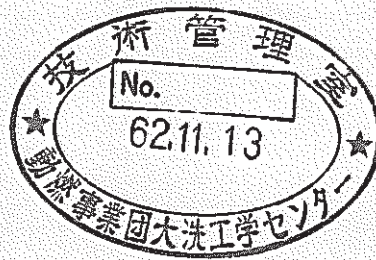


SWAT-3試験データによる ナトリウム-水反応熱流動解析コード SWAC13Eの検証

—大リーク・ナトリウム-水反応解析（第16報）—



1987年8月

技術資料コード	
開示区分	レポートNo.
T	N9410 87-115
<p>この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です</p> <p>動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室</p>	

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

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

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

SWAT-3試験データによるナトリウム-水反応 熱流動解析コードSWAC13Eの検証 - 大リーク・ナトリウム-水反応解析(第16報) -

田辺 裕美*、 鈴木 道博**

要旨

高速増殖炉の蒸気発生器での大リーク・ナトリウム-水反応事故時の準定常圧・温度挙動計算コードSWAC13Eの評価精度の向上を目的として、コードの改造と試験データによる検証を行った。

改造の対象は二相流モデルで、流動様相を細分化してそれぞれの流動様相に対応した相対速度と熱交換式を与えた。その後、蒸気発生器安全性総合試験(SWAT-3)のRun 4~7試験データとの比較により検証を行った。

改造の結果、以前見られた流体温度の過大評価を充分現実的なレベルにまで引き下げることができた。また、圧力挙動も従来に増して評価精度の一層の向上が見られた。ナトリウム放出量については、評価精度の向上が見られたものの、依然過大評価となっている。

以上の結果から、従来圧力評価に用いていた大リーク解析コードSWACSの準定常圧力計算モジュールに代わる熱流動解析コードとして、SWAC13Eを位置付けることが可能となった。

* 大洗工学センター 安全工学部 プラント安全工学室

** 茨城ソフトウェア・サービス(株)

August, 1987

**Validation Study of the Sodium-Water Reaction
Thermohydraulic Analysis Code, SWAC13E.REG2
- Large Leak Sodium-Water Reaction Analysis (Report No.16) -**

Hiromi Tanabe* and Michihiro Suzuki**

Abstract

To enhance the degree of analytical accuracy of a large leak sodium-water reaction in an LMFBR steam generator, the Long-Term Sodium-Water Reaction Thermohydraulic Analysis Code, SWAC13E, was modified and validated using experimental results.

In the present study, besides the refinement of the two-phase flow model utilized in the code, a relative velocity and a heat transfer equation corresponding to each flow regime were newly provided. Following the modification, the calculational results were compared with the data of SWAT-3 Runs 4, 5, 6, and 7.

As the results of the modification, over-conservatism of fluid temperatures existing in the conventional model was reduced to a proper degree and the calculational results of temperatures and pressures agreed well with the experimental data. The prediction of a sodium mass expelled to the reaction products tank was improved, but it has still a certain degree of conservatism.

This validation study revealed that SWAC13E.REG2 could replace the quasi-static pressure calculation module of SWACS, which had been used for the large leak analysis since the Construction Permission of the Prototype FBR, Monju.

* FBR Plant Safety Engineering Section, Safety Engineering Division,
O-arai Engineering Center

** Ibaraki Software Service Co.

目次

	ページ
1. 緒言	1
2. プログラム改造	2
2.1 2相流のより詳細なモデル化	2
2.2 構成方程式	3
3. パラメータ・サーベイ計算	5
3.1 解析パラメータの種類	5
3.2 各種パラメータの影響評価	10
3.3 総合評価	15
4. SWAC13E旧モデルとの比較	17
5. SWAT-3 大リーク試験との比較	21
5.1 Run 4 試験	21
5.2 Run 6 試験	22
5.3 Run 7 試験	23
6. 結言	24
7. 参考文献	25

APPENDIX

A.1 データ入力仕様	83
-------------------	----

図表目次

Table 3.1.1	計算ケースとその内容
Table 3.2.1	反応遅れの考慮による圧力開放板作動時刻の変化
Table 3.3.1	各パラメータの総合評価
Table 4.1	実験点(SWAT-3 Run5)と解析点(SWAC13E Phase1 & 2)との対応表
Fig. 1.1	蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT-3)立体配置・配管図(Run3~7)
Fig. 2.1.1	TRAC-P1A Flow Regime Map (Loop Model)
Fig. 2.1.2	TRAC-P1A Flow Regime Map (Pool Model)
Fig. 2.1.3	RELAP-5 Flow Regime Map
Fig. 2.1.4	Modified RELAP-5 Flow Regime Map
Fig. 3.1.1	相対速度とボイド率との関係(TRAC-P1Aモデル)
Fig. 3.1.2	相対速度とボイド率との関係(RELAP-5モデル)
Fig. 3.1.3	相対速度とボイド率との関係(改良RELAP-5Aモデル)
Fig. 3.1.4	反応速度と反応率との関係
Fig. 3.1.5(a)	レファレンス型ネットワーク・モデル(SWAT-3 Run5)
Fig. 3.1.5(b)	内筒流動型ネットワーク・モデル(SWAT-3 Run5)
Fig. 3.1.6	放出系特殊サブリンク・モデル
Fig. 3.2.1	フローレジメ・マップの圧力挙動への影響
Fig. 3.2.2	フローレジメ・マップの流動への影響
Fig. 3.2.3	差分法の影響
Fig. 3.2.4	対流項等の考慮の影響
Fig. 3.2.5	反応速度の圧力挙動への影響
Fig. 3.2.6	反応速度の熱流動への影響
Fig. 3.2.7	内筒流動の影響(1)
Fig. 3.2.8	内筒流動の影響(2)
Fig. 3.2.9	放出系特殊サブリンク・モデルの影響(1)
Fig. 3.2.10	放出系特殊サブリンク・モデルの影響(2)
Fig. 3.2.11	気液界面増倍係数の影響(1)
Fig. 3.2.12	気液界面増倍係数の影響(2)
Fig. 4.1.1	蒸発器(EV)反応点近傍圧力(Run5)と新旧モデルとの比較
Fig. 4.1.2	蒸発器(EV)カバーガス部圧力(Run5)と新旧モデルとの比較
Fig. 4.1.3	過熱器(SH)カバーガス部圧力(Run5)と新旧モデルとの比較
Fig. 4.1.4	IHXカバーガス部圧力(Run5)と新旧モデルとの比較
Fig. 4.1.5	圧力開放系配管部圧力(Run5)と新旧モデルとの比較
Fig. 4.1.6	反応生成物収納容器(RT)内圧力(Run5)と新旧モデルとの比較
Fig. 4.2.1	蒸発器(EV)反応点近傍温度(Run5)と新旧モデルとの比較

Fig. 4. 2. 2	蒸発器 (E V) 下部プレナム温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 2. 3	蒸発器 (E V) 上部プレナム温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 2. 4	蒸発器 (E V) カバーガス部温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 2. 5	ミドルレグ配管内温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 2. 6	圧力開放系配管内温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 2. 7	圧力開放系配管内温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 2. 8	反応生成物収納容器 (R T) 内温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 3. 1	コールドレグ配管内ナトリウム流速 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 3. 2	新旧計算モデルでの圧力開放系配管内相対速度の比較
Fig. 4. 3. 3	圧力開放系配管内ボイド率 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 4. 3. 4	反応生成物収納容器 (R T) 内 Na 量 (Run 5) と新旧モデルとの比較
Fig. 5. 1. 1	蒸発器 (E V) 内圧力 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 2	過熱器 (S H) 内圧力 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 3	I H X 内圧力 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 4	圧力開放系配管内圧力 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 5	収納容器 (R T) 内圧力 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 6	ヘリカルコイル中部の温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 7	ヘリカルコイル上部の温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 8	上部プレナム温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 9	カバーガス温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 10	ミドルレグ配管内温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 11	コールドレグ配管内温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 12	圧力開放系配管内温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 13	圧力開放系配管内温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 14	収納容器内温度 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 15	コールドレグ流量 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 1. 16	圧力開放系配管内ボイド率 (Run 4) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 1	蒸発器 (E V) 内圧力 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 2	過熱器 (S H) 内圧力 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 3	I H X 内圧力 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 4	圧力開放系配管内圧力 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 5	収納容器 (R T) 内圧力 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 6	ヘリカルコイル中部の温度 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 7	上部プレナム温度 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 8	センタパイプ上部の温度 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 9	ミドルレグ配管内温度 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 10	コールドレグ配管内温度 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 11	圧力開放系配管内温度 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 12	収納容器内温度 (Run 6) と新モデルとの比較

Fig. 5. 2. 13	コールドレグ流量 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 2. 14	圧力開放系配管内ボイド率 (Run 6) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 1	蒸発器 (E V) 内圧力 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 2	過熱器 (S H) 内圧力 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 3	I H X 内圧力 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 4	圧力開放系配管内圧力 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 5	収納容器 (R T) 内圧力 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 6	ダウンカマ下部の温度 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 7	ダウンカマ上部の温度 (Run 7) モデルとの比較
Fig. 5. 3. 8	ダウンカマ上部の温度 (Run 7) モデルとの比較
Fig. 5. 3. 9	ミドルレグ配管内温度 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 10	コールドレグ配管内温度 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 11	圧力開放系配管内温度 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 12	収納容器内温度 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 13	コールドレグ流量 (Run 7) と新モデルとの比較
Fig. 5. 3. 14	圧力開放系配管内ボイド率 (Run 7) と新モデルとの比較

A P P E N D I X

Table A. 1	整数制御データ
Table A. 2	実数制御データ
Table A. 3	整数入力データ
Table A. 4	実数入力データ

1. 緒言

1984年4月より、大リーク・ナトリウム-水反応時の準定常圧力・温度解析コードSWAC13Eの実験データによる検証に着手した。従来は、大リーク・ナトリウム-水反応時の圧力評価は、動燃の開発したSWACSコードを用いて実施してきたが、SWACSコードではエネルギー保存を考慮していないため、たとえば、大リーク時の温度分布を考慮した構造解析を行う際に必要となる温度データなどは、実験値からの類推や簡易計算に頼らざるをえなかった。このため、圧力と同時に温度評価も行えるコードに対する要求が強まり、その実現のために、SWACSコードの準定常圧計算モジュールにエネルギー保存式を組み込み、熱流動解析も行えるSWAC13Eコードを開発した。

SWAC13Eコード自体は、1983年に既にその開発を完了していたが、試験データによる検証が必ずしも充分に行われていなかったため、上述した1984年4月からの検証開始となったものである。

検証作業は2段階に分けて行うこととし、フェーズIは、取り敢えず現状のコードでも安全側の評価が行なえることの確証を得ることを目的として、1985年6月に成果報告書PNC SN941 85-53⁽¹⁾にまとめる形で一応の終了を見た。フェーズIIは、更に同コードに手を入れることによって、フェーズIで明らかとなった問題点を解決し、ベストフィットの解が得られるようなパラメータ群を見出すことを目的とした。

フェーズIで明らかとなった問題点の中で最も重要なものは、2相流のモデリングに関するもので、解析がSWAT-3実験結果に比べて、収納容器への放出ナトリウム量を過大に評価するため、結果的に反応容器内や圧力開放系配管内での流体温度が高温になりすぎる点にあった。フェーズI報告書でも述べているように、そのほかにもいくつかの改造の必要な項目はあったが、最大の優先度をこの2相流モデルの改良に置き、フェーズIIの検証作業を行った。本報告書は、この第2期作業の成果をまとめたものである。

SWAC13E及びSWAT-3 Run4~7の概要については、上述したフェーズIの報告書に記載されているので、本書では割愛する。また計算コード、及びSWAT-3試験の詳細については、それぞれ別途報告書⁽²⁾、⁽³⁾~⁽⁶⁾を参照されたい。本解析で計算値との比較に使用したSWAT-3試験の実験点については、Fig. 1.1のSWAT-3装置立体配置・配管図の中に示す。

本書では、第2章でプログラム改造の要点を述べ、第3章で、解析結果に影響を及ぼすと考えられる主要パラメータについての感度解析を行う。また、第4章では、SWAT-3 Run5試験結果と、SWAC13EのフェーズI及びフェーズIIで開発したバージョンによる解析結果の三者を比較して、今回の改造の成果を評価する。第5章では、SWAT-3 Run4、6、7について、フェーズII解析結果との比較を行う。

2. プログラム改造

2.1 2相流のより詳細なモデル化

従来のSWAC13Eの2相流モデルでは、入力定数として与える特定のボイド率を境界として、それ以下では気泡流、それ以上では液滴流として取り扱っていた。しかし、気泡流や液滴流では気液相対速度はそれほど大きな値とならないため、どうしても放出水素ガスに同伴されるナトリウム量を過大に評価する傾向が見られた。放出ナトリウム量をもっと現実的な値とするには、気泡流や液滴流での相対速度よりも大きな相対速度を有する環状流や環状噴霧流を導入することが必要であると考えた。

