体積比
test/7

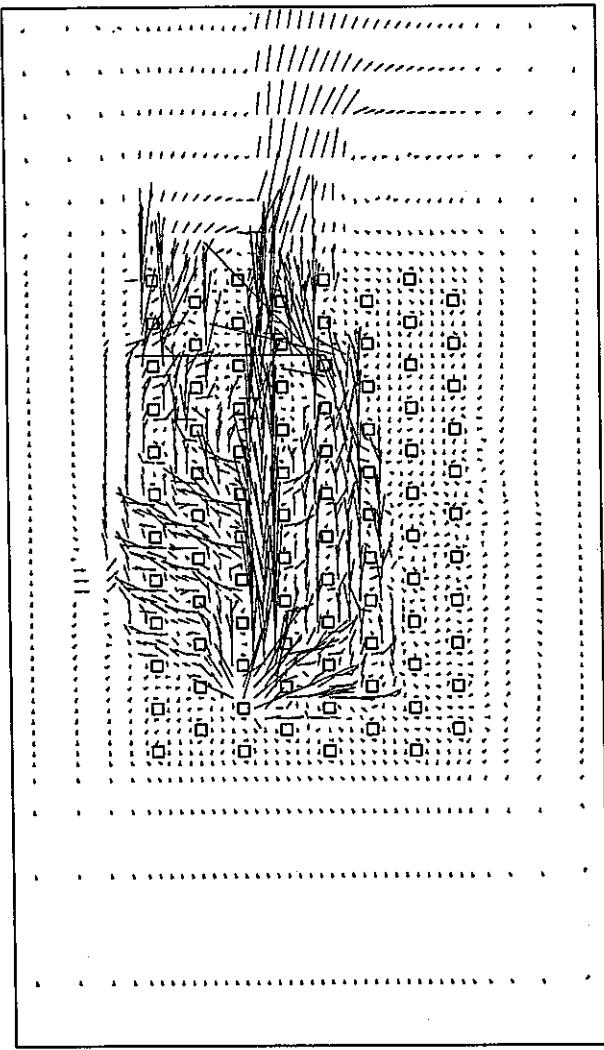


GAS H₂O
TIME = 2.401E+00 sec

図 2.1-14 ケース 5 水蒸気体積比
test/7



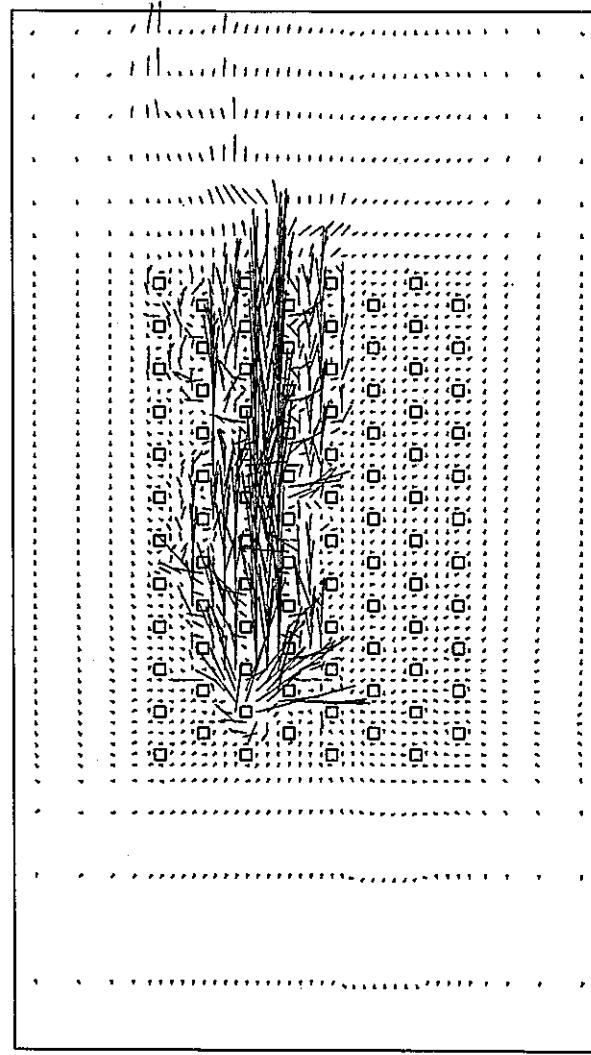
2.1-15



GAS VELOCITY — 5.000E+01 m/s
TIME = 2.400E+00 sec

図 2.1-15 ケース 4 気相流速

test77



GAS VELOCITY — 5.000E+01 m/s
TIME = 2.401E+00 sec

図 2.1-16 ケース 5 気相流速

test66rr

2.1-16

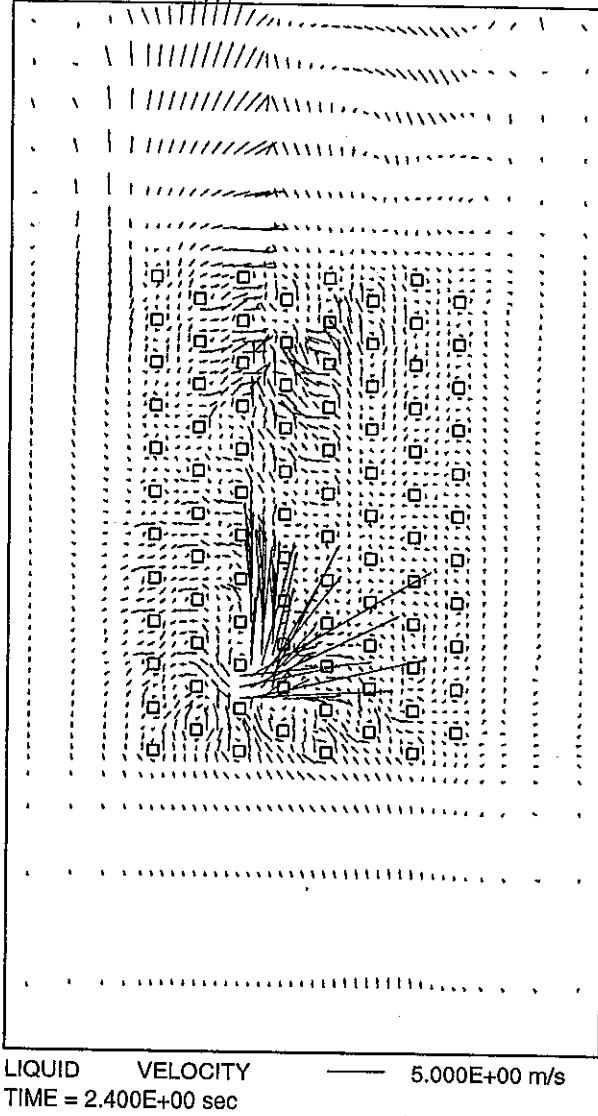


図 2.1-17 ケース 4

液相流速

pen

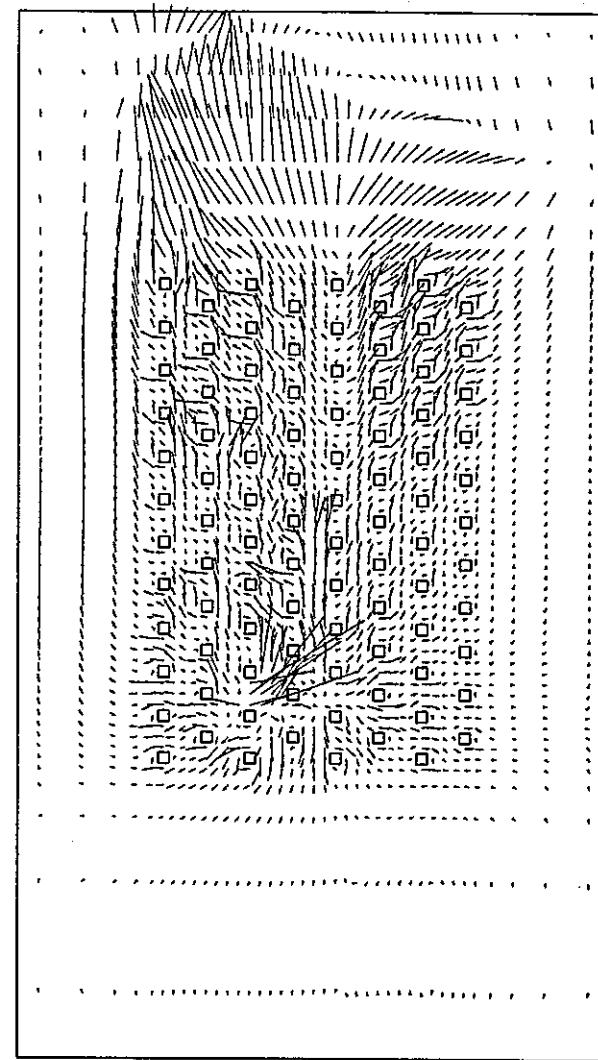


図 2.1-18 ケース 5

液相流速

test66rr

2.2 解析モデル及び解析条件の整理

(1) 基礎式

質量については、ナトリウムと伝熱管からリークする水蒸気、反応で発生する水素ガスと反応生成物（NaOH で代表）及び高温になり気化したナトリウム蒸気の各々に質量保存則を適用し、化学反応及びナトリウムの気化による質量移行を考慮して、各メッシュでの5つの成分の体積比を評価する。エネルギーと運動量については5つの成分を液相と気相にまとめ、気液2相に保存則を適用して、各々の温度や流速を評価するモデルとした。ナトリウムと水との反応速度は各メッシュでのナトリウム及び水の濃度から構成される相関式で評価する。反応速度定数は安定に計算出来る 0.05 をリファレンスとした。

(2) 解析体系

解析体系は2次元とし、伝熱管と垂直に交差する、垂直断面を対象とした。試験体の左右両端が開放されていることから、横方向はシュラウド内側までの 0.4m を解析範囲とした。また、上下は、試験体の高さ 0.63m の倍程度を解析範囲とした。図 2.2-1 (1) に解析範囲、図 2.2-1 (2) に伝熱管配置を示す。

(3) メッシュ分割

試験体の伝熱管配置は、垂直方向から 24° 傾いている。この配置に対し、垂直及び水平方向にメッシュ分割すると、規則性がない。このため、メッシュ分割も軸を 24° 傾かせ、1 伝熱管を 9 メッシュで模擬する方法を使用する。プログラムの処理としては、重力加速度を 24° 傾かせて与える事とする。

メッシュ分割図を図 2.2-2 に示す。

(4) 初期条件

計算体系内はナトリウムで満たされた静止空間としたので、初期速度は気相及び液相共に速度ゼロである。圧力は最高カバーガス圧 (2.0bar) にナトリウム液面から破損孔までの高さを 3m と仮定した場合の静圧を考慮し、 $2.65 \times 10^5 \text{ Pa}$ とする。液相初期温度は 470°C (743K) とし、気相は初期にはほとんど

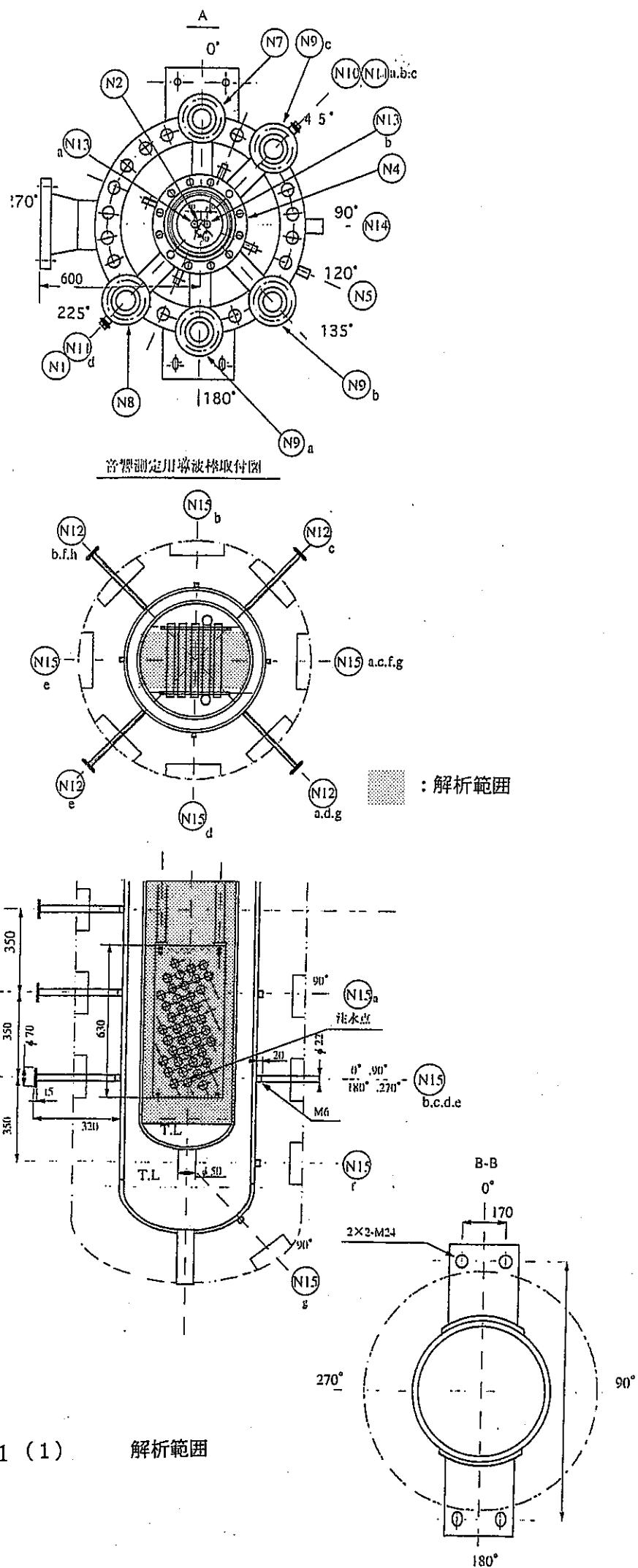
存在しないため、初期温度は液相と同様とした。

(5) 境界条件

領域下部及び上部は圧力境界とし、カバーガス圧力に各境界までのナトリウム密度ヘッド分を加えた値を上部境界圧力値とした。体系の左右の境界はフリースリップ境界とした。

伝熱管内の蒸気条件は圧力 146ata(1.43×10^7 Pa)、温度 369°C(642K)、密度 68kg/m³である。一方、ナトリウム側カバーガス圧力は約 2ata(1.96×10^5 Pa)であるため、リーク孔では蒸気は臨界流となっており、上記条件でのリーク孔での臨界圧力は 79ata(7.74×10^5 Pa)、蒸気密度は 42.57kg/m³、温度は 285.2°C (558K) である。

注水管は No.42 であり、リーク方向は垂直上方、初期リーク量は 0.6kg/s とした。



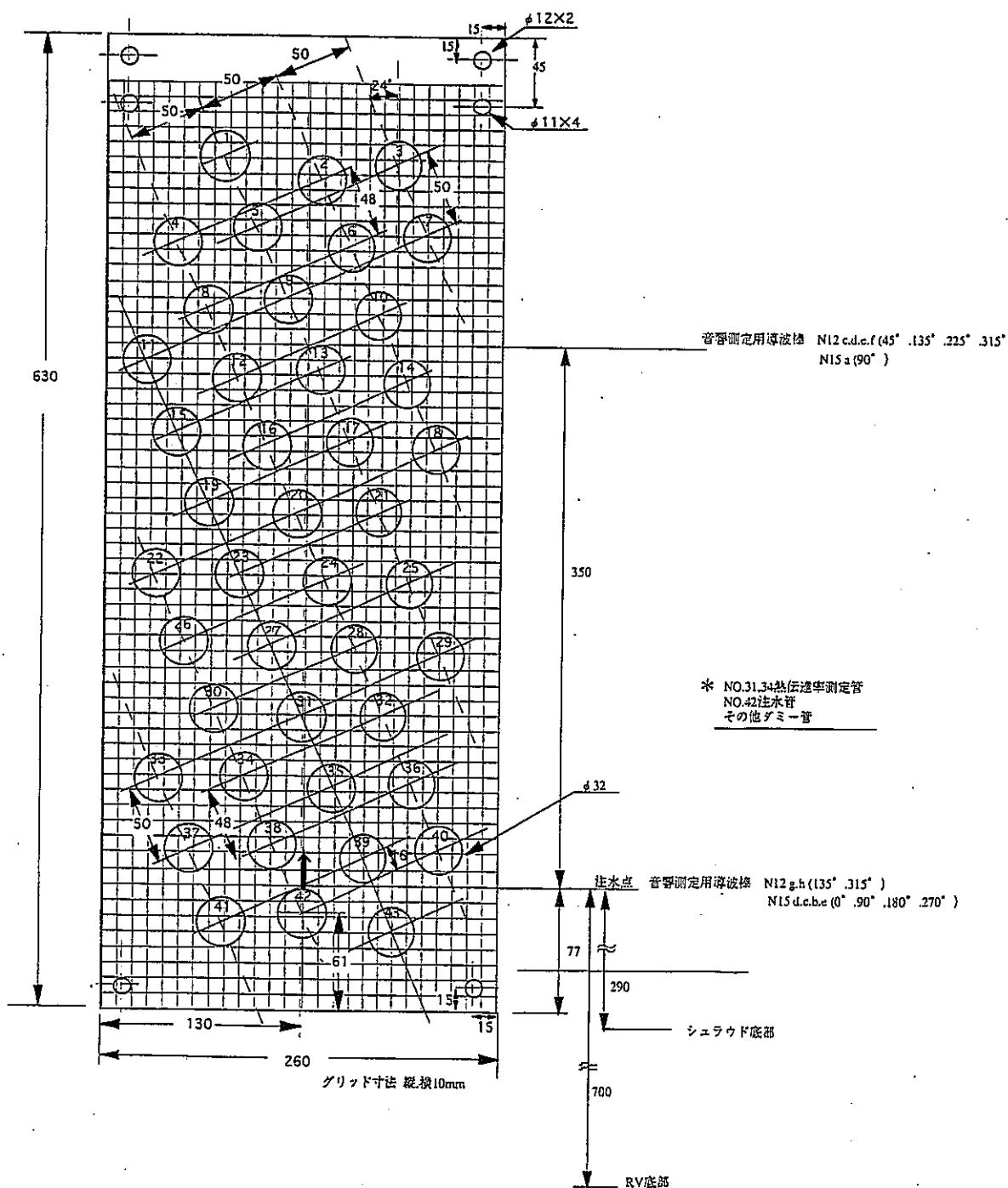


図 2.2-1 (2) 伝熱管配置図

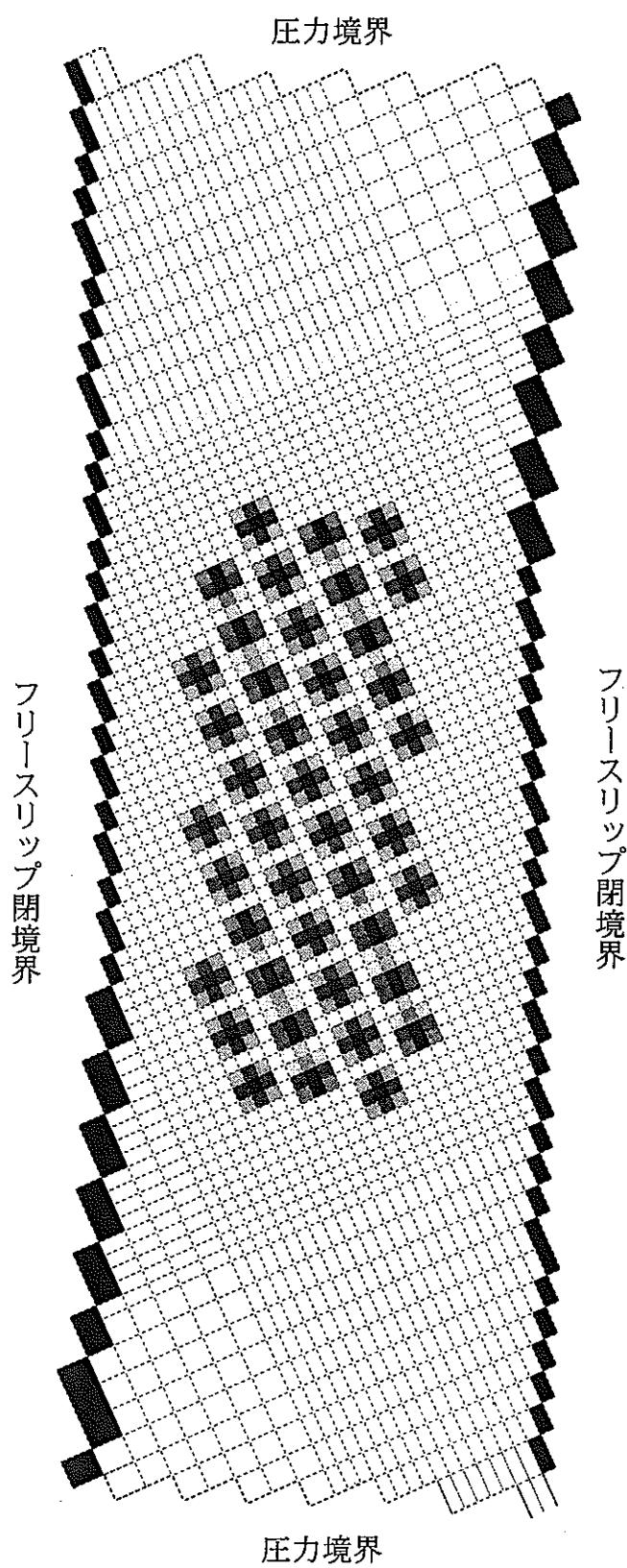


図2.2-2 メッシュ分割図

2.3 解析結果

2.3.1 解析結果の詳細

前項の解析条件による解析結果を以下に示す。相間摩擦は 2.1.2 項のケース 5 の条件とした。図は、反応域が安定したと考えられる、2.5 秒後から 0.5 秒おきに図示した。