以下、Fig. 2.1.1～4に示すフローレジメマップは、TRAC-P1A及びRELAP5で用いているもので、本書でも大いに参考としたものである。TRAC-P1Aではループ体系とプール体系とでフローレジメマップを使い分けており、前者はFig. 2.1.1を、後者はFig. 2.1.2を用いている。これに対しRELAP5では、Fig. 2.1.3を用いているが、これはTRAC-P1Aのループ体系のものを更にきめ細かくして、高ボイド率域に環状流を用いた点が注目される。

SWAC13Eでは、検証の過程でRELAP5のものに更に手を加えて、より良い一致を得る努力を行った。これがFig. 2.1.4に示すフローレジメマップで、RELAP5の環状流を環状／環状噴霧流に変えたものである。これは後述するように、高ボイド率域での相対速度があまり高くなり過ぎて、解が不安定になるのを避けるために行ったものである。

2.2 構成方程式

2.2.1 相対速度

本コード内では、上述したFig. 2.1.4の各フローレジメについて、それぞれ以下のよう
に相対速度を与えている。

(1) 気泡流

$$V_r = \frac{1.41}{1-\alpha} \left[\frac{\sigma_g (\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2} \right]^{1/4}$$

(2) スラッグ流

$$V_r = \frac{0.345}{1-\alpha} \left[\frac{g D_h (\rho_l - \rho_g)}{\rho_l} \right]^{1/4} \quad \text{ここで、} D_h \text{ はリンクの水力直径}$$

(3) 環状/環状噴霧流

エントレインメントの質量割合をEとして、

$$E = 1 - \exp \{-0.125(J_g' - 1.5)\}$$

但し、 $J_g' = 10^4 \alpha \frac{V_g \mu_g}{\sigma} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)$

気相の対液相相対速度 $V_d = 1.4 \alpha \left[\frac{g \sigma (\rho_l - \rho_g)}{\rho_g^2} \right]^{1/4}$

気相の対環状流相対速度 $V_a = \frac{V_m}{\left[\frac{\rho_g (76 - 75\alpha)}{\rho_l \alpha} \right]^{1/4} + \frac{\alpha \rho_g}{\rho_m}}$

従って、両者を平均した相対速度は

$$V_r = E \cdot V_d + (1 - E) \cdot V_a$$

(4) 液滴流

$$V_r = 1.4 \alpha \left[\frac{g \sigma (\rho_l - \rho_g)}{\rho_g^2} \right]^{1/4}$$

(5) Churn Turbulent 流

$$V_r = \frac{V_m}{\frac{1 - C_0 \alpha}{C_0 - 1} + \frac{\alpha \rho_g}{\rho_m}} \quad \text{但し、} C_0 = 1.1$$

(6) 遷移域

遷移域については、ボイド率及び Mass Fluxの値に基づいて補間する。即ち、気泡
流とスラッグ流との遷移域にたいしては、

$$V_r = \{ (\alpha - 0.1) V_{r,slug} + (0.2 - \alpha) V_{r,bubb} \} / 0.1$$

とする。

2.2.2 エネルギー交換量

気相-液相間の熱交換特性は、流体の温度、更には圧力にも強い影響を及ぼすもので、本コードの中でも極めて重要性が高い。気液間の熱交換量を規定するものは、気液界面の面積や熱伝達係数などで、これらについて、新モデルでは、旧モデルと比べて次のような変更を行った。

旧モデルは気泡流/液滴流モデルであり、入力定数として与える単位体積当りの気泡/液滴の個数により、ボイド率から気泡/液滴径及び気液界面面積が自動的に求められ、更に別途入力する熱伝達係数を用いて熱交換量も求められた。しかしこのモデルでは、フェーズIの報告書でも述べたように、入力する気泡/液滴密度の値に計算結果が大きく左右され、また入力する気泡/液滴密度が、解析対象となる系全体で1個しか定義されないため、各ノードにおける流動状況の変化に応じたきめ細かい解析ができないという問題点が挙げられた。

新モデルでは、このような問題へ対応するため、各フローレジメに応じた気泡/液滴径又は気液界面面積を算出する構成方程式を与えてやり、ノード単位でそれぞれの流動状況に応じたきめ細かい気液熱伝達量が計算できるように改良した。新モデルで用いたこのような構成方程式を以下に示す。

(1) 気泡/液滴径

$$r_o = \begin{cases} \frac{W_e \sigma_T}{2 \rho_l V_r^2} & \text{但し、} W_e = 50 & \text{(2.11)} \\ & \text{: 気泡/スラグ流} \\ \frac{W_e \sigma_T}{2 \rho_g V_r^2} & \text{但し、} W_e = 2 & \text{(2.12)} \\ & \text{: 液滴/液滴環状流} \end{cases}$$

(2) 気液界面面積

$$A_i = \begin{cases} \frac{6 \alpha V \rho_l V_r}{W_e \sigma_T} & \text{: 気泡/スラグ流} & \text{(2.13)} \\ 5 / D_h & \text{: スラグ流のテイラー気泡} & \text{(2.14)} \\ (\pi D_h \Delta Z) (1 - E) M & \text{: 液滴環状流} & \text{(2.15)} \\ \frac{6 \alpha V \rho_g V_r}{W_e \sigma_T} & \text{: 液滴流} & \text{(2.16)} \end{cases}$$

(3) 熱伝達係数

$$H_{g,l} = \frac{h_{g,l} h_{l,g}}{h_{g,l} + h_{l,g}} \quad (2.17)$$

$$\begin{cases} h_{g,l} = \frac{k_g}{r_o} & \text{(2.18)} \end{cases}$$

$$\begin{cases} h_{l,g} = \frac{k_l}{2 r_o} (0.6 Re^{0.5} Pr^{0.333} + 2.0) & \text{(Ranz-Marshall)} & \text{(2.19)} \\ & \text{: 気泡流/スラグ流} \end{cases}$$

$$\begin{cases} h_{g,l} = \frac{k_g}{2 r_o} 0.921 Re^{0.5} Pr^{0.5} & \text{(Chia-Jung-Hsu)} & \text{(2.20)} \\ & \text{: 液滴環状流/液滴流} \end{cases}$$

$$\begin{cases} h_{l,g} = \frac{k_l}{r_o} & \text{(2.21)} \end{cases}$$

3. パラメータ・サーベイ計算

3.1 解析パラメータの種類

前章で述べた改良によって、SWAC13Eコードが所期の目的に近づいたかどうかの確認のために、SWAT-3 Run 5条件で計算を行い、同試験結果との比較を行った。その際、以下の7項目を解析パラメータとして用いた。

- i) 相対速度及び熱交換量計算のためのフローレジメマップ
- ii) 相対速度計算に用いるボイド率の定義
- iii) 運動方程式の対流項、相対速度項の考慮の可否
- iv) 有限の反応速度の考慮
- v) ネットワーク・モデル
- vi) 放出系特殊サブリンク・モデル
- vii) 熱交換促進モデル

3.1.1 フローレジメマップ

フローレジメマップとして、以下の3通りのものを選んだ。

- i) TRAC-P1Aのループモデル Fig. 2.1.1
- ii) RELAP5のモデル Fig. 2.1.3
- iii) RELAP5の改良モデル Fig. 2.1.4

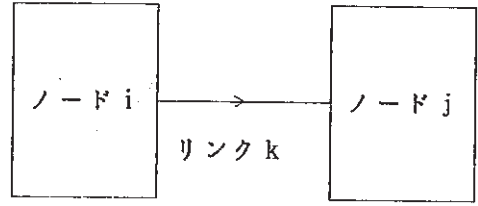
これらの各フローレジメマップに対して、Mass Flux をパラメータとしてボイド率と気液相対速度との関係を示したものがFig. 3.1.1～3である。Fig. 3.1.1のTRACモデルでは、 α (ボイド率) > 0.9 以上の高ボイド率域において、相対速度が1000m/secを超えていることに特徴がある。その原因は、Mass Flux 2000以上でChurn-Turbulent流を用いる際に、たとえば $\alpha > 0.8$ では $\alpha = 0.8$ として計算しているが、密度等は、そのまま高ボイド率の値を用いていることなどによるものである。このため、本解析では高ボイド率域で数値的不安定が発生することが度々あった。これに対し、RELAPモデルでは、このような高ボイド率域での相対速度はかなり小さくなり無理のない程度のもとなったが、逆に低Mass Flux 域での相対速度が相対的に高くなり、低Mass Fluxの高ボイド率域で、多少の数値的不安定性が現れた。このため、RELAP5が同域で使用している環状流モデルに、TRAC-P1Aプール・モデルから引用した液滴効果を入れたところ、Fig. 3.1.3とに示すように同域の相対速度がやや低下し、数値的不安定性を取り除くことができた。

3.1.2 風上差分/平均差分

SWAC13Eでは、リンクの状態量は、流れの向きをチェックして常に上流側ノードの値を用いる風上差分法を採用している。風上差分法は確かに合理的ではあるが、流れの向きが変わった場合には、その瞬間にボイド率等の量が大きく変化するため、数値不安定を起ししやすい欠点がある。そこで、上流・下流両ノードの平均値を用いる平均

差分法によって、この数値不安定を回避できるかどうかの検討を行った。

しかし後述するように、リンクの全物理量を平均差分で与えることは、別の問題を生じることとなった。このため、相対速度の計算に用いるボイド率に対してのみ平均差分を適用する方法を試みた。



ノードとリンクとの関係

3.1.3 運動方程式の対流項、相対速度項の取扱い

運動方程式、

$$\begin{aligned}
 F_k = \frac{dW_k}{dt} = & \frac{1}{K_k} [g(P_i - P_j) + \left(\frac{W_i^2}{\rho_i A_i^2} - \frac{W_j^2}{\rho_j A_j^2} \right) \\
 & + \left\{ \left(\frac{\alpha_H \alpha_s \rho_H \rho_s}{\rho A^2} \right)_i \left(\frac{W_H}{\alpha_H \rho_H} - \frac{W_s}{\alpha_s \rho_s} \right) - \left(\frac{\alpha_H \alpha_s \rho_H \rho_s}{\rho A^2} \right)_j \left(\frac{W_H}{\alpha_H \rho_H} - \frac{W_s}{\alpha_s \rho_s} \right) \right\} \\
 & + \frac{1}{2} \left(\frac{W_{Hk}^2}{\alpha_{Hk} \rho_{Hk}} + \frac{W_{Sk}^2}{\alpha_{Sk} \rho_{Sk}} \right) \left(\frac{1}{A_{ki}^2} - \frac{1}{A_{kj}^2} \right) + g \rho \Delta Z_k + g \Delta P_k] ,
 \end{aligned} \tag{3.1}$$

の中で、右辺第2項及び第3項は、それぞれ対流及び相対速度の効果に基づく項であるが、これらには、ノードで定義された質量流量 W_i 等が使われている。しかし、本コードのような1次元モデルでは、ノードに出入りするリンクの数が2つの場合はまだしも、3つ以上になると W_i の定義には問題が残る。従って従来は、全ノードに対してこの両項を無視してきたが、今回は解の安定性を増す意味から、この両項を考慮した場合の効果調べた。

ところで、上の2項を考慮した場合、Jacobian

$$F_{ij} = \frac{\partial F_i}{\partial x_j} \tag{3.2}$$

の各要素を与える式にも変化が生じる。即ち、従来

$$\frac{\partial F_k}{\partial M_{Hi}} = \frac{g}{K_k} \frac{\partial P_i}{\partial M_{Hi}} = \frac{g}{K_k} \frac{(\tau - 1) A_i I_{Hi}}{V_{Hi}} \tag{3.3}$$

としてきたものが

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial F_k}{\partial M_{Hi}} = & \frac{1}{K_k} \left[g \frac{\partial P}{\partial M_H} - \left(\frac{W^2}{\rho A} \right) \frac{\partial \rho}{\partial M_H} \right. \\
 & - \left(\frac{\alpha_s \rho_s}{A} \right) \left\{ \frac{\partial}{\partial M_H} \left(\frac{\alpha_H \rho_H}{\rho} \right) \right\} \left(\frac{W_H}{\alpha_H \rho_H} - \frac{W_s}{\alpha_s \rho_s} \right)^2 \\
 & \left. + 2 \left(\frac{\alpha_H \rho_H \alpha_s \rho_s}{\rho A^2} \right) \left(\frac{W_H}{\alpha_H \rho_H} - \frac{W_s}{\alpha_s \rho_s} \right) \frac{\partial(\alpha_H \rho_H)}{\partial M_H} \frac{W_H}{(\alpha_H \rho_H)^2} \right] \tag{3.4}
 \end{aligned}$$