(1) 流速分布

図 2.3-1 に液相の流速分布を、図 2.3-2 に気相の流速分布を示す。気相は、破損孔から音速に近い速度で流出し、初期は放射状に広がるが、水素の発生により大きな循環流が形成される。液相は、気相の影響を受け、破損孔近傍では、気相と同様の流況であるが、水素ガスの上昇流と思われる領域ではほとんど流れが見られない。

相間摩擦係数は、SWAT 体系での検討で、相間摩擦を小さくすることにより、未反応蒸気範囲の模擬精度が向上することがわかり、従来モデルに比べ気液の相間摩擦係数が小さくなるモデルを採用している。このため、ナトリウム（液相）は水素ガスの流動にほとんど影響をうけず、反応域にとどまり、蒸気との反応が促進したものと考えられる。

(2) 体積比分布

図 2.3-3 に蒸気（未反応蒸気）の体積比分布を、図 2.3-4 に水素ガスの体積比分布を示す。破損孔位置は最下段の真ん中の伝熱管の上部である。循環流が形成され、水蒸気は破損孔から上部に広がっている。その周辺に水素ガスが存在しているため、この領域で、ナトリウムと水が反応しているものと考えられる。なお、本ケースでは、ナトリウムが飽和温度に達していないため、ナトリウム蒸気はほとんど発生していない。

(3) 温度分布

図 2.3-5 に液相温度分布を、図 2.3-6 に気相温度分布を示す。気相温度及び液相温度共に、破損孔近傍に低温領域が存在する。これは、この部分はリーグ点から高速の蒸気が流出しており、ナトリウムが入り込めず、反応が起こらないためと考えられる。

二流体モデルを使用した本解析では、液相と気相の温度が別々に計算されるが、わかりやすくするため、実効平均温度を算出し図 2.3-7 に図示した。温度分布の時間変化がわかるように 0.1 秒ごとに図示した。解析での反応領域は 1 秒程度の周期で振動している。

最高温度は 957°C となっている。破損孔よりかなり遠くに最高温度位置があり、高温領域も破損孔から遠い分布となっている。

2.3.2 圧力損失係数の違いによる影響評価

圧力損失の大きさが、反応領域とその温度分布、及び振動現象に与える影響を評価するため、圧力損失係数を 3 倍にし、他は 2.3.1 項の解析条件と同様の解析を実施した。

図 2.3-8 に液相流速分布、図 2.3-9 に蒸気（未反応蒸気）の体積比分布を、図 2.3-10 に水素ガスの体積比分布を、図 2.3-11 に実効平均温度分布を示す。

反応領域の拡がりと振動周期にあまり変化はみられないが、最高温度が高くなる時間帯もある。

2.3.3 相間摩擦損失係数の違いによる影響評価

相間摩擦損失係数の大きさが、反応領域とその温度分布、及び振動現象に与える影響を SWAT-1R 試験体で評価するため、従来モデル（P2.1-4~5 参照。ボイド率 0.75 以上は噴霧流を使用）の相間摩擦損失係数で解析を実施した。なお、反応速度定数（P2.1-6 参照）は 0.2 とした。

図 2.3-12 に液相流速分布、図 2.3-13 に蒸気（未反応蒸気）の体積比分布を、図 2.3-14 に水素ガスの体積比分布を、図 2.3-15 に実効平均温度分布を示す。

2.3-1 及び、2.3-2 に比較し、最高温度は高くなっているものの、未反応蒸気域がかなり大きくなってしまっており、最高温度は管群のない、上部空間に位置する。

2.3.4 反応速度の違いによる影響評価

反応速度の大きさが、反応領域とその温度分布、及び振動現象に与える影響を評価するため、反応速度定数を 0.05 から 0.1 にし、他は 2.3.1 項の解析条件と同様の解析を実施した。

図 2.3-16 に液相流速分布、図 2.3-17 に蒸気（未反応蒸気）の体積比分布を、図 2.3-18 に水素ガスの体積比分布を、図 2.3-19 にナトリウム蒸気の体積比分布を、図 2.3-20 に実効平均温度分布を示す。

2.3.1 に比較し、反応域が破損孔近傍に位置するようになった。このことから、反応速度定数 0.05 では、反応速度が小さくて、反応しきれていない可能性があり、本ケースの結果の方が、実際の試験結果に近いものと考えられる。

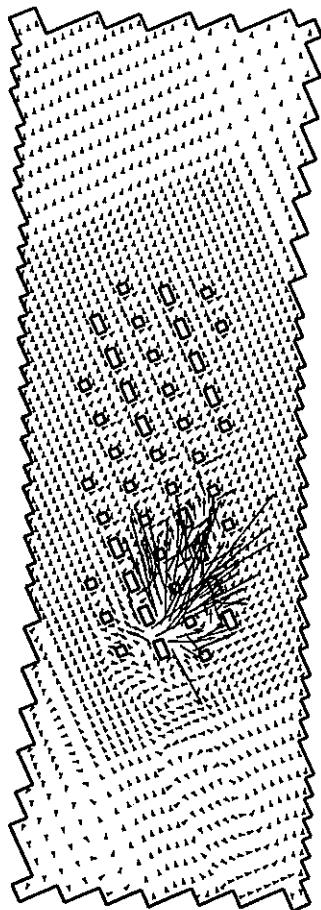
また、反応速度定数を 0.3 にし、同様に、他は 2.3.1 項の解析条件と同様の解析を実施した。この解析は途中で発散してしまったが、参考として実効平均温度分布結果を、図 2.3-21 に示す。また、ナトリウム蒸気の体積比分布を図 2.3-22 に示す。

2.3.5 まとめ

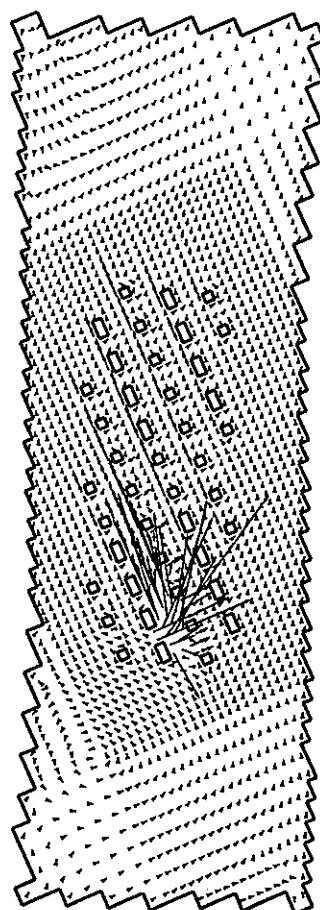
水リーケ率を 600g/s とした場合の試験に対し、圧力損失係数、相間摩擦係数及び反応速度定数をパラメータとした解析を実施し、以下の事が把握できた。

- i) 圧力損失係数は反応領域の拡がりに与える影響が小さかったが、相間摩擦係数は結果に大きく影響した。新たに採用した、相間摩擦が小さくなる傾向の高ボイド域に環状流を適用した場合の結果が、従来の試験結果の外挿から考えられる未反応水蒸気領域の大きさに近く、従来モデルより、模擬性が向上したと考えられる。ただし、相間摩擦が小さくなるために、反応速度定数を大きくすると（0.3 以上）、計算が不安定となる傾向があり、今後の課題である。
- ii) 相間摩擦を小さくし、反応速度定数を 0.1 とした場合の結果が、試験結果に近いと推定される。また、試験では直接計測していない、系内ボイド分布及び流速分布等が把握できた。
- iii) 今後は、解析結果と試験結果を比較、分析することにより、現在の解析で模擬性が悪いと思われる部分を摘出し、精度を向上させるためのモデル改良を実施する必要がある。

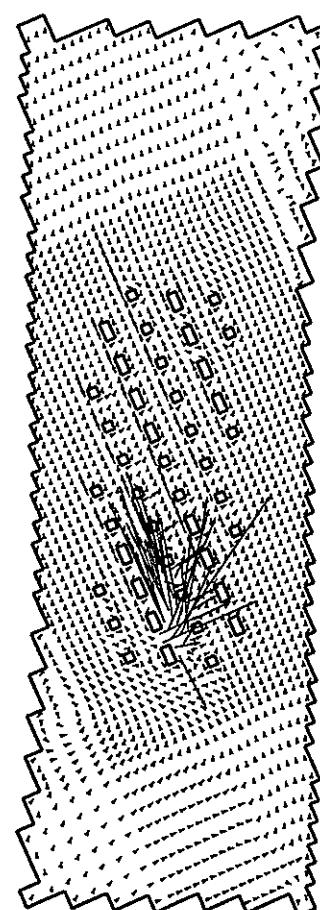
2.3-4



LIQUID VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 2.502E+00 sec



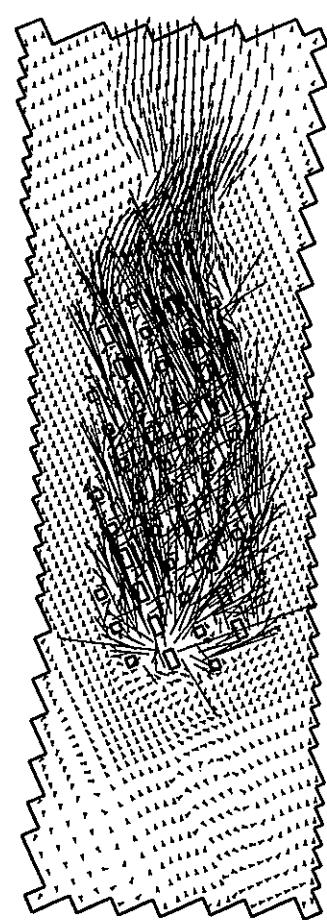
LIQUID VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 3.002E+00 sec



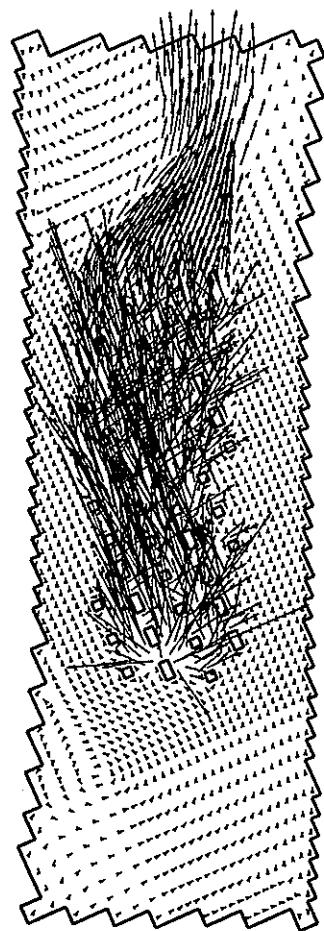
LIQUID VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 3.502E+00 sec

図 2.3-1 液相流速分布

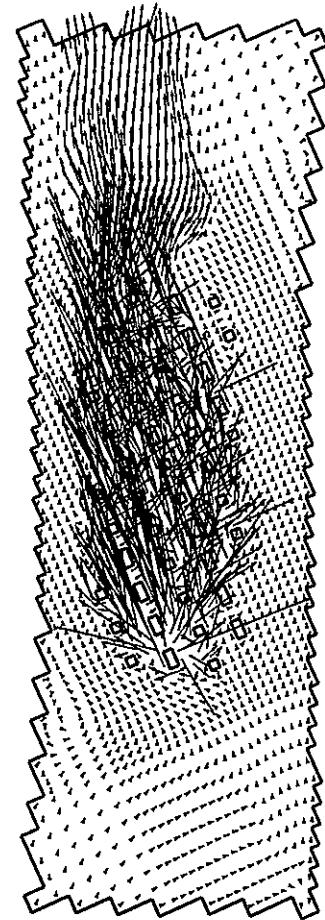
2.3-5



GAS VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 2.502E+00 sec



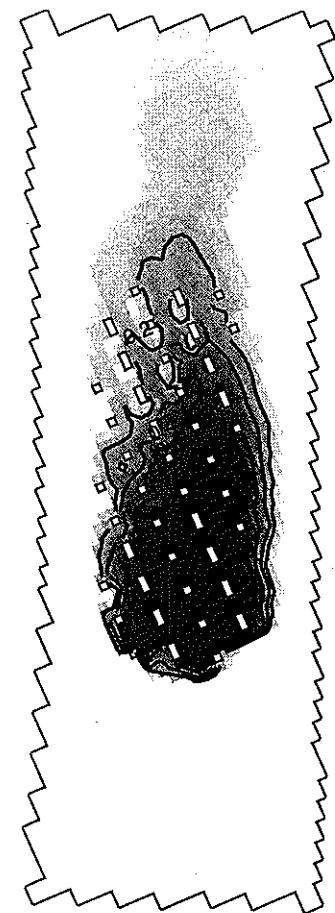
GAS VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 3.002E+00 sec



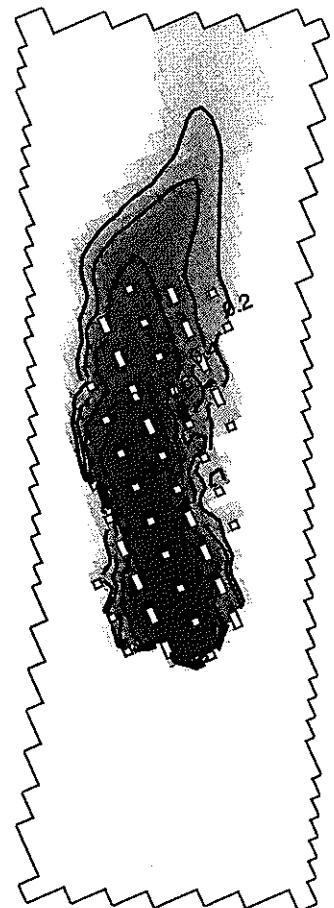
GAS VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 3.502E+00 sec

図 2.3-2 気相流速分布

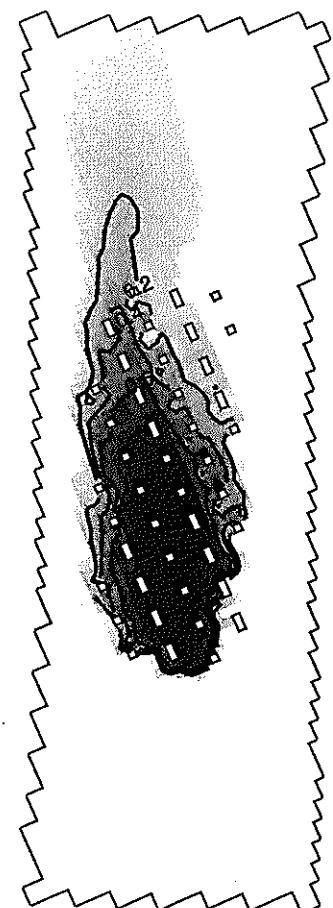
2.2



GAS H₂O
TIME = 2.502E+00 sec



GAS H₂O
TIME = 3.002E+00 sec

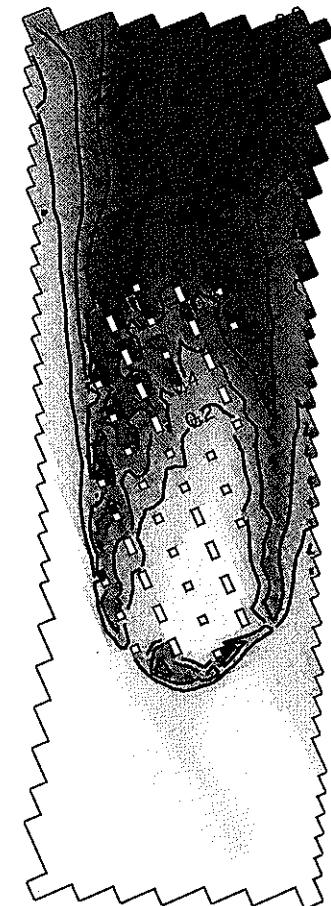


GAS H₂O
TIME = 3.502E+00 sec

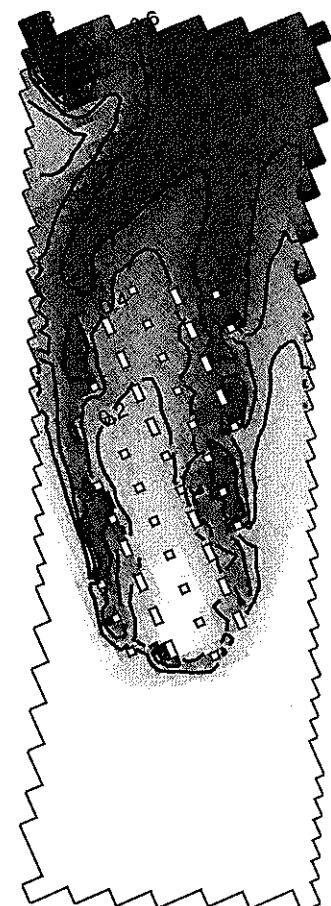


図 2.3-3 水蒸気体積比分布

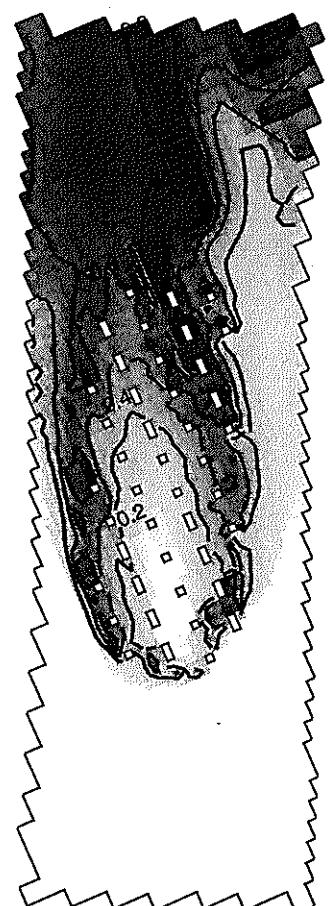
2.3.7



GAS H₂
TIME = 2.502E+00 sec

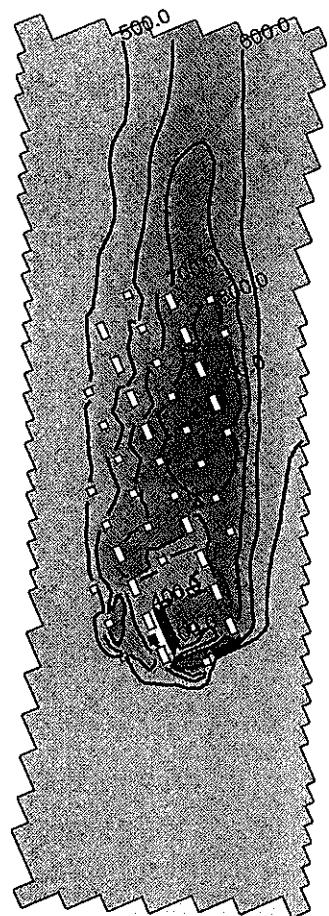
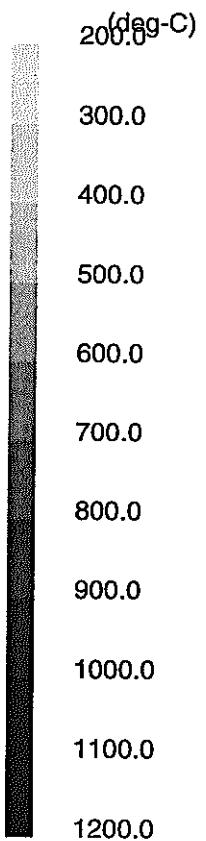


GAS H₂
TIME = 3.002E+00 sec

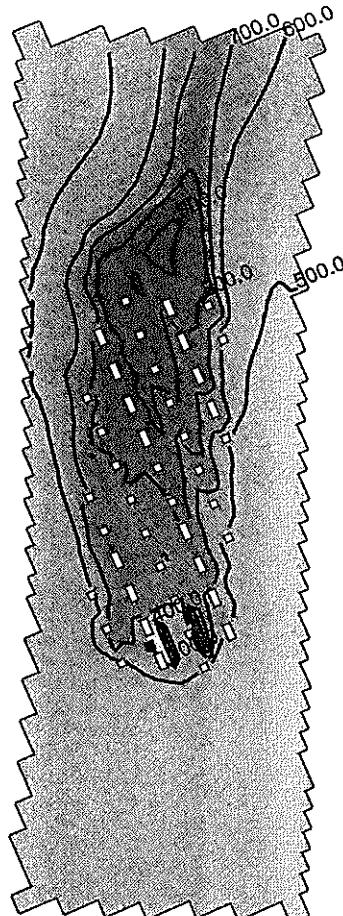


GAS H₂
TIME = 3.502E+00 sec

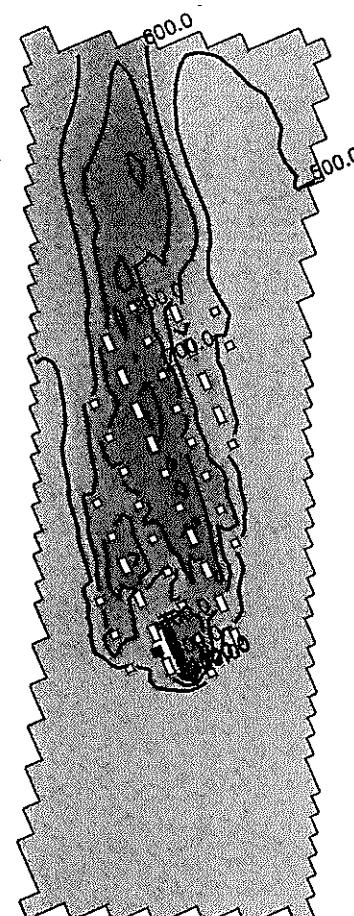
図 2.3-4 水素ガス体積比分布



TEMP(LIQUID)
TIME = 2.502E+00 sec



TEMP(LIQUID)
TIME = 3.002E+00 sec



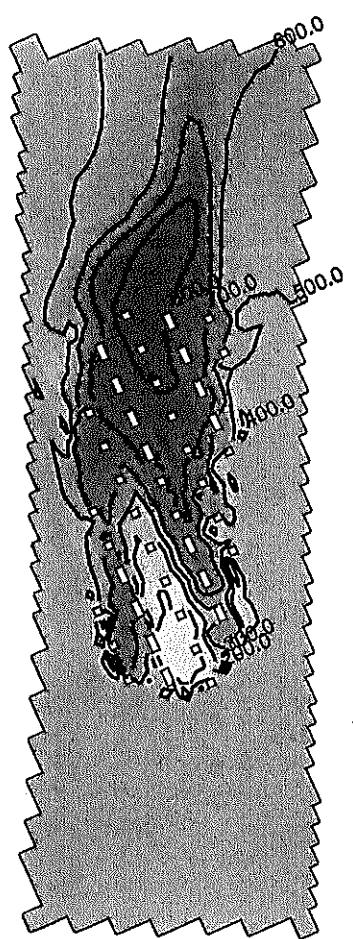
TEMP(LIQUID)
TIME = 3.502E+00 sec

図 2.3-5 液相温度分布

2.3-9



TEMP(GAS)
TIME = 2.502E+00 sec



TEMP(GAS)
TIME = 3.002E+00 sec



TEMP(GAS)
TIME = 3.502E+00 sec

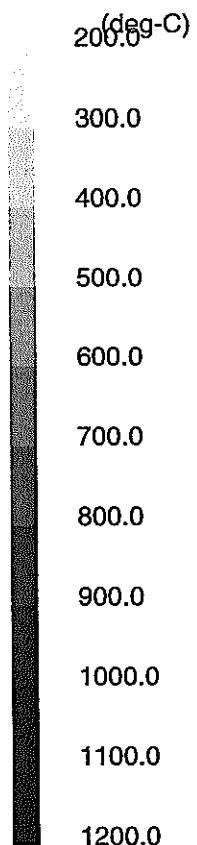
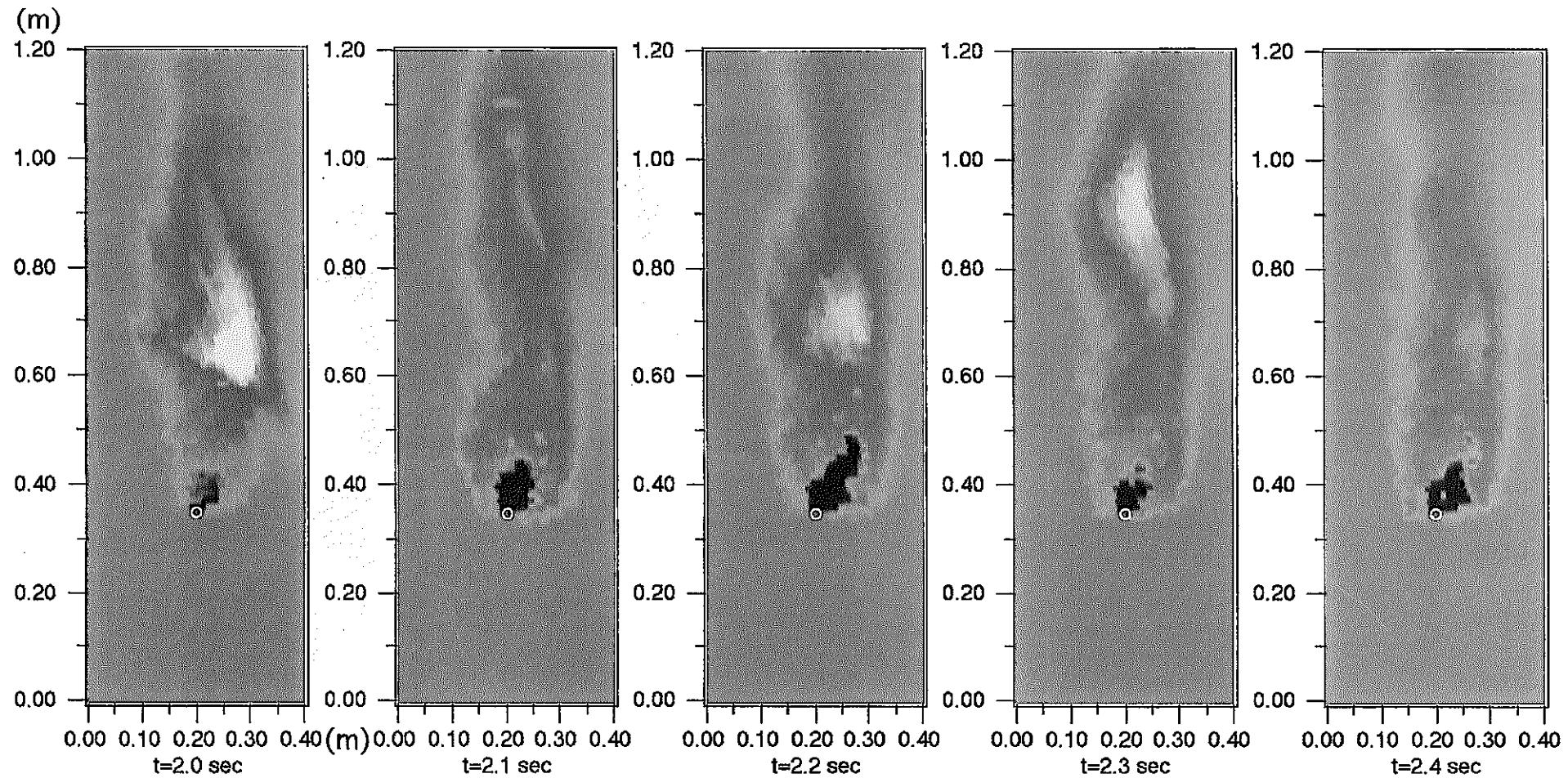