となる。ここでは、このような厳密な微係数を用いた場合の効果調べた。

3.1.4 有限の反応速度の考慮

従来より、ナトリウム-水反応においては反応速度は無窮大であるとの仮定のもとに解析を行ってきたが、SWAT-3試験等では未反応水域の存在が確認されている。このため、反応速度を有限と考えた方が実験と良く合うとの期待もあり、下記の仮定に基づくモデルを本コードに導入した。

- i) 未反応水/蒸気域は球形状である。
- ii) 単位時間の反応量は、未反応水球の表面積に比例する。

このような仮定の下に、単位時間、単位表面積当りの反応量を入力定数として与えた。Fig. 3.1.4に、反応速度を0.1、0.2、0.5、及び1.0 [kg/(sec m²)] と振った場合の反応率（反応速度無窮大の場合は、リーク率に相当。）を図示する。

未反応水モデル

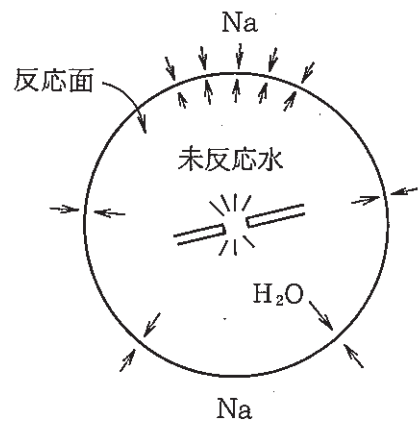
- R : 未反応水領域の半径 [m]
- G : 注水率 [kg/sec]
- F : 反応率 [kg/sec]
- C : 単位表面積当りの反応速度 [kg/(sec m²)]
- W : 未反応水量 [kg]
- ρ : 水/蒸気の比重 [kg/m³]

とすると、

$$\frac{dW}{dt} = G - F \quad (3.6)$$

$$\text{但し、} W = \frac{4}{3} \pi R^3$$

$$F = 4 \pi R^2 C$$



3.1.5 ネットワーク・モデル

本解析で、レファレンスとして用いたネットワーク・モデルを、Fig. 3.1.5 (a)に示す。蒸発器 (EV) 内のナトリウム流動については、SWAT-3試験結果から、反応域から下部プレナムを介してセンタパイプに抜ける流れが重要と考えられているが、従来からこのネットワーク・モデルを用いた場合、必ずしもセンタパイプを通る流れが主流となっていないことが指摘されている。これは、同モデルでセンタパイプ流が主流となるためには、水素ガスが反応点ノード (No.1) から一旦下部プレナム (No.8) に入り、その後センタパイプ・ノード (No.11&12) に抜けなければならないが、本コードのような均質流モデルでは、下部プレナムのナトリウム容量が大きいため、容易にボイド率が上がらずセンタパイプ経由のチャンネリングが発生しにくいためと考えられる。

Fig. 3.1.5 (b)に示すネットワーク・モデルは、このような欠点を補うために反応点ノード (No.1) からセンタパイプ下部ノード (No.11) に直接繋がるリンク (No.34) を新設し、その効果を調べるためのものである。

3.1.6 放出系特殊サブリンク・モデル

2相流の取扱いに際し、相対速度の影響を加減するためにサブリンクを用いる方法については、既にフェーズIの報告書で述べたとおりである。即ち、Fig. 3.1.6に示すように、放出系配管第1リンクの第1サブリンクの流路断面積Aとしてカバーガス部のような大きな値を用いることより、相対速度の効果を一層際立たせることができる。

気液各流量の相対速度補正式には、下式に示すとおりリンク中の代表サブリンクの流路断面積Aが用いられているが、代表サブリンクとして何を用いるかで相対速度の効果は大きく異なる。断面積の大きなものを採用すると相対的にガスが早く抜けるよう評価される。

$$W_H = \frac{\alpha_H \rho_H}{\rho} W + A \frac{\alpha_H \alpha_s \rho_H \rho_s}{\rho} U_r \quad (3.7)$$

$$W_s = \frac{\alpha_s \rho_s}{\rho} W - A \frac{\alpha_H \alpha_s \rho_H \rho_s}{\rho} U_r \quad (3.8)$$

従来のモデルでは、放出系配管入口リンクについても放出系配管断面積を用いている。しかし、放出系配管部に入る前に、断面積の大きなカバーガス空間で2相流の平均流速が低下するため、相対速度の効果が強く現れてもおかしくはない。そこで、放出系入口リンクの第1サブリンクにカバーガス部断面積を用いた方が、実際の現象に近づくはずとの考えから、Fig. 3.1.6のモデル2を用いた場合についてその影響を調べた。

3.1.7 熱交換促進モデル

(2.15) 式中のMは、環状流の液膜表面の波面を考慮した増倍係数である。TRAC-P1Aでは、下記のようにプール体系とループ体系とで異なった値を用いている。

$$M = \begin{cases} 5 & \dots\dots\dots \text{プール体系} \\ 500 & \dots\dots\dots \text{ループ体系} \end{cases} \quad (3.9)$$

本プログラムでは、このように両体系を区別することなく、通常はM=5を用いている。しかし、上の考え方から行くと、M=5では全体として気液界面面積を過少評価している可能性があり、この増倍係数を大きくして気液間の熱交換を促進する必要のあることも考えられる。そこで、本書では、M=50を用いてこの効果を見ることとした。

以上、7つのパラメータを用いて合計12ケースの計算を行った。ケースNoとパラメータ内容との関係を表3.1.1に示す。

表 3.1.1 計算ケースとその内容

ケース No.	フローレジメ・マップ	差分法	対流項、 相対速度項	反応速度	ネットワーク・モデル	放出系特殊サブリンク	気液界面増倍係数
1	TRAC-P1A	風上	無視	無限大	ノーマル	ノーマル	M = 5
2	↑	↑	考慮	↓	↑	↑	↑
3			風上				
4		平均	無視				
5		TRAC-P1A	相対速度				
6	RELAP5	相対速度のみ平均差分					
7	同上改良型	↑	無限大				
8	↑		C = 0.1				
9			C = 0.5	ノーマル			
10			無限大	Fig. 3.1.5(b)	ノーマル		
11	↑	↑	↑	無限大	ノーマル	特殊モデル	M = 5
12				同上改良型	相対速度のみ平均差分	無視	無限大

3.2 各種パラメータの影響評価

3.2.1 フローレジメマップの影響

フローレジメマップの違いによる影響を明らかにするためには、表3.1.1のケース5、6、7の結果を相互に比較すれば良い。圧力挙動をFig. 3.2.1を用いて説明する。(a)のTRACモデルでは、EV内で3.6秒から急激な圧力降下が生じるとともに、放出系で圧力振動が見られる。この原因は、1秒過ぎから始まる圧力降下によりMass Fluxが次第に低下しこの時点で、3000→2000〔kg/(sec m²)〕を通過する。この3000→2000はフローレジメが変化する境界であり、TRACモデルではFig. 3.1.1に示すように、急激な相対速度の増加($\alpha = 0.95$ で50→800(m/sec))を生じ、結果として気相成分の流れ過ぎによる圧力振動が発生したものと説明できる。

(b)のRELAPモデルでは、 $\alpha > 0.95$ で液滴流を用いたため、Mass Fluxの低下による相対速度の増加は $\alpha > 0.90$ で抑えられ、圧力振動が弱まった。

(c)では、環状流にエントレイメントの効果を入れることにより、さらに $\alpha > 0.85$ での相対速度が抑えられ、圧力振動は消えた。但し、それ以外の領域での圧力挙動は、(b)のRELAPモデルと大差はない。

次にFig. 3.2.2に、放出系配管部第1ノード(No.23)のボイド率と温度挙動を示す。まずTRACモデルでは、3.5秒以後のボイド率の低下が特徴的である。これは、環状流によって水素ガス流が加速された反面、ナトリウムの滞留が起きていることを示している。事実、ナトリウム流速は、ケース6、7の計算では100(m/sec)前後であるのに、ケース5では6~7(m/sec)となっている。

このナトリウム量の違いが温度挙動にも現れて、ケース6、7では終盤温度上昇がみられているのに、ケース5ではこの上昇は小さい。ケース6、7では、液滴流となってボイド率も $\alpha > 0.95$ と高いため、水素ガス温度の影響を受けて600℃まで上昇している。1秒以前の最低到達ボイド率は、3ケースとも0.2とほぼ同じレベルである。

また、収納容器への放出ナトリウム量は、ケース5、6、7でそれぞれ、2.46、2.92、2.87tonであり、予想どおり環状流での相対速度の大きなTRACモデルが最小となっている。

3.2.2 風上差分/平均差分

差分法の影響を見るために、ケース1、4、5の比較を行う。但しケース4の平均差分法はうまく作動せず、計算の極く初期で停止したため、プロット図はない。この停止の原因は次のように説明できる。平均差分法では、リンクの全ての状態量に上流/下流ノードの平均値を用いているが、計算の初期は、特にボイド率などが隣接ノードと大きく異なる。初期の段階でもSG内では逆流が頻繁に起こっているため、このような場合の計算では、まだほとんどボイドの無いノードから大量のガスを奪おうとする不都合が生じ、計算が停止することになる。よって、本コードへの平均差分法の採用は不適當であると結論付けた。

そもそも、風上差分以外の方法を検討し始めた理由は、風上差分を用いたケース1で圧力開放系に圧力振動が発生したため、これは逆流によるボイド率の急変が相対速度を振動させたためと考えられた。このため、平均差分の適用を試みたが、上述のとおり無理のあることが判った。そこで、ケース5で、リンクの全物理量を平均差分で定義するのではなく、相対速度計算に用いるボイド率のみ、上下流ノードの平均値を使うことを試みた。しかしFig. 3.2.3からも明らかなように、その効果はほとんど無かった。振動発生時刻や振幅に多少の違いが見られるものの、圧力、流速、ボイド率、温度挙動などには大差はなかった。これは、既に前節で明らかにしたように、振動がボイド率の空間的な偏りにではなく、その時間的な変化に起因しているためである。

結論としては、単純風上差分でも何ら問題ないと言える。

3.2.3 運動方程式における対流項、相対速度項の考慮

Table 3.1.1 に示したように、ケース1、2、及び3では、1→2→3の順に対流項と相対速度項をより厳密に考慮しているが、Fig. 3.2.4 にその比較を示したように、両項を考慮したケース2 & 3 では計算が途中で停止した。停止に至った原因は、3～4秒で環状流に移行してガス流速が1000(m/sec)程度の大きな値となり、このために水素ガスの流れ過ぎによって上部ノードから全てガスが奪われてしまったためである。前述したようにこのような傾向は、TRACモデルを用いたケース1～5の全てにおいて共通に見られているが、両項を考慮することにより、この傾向がより顕著に現れたものである。

Fig. 3.2.4の3者が、停止まではあまり違いがないことから、停止の理由としては、両項を考慮するか否かの問題のみならず、フローレジメマップとの関係で見なければならず、むしろ後者の影響の方が大きいと考えられる。即ち、高ボイド率域で相対速度を抑えたRELAPモデルと組合せて使用した場合、両項を厳密に考慮しても計算停止にまで至る可能性は必ずしも高くないと考えられるが、このような組合せでの計算は行っていないので推測の域を出ない。

計算停止までの挙動が良く似ていることから、両項の寄与はそれほど大きいものではないことが判る。しかし詳細にみると、ケース3のEV圧力で圧力開放板破裂直後に小さなスパイク状圧力が現れているが、これは放出系内のガスの逆流によって発生したもので、実際の現象では起こり得ない。詳細な検討の結果、ケース3の手法では、非常に高ボイド率流で、Jacobianのある要素が優勢になるために起こることが判った。これを防ぐためには、ガス単相と高ボイド率2相流との判別を、厳密に全ての式で統一的行う必要がある。しかし通常の2相流域ではこの影響はほとんど無いので、特にここまで厳密に考慮する必要はなく、結論的には、ケース1のように両項を無視しても差し支えないといえる。

3.2.4 有限の反応速度の仮定

反応速度Cとして、Fig. 3.1.4に示した中から0.2及び0.5を選び、従来から仮定として用いている瞬時反応モデル（無限大の反応速度を使用）との比較を行った。結果をFig. 3.2.5に示すが、瞬時反応モデルがケース7と、有限の反応速度を採用したのがケース8、9（それぞれ、 $C = 0.2$ 及び 0.5 ）である。同図からは、圧力、流動、温度等に本質的な差異は認められず、ピーク圧発生時刻や圧力開放板破裂時刻にケース7→8→9の順に遅れが見られた程度である。圧力開放板作動時刻をTable3.2.1に示す。