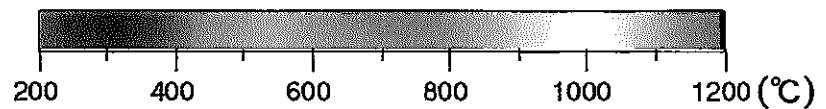
図 2.3-6 気相温度分布

2.3-10

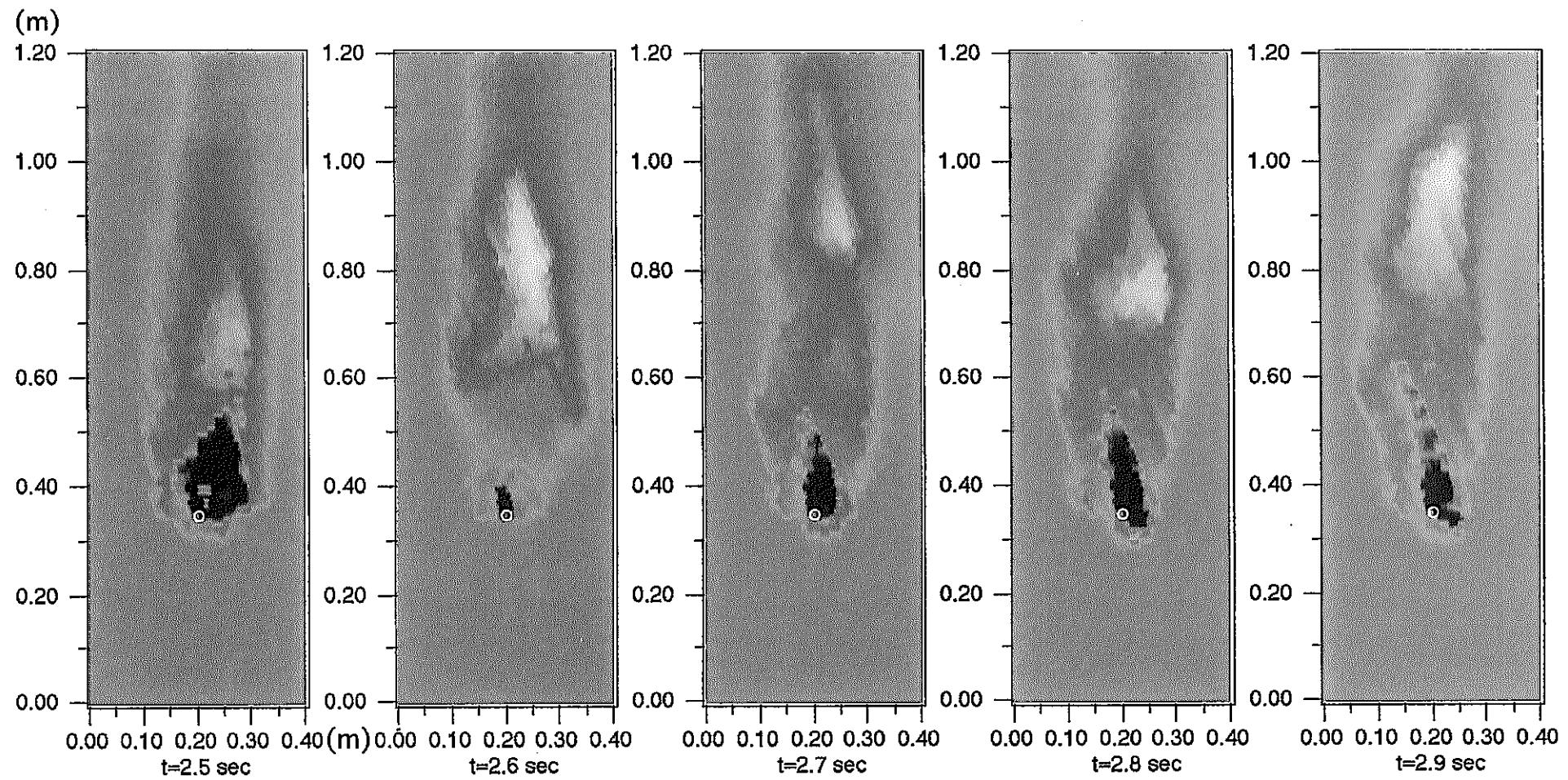


白丸：破損孔位置

図 2.3-7(1/3) 実効平均温度分布

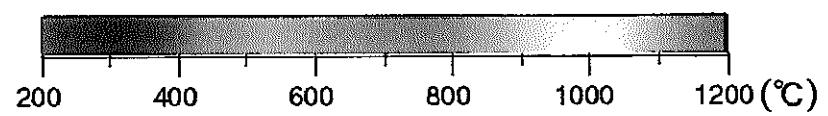


2.3-11

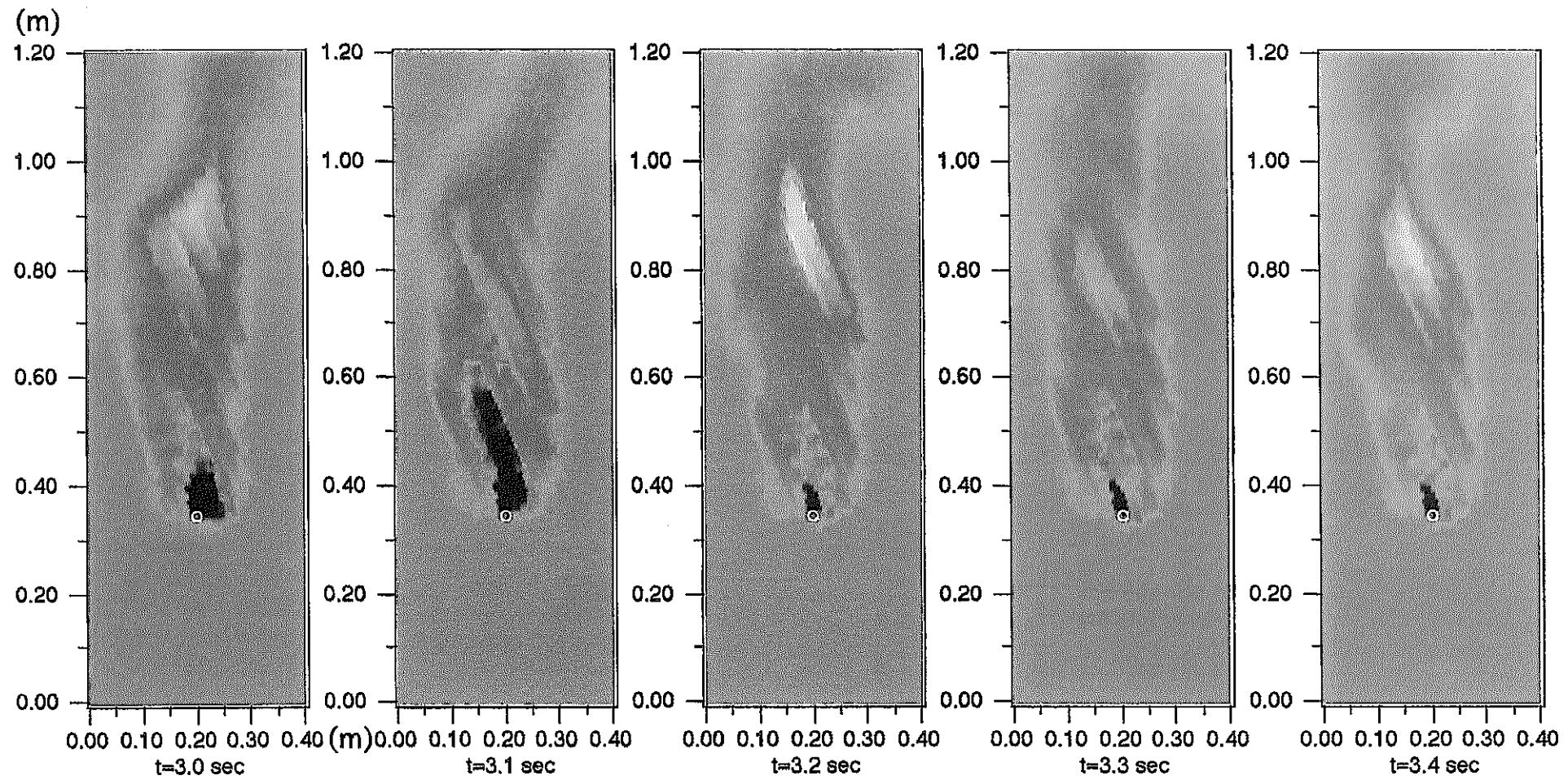


白丸：破損孔位置

図 2.3-7(2/3) 実効平均温度分布

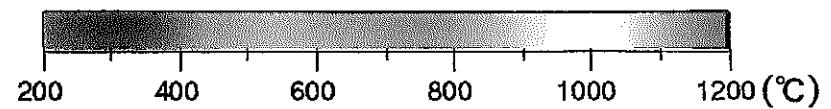


2.3-12

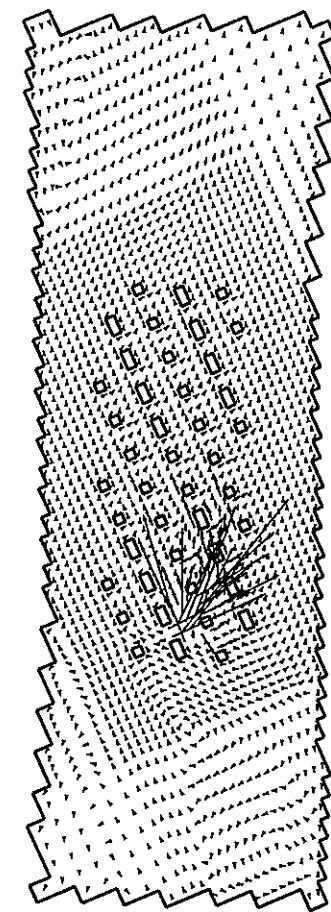


白丸：破損孔位置

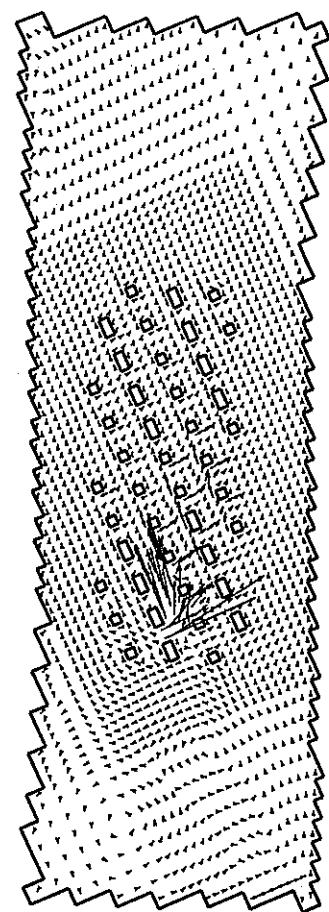
図 2.3-7(3/3) 実効平均温度分布



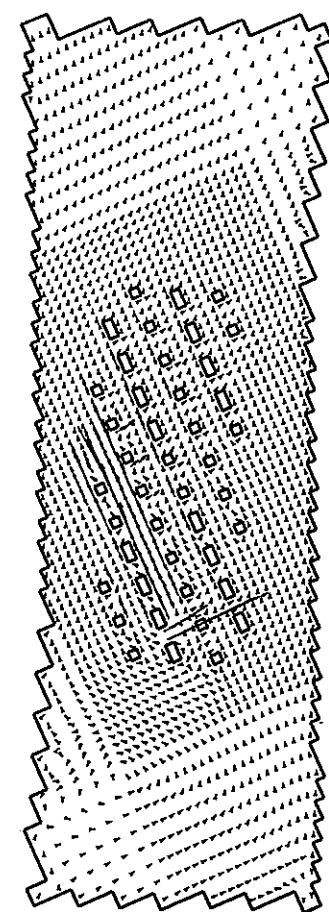
2.3-13



LIQUID VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 2.502E+00 sec



LIQUID VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 3.002E+00 sec



LIQUID VELOCITY
— 5.000E+01 m/s
TIME = 3.502E+00 sec

図 2.3-8 液相流速分布（圧力損失係数比較）

2.3-14

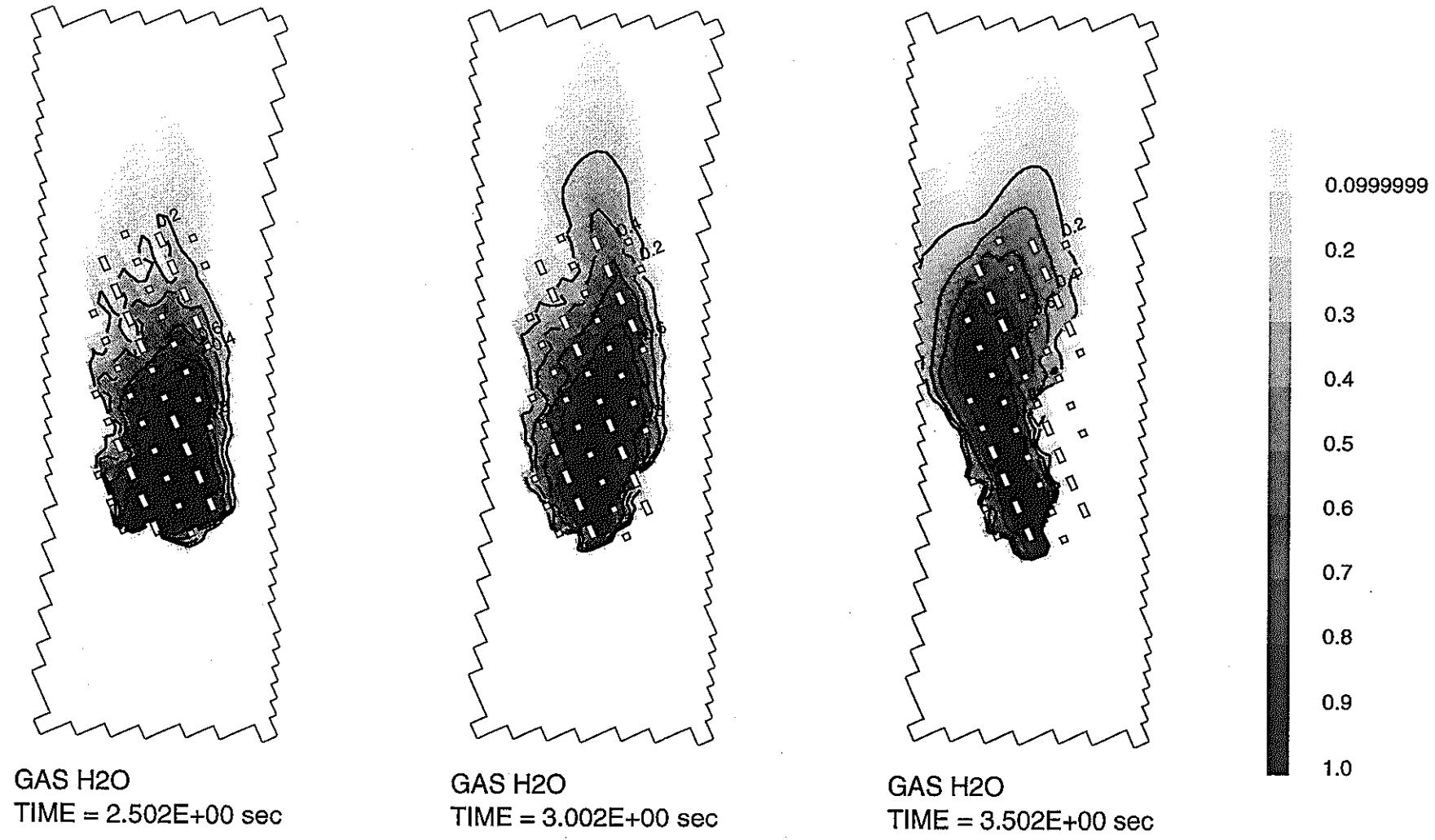


図 2.3-9 水蒸気体積比分布（圧力損失係数比較）

2.3.15

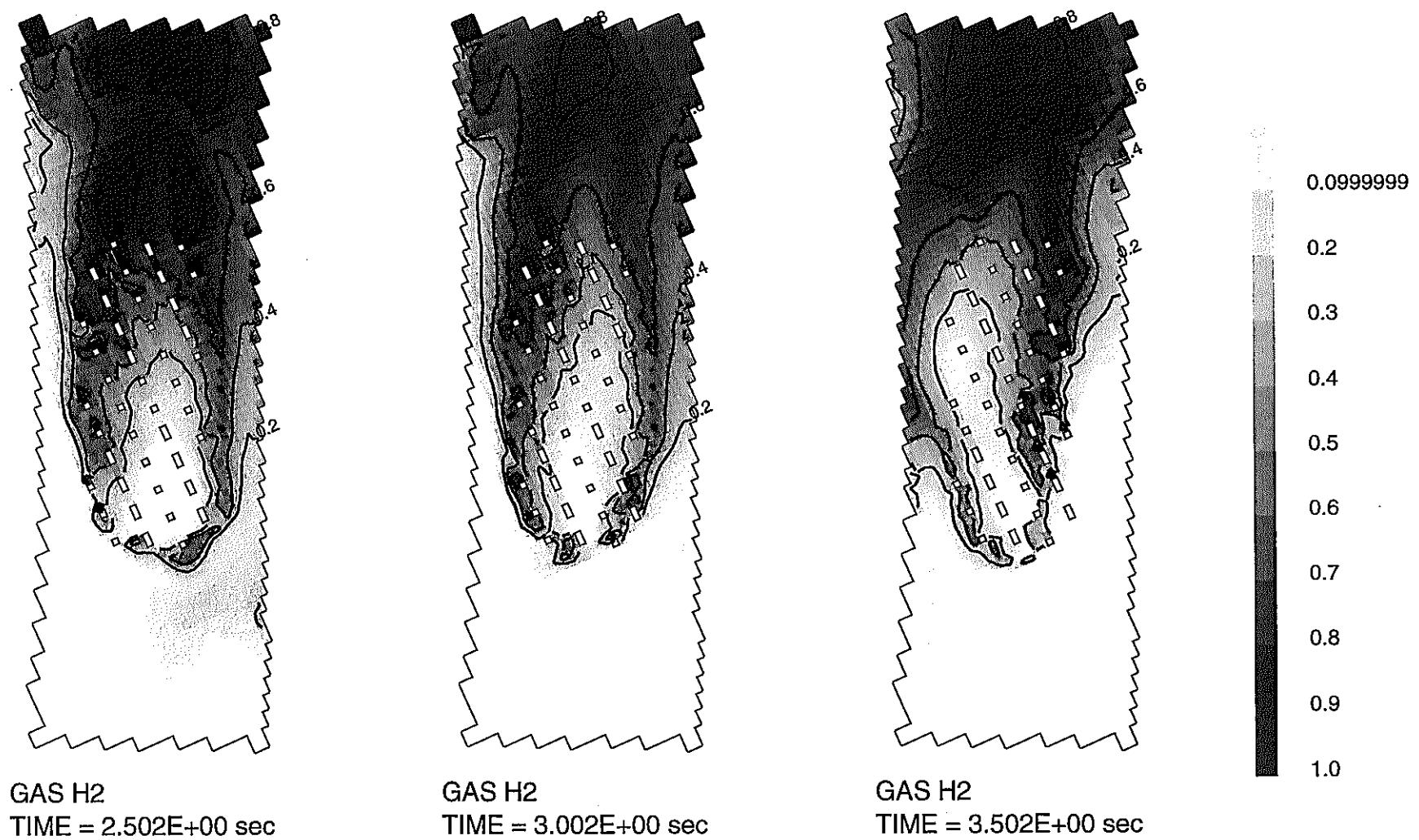
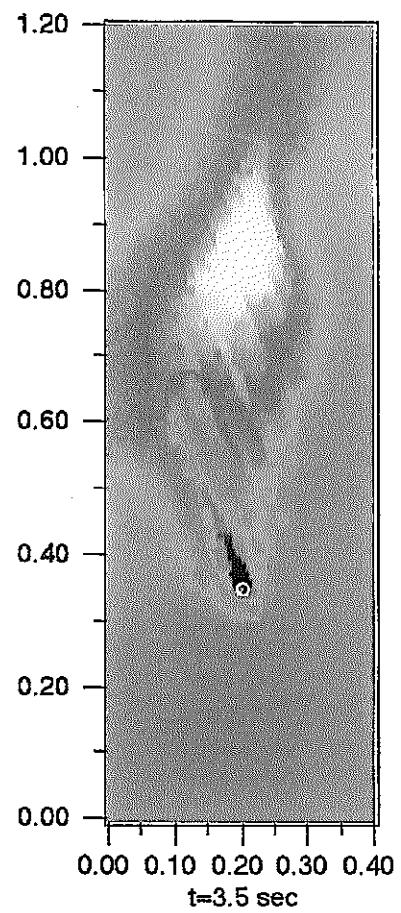
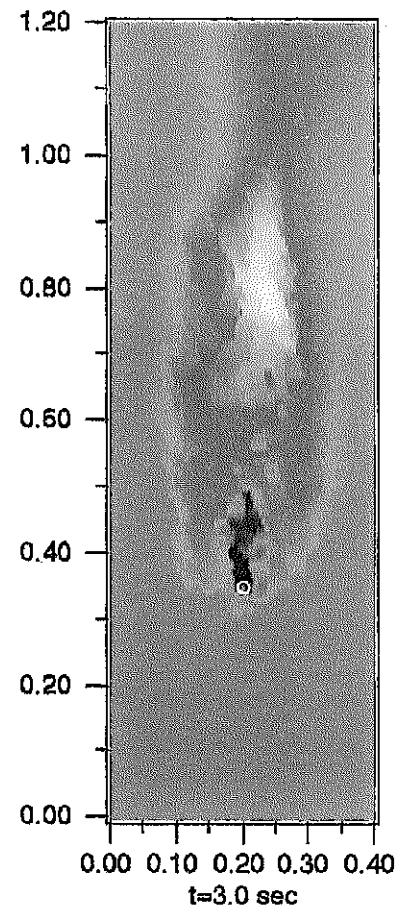
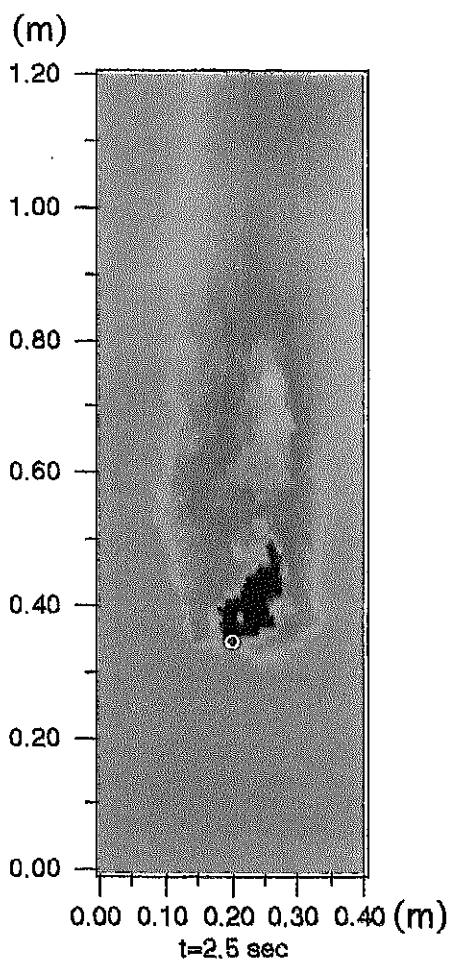


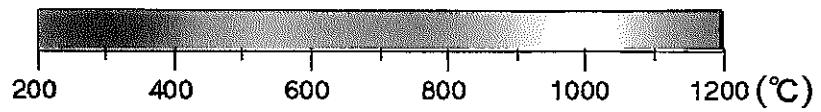
図 2.3-10 水素ガス体積比分布（圧力損失係数比較）

2.3-16



白丸：破損孔位置

図 2.3-11 実効平均温度分布（圧力損失係数比較）



2.3-17

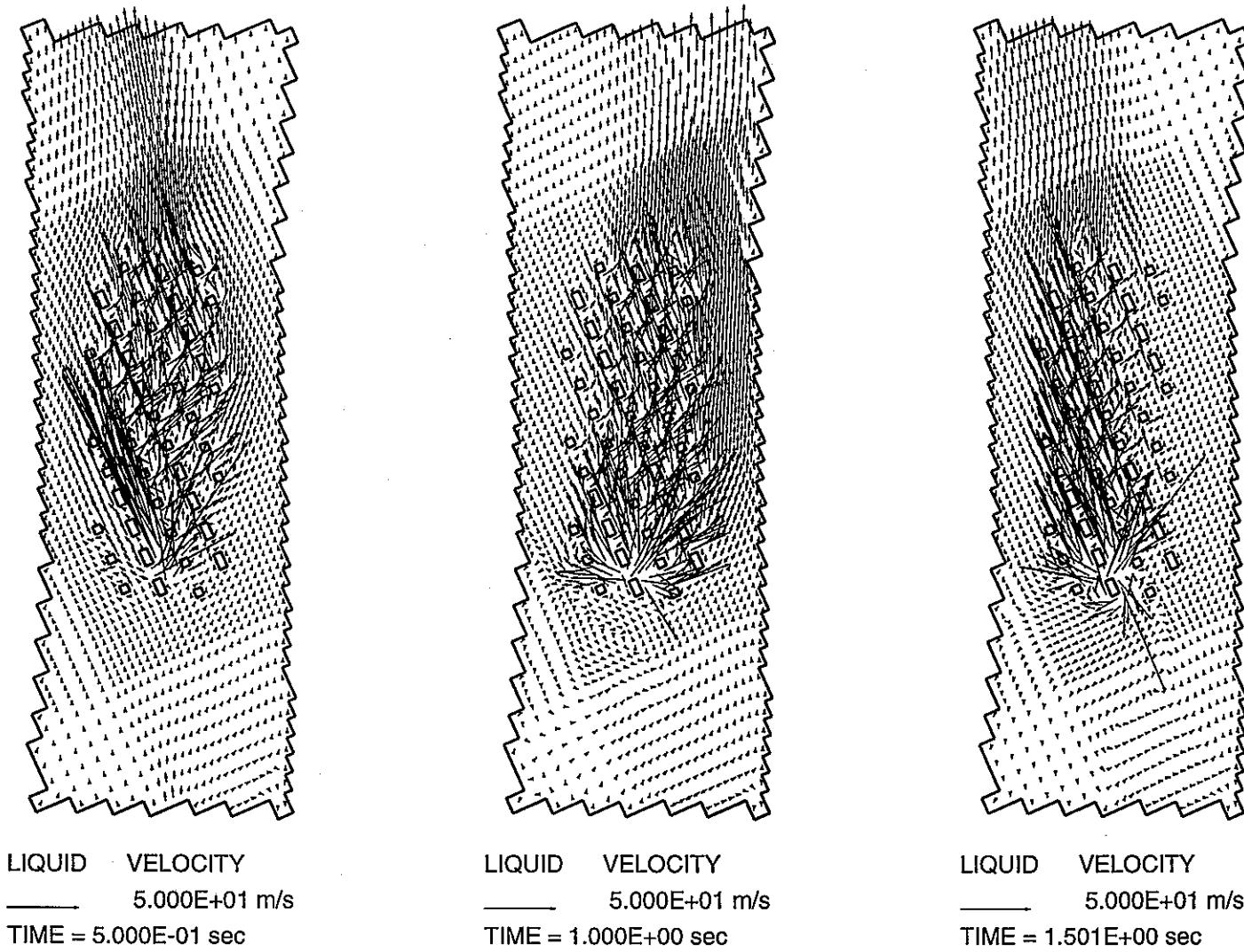


図 2.3-12 液相流速分布（相間摩擦係数比較）

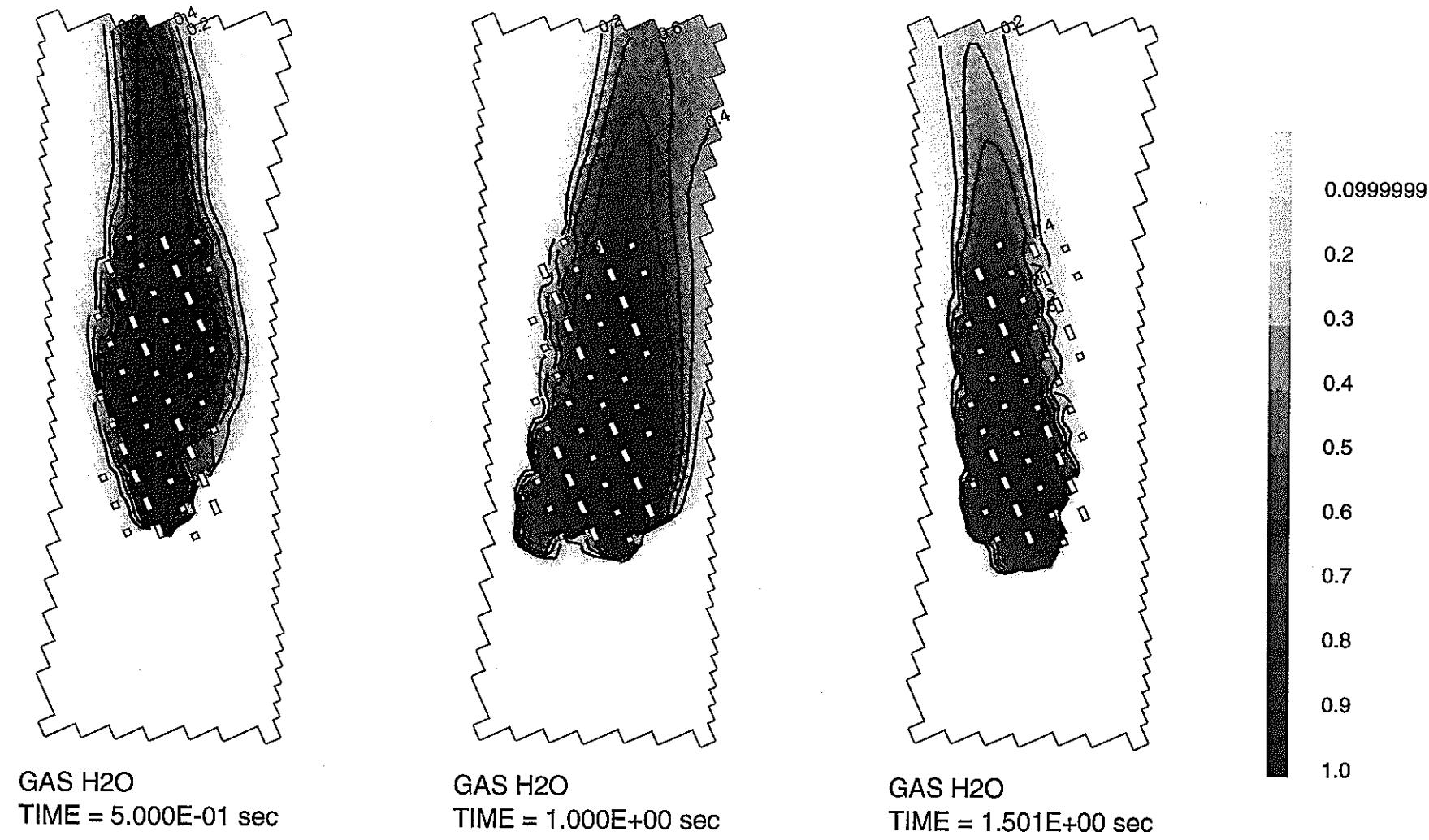
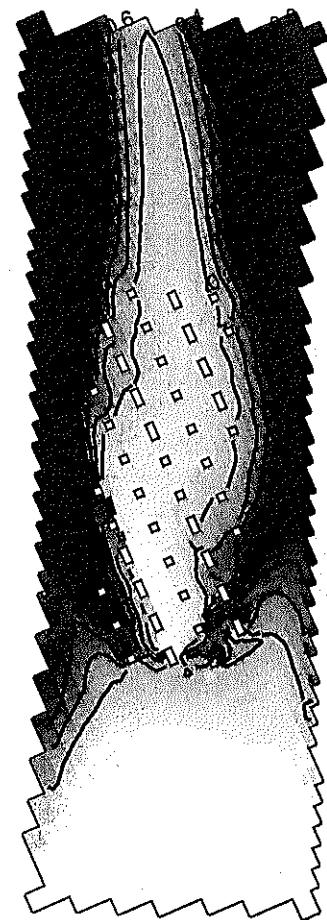
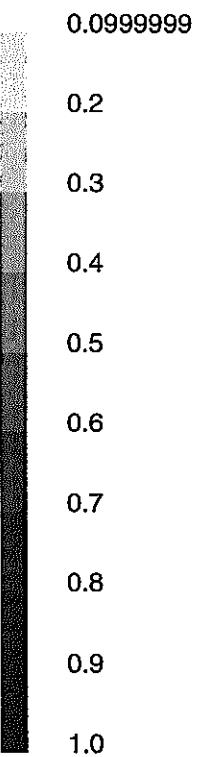
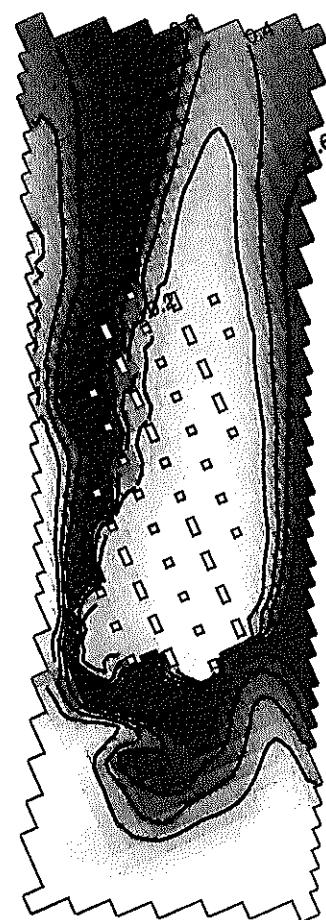