このように、有限の反応速度の採用は圧力流動等の挙動を時間的にずらす効果はある。しかし、実験結果との比較から、圧力開放板作動時刻等は、瞬時反応モデルでも充分合っており、反応遅れを考慮することで同作動時刻はむしろ不一致の方向に向かう。もちろん、0.5より少し大きな反応速度を用いことによって、EVの圧力開放板作動時刻を一層実験値に近づけることはできるが、その場合でも、反応遅れを導入する本来の目的である、3秒付近の圧力ピークを模擬することは不可能である。結論として、圧力挙動を実験値に近づける目的で、有限の反応速度を採用することはあまり効果がない。

Table3.2.1 反応遅れの考慮による圧力開放板作動時刻の変化

No. / 項目	蒸発器 (EV)	過熱器 (SH)	収納容器・RT	Na放出量(6秒)
ケース7	0.182秒	1.56秒	2.82秒	2.87 ton
ケース8	0.486秒	1.19秒	3.25秒	3.06 ton
ケース9	0.269秒	1.67秒	2.94秒	2.89 ton
Run 5 試験	0.23秒	1.44秒	2.89秒	最終的に1.44

3.2.5 ネットワーク・モデル

ケース7をレファレンスとして、センタパイプへの流れを容易にしたネットワーク・モデルを用いたのがケース10である。Fig. 3.2.7 & 8を見ると、圧力挙動には目立った違いは現れていない。Fig. 3.2.7の(iii)のセンタパイプ・ボイド率挙動を見ると、ケース10では確かにケース7に比べてボイド化の進行が早い。センタパイプ・ノード11、12のうち下部の11はほぼ常時0.9以上の値になっているが、12の方は少し複雑で、初期の0.1秒頃にまずボイド化するが、その後0.9秒に一旦 $\alpha = 0.4$ まで低下して再び上昇している。そのため、反応点からセンタパイプを通してのガス排出径路（チャンネリング）が完成するは3秒以後であり、初期の1秒前後のピークを抑えるのには役立っていない。ノード12のボイド率が一旦低下する原因は、この頃にダウンコマ流が主流となるためであるが、何故この時点だけダウンコマ部がボイド率化するかは不明である。

3秒以後に生じたセンタパイプでのチャンネリングによりカバーガス部及び放出系配管部での流体温度の上昇が起きている。発生した高温(1250℃)の水素ガスに対して、それと熱交換を行うナトリウムの量がケース7に比べて小さいためである。

収納容器に運ばれるナトリウムの量は、ケース7、10でそれぞれ2.87及び2.75ton となっており、センタパイプにチャンネリングに起きたケース10の方がやや少ないものの大差はない。

以上を総合すると、センタパイプでのチャンネリングを期待した本モデルは、圧力挙動、放出ナトリウム量の点で目立った改善効果が現れず、むしろ流体温度をこれまで以上に過大評価する点から望ましいものとは言えない。

3.2.6 放出系特殊サブリンク・モデル

ケース11は、放出系入口リンクの第1サブリンクの断面積としてカバーガス部の断面積を用いることにより、相対速度の効果を顕著にして、圧力挙動を実験に近づけようとしたモデルである。ノーマルなモデルであるケース7との比較をFig. 3.2.9 & 10に示す。

放出系入口リンク (Na27) での流速が、ケース7に比べて著しく遅くなっているのは、リンクの流路断面積に大きな値を採用したためである。EVカバーガス部から水素ガスを流れ易くした結果、1～2秒での圧力降下が目立って早くなった。逆に、カバーガス部の水素が積極的に排出されるため、同部でのボイド率はケース7と比べると上昇しにくくなっている。これが、2秒以後の圧力降下に大きな違いがない理由と考えられる。

カバーガス部でのナトリウム温度 (Fig. 3.2.9 (iii)のTS(13)) が、ケース7では4秒以後上昇しているのに対して、ケース11では穏やかである。この違いはFig. 3.2.10の放出系配管内の温度にもそのまま現れている。これは次のように説明できる。ケース11は相対速度の効果が大きいため、カバーガス部から優先的にガスが流れ、その結果としてカバーガス部のボイド率がケース7に比べて低く、ナトリウムとの熱交換によりガス温度もかなり下がる。

放出ナトリウム量はケース7、11でそれぞれ2.87及び2.33 tonと、期待通り特殊モデルを用いた方が約20%減少している。

以上をまとめると、この特殊モデルが、圧力、流動、温度等の挙動に及ぼす影響は大きく、放出ナトリウム量や温度については、実験結果により近くなり望ましい方向であるが、圧力挙動については実験結果との違いがむしろ拡大している。このため、このモデルを本コードに採用した場合、結果が改善される可能性は認められるものの、現状では慎重にならざるを得ない。

3.2.7 熱交換促進モデル

気液界面面積増倍係数として、 $M=5$ を用いたケース7と、 $M=50$ を用いたケース12との比較を、Fig. 3.2.11及び12に示す。図から明らかなように、熱交換を促進することによって顕著な圧力低下が見られる。これは、カバーガス部及び放出系での温度に見られるように、気液間の熱交換が促進され、これによって水素ガス温度とナトリウム温度との差が縮まり、結果的に圧力も全体的に下がったものである。

このような温度、圧力の低下が生じた以外、ボイド率や相対速度など流動様相の本質的な変化は見当たらない。収納容器への放出ナトリウム量も、ケース7の2.87 tonから2.81 tonへとわずかに減っただけである。

以上の結果から、熱交換促進モデルの適用によって、温度、圧力ともに、実験データに近づいており、望ましい結果が得られることが判った。

3.3 総合評価

ここでは、圧力挙動、温度挙動、放出ナトリウム量について、実験値との比較に重点をおいて、各パラメータの適否を判断する。

(1) 圧力挙動

圧力に影響を与えるパラメータは、i) フローレジメマップ、iv) 反応速度、vi) 放出系特殊サブリンク、vii) 気液界面増倍係数であるが、iv)、vi) は用いることによって圧力挙動の不一致はむしろ拡がる傾向にあるため、これらの使用は適切ではない。

i) では改良RELAPモデル、vii) では $M=50$ が実験との一致が良い。

ii) 差分法、iii) 対流項と相対速度項の考慮、v) センタパイプ流動モデルは、圧力挙動への影響は小さいため、単純な方のモデルを使うことが望ましい。

(2) 温度挙動

温度挙動に強い影響を及ぼすものは、i) フローレジメマップ、v) センタパイプ流動モデル、vi) 放出系特殊サブリンク・モデル、vii) 気液界面増倍係数である。この中で、i) の改良RELAPモデル、及びv) は放出系での流体温度の上昇を招く。またvii) の $M=50$ では気液間の温度差は縮まる。vi) ではカバーガス部に大量のナトリウムが残るため、流体温度はかなり低くなる。但し、いずれの場合もRun5試験結果よりは過大評価となっている。


(3) 放出ナトリウム量

放出系でのボイド率挙動や放出ナトリウム量に強い影響を与えるのはi) フローレジメマップ、vi) 放出系特殊サブリンクである。i) では相対速度として最も小さい値を用いる改良RELAPモデルが放出量を最も過大評価する。これに対し、vi) の使用は放出ナトリウム量の低下をもたらし、実験値に近づく。しかし、実験値の1.44ton に対する開きは依然大きい。

このように、パラメータの影響の現れ方が3者3様であるため、どの状態量に主眼を置くかで、パラメータの適否の判断にも影響が出る。そこで多少の過大評価は仕方がないとしても、過小評価だけは避けるという観点に立つと、i) の改良RELAPモデルと、vii) の気液界面増倍係数 $M=50$ の使用望ましいと言える。改良RELAPモデルは、圧力挙動が比較的安定している点は利点であるが、圧力の滞留や温度上昇の点からはやや劣る。そこでvii) で気液間の熱交換を促進してやることによって、これらの欠点を補うことができる。この2つ以外では、vi) の放出系特殊サブリンクの影響が大きく、温度挙動も比較的实验値に近いが、3秒前後の圧力が実験値を下回るという点から比とした。Table 3.3.1 にこれらの各パラメータの総合評価をまとめる。

Table 3.3.1 各パラメータの総合評価

パラメータ	評価			有意性
	TRACモデル	RELAP	改良RELAP	
フローレジメマップ	×	△	○	重要
	風上	中心	相対速度のみ	
差分法	○	×	○	無し
	無視	考慮	厳密考慮	
対流項等の考慮	○	○	×	無し
	瞬時	C=0.2	C=0.5	
反応速度	○	×	×	弱い
	センタパイプ流動型	従来型		
ネットワークモデル	△	○		弱い
	特殊型	従来型		
放出系サブリンクモデル	△	○		重要
	M=5	M=50		
気液界面増倍係数	△	○		重要

 は推奨値

4. SWAC13E旧モデルとの比較

フェーズⅡの2相流モデルの精密化の作業が、解析精度の向上にどの程度寄与したかを確認するために、本章では、本コードの計算結果、SWAC13EのフェーズⅠバージョンによる計算結果、及びSWAT-3試験結果の3者による比較を行う。

SWAT-3大リーク・ナトリウム-水反応試験の中から、注水率が最大で温度挙動や圧力挙動の点から最も注目に値するRun5を選んだ。旧コードは、フェーズⅠの報告書での解析に使用したバージョンである。新コードは、第3章での評価を通して妥当と認められたパラメータを使用した。即ち、Table 3.3.1中のハッチで示したものである。比較した実験点と解析点との対応をTable 4.1に示す。

4.1 圧力挙動

(1) 蒸発器内

圧力挙動全般については、旧モデルによる計算結果が比較的安定しているのに対して、新モデルでは微細な振動が見られる。これは、新しいフローレジメマップの適用により、相対速度が特に高ボイド率域で大きくなり、圧力変動が生じやすくなったものとする。

注水点近傍の圧力をFig. 4.1.1に示す。解析の両者を比べると、明らかに新モデルの方が圧力が抜けやすくなっており、新しいフローレジメマップ適用の効果が現れている。1～2秒の圧力ピークは、新モデルでも依然過大評価となっているが、全般に良く合っている。注水停止（10秒）以後の実験値が高いのは、実験で使用したセンサの問題である。

蒸発器カバーガス空間の圧力をFig. 4.1.2に示す。注水点と同様に、1～2秒の圧力ピーク部が依然過大評価となっていることを除けば、新モデルの方がかなり実験値に近く、明らかに評価精度の向上がみられる。圧力の微細振動は注水点ほどではない。

(2) 冷却系各部

過熱器カバーガス空間の圧力をFig. 4.1.3に示す。新モデルによる計算値は、初期の立ち上がり部、減圧部の勾配、10秒付近での滞留など、実験値に極めて近くなっており、旧モデルからの向上は明らかである。

Fig. 4.1.4に示したIHX内の圧力は、新モデルの場合、一部過小評価となっているところもあるが、傾向としては一致している。

(3) 圧力開放系

圧力開放系配管部のEVに近いところの圧力をFig. 4.1.5に示す。新モデルでは2秒までに、実験値にはない強い圧力振動が見られる。この配管部での圧力の一致度はあまり良くない。

Fig. 4.1.6に示した収納容器の圧力を見ると、解析値は、新旧モデルともラプチャ板作動後の圧力低下が顕著で、なだらかな挙動の実験値とはやや異なるが、これは実験に使用した圧力計のうちP6101が不調で、応答の遅い運転制御系圧力計P611を代用したことによると思われる。

4.2 温度挙動

(1) 蒸発器内

注水点ノードのナトリウム及び水素ガス温度と試験データ T1123 との比較を、Fig. 4.2.1 (a) & (b) にそれぞれ示す。注水ノードでは、水素ガス温度は入力値で与えられており、この場合 1273℃ となっている。また、ナトリウム温度は、計算上は沸点を超え、蒸気化している。これに対し、実験値は振動しているものの 400～750℃ の範囲で解析よりかなり低い。

下部プレナム (Fig. 4.2.2 (a) & (b)) では、実験値は初期に高温が測定されただけで、その後は約 400℃ で安定している。ナトリウム温度を見ると、旧モデルでは蒸気化しているが、新モデルでは実験値より 200℃ ほど高いものの妥当な傾向となっている。但し、初期の高温は計算では出てこない。これに対し、水素ガス温度で比較すると、初期の高温部もほぼ包絡できる一方、その後はかなり過大評価となる。この不一致の理由は、Run5 では他の試験と異なり、センタパイプでのチャンネリングがそれほど強くは起きなかったために、下部プレナムでの温度上昇も小さかったことによるものと考えられる。

ヘリカル上部における温度挙動を Fig. 4.2.3 (a) & (b) に示す。実験値 T1143 はかなり激しく振れており、最高 1100℃ にも達している。これは、この付近にまで反応域が広がっていたことを示している。計算値のナトリウム温度をみると、旧モデルの方はほとんど穏やかであるのに対し、新モデルではナトリウムの蒸気化が見られる。数値的にはともかくも、反応域の広がりについては旧モデルよりも現実に近づいている。水素ガス温度を見ると、旧モデルでは著しい過小評価であったものが、新モデルではほぼ実験値を包絡しており、評価精度の明らかな向上が認められる。