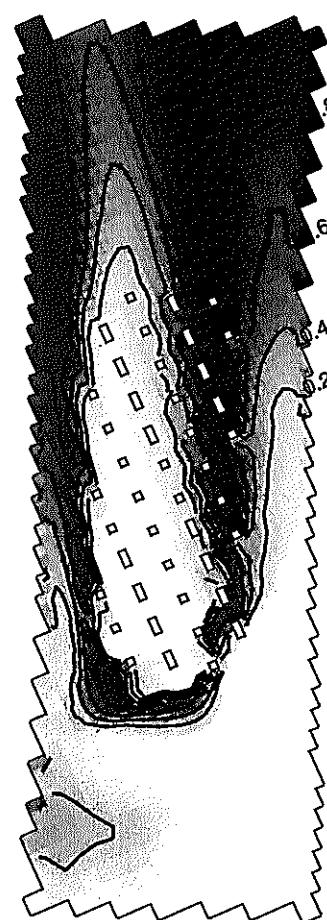
図 2.3-13 水蒸気体積比分布（相間摩擦係数比較）



GAS H₂
TIME = 5.000E-01 sec



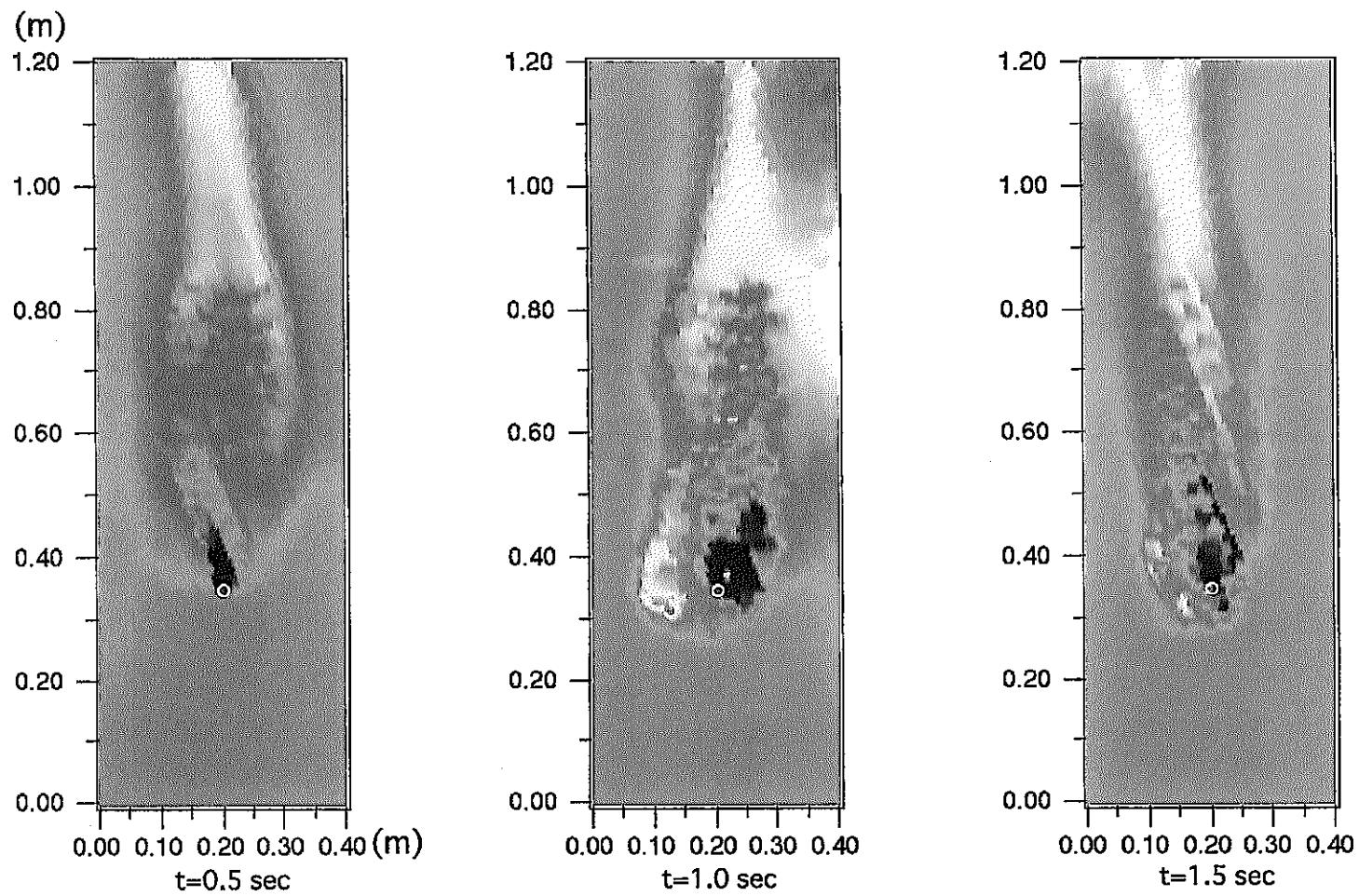
GAS H₂
TIME = 1.000E+00 sec



GAS H₂
TIME = 1.501E+00 sec

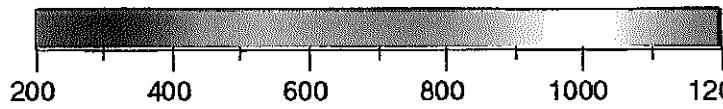
図 2.3-14 水素ガス体積比分布（相間摩擦係数比較）

2.3-20



白丸：破損孔位置

図 2.3-15 実効平均温度分布（相間摩擦係数比較）



2.3-21

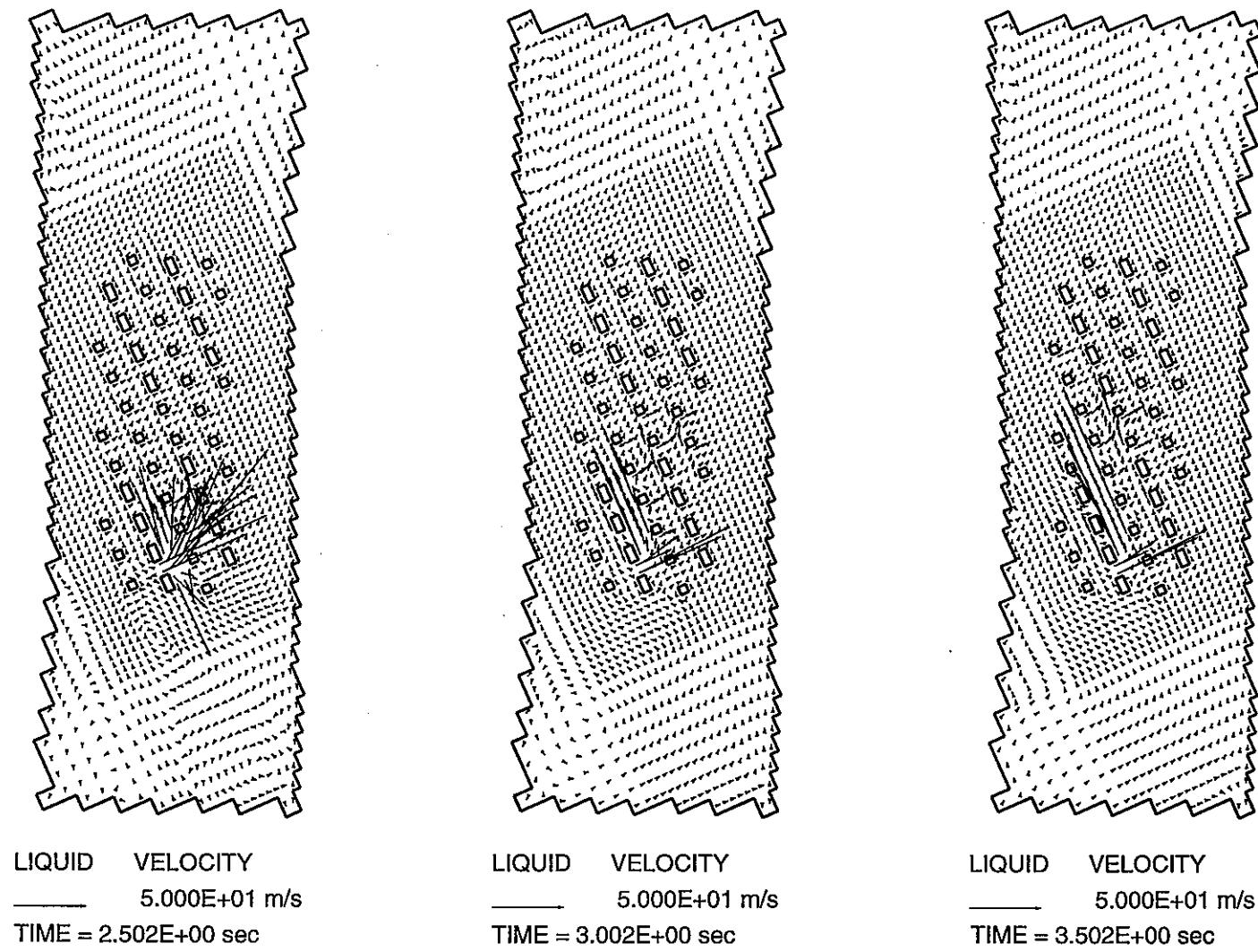
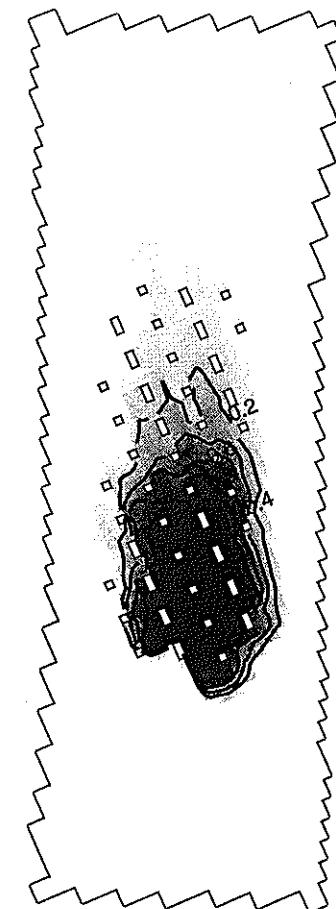
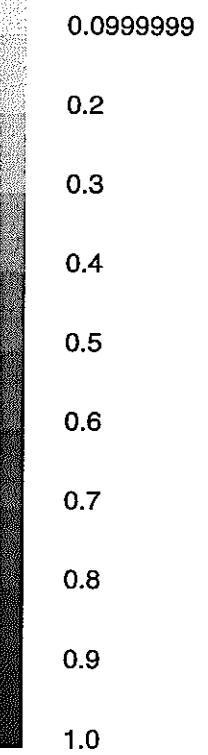
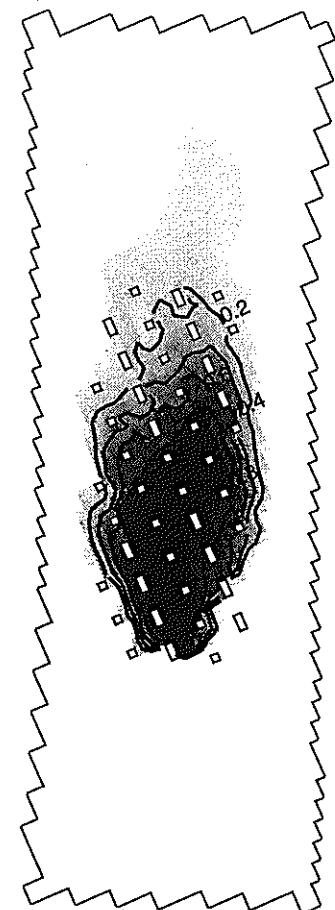


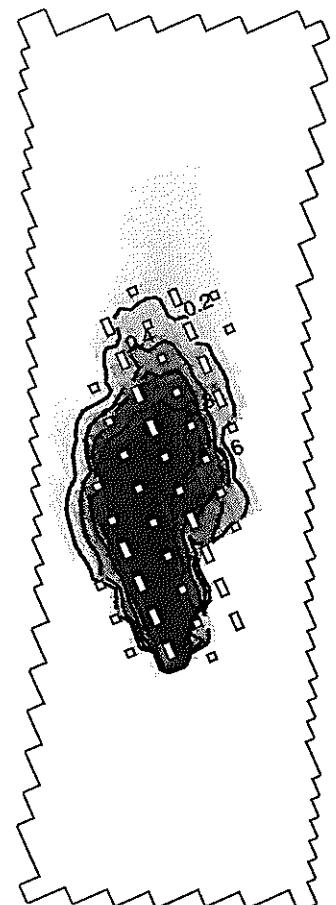
図 2.3-16 液相流速分布（反応速度比較）



GAS H₂O
TIME = 2.502E+00 sec



GAS H₂O
TIME = 3.002E+00 sec



GAS H₂O
TIME = 3.502E+00 sec

図 2.3-17 水蒸気体積比分布（反応速度比較）

2.3-23

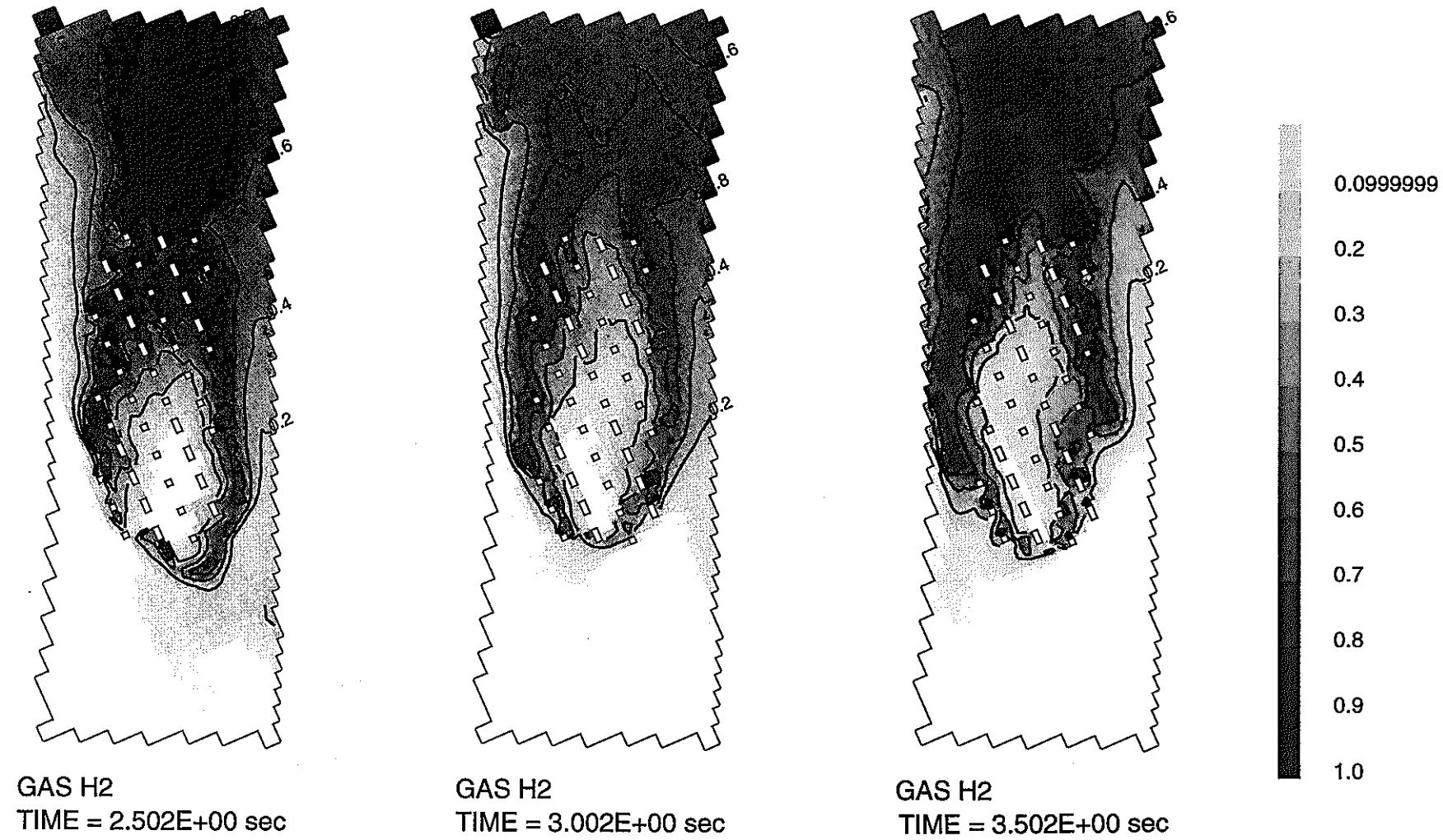


図 2.3-18 水素ガス体積比分布（反応速度比較）

23-24

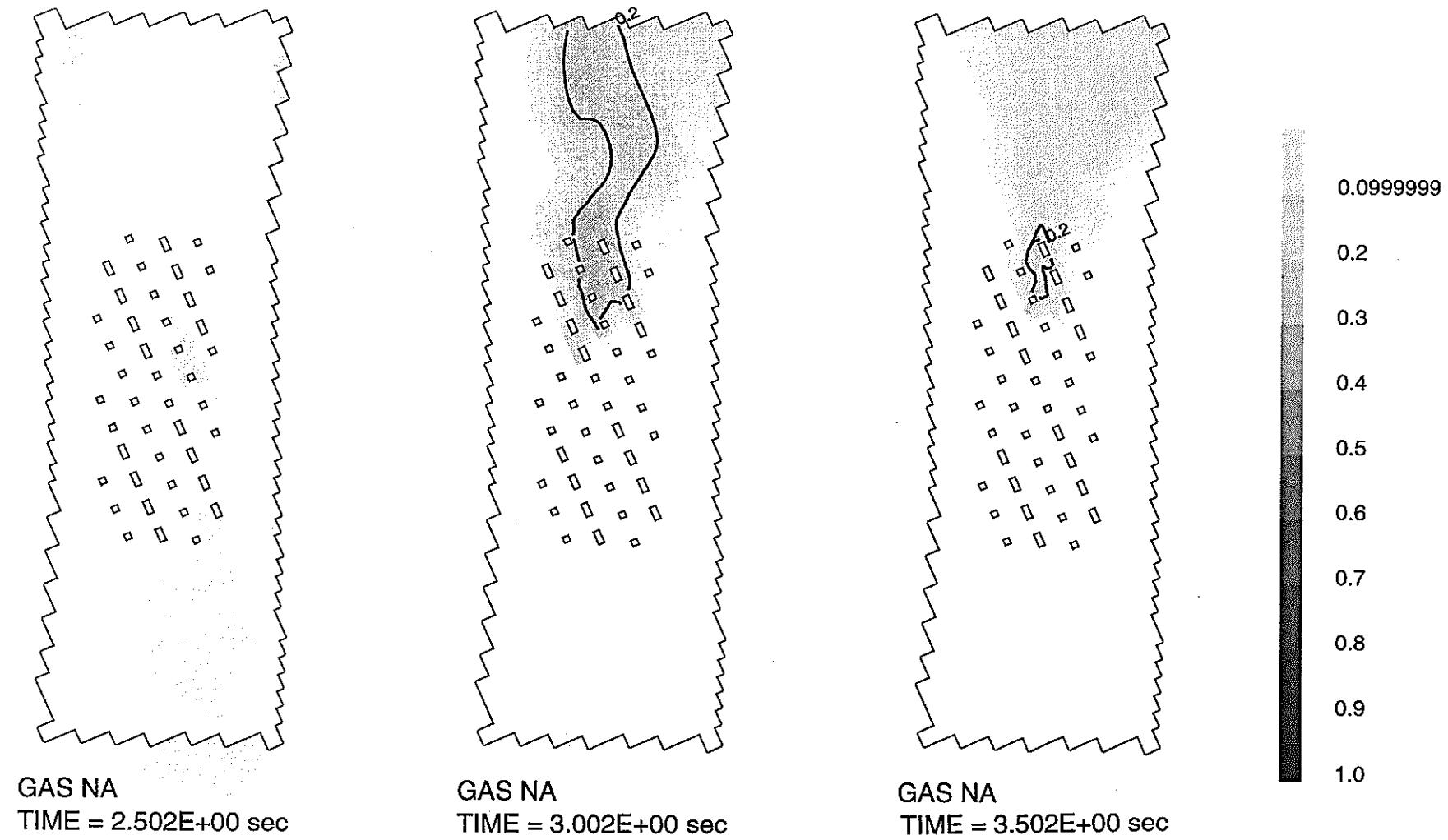
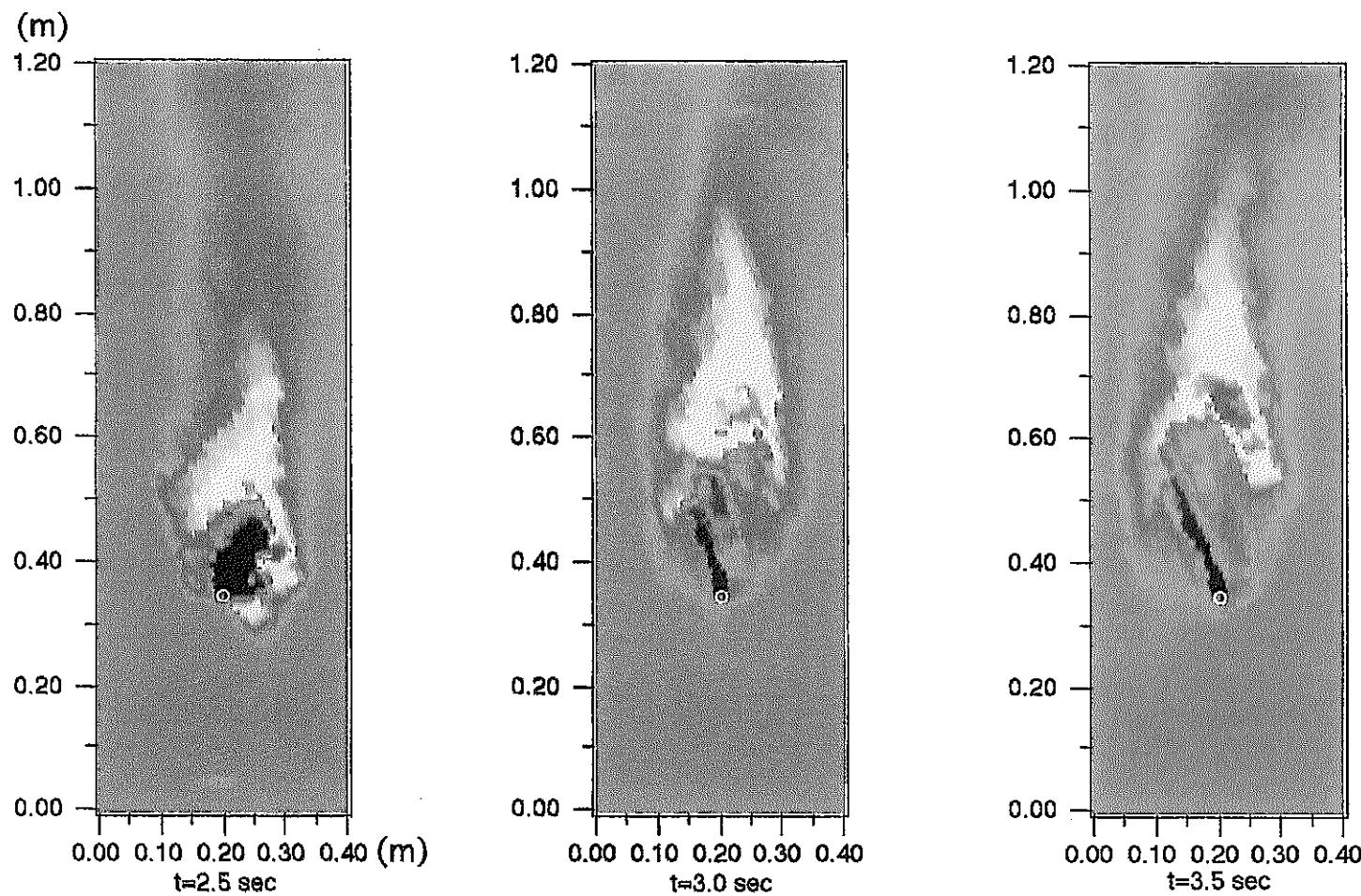


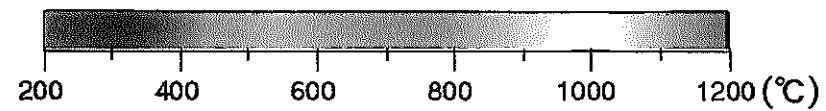
図 2.3-19 ナトリウム蒸気体積比分布（反応速度比較 RKC=0.1）

2.3-25

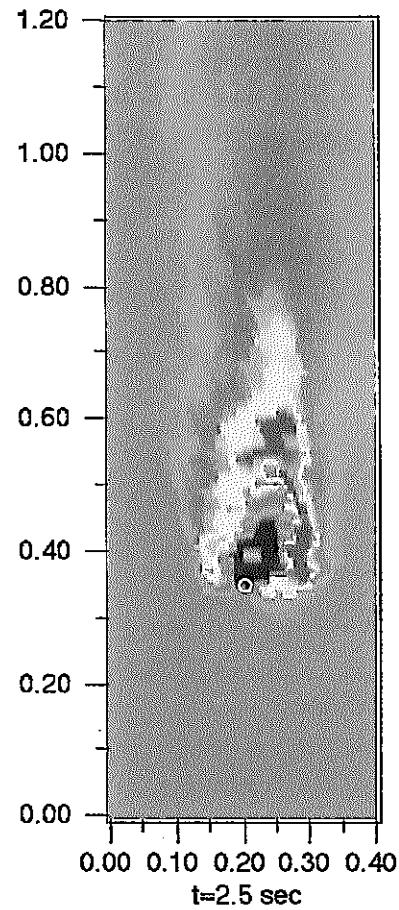
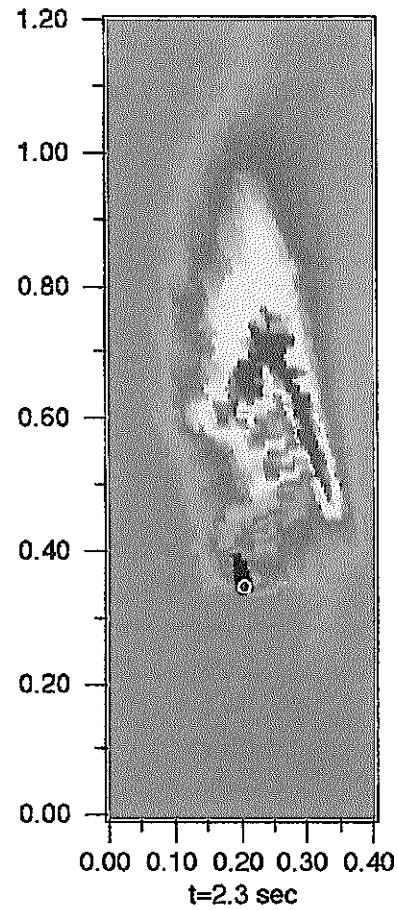
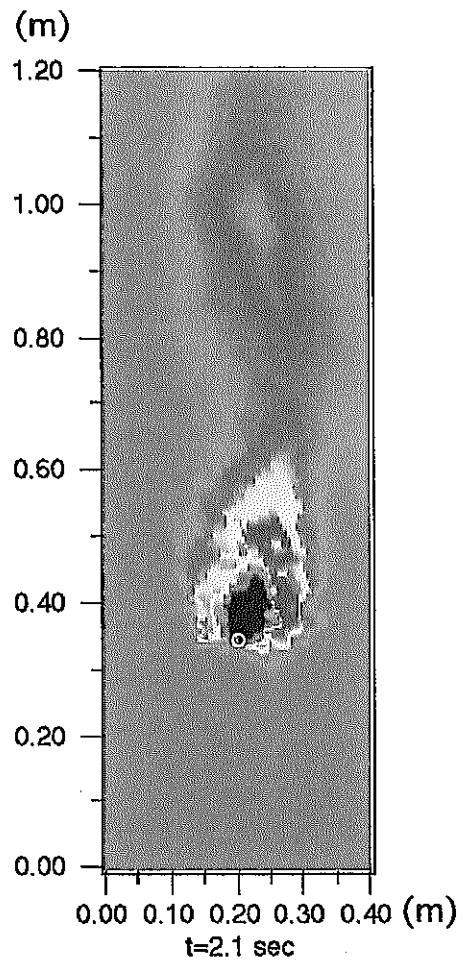


白丸：破損孔位置

図 2.3-20 実効平均温度分布（反応速度比較 RKC=0.1）

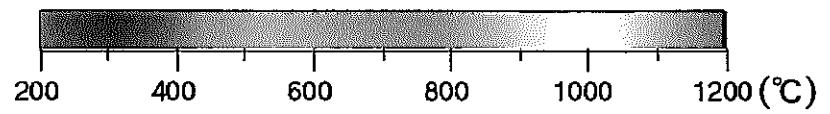


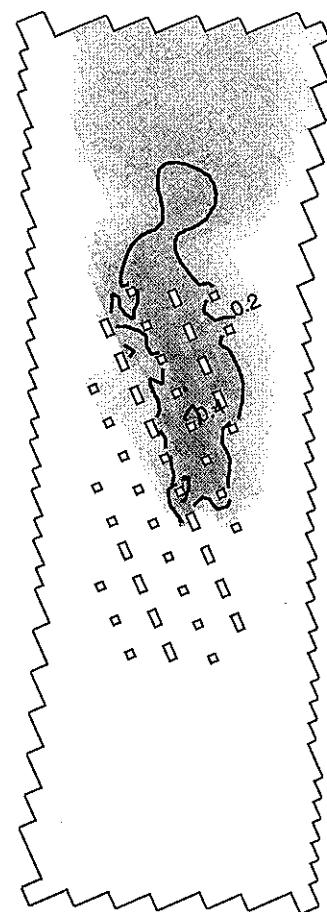
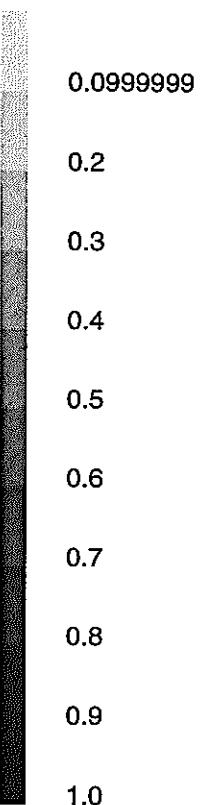
2.3-26



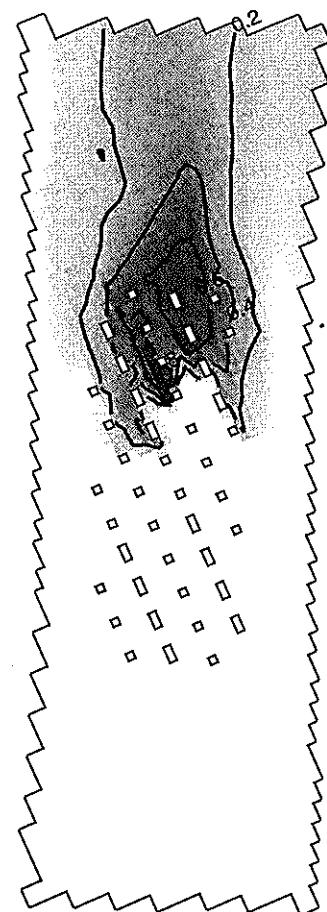
白丸：破損孔位置

図 2.3-21 実効平均温度分布（反応速度比較 RKC=0.3）

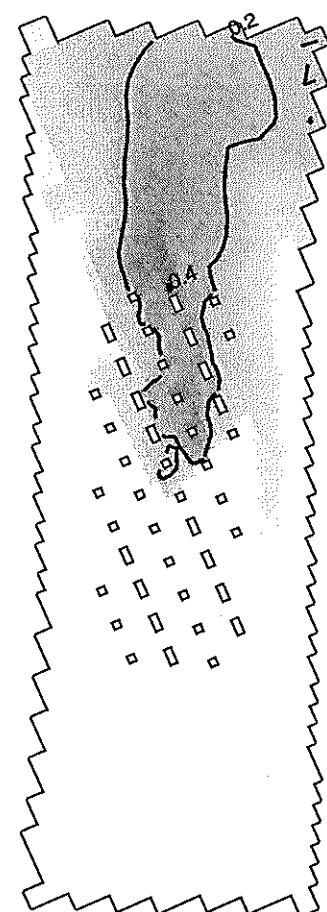




GAS NA
TIME = 2.102E+00 sec



GAS NA
TIME = 2.302E+00 sec



GAS NA
TIME = 2.502E+00 sec

図 2.3-22 ナトリウム蒸気体積比分布（反応速度比較 RKC=0.3）

3. 実機 SG 向け RELAP5/ Mod2 モデルの高度化設計

3.1 モデル改良項目の摘出

3.1.1 RELAP5/ Mod2 のモデル概要

軽水炉の LOCA 解析を主眼に開発されてきた RELAP5/ Mod2 コード³⁻¹⁾は、2 流体 2 相流モデルを採用する等、熱流動モデルが BLOOPH よりも精緻化されている。蒸気一水一非凝縮性ガスの混合流体からなるシステムの熱水力現象のシミュレーションに応用することができ、高度に汎用化されたコードである。

基礎式は、気液各相の連続の式、各相の運動量の式、各相のエネルギー式で構成され、非平衡、非均質流の水一蒸気系の二相混合流を計算する。

また、熱構造材モデルによって、水力ボリュームの固体境界を通して移動する熱を計算でき、蒸気発生器伝熱管の熱伝達を含んでいる。温度依存の熱伝導係数と体積熱容量はテーブルあるいは関数の形式で、データ入力が可能である。また、熱構造材の境界条件としては、時間と表面温度との関係表、時間に対する熱伝達率、時間に対する熱伝達係数、あるいは表面温度が使用できる。水力ボリュームに接続されている表面においては、壁面から水への強制対流熱伝達、核沸騰、遷移沸騰、膜沸騰と、水から壁面への逆熱伝達の相關式を含んだ熱伝達パッケージが用意される。

表 3.1.1-1 に RELAP5/ Mod2 のモデル概要と熱伝達率相關式をまとめた。

3.1.2 モデル改良項目の摘出

FBR 用 SG はヘリカルコイル型のナトリウム加熱蒸気発生器である。

ヘリカルコイル型の伝熱管では、旋回流による 2 次流れが生じ、伝熱性能が向上し、圧力損失が増大する。RELAP5/ Mod2 を FBR 用 SG に適用するためには、ナトリウム側伝熱流動モデルを追加する他に、旋回流を考慮した熱伝達パッケージ、また、旋回流を考慮した形状損失モデルが必要である。表 3.1.2-1 に BLOOPH^{3-2) 3-3)} と RELAP5/ Mod2 コードの水力モデル、水側熱伝達モデルの差異を比較して示し、表 3.1.2-2 に RELAP5/ Mod2 を FBR 用 SG のブローダウン解析に適用するために必要な機能追加事項をまとめた。

表 3.1.1-1 RELAP5/ Mod2 のモデルと熱伝達率相関式

	RELAP5 / MOD2		
1. 水力基礎方程式	非均質非平衡 2 流体モデル 気液各相の連続の式 (2 方程式) 気液各相のエネルギー式 (2 方程式) 気液各相の運動量の式 (2 方程式) ボリュームジャンクションを基本とした Semi-implicit 差分法		
2. 状態方程式	蒸気-水-非凝縮性ガス (空気他)		
3. 2相流動構成関係式	流動様式図 (鉛直方向様式、水平方向様式、高混合流動様式) 界面摩擦力 (流動様式に基づく気液間摩擦力) 壁面摩擦力 (2相増倍率係数と流動様式の影響、摩擦力の気液相への分配法) 界面質量移行 (界面熱移行、壁面熱伝達)		
4. 特殊プロセスモデル	臨界流モデル (Ransom と Trapp のモデル) 水平層状流エントレインメントモデル (Zuber の式) 鉛直方向層状流モデル 流路急変モデル (形状変化による圧力損失) Water Packing 緩和法 (数値計算上の圧力スパイク対策)		
5. 水力コンポーネント モデル	(基本のコンポーネントモデル) シングルボリューム、シングルジャンクション、時間依存ボリューム、時間依存ジャンクション、パイプ (サブシステムコンボ-ネットモデル) 分岐管、セパレータ、ポンプ、バルブ、アクチュエータモデル他		
6. 热構造材モデル	蒸気発生器の伝熱管、配管、燃料棒等		
7. 壁面熱伝達モデル (直管型)	プレ CHF	液单相域	Dittus-Boelter の式 修正 Chen の式
		2 相域	Chen の式
	ポスト CHF	膜沸騰域	Chen の式 Dougal-Rohsenow の式
		蒸気单相域	Dittus-Boelter の式
	CHF 評価式		Biasi の式 修正 Zuber の式

表 3.1.2-1 BLOOPH と RELAP5/ Mod2 の水力モデル比較

	BLOOPH		RELAP5/MOD2		
1. 水力モデルと基礎方程式	均質平衡 2 相流モデル 気液各相の連続の式 (2 方程式) 気液混合のエネルギー式 (1 方程式) 気液混合の運動量の式 (1 方程式) ボリュームジャンクションを基本としたSemi-implicit 差分法			非均質非平衡 2 流体 モデル 気液各相の連続の式 (2 方程式) 気液各相のエネルギー式 (2 方程式) 気液各相の運動量の式 (2 方程式) ボリュームジャンクションを基本としたSemi-implicit 差分法	
2. 臨界流モデル	水単相 Henry-Fauske モデル 2 相 Moody モデル 蒸気単相 断熱噴流モデル			Ransom と Trapp のモデル	
3. 水側熱伝達モデル	ヘリカル型 (旋回流) の熱伝達率相関式			直管型の熱伝達率相関式	
	液単相域	森中山の液相式	プレCHF	液単相域	Dittus-Boelterの式 修正Chen の式
	2 相域	修正 Schrock-Grossman の式 Rohsenow の式		2相域	Chen の式
	膜沸騰域	DNB点と飽和蒸気点を クオリティで補間	ポスト CHF	膜沸騰域	Chenの式 Dougall-Rohsenowの式
	蒸気単相域	森中山の気相式		蒸気単相域	Dittus-Boelter 式
	DNB点評価式	PNC試験データに基づく	CHF 評価式		Biasiの式 修正 Zuber の式

表 3.1.2-2 RELAP5/ Mod2 を FBR SG 解析に適用するために必要な機能追加事項

機能追加事項	RELAP5 / MOD2	備考
1.ナトリウム側伝熱流動モデルの追加	扱える流体は、水・蒸気及び窒素ガス等の気体のみでナトリウムは使用できない。	本研究で実施
2. コイル管（旋回流）を考慮した流動様式の追加 (1)水側の壁面熱伝達モデル もんじゅ SG 設計ベースの熱伝達様式と熱伝達率相關式を組み込む。 (2)水側の壁面摩擦モデル 旋回流を考慮した伊藤の式を組み込む。	流動様式は直管を対象としている。	今後の課題

3.2 ナトリウム側モデルの設計

3.2.1 解析対象体系

管(水)側は RELAP5/Mod2 をベースに 1 チャンネルモデル、あるいはナトリウム・水反応による局所加熱及び全体加熱の影響を考慮して複数チャンネルモデル、胴(ナトリウム)側は 1 次元のナトリウム熱流動モデルとする。解析対象体系は蒸発器(EV)、過熱器(SH)、気水分離器、プロータンクを含む体系とする。図 3.2.1-1 に管側モデル体系(例)、図 3.2.1-2 に胴側モデル体系(例)を示した。ダウンカマ管なしの SG にも適用できるように、また、蒸発器、過熱器等のボリューム分割を可変に取り扱える様に汎用性を考慮する。

3.2.2 胴側モデルの基礎式と解法

(a) 胴側流れ部温度計算

(i) エネルギ式(基礎式)

$$A_{Nk} \rho_{Nk} C_{p_{Nk}} \frac{\partial T_{Nk}}{\partial t} + W_{SG} C_{p_{Nk}} \frac{\partial T_{Nk}}{\partial X} = \sum_j F_j h_j (T_j - T_{Nk}) + q \quad (3.2.2-1)$$

ρ ; 密度

A ; 断面積

C_p ; 定圧比熱

C_p ; 定圧比熱

T ; 温度

W ; 流量

t ; 時間

X ; 流れ方向座標

F ; 濡れぶち長さ

h ; 热通過率

q ; 単位長さあたりの入熱

J は伝熱管及び周辺の構造を示すサフィックス

(T_j は、 T_{Nk} 周辺の構造の温度を示す)

(2)-1 式をインプリシットに展開する。

$$\begin{aligned} & \frac{A_{Nk} \bar{\rho}_{Nk} \bar{C}_{p_{Nk}}}{\Delta t_{Nk}} \left((1-\beta) T_{Nk i+1}^{n+1} + \beta T_{Nk i}^{n+1} - (1-\beta) T_{Nk i+1}^n - \beta T_{Nk i}^n \right) \\ & + \frac{W_{SG} C_{p_{Nk}}}{\Delta X_{Nk}} \left(T_{Nk i+1}^{n+1} - T_{Nk i}^{n+1} \right) \\ & = \sum_j F_j h_j \left\{ T_j^{n+1} - (1-\beta) T_{Nk i+1}^{n+1} - \beta T_{Nk i}^{n+1} \right\} + \frac{Q_{Nk i}^n}{\Delta X_{Nk}} \end{aligned}$$

(3.2.2-2)

ここで、

差分パラメータ β_{IN} ($0 \leq \beta_{IN} \leq 0.5$)

$\beta_{IN} = 0.0$ 热流束計算をノード間出口側温度で行う。

$\beta_{IN} = 0.5$ 热流束計算をノード間中心温度で行なう。

(ii)各部の展開式

各流动部の $T_{N_{i+1}}^{n+1}$ について整理し、 $n+1$ ステップの入口条件を与えれば、上流側より $T_{N_{i+1}}^{n+1}$ は順次計算可能となる。

尚、構造材を含め胴側全体の計算順序は、胴部→D/C部→C/P部→流动部とする。タイムメッシュはブローダウン時水側热流动計算で決まるので、約10msオーダとなり、胴側モデル上は極めて小さい値となる。

< 管束部 > $k=2$

$$T_{N_{i+1}}^{n+1} = \left[\begin{array}{l} \frac{A_{N_i} \bar{\rho}_{N_i} \bar{C}_{pN_i}}{\Delta t} \{ (1-\beta) T_{N_{i+1}}^n + \beta T_{N_i}^n \} + \\ \left\{ \frac{W_{SG} C_{pN_i}}{\Delta X_{N_i}} - \beta \left(\frac{A_{N_i} \bar{\rho}_{N_i} \bar{C}_{pN_i}}{\Delta t} + \sum_m F_{tub_{m,it}} \alpha_{tub_{m,it}} + F_{cp} h_{cp} + F_{su} h_{su} \right) \right\} T_{N_i}^{n+1} \\ + \left(\sum_m F_{tub_{m,it}} \alpha_{tub_{m,it}} T_{tub_{m,it}}^n + F_{cp} h_{cp} T_{cp_{icp}}^{n+1} + F_{su} h_{su} T_{ND_{id}}^{n+1} \right) + \frac{C_x Q_x^{n+1} + Q_i^n}{\Delta X_{N_i}} \\ / \left\{ (1-\beta) \frac{A_{N_i} \bar{\rho}_{N_i} \bar{C}_{pN_i}}{\Delta t} + \frac{W_{SG} C_{pN_i}}{\Delta X_{N_i}} + (1-\beta) \left(\sum_m F_{tub_{m,it}} \alpha_{tub_{m,it}} + F_{cp} h_{cp} + F_{su} h_{su} \right) \right\} \end{array} \right]$$

$$Q_i^n = -Q_{HXit}^n + q_{\lambda_i}^n - q_{\lambda_{i+1}}^n$$

(3.2.2-3)

< 胴側出入口部と下部プレナム部 > $k=1,3,4$

$$T_{N_{i+1}}^{n+1} = \left\{ \frac{A_{N_i} \bar{\rho}_{N_i} \bar{C}_{pN_i}}{\Delta t} T_{N_{i+1}}^n + \frac{W_{SG} C_{pN_i}}{\Delta X_{N_i}} T_{N_i}^{n+1} + F_{ST_k} h_{ST_k} T_{ST_{ist}}^{n+1} + \frac{Q_i^n}{\Delta X_{N_i}} \right\}$$

$$/ \left(\frac{A_{N_i} \bar{\rho}_{N_i} \bar{C}_{pN_i}}{\Delta t} + \frac{W_{SG} C_{pN_i}}{\Delta X_{N_i}} + F_{ST_k} h_{ST_k} \right)$$

$$Q_i^n = q_{\lambda_i}^n - q_{\lambda_{i+1}}^n$$

(3.2.2-4)

ここで、

$$q_{\lambda_i} = \frac{2\bar{\lambda}}{\Delta X_{N_{i-1}} + \Delta X_{N_i}} \times A_{N_i} \times (\bar{T}_{N_{i-1}} - \bar{T}_{N_i})$$

α ;伝熱管表面熱伝達率 — ; メッシュ平均値

C_x ;Na-水反応熱分布割合 Q_x ; Na-水反応熱発生量

Q ;入熱(含む軸方向伝熱) A_N ; Na流路断面積

ρ_N ;比重量 $C_p N$;比熱

λ_N ;熱伝導率

添字

• $k = 1$: 入口配管部 分割数は N_1

$i = ist = 1, \dots, N_1$

• $k = 2$: 管束部 分割数はヘリカルコイル部が N_2 、ダウンカマ側が N_D

$i = N_1 + 1, \dots, N_1 + N_2$

m, it : 伝熱管側のチャンネルNo*メッシュNo 、 $id=1, \dots, ND$

• $k = 3$: 下部ブレナムブ部 分割数は N_3

$i = N_1 + N_2 + 1, \dots, N_1 + N_2 + N_3$

$ist = N_1 + ND + 1, \dots, N_1 + ND + N_3$

• $k = 4$: 出口配管部 分割数は N_4

$i = N_1 + N_2 + N_3 + 1, \dots, N_1 + N_2 + N_3 + N_4$

$ist = N_1 + ND + N_3 + 1, \dots, N_1 + ND + N_3 + N_4$

(b) 胴側スタグナント部及び構造材温度計算

(i) エネルギ式

$$A_k \rho_k C p_k \frac{dT_k}{dt} = \sum_j F_j h_j (T_j - T_k) + q_k \quad (3.2.2-5)$$

(ii) 展開式

<出入口配管及びSG胴部> $k=1,2,3,4$

$$T_{ST_{ist}}^{n+1} = \frac{\left(\frac{A_{ST_k} \rho_{ST_k} C_{p,ST_k}}{\Delta t} T_{ST_{ist}}^n + F_{ST_k} h_{ST_k} T_{NX_i}^n \right)}{\left(\frac{A_{ST_k} \rho_{ST_k} C_{p,ST_k}}{\Delta t} + F_{ST_k} h_{ST_k} \right)}$$

(3.2.2-6)