カバーガス部の温度挙動を Fig. 4.2.4 (a) & (b) に示す。ナトリウム温度について見ると、新モデルの方は 9 秒くらいまでは良く合っているが、それ以降はややずれが大きくなっている。水素ガス温度は新旧モデルとも計算値が過大評価となっているが、新モデルの方がその程度が弱まっている。

(2) 冷却系内

2 次系配管部での温度挙動は全般に穏やかで、Fig. 4.2.5 (a) & (b) に示したミドルレグの T1012 でわずかに上昇が見られただけで、過熱器や IHX での温度上昇はほとんど見られなかった。これは解析でも同様であった。T1012 を見ると、8～13 秒にかけてゆるやかな上昇が見られる。計算値と比較すると、旧モデルでは水素もナトリウムも過大評価となっているが、新モデルでは、水素ガス温度の方と比較的良く合っている。但し、10 秒以降は実験値を下回っている。これは、後に述べるナトリウム流動の不一致によるものである。

(3) 圧力開放系

圧力開放系配管内の温度 T6031 と T6035 を計算値とともに、Fig. 4.2.6 & 7 にそれぞれ示す。実験値の方は比較的穏やかであるが、計算値の方はカバーガス部の温度に

対応して、10秒前後で極端な上昇が見られる。全般に新モデルの方が、実験との一致は良い。但し、11秒以後については過小評価が見られる。この理由については次のように考える。後述する配管内ボイド率挙動から判るように、新モデルでは注水停止後、配管内でナトリウムの逆流が生じたため、熱容量が増えて急速な温度の低下のつながったものと推定される。

収納容器の温度をFig. 4.2.8に示す。図中、計算値としてはナトリウム温度しか示していないが、水素温度との間にはほとんど温度差はない。実験値、解析値ともに極めて緩やかな上昇が見られ、解析値が終始上回っているものの、その挙動に大きな違いはない。また、新モデルの方が実験値Ⅱ近づいている。

4.3 ナトリウム流動

(1) コールドレグ流量

コールドレグ流量F101と対応する計算値との比較をFig. 4.3.1に示す。実験値は1秒前後のピーク流量がオーバーフローして測定できていないため、ピーク値の比較はできないが、この領域の流動周期は一致しているようである。しかし、その後は実験値が終始、正の値（EV→IH X）であるのに対し、計算値はむしろ負の値となっている。この違いが、上述した2次系配管内温度の差異となって現れているものと考えられる。

(2) 圧力開放系配管内気液相対速度

相対速度については、実測値がある訳ではないので、新旧モデルの比較だけということになる。旧モデルが、最高9 m/sec程度の値であるのに対して、新モデルでは20 m/secにも達しており、この違いが圧力値の過大評価の低減に役立ったことになる。ついでに、現在は相対速度のピークが約3秒に見られるが、これがもっと早い時期にすれば、圧力開放系挙動はもっと良く一致することになるものと思われる。

(3) 圧力開放系配管内ボイド率

Fig. 4.3.3は、 γ 線ボイド率計G6001で測定した値と、計算でのノード23の平均ボイド率とを比較したものである。特に前半の低ボイド率流において、計算値が低い値となっていることが判る。ボイド率についてはあまり旧→新への改善は見られない。今後、解析精度の一層の向上を図るには、この領域を精度良く評価できなければ成らない。新モデルで11秒以後にボイド率低下が見られるが、これは前述したように、高所配管部のナトリウムが逆流したためである。

(4) 収納容器内放出ナトリウム量

実験での測定値は最終的な値のみしか判らないので、この最終値と計算での時間的経過とを比較し、Fig. 4.3.4に示す。先に述べた配管内ボイド率の不一致からも推定できるように、この放出量も依然著しい過大評価となっている。しかし、新モデルでは、わずかとはいえ旧モデルに比べて改善が認められる。

4.4 まとめ

以上の結果をまとめると、全般に圧力挙動については、実験値との一致の度合いに明らかに向上が見られる。1～2秒の実験値での圧力上昇期をもっと精度良く評価できれば、ほぼ満足できるものとなる。温度挙動については、依然実験値との開きが大きいものもあるが、フェーズIで見られたような過小評価や極端な過大評価は解消されており、今回のモデル精密化の効果が最も顕著に見られる。ナトリウム流動については、放出系配管内ボイド率や放出ナトリウム量など、まだまだ過大評価の程度が甚だしく、改善の余地が残っていると見える。

Table 4.1 実験点(SWAT-3 Run 5)と解析点(SWAC13E Phase1 & 2)との対応表

状態量	位置		実験点	ノード・リンクNo	図番	
圧力	蒸発器	反応点	P 1 1 1 1	ノード	P (1)	Fig. 4.1.1
		カバーガス部	P 1 1 0 1		P (13)	Fig. 4.1.2
	冷却系	過熱器	P 1 2 0 1		P (22)	Fig. 4.1.3
		IHX	P 1 3 0 1		P (17)	Fig. 4.1.4
	圧力	配管	P 6 0 3 3		P (23)	Fig. 4.1.5
	開放系	収納容器	P 6 1 1		P (28)	Fig. 4.1.6
温度	蒸発器	反応点	T 1 1 2 3	ノード	T (1)	Fig. 4.2.1
		下部プレナム	T 1 1 0 2		T (8)	Fig. 4.2.2
		上部プレナム	T 1 1 4 3		T (3)	Fig. 4.2.3
		カバーガス部	T 1 1 5 0		T (13)	Fig. 4.2.4
	冷却系	ミドルレグ1	T 1 0 1 2		T (14)	Fig. 4.2.5
	圧力	配管1	T 6 0 3 1		T (23)	Fig. 4.2.6
		配管2	T 6 0 3 5		T (24)	Fig. 4.2.7
	開放系	収納容器	T 6 1 0 3		T (28)	Fig. 4.2.8
Na流速	コールドレグ配管		F 1 0 1	リンク	VBLS(22)	Fig. 4.3.1
相対速度	圧力開放系配管		—	リンク	VELR(27)	Fig. 4.3.2
ボイド率	圧力開放系配管		G 6 0 0 1	ノード	VODN(23)	Fig. 4.3.3
放出Na量	反応生成物収納容器		—	ノード	MS(28)	Fig. 4.3.4

5. 他のSWAT-3 大リーク試験との比較

ここまでSWAT-3 Run5試験結果を用いて、各種パラメータの感度解析や、新旧モデルの比較を行い、Run5試験に対する新モデルの解析精度が向上したことを確認したので、本章では、新モデルによる解析結果と、SWAT-3 Run4、6、7の試験結果との比較を行い、この傾向を一般的に確認する。

5.1 Run 4 試験

(1) 圧力

EV内の圧力 (Fig. 5.1.1) を見ると、ラプチャ板破裂までの圧力上昇は計算結果の方がかなり早い。これは後述するように、計算では、カバーガス空間の水素ガス温度が断熱圧縮のため、約900℃もの高温に達するとしているが、実際にはこのような温度上昇は見られないためである。

この早い段階でのラプチャ板の破裂が、2次主冷却系流動の過小評価を招いている。即ち、2次系配管内のナトリウム流を充分加速する以前にEV内の圧力が低下したため、後述するコールドレグ流量F101が計算値ではかなり低くなっており、これが更にFig. 5.1.2のSH圧力のピーク発生の遅れにつながっている。

IHX圧力 (Fig. 5.1.3) には、大きな違いは見られないが、圧力開放系の配管内や収納容器内圧力 (それぞれ、Fig. 5.1.4及び5.1.5) にも同様に、計算値の方が挙動が早い傾向が見られ、収納容器ラプチャ板破裂時刻は、計算値の方が約1秒早まっている。

(2) 温度

本試験は、ヘリカル上部でのリーク試験であるため、Fig. 5.1.6のようにヘリカルコイル中下部では温度上昇は見られない。これに対し、ヘリカルコイル上部 (Fig. 5.1.7) や上部プレナム (Fig. 5.1.8) では、900~1000℃の高温に達している。またカバーガス部 (Fig. 5.1.9) でも800℃と高い。

計算値としてナトリウム温度と水素ガス温度の両方を示したが、ナトリウム温度では過少評価となり、水素ガス温度では過大評価の場合が多いが、それでも一部過少評価となっている。これは、計算で使用しているモデルでは、反応熱は全て注水ノード (Run4の場合No1) で発生し、注水ノード以外では反応熱は発生しないとなっているのに対し、実際には、上部プレナム、カバーガス部でも反応域が広がっているため、これらの領域でも、反応による局所的な高温を測定するためである。上述したように、EVラプチャ板開放までに、断熱圧縮による温度上昇が計算値のみに見られる。

Fig. 5.1.10及び11に示したミドルレグ及びコールドレグの温度は、T1013もT1001もともに最もEVに近い点であるが、実験値も解析値もほとんど変化が見られない。

Fig. 5.1.12~14に圧力開放系配管内の圧力T6033、T6035、及び収納容器内圧力T6103の値を示す。圧力開放系では、実験での流体温度と比べ、ナトリウム温度の計算値でも過大評価となっている。これは実際には、高ボイド率流で熱容量が小さいため、圧力開放系配管内で急速に温度が低下するためと考えられる。計算値を見ると、EV内で存在していたナトリウム温度と水素ガス温度とのズレが消え、平衡状態に達して

いることが判る。

(3) 流動

コールドレグ流量F101 (Fig. 5.1.15) は、上述したようにかなりの過小評価となっている。ミドルレグ流量の実験値は不明であるが、SHの圧力挙動と、特にSWAT-3では、SHに対する影響はミドルレグ側の方が強いことを考え合わせて、ミドルレグでも過小評価であったものと考えられる。

圧力開放系配管内のボイド率 (Fig. 5.1.16) G6001は、実験値はほとんど1.0近辺の値であるが、計算値ではわずかながら低く、約0.98である。

5.2 Run 6 試験

(1) 圧力

EV、SH、及びIHXの圧力を、それぞれFig. 5.2.1～3に示す。EV及びSHのカバーガス部圧力は、やや過大評価であるが、周期など傾向としては似ている。またIHXの圧力は、数値的にも良く合っている。

圧力開放系配管部の圧力 (Fig. 5.2.4 & 5) は、計算値の初期2秒に大きな振動が見られるものの、実験では観測されず、やや過大評価となっている。実験値に3秒以後見られる微細振動の原因は、計測の過程で入った電氣的なノイズと思われる。収納容器圧力では、ここでもやはり解析側のラプチャ板破裂時刻の方が早い。

(2) 温度

ヘリカルコイル中部の温度は、Fig. 5.2.6に示すように、水素ガス温度、ナトリウム温度ともに過大評価となっている。下部プレナム部の実験温度 (Fig. 5.2.7) は、Run 5の上部プレナムと同様に、反応域の大きな揺らぎを示しており、ピーク時には解析値を上回っている。これもRun 4で説明したのと同様に、反応部の局所的な温度を示しているものと考えられる。Fig. 5.2.8はセンタパイプ上部の温度であるが、ここまでは反応域も広がっていないようである。

2次系配管内EV近傍の温度挙動をFig. 5.2.9と10に示す。いずれもほとんど変化は見られない。圧力開放系配管及び収納容器内の温度 (Fig. 5.2.11及び12) も同様に実験、解析ともに変化が小さいが、解析値の方が50℃～100℃高めの値となっている。

(3) 流動

コールドレグ流量F101 (Fig. 5.2.13) は、ここでも1秒前後のピーク域が消失しており、解析との厳密な比較はできないが、その前後の勾配から推して、傾向ばかりでなく数値的にも良く似たものとなっていると考えられる。

圧力開放系配管部でのボイド率をFig. 5.2.14に示す。同図から、実験値が最低でも0.8位であるのに、解析では最低0.4にまで達しており、ここでも放出ナトリウム量の過大評価が見られる。

5.3 Run 7 試験

(1) 圧力

EV、SH、及びIHX内の圧力をそれぞれFig. 5.3.1～3に示す。EV内圧力は、全体を通して過大評価となっている。これに対し、SH圧力は、1.5秒頃までの上昇部は似ているが、1.5秒以後は次第に差が拡がり、ピーク値は計算値の方が下回っている。IHX圧力はピーク値も含めて比較的良く一致している。

圧力開放系の挙動は一般的に余り一致が良いとは言えない。特に配管部の圧力 (Fig. 5.3.4) はかなり異なっており、EV圧力の不一致の影響がそのまま現れていると考えられる。収納容器圧力 (Fig. 5.3.5) は他の試験と異なり、計算値の方がラプチャ板破裂時刻が遅れている。

(2) 温度

EV内の温度を見ると、Run 7ではリーク率はそれほど大きくはなかったのに、反応域はかなりの広がりを見せていることが判る。Fig. 5.3.6はダウンカム・アニュラス部の、リーク点から周方向に180度回った点であるが、反応温度の揺らぎが2回生じている。上部プレナム (Fig. 5.3.7及び8) にも反応域の拡がりによる温度場の揺らぎが認められ、解析の方がこの揺らぎに追従できないため、ピーク時に過小評価となっている。

2次系内温度 (Fig. 5.3.9～10) は、解析値に微小な変化が認められる (ミドルレグのみ) が、実験値にはほとんど変化が認められない。圧力開放系内温度 (Fig. 5.3.11及び12) には、ゆるやかな上昇が認められるが、いずれも解析値の方が上回っている。

(3) 流動

コールドレグ流量F101 (Fig. 5.3.13) は、実験値に比べてかなり過小評価となっている。EV圧力は解析値の方が高いのであるから、この理由ははっきりしない。圧力開放系配管内ボイド率G6001 (Fig. 5.3.14) は、やはり解析の方がかなり低い値となっている。

5.4 総括

以上の結果をまとめると、ヘリカル上部での注水試験であるRun 4では、解析コードの評価精度は今一つ芳しくないが、他の試験については圧力など比較的よく一致しているといえる。但し、EV内の反応域近辺の温度については、実験値の方にピーク時に1000℃を超えるような大きな揺らぎが見られるのに対し、解析値は平均的な値となるため、過小評価となっているのが目立つ。これは現モデル上の限界と言える。また、ナトリウム流動については、Run 5と同様に放出ナトリウム量を過大評価している。

6. 結言

フェーズⅠの検証作業の結果得た結論として、①特に圧力開放系配管内の流体温度の過大評価、②放出ナトリウム量の過大評価、③ナトリウム-水反応域内温度の過小評価、の3点があった。フェーズⅡの目的は、フェーズⅠのレベルから更に評価精度を上げて、パラメータの最適値を求めることにあったので、この目的達成のためには、何としても、①と②の問題を詰めなければならなかった。

ところで、①と②とはお互いに関係しており、放出ナトリウム量を現実的に評価することができれば、流体温度も現実的になると考えられる。この観点から、現コードの2相流モデルで取り扱っているフローレジメが気泡流と液滴流だけであることから、これに環状流等、もっと大きな相対速度を有するフローレジメも取り入れることにより、①と②の保守性を取り除くことにフェーズⅡの改造の焦点を絞った。

改造の主な内容は、フローレジメマップとして従来のもに換えてRELAP-5のモデルを基本的に採用し、それぞれのフローレジメに対して、相対速度計算と気液間の熱交換量を規定する構成方程式を与えたことである。改造過程でのパラメータ解析の結果、RELAP-5のモデルそのままでは高ボイド率域で計算がやや不安定となるため、高ボイド率域での相対速度を少し抑えるような修正を行った。また、特に温度挙動、更にその結果として圧力挙動に大きな影響を及ぼすものとして、気液界面増倍係数の効果が明らかとなった。その他のパラメータの影響は比較的小さかった。

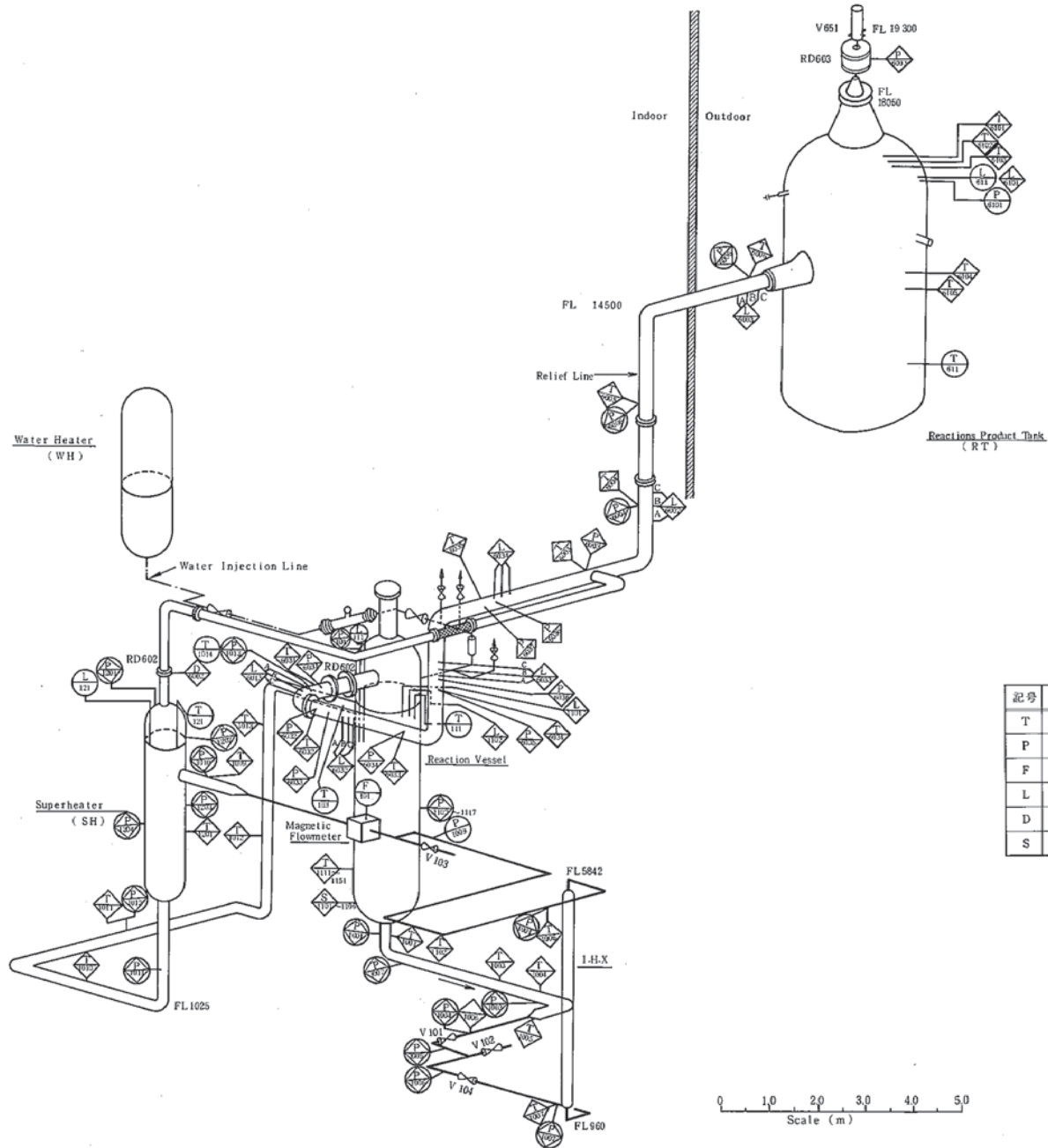
SWAT-3 Run5を始めとする試験データとの比較計算の結果、上記改造により本コードは従来保守性を、充分現実的なレベルまで下げることに成功した。

ここで今回の改造範囲に含めなかった③については次のように考える。③については必ずしも過小評価と言う訳ではなく、解釈の問題といえる。即ち、解析モデルと実現象との間に次のような開きがある。まず、計算値がノード内の平均温度というマクロ的な数量であるのに対し、実験値は反応域のミクロ的な値に引っ張られがちであるという根本的な違いがある。従って、たとえば、実験値でのピーク値が1000℃を超えたからといって、ヘリカルコイル部全体が1000℃を超えるような高温となっている訳ではない、まして構造評価上問題となる構造材の温度がそのような高温となっている訳ではない。また、反応界面が注水ノード境界を越えて他のノードまで達することはないという解析モデル上の制約の問題もある。これらについても、将来はモデルの改良によって評価可能ようにしなければならないが、反応域の拡がりや未反応水の取り扱いなど今後まだ多くの知見を必要としており、今直ちに解決できる問題ではない。また温度評価に際しては、あくまで流体の平均温度や構造材温度で評価しなければ意味がなく、SWAT-3データとの比較でも、構造材温度との比較では充分保守性が保持されていることが判る。

最後に、本改造で入力データに生じた変更箇所について簡単に述べる。基本的には旧モデルとの互換性を残しているため、従来通り2相流モデルとして気泡流/液滴流の2区分を用い、相対速度としてHirtやZuberの式を使用することも可能である。従って、改造RELAP-5モデルを使用する場合は、入力データIDRIF(整数データ904番地)の指定のみで可能となる。全データの入力形式については巻末に添付した。

7. 参考文献

- (1) 田辺、加藤木、黒羽他、「大リーク・ナトリウム-水反応時の準定常温度解析、
(SWAC13EによるSWAT-3 Run4、5、6、7の実験解析) -大リーク・
ナトリウム-水反応解析(第14報) -」
PNC SN941 85-53、1985年3月.
- (2) O. Miyake, M. Sato, "Interim Report on SWAC-13E Development for Analysis of
Long-Term Transients of Large-Scale Sodium-Water Reaction (Large Leak Sodium
-Water Reaction Analysis Report No. 13)," PNC SN941 83-133, August 1983.
- (3) 広井、佐藤、田辺、錦見、吉岡、堀、「蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT
-3) Run-4 試験結果 -大リーク・ナトリウム-水反応試験(第9報)」
PNC SN941 79-188, 1979年6月.
- (4) 広井、佐藤、田辺、錦見、吉岡、堀、「蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT
-3) Run-5 試験結果 -大リーク・ナトリウム-水反応試験(第10報)」
PNC SN941 79-04, 1978年10月.
- (5) 田辺、佐藤、広井、錦見、吉岡、堀、「蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT
-3) Run-6 試験結果 -大リーク・ナトリウム-水反応試験(第11報)」
PNC SN941 78-154, 1978年10月.
- (6) 広井、佐藤、大後、堀、「蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT-3) Run
-7 試験結果 -大リーク・ナトリウム-水反応試験(第12報)」
PNC SN941 79-155, 1979年8月.



記号	名称	記号	名称
T	温度	○	現場指示
P	圧力	⊖	D D C 入力
F	流量	⊗	データレコーダ入力
L	液面	◇	データロガー入力
D	ラプチャーディスク破断	○AN	アナログ表示 (G-P)
S	弁		

名 図1.1 蒸気発生器安全性総合試験装置
 (SWAT-3)
 称 立体配置・配管図 (Run 3~7)
 動力炉核燃料開発事業団大洗工学センター

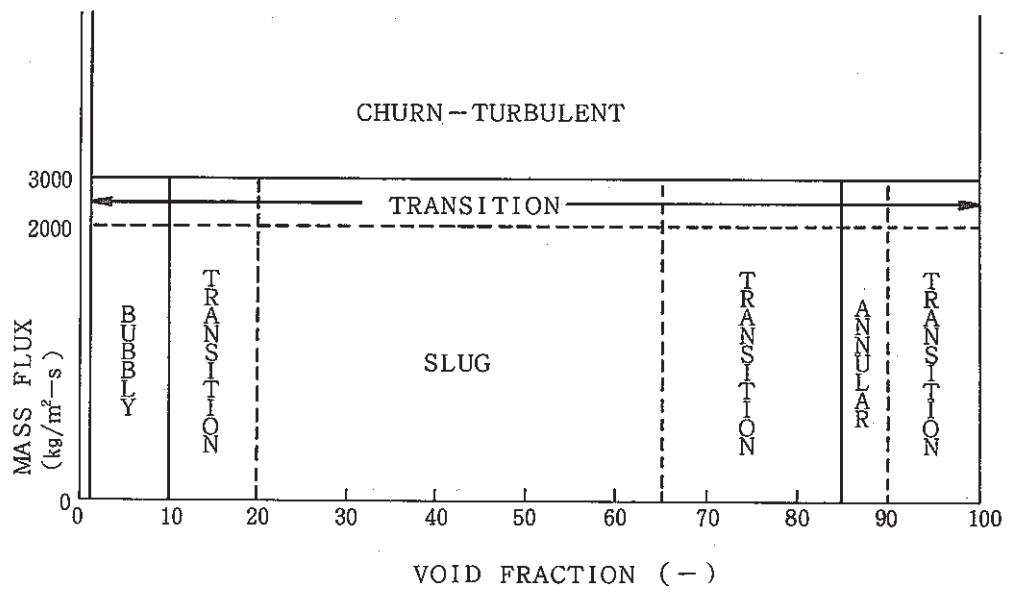


Fig. 2.1.1 TRAC-PIA Flow Regime Map (Loop Model)