<D/C 部> k=2

$$T_{ND_{id}}^{n+1} = \left(\frac{A_{ND} \rho_{ND} C_{p,ND}}{\Delta t} T_{ND_{id}}^n + \sum_m F_{tub,m,it} \alpha_{tub,m,it} T_{tub,m,it}^n + F_{SU} h_{SU} \bar{T}_{N_{id}}^n + F_{ST_k} h_{ST_k} T_{ST_{ist}}^{n+1} + \frac{Q_{ND_{id}}^n}{\Delta X_{id}} \right) \\ / \left(\frac{A_{ND} \rho_{ND} C_{p,ND}}{\Delta t} + \sum_m F_{tub,m,it} \alpha_{tub,m,it} + F_{SU} h_{SU} + F_{ST_k} h_{ST_k} \right)$$

(3.2.2-7)

<C/P 部> k=2

$$T_{CP_{icp}}^{n+1} = \frac{\left(\frac{A_{CP} \rho_{CP} C_{p,CP}}{\Delta t} T_{CP_{icp}}^n + F_{CP} h_{CP} T_{N_i}^n + Q_{CP_{icp}}^n \right)}{\left(\frac{A_{CP} \rho_{CP} C_{p,CP}}{\Delta t} + F_{CP} h_{CP} \right)}$$

$$Q_{CP_{icp}}^n = q_{\lambda_{icp}}^n - q_{\lambda_{icp+1}}^n$$

(3.2.2-8)

添字、

k = 1 : 入口部 TNXi=TNi i = ist = 1, ..., N1

k = 2 : D/C 部 TNXi=TNDid id=1,...,ND ist=N1+1,...,N1+ND

 $\bar{T}_{N_i}^n$ はD/C側メッシュに相当するH/C側の平均温度

m,it : 伝熱管側のチャンネルNo*メッシュNo

k = 2 : C/P 部 i = N1+1,...,N1+N2 icp=1,...,N2

k = 3 : 下部胴 TNXi=TNi i = N1+N2+1,...,N1+N2+N3

ist = N1+ND+1,...,N1+ND+N3

k = 4 : 出口部 TNXi=TNi i = N1+N2+N3+1,...,N1+N2+N3+N4,

ist = N1+ND+N3+1,...,N1+ND+N3+N4

3.2.3 RELAP5/ Mod2 への組み込み

胴（ナトリウム）側モデルのコーディングを行いモジュールを作成した。

RELAP5/ Mod2 コードは熱構造材モデルについて以下を機能追加し、胴（ナトリウム）側モジュールを組み込んだ。

3.2.6

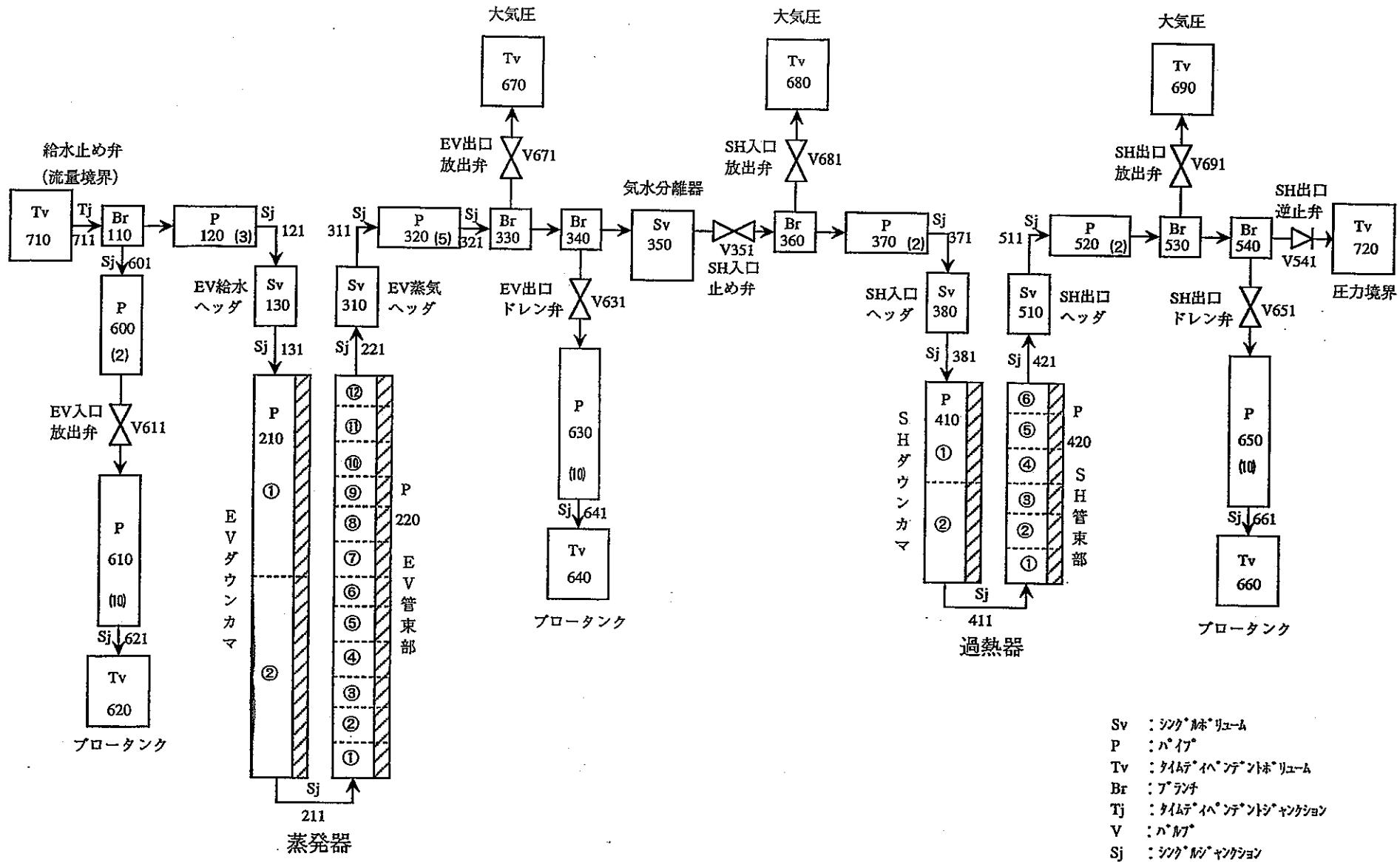


図 3.2.1- 1

SG管側モデル体系 (例)

3.2-7

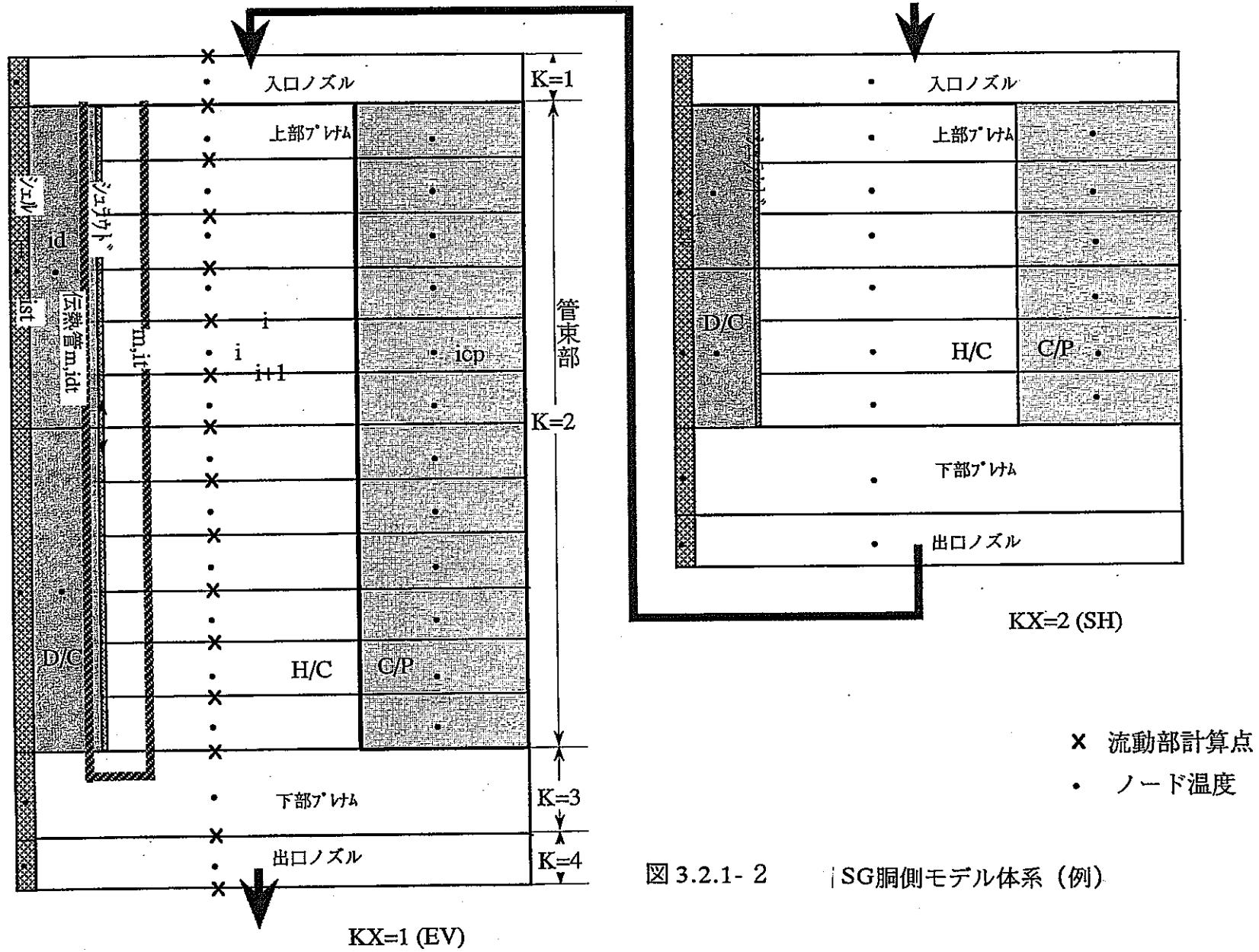


図 3.2.1- 2 | SG側モデル体系 (例)

3.3 試解析

過去に、RELAP5/ Mod2 を使用して SG の定格運転時からの急速プローダウン解析が実施されている^{3-2) 3-3)}。この時、伝熱管熱構造材では、伝熱管外表面温度を BLOOPH による定常計算結果のナトリウム側温度分布) を境界条件とした。

ここで、試解析として、RELAP5/ Mod2 の胴(ナトリウム)側モデル組み込みバージョンを使用して再度、定格運転時からの急速プローダウン解析を実施した。

3.3.1 計算条件

計算条件は従来と同じとした。以下に主な条件を示す。

- a. 初期定常状態は、定格出力時の表 3.3.1-1 に示す SG 運転条件とした。
- b. 解析対象体系は、図 3.2.1-1 の体系で、蒸発器(EV)、過熱器(SH)、気水分離器、ブロータンクを含めた。
 - (i) 蒸発器(EV)、過熱器(SH)の伝熱管部は、結果の比較のため BLOOPH のノード分割と同じとした。
 - (ii) EV 給水ヘッダ、EV 蒸気ヘッダ、SH 入口ヘッダ、SH 出口ヘッダは、独立したボリュームとした。
 - (iii) 各大気放出弁、ブロー系ドレン弁は、モーターバルブで模擬し、弁開度を時系列入力した。以下に各バルブの全開流路面積を示す。

- EV 入口放出弁 : $A_{co}=1.18 \times 10^{-3} m^2$
- EV 出口ドレン弁 : $A_{co}=1.8 \times 10^{-3} m^2$
- SH 出口ドレン弁 : $A_{co}=1.8 \times 10^{-3} m^2$
- EV 出口放出弁 : $A_{co}=4.36 \times 10^{-3} m^2$
- SH 入口放出弁 : $A_{co}=3.94 \times 10^{-3} m^2$
- SH 出口放出弁 : $A_{co}=4.41 \times 10^{-3} m^2$

(iv) ブロー系はブロータンクまでの配管を考慮した。

c. 境界条件

- (i) 流量境界として、給水止め弁位置の給水流量 ($3.79 \times 10^5 kg/h$)、温

度 (513K) を与えた。

- (ii) 圧力境界として、SH 出口逆止弁位置の主蒸気圧力 (12.6MPa) を与えた。
- (iii) プロータンクの圧力は 0.49MPa、大気圧は 0.1 MPa とした。

3.3.2 計算結果

a. 計算結果

急速ブロードウン計算結果を以下の図に示す。

図 3.3.2-1 SG 出入口圧力変化

図 3.3.2-2 SG 出入口放出弁流量変化

図 3.3.2-3 EV 温度変化

図 3.3.2-4 EV 流量変化

図 3.3.2-5 EV クオリティ変化

図 3.3.2-6 EV 熱伝達係数変化

図 3.3.2-7 ナトリウム温度変化 (EV 管束、SH 管束)

これらの結果に基づいてブロー中の流れは次のようなものであると考えられる。

解析条件より、水リーク信号発信から 1sec 後に水ブロー、SG 隔離が開始する。ブロー開始後、EV 入口放出弁および EV 出口放出弁は 1 ~2sec で全開となり、ブローフローは急激に増大しピークに達する。この時点でのブローフローは、EV 入口で定格時給水流量とほぼ同じ、EV 出口は定格時蒸気流量の約半分である。一方、EV 入口止弁、SH 入口止弁は 6sec 後に全閉となる。特に、EV 入口側からの急速ブローに伴い、水側加圧水部は EV 入口から急速に逆流に転ずる。しかしながら、二相部では減圧により沸騰が促進されるだけで逆流には至らない。したがって、より下流側の過熱蒸気部は、流量は急減するものの正流を維持する。

EV 出入口からのブローの効果により、EV 内圧力は急減するが、これに伴い、伝熱管内沸騰部の位置は、初期加圧水状態の EV 給水入口

ヘッダおよび給水管へと移動する。ブロー開始から 23sec 後以降この辺りの沸騰が挙動を支配し、圧力減少も比較的緩慢となる。また、この沸騰部は圧力源となるため、この給水入口側への移動に伴い、これより下流側の初期加圧水部で反転していた流動は、再び流れの方向を変え正転する。

EV 内圧力は約 23sec から比較的緩慢な降下となり、ブロー開始後 100sec には約 10ata に低下する。

b. 従来コードとの比較

従来結果（BLOOPH、RELAP5/Mod2 オリジナル）と本結果（RELAP5/Mod2 改良版）の 3 ケースを比較した。蒸発器の圧力変化と蒸気出口温度の比較結果を図 3.3.2-8 に示した。

EV の圧力ならびに蒸気出口温度は、オリジナルコードの結果より改良版の結果の方が、BLOOPH と良く一致するようになった。

この理由は、オリジナルコードによる計算ではナトリウム側の計算ができないため、熱構造材の伝熱管外表面温度を BLOOPH による定常計算値を参照して、境界条件として一定で与えるのに対し、本コードでは、ブローダウン中のナトリウム温度を計算するようにしたことによる。すなわち、ブローダウン時には、給水が数秒で停止されるのに対して、ナトリウムは 30 数秒で停止されるので、相対的にナトリウム過多の状態となるので、定常時よりナトリウム温度と熱構造材の伝熱管外表面温度が上昇する結果になったためである。

3.3.3 まとめ

- (i) SG の定格運転時からの急速ブローダウン解析を行い、ナトリウム側モデルを組み込んだコードの基本機能を確認した。
- (ii) 伝熱管の外表面を境界条件として入力した RELAP5 オリジナルの解析結果よりも、ナトリウム側モデルを追加した RELAP5 改良版の解析結果の温度模擬性が向上した。

表3.3.1-1 定格出力時のSG運転条件

項目		単位	定格運転 (設計仕様値)
蒸発器	熱交換量	MWt/基	190.8
	温度	水側 入口	K
		水側 出口	K
		Na側 入口	K
		Na側 出口	K
	圧力	水側 入口	MPa
		水側 出口	Mpa
	流量	水側 流量	kg/h
		Na側 流量	kg/h
過熱器	熱交換量	MWt/基	47.2
	温度	水側 入口	K
		水側 出口	K
		Na側 入口	K
		Na側 出口	K
	圧力	水側 入口	MPa
		水側 出口	MPa
	流量	水側 流量	kg/h
		Na側 流量	kg/h