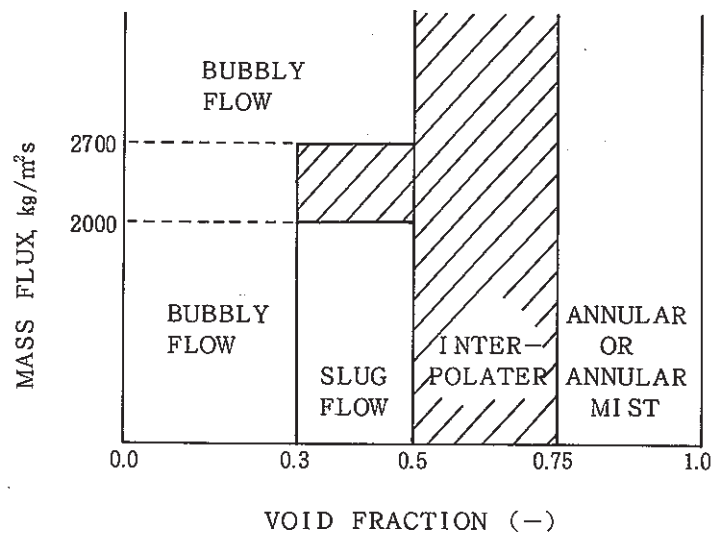
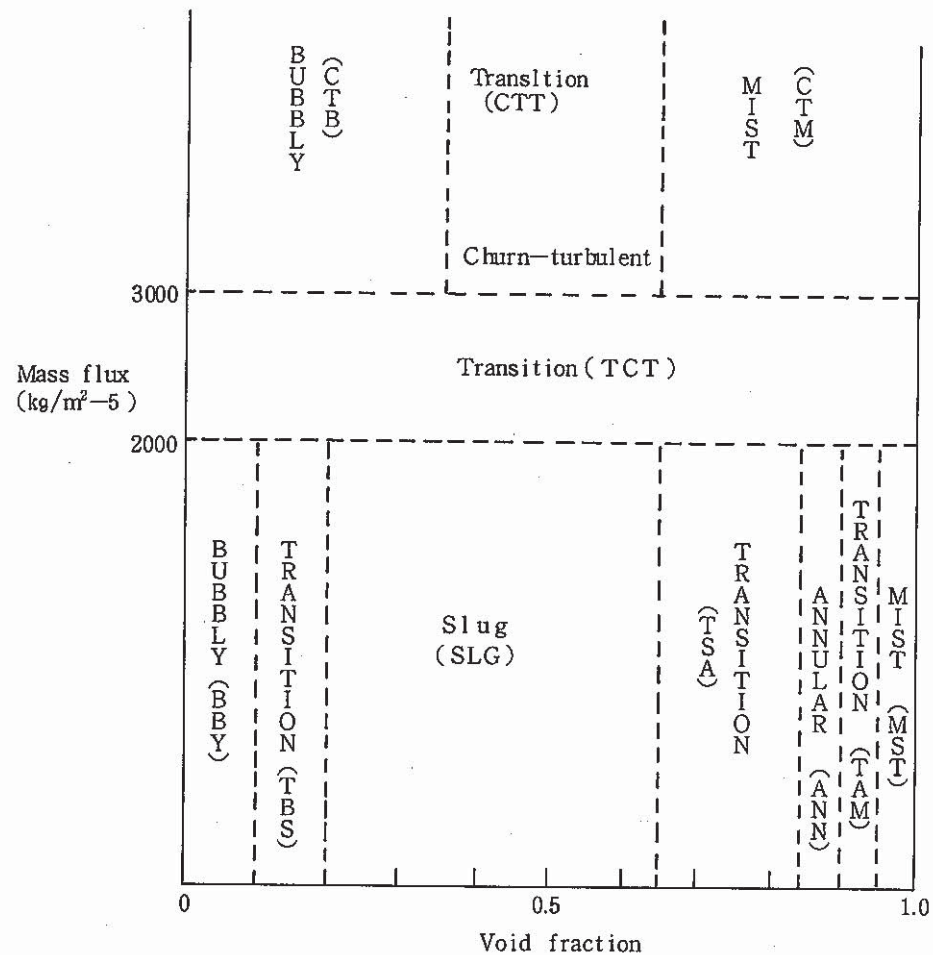
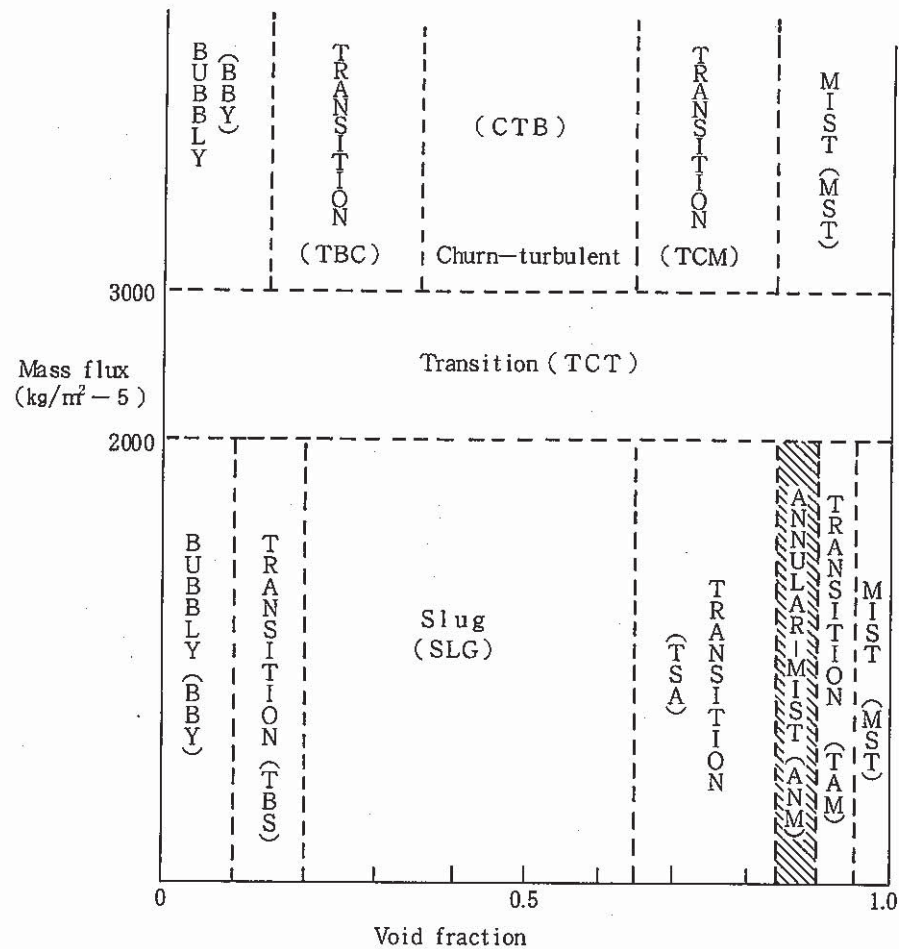


Fig. 2.1.2 TRAC-PIA Flow Regime Map (Pool Model)



INEL.A.16 791

Fig. 2.1.3 RELAP-5 Flow Regime Map



INEL.A.16 791

Fig. 2.1.4 Modified RELAP-5 Flow Regime Map

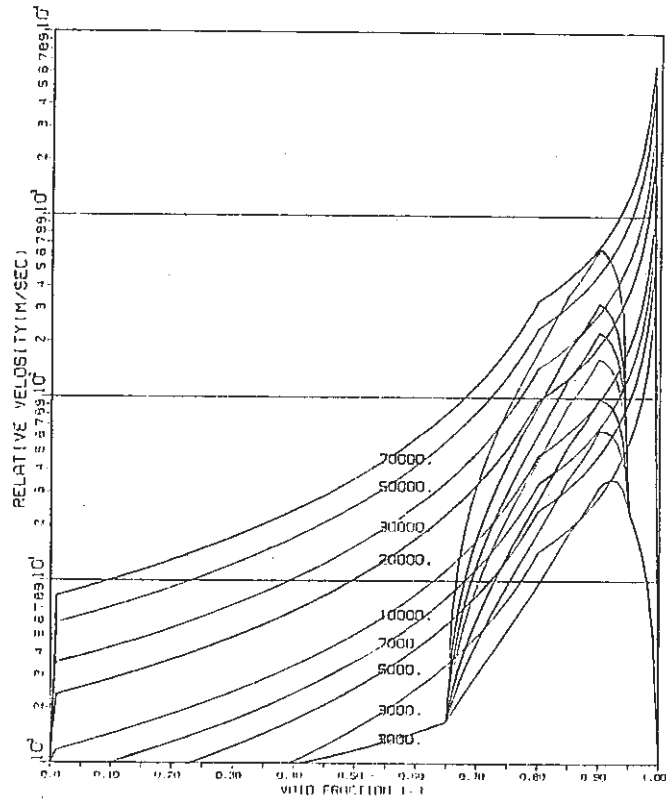


Fig. 3.1.1 相対速度とボイド率との関係(TRAC-P1Aモデル)

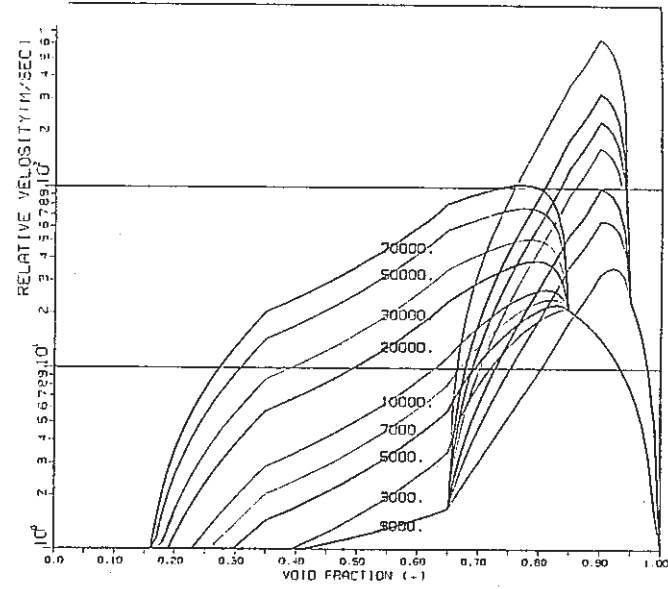


Fig. 3.1.2 相対速度とボイド率との関係(RELAP-5モデル)

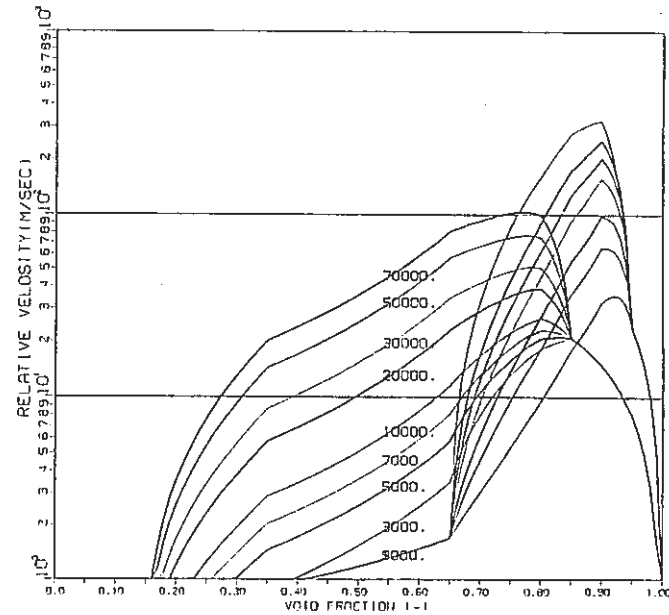


Fig. 3.1.3 相対速度とボイド率との関係(改良RELAP-5Aモデル)

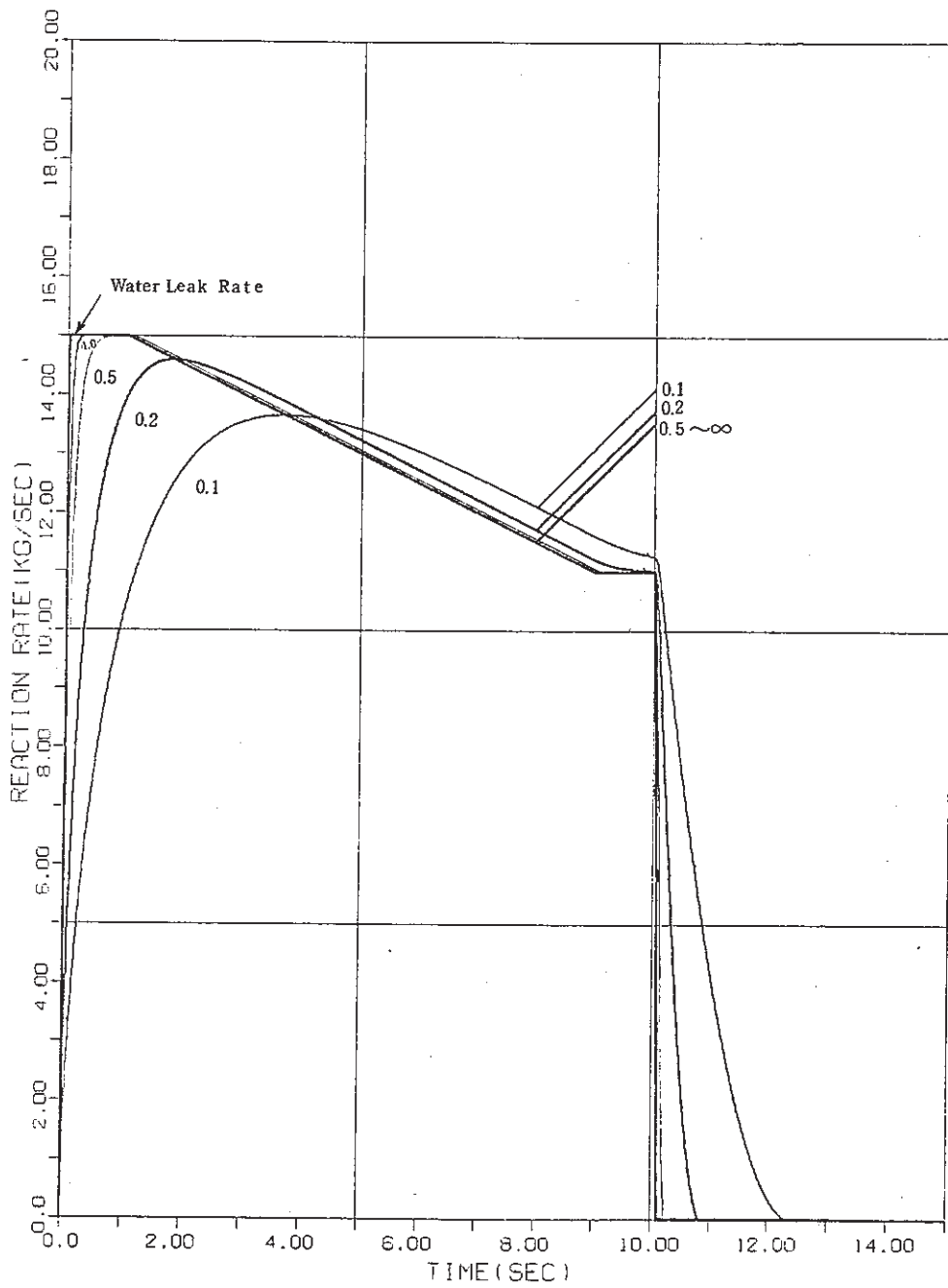


FIGURE CONSIDERATION OF FINITE REACTION RATE

Fig. 3.1.4 反応速度と反応率との関係

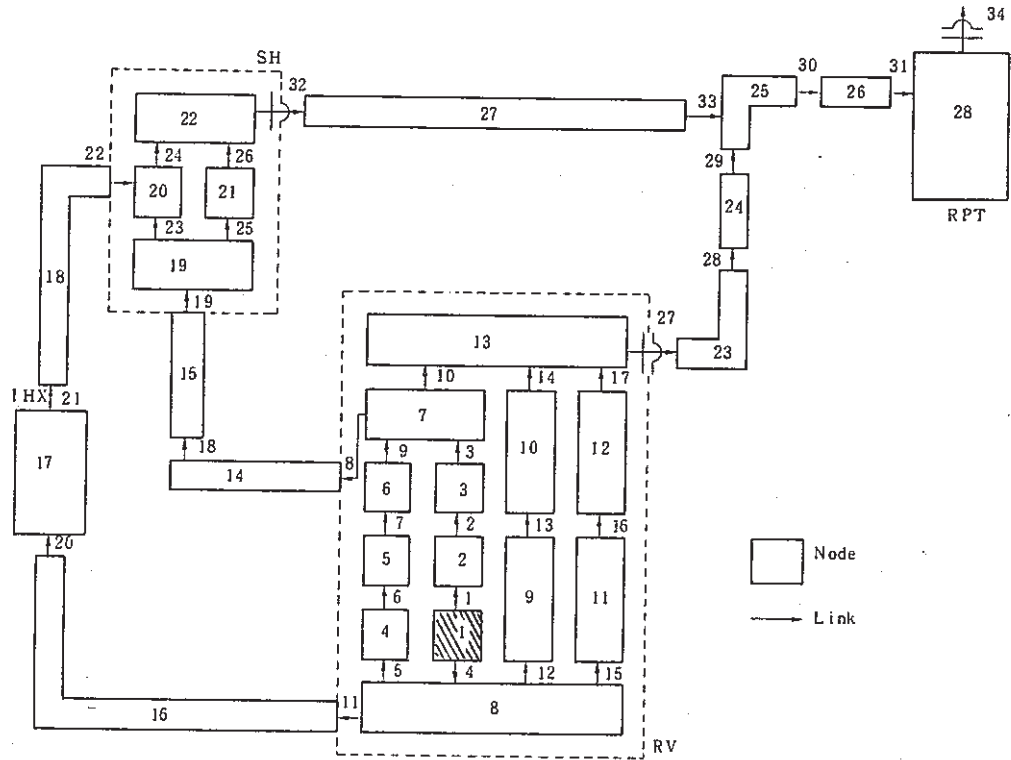


Fig. 3.1.5(a) レファレンス型ネットワーク・モデル (SWAT-3 Run 5)
Network Model for SWAT-3 Run-5 Analysis

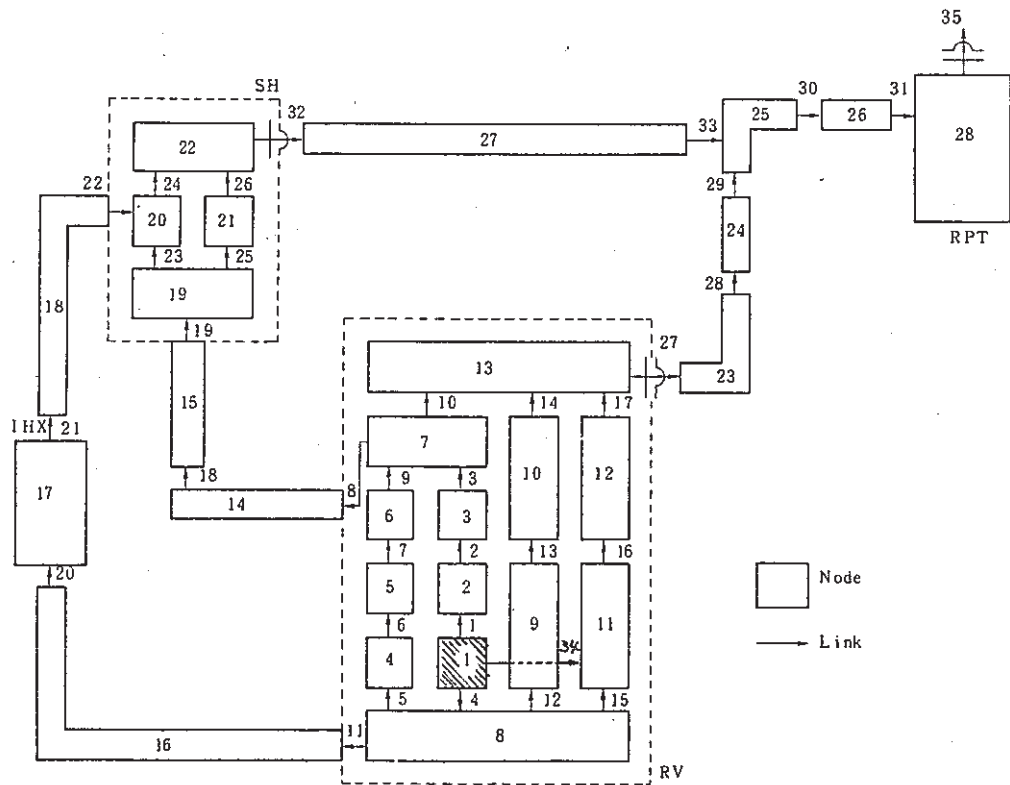


Fig. 3.1.5(b) 内筒流動型ネットワーク・モデル (SWAT-3 Run 5)
Network Model for SWAT-3 Run-5 Analysis

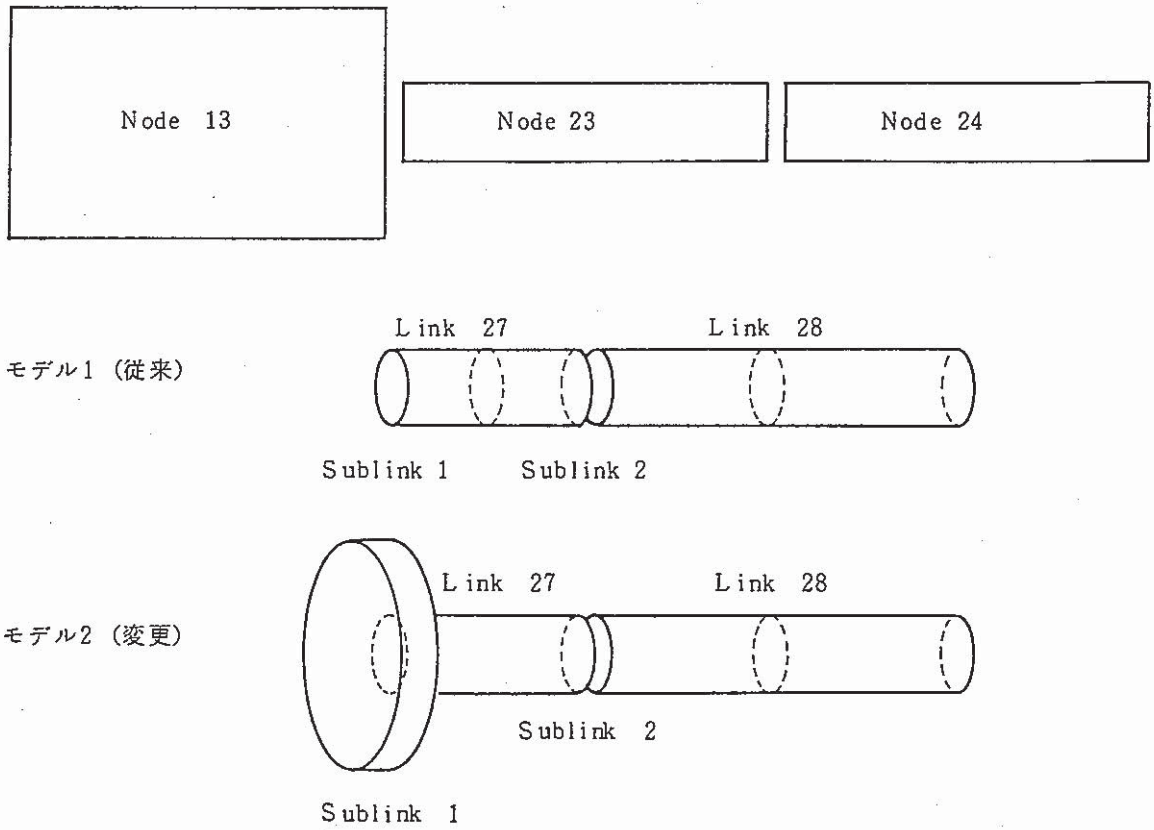
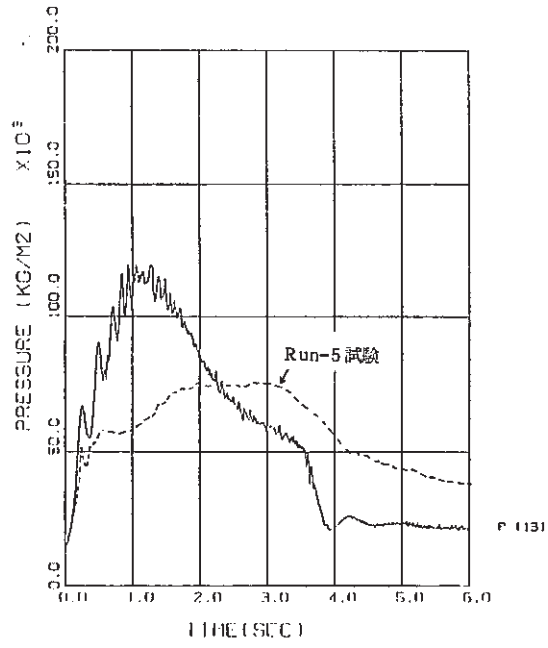