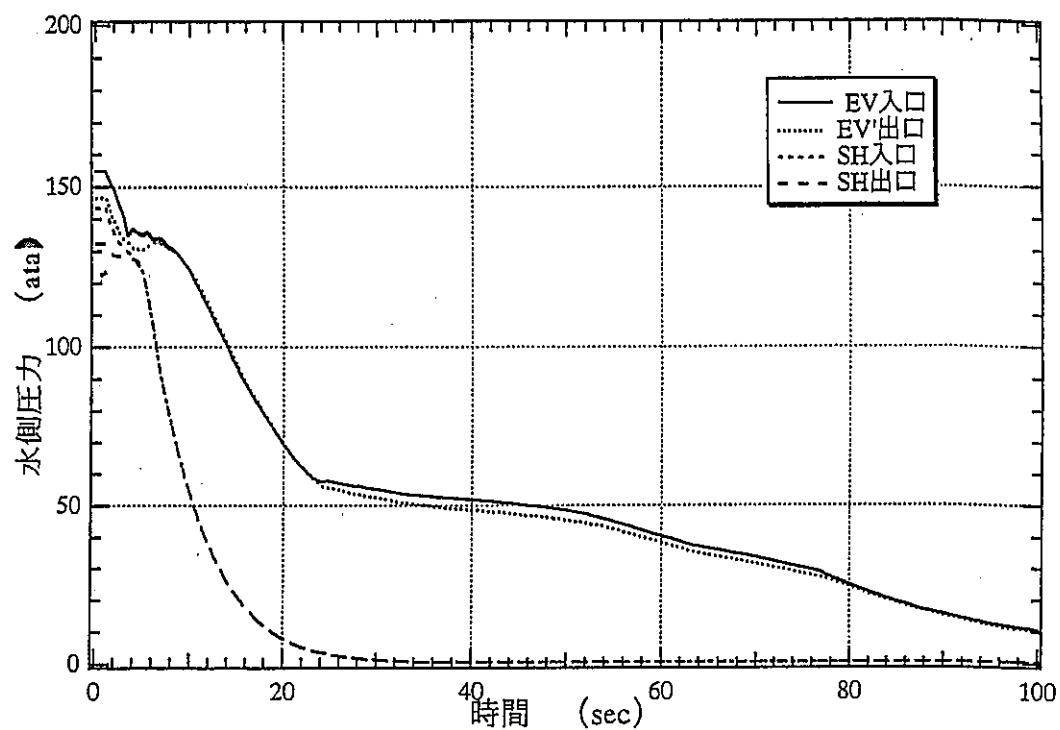


図 3.3.2-1 SG 出入口圧力変化

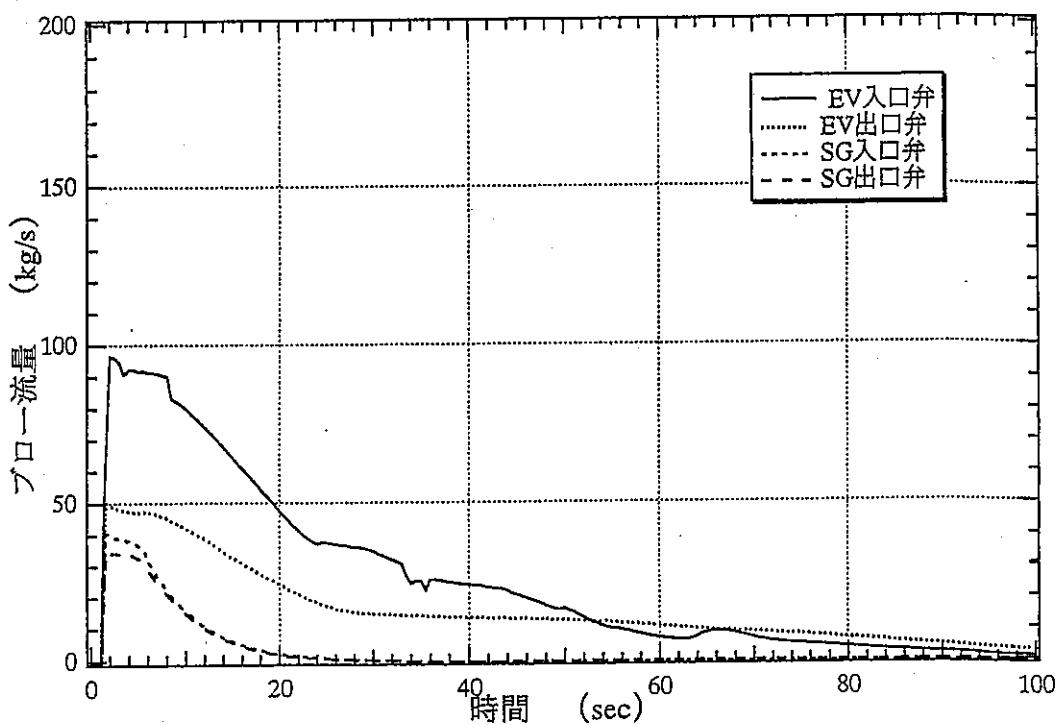
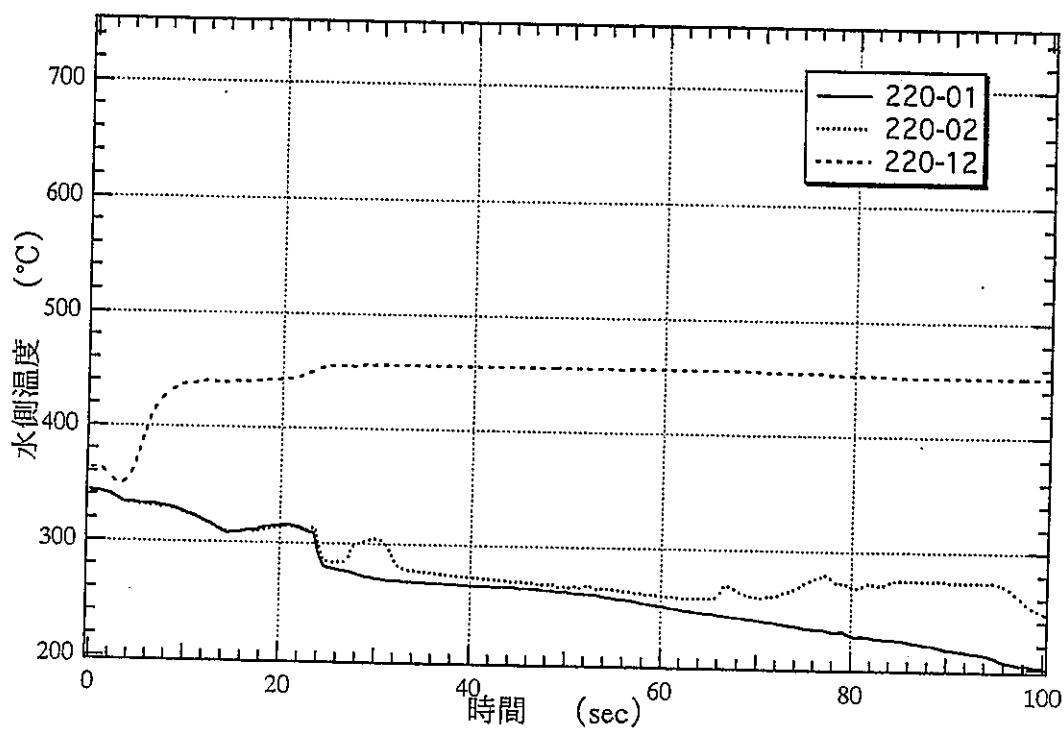
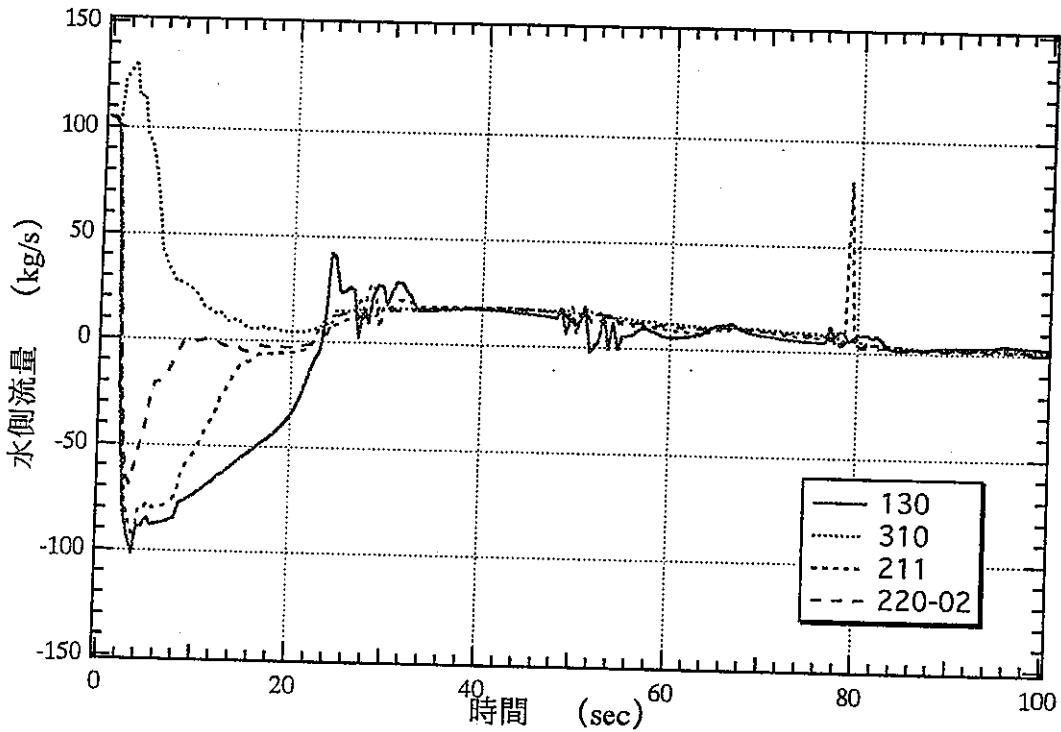


図 3.3.2-2 SG 出入口放出弁流量変化



EV管東部

図 3.3.2-3 EV 温度変化



EV管東部

図 3.3.2-4 EV 流量変化

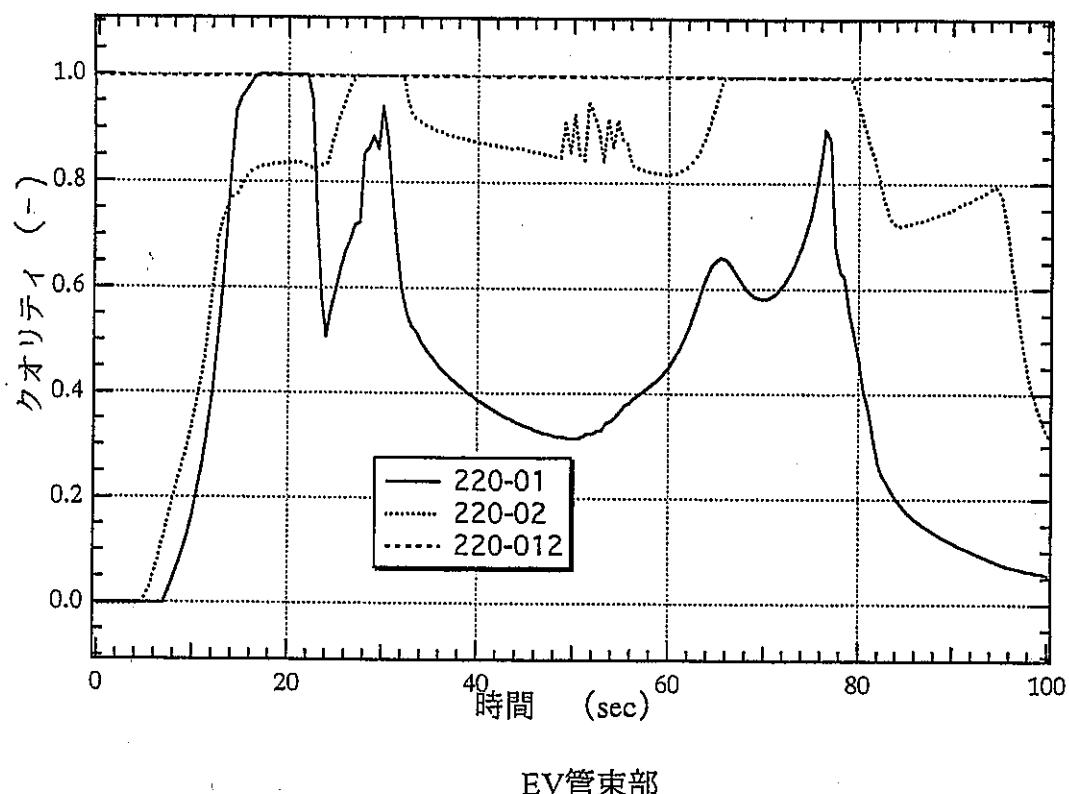


図 3.3.2-5 EV クオリティ変化

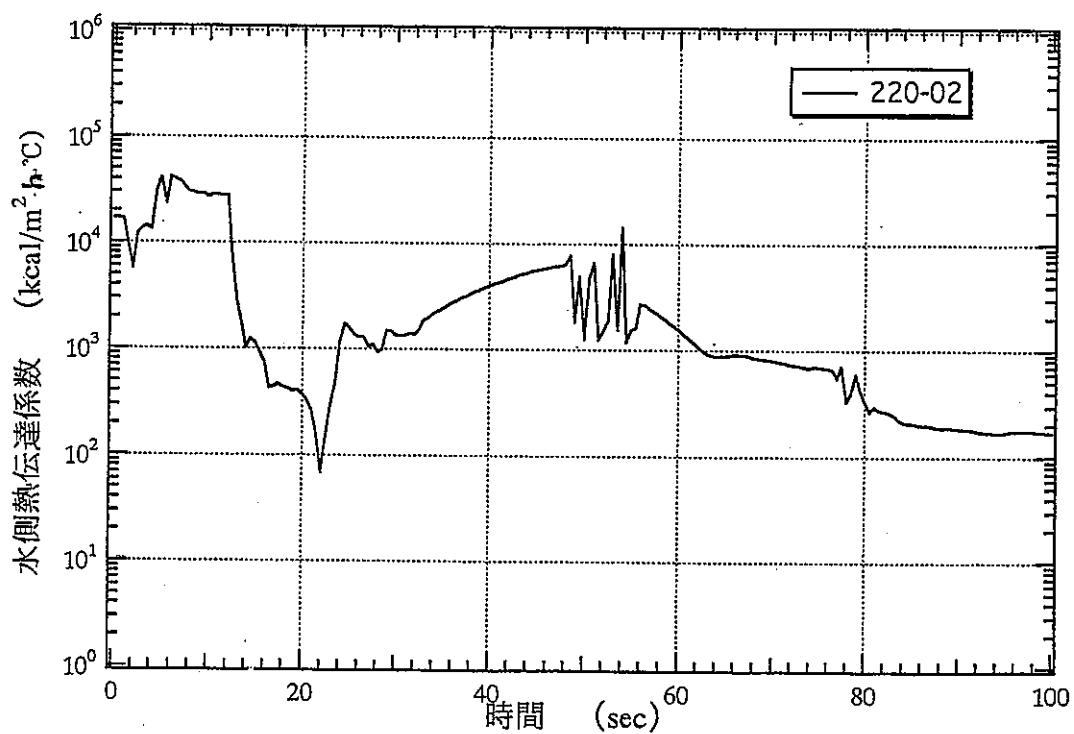
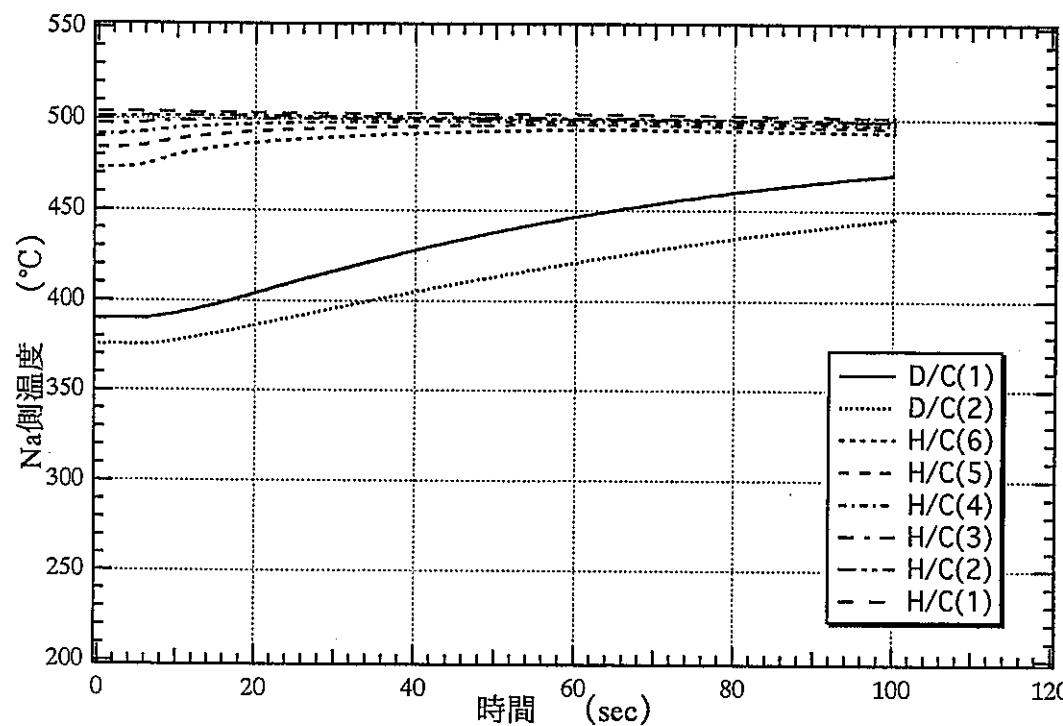
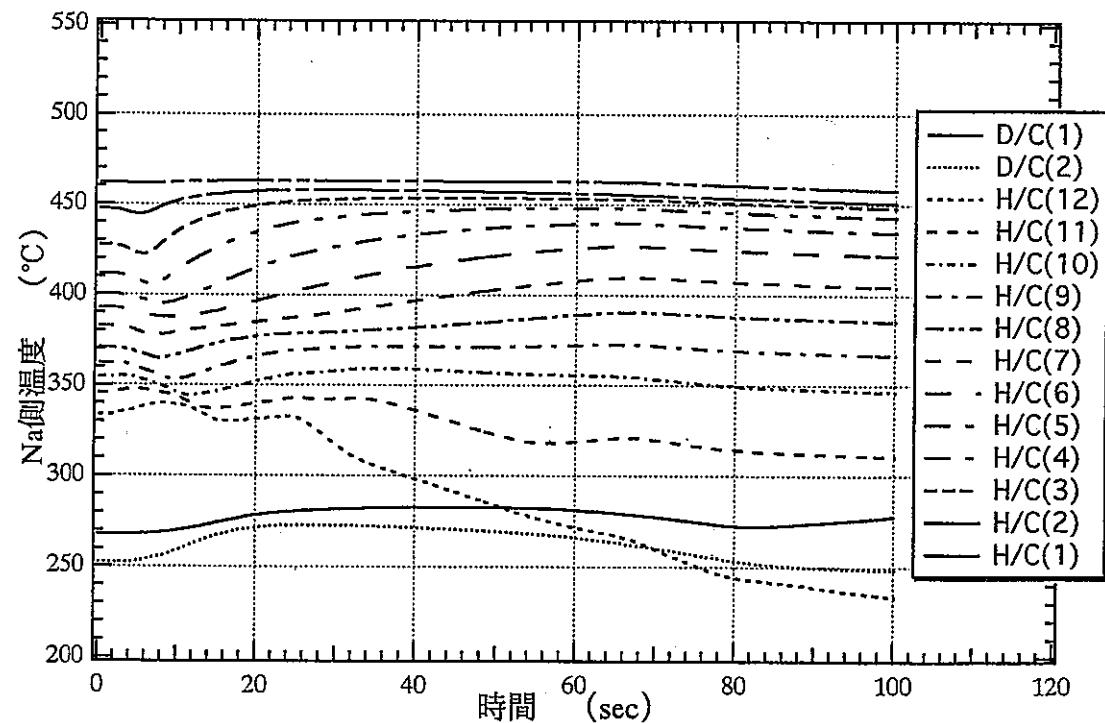


図 3.3.2-6 EV 热伝達係数変化



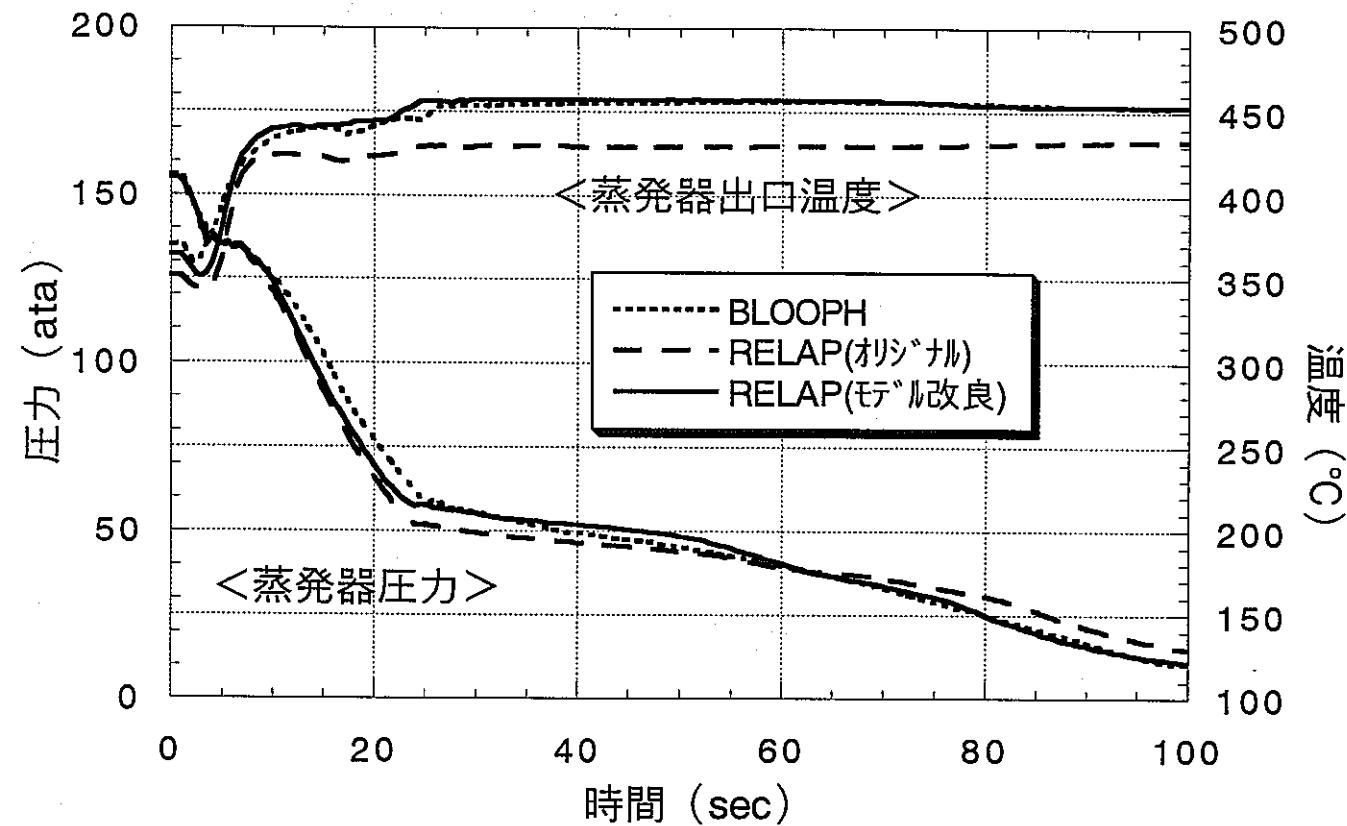
S H



E V

図 3.3.2-7 ナトリウム温度変化 (EV 管束、SH 管束)

3.3-9



4. おわりに

本作業においては、SWAT-1R での注水試験に対し、試験では計測困難なナトリウム系内ボイド分布及び流速分布等を把握するため、及び、水ブロー解析における二相流モデル等の高度化を図るため、

- (a) SWAT-1R 試験体系における CHAMPAGNE による反応温度解析
- (b) 実機 SG 向け RELAP5/Mod2 高度化検討

を実施した。これらの結果は以下の通りである。

(1) SWAT-1R 試験体系における CHAMPAGNE による反応温度解析

水リーケ率を 600g/s とした場合の試験に対し、圧力損失係数、相間摩擦係数及び反応速度定数をパラメータとした解析を実施し、以下の事が把握できた。

- i) 圧力損失係数の反応領域の拡がりに与える影響は小さかったが、相間摩擦係数は結果に大きく影響した。新たに採用した、相間摩擦が小さくなる傾向の高ボイド域に環状流を適用した場合の結果が、従来の試験結果の外挿から考えられる未反応水蒸気領域の大きさに近く、従来のモデルより、模擬性が向上したと考えられる。ただし、相間摩擦が小さくなるために、反応速度定数を大きくすると（0.3 以上）、計算が不安定となる傾向があり、計算安定化が今後の課題である。
- ii) 相間摩擦を小さくし、反応速度定数を 0.1 とした場合の結果が、試験結果に近いと推定される。また、試験では直接計測していない、系内ボイド分布及び流速分布等が把握できた。
- iii) 今後は、解析結果と試験結果を比較、分析することにより、現在の解析で模擬性が悪いと思われる部分を摘出し、精度を向上させるためのモデル改修を実施する必要がある。

(2) 実機 SG 向け RELAP5/Mod2 高度化検討

- i) 軽水炉の LOCA 解析等で使用されている RELAP5/Mod2 コードは、2 流体 2 相流モデルを採用する等熱流動モデルが精緻化されている。このコードを実機 SG の水ブロー解析に適用する為には次のモデル改良が必要なことが分かった。

- ・胴（ナトリウム）側の伝熱流動モデルの追加
 - ・コイル管の伝熱式、形状損失式の追加
- ii) これらの内、胴（ナトリウム）側モデルの設計と RELAP5/Mod2 コードへの組み込み作業を実施すると共に、改良コードによる試解析を行い、追加モデルの基本機能を確認した。
- iii) 今後継続して、以下の作業を行う必要がある。
- ・コイル管の伝熱式及び形状損失式のモデル検討と追加
 - ・試解析による追加改修コードの基本機能の確認
 - ・実機 SG の通常ブロー試験による検証解析
 - ・追加改修コードの使用マニュアルの作成

5. 参考文献

- 1-1) 小川、吉岡、長田：Na－水反応域での状態量評価手法の研究（2）、
日本原子力学会「1997年秋の大会」、H79（1997）
- 3-1) V.H.Ranson et al. : RELAP5/ Mod2 使用マニュアル、
NUREG/ CR-4321 EGG-2396、（1985）
- 3-2) 岸田、渡辺、吉岡ほか：高速炉 SG 伝熱管の構造健全性評価（5）－水
側ブローダウン解析手法の検証－、日本原子力学会「1998年
秋の大会」、E62（1998）
- 3-3) 田辺、和田、浜田ほか：蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価
手法の整備と適用、PNC TN9410 98-029、（1998）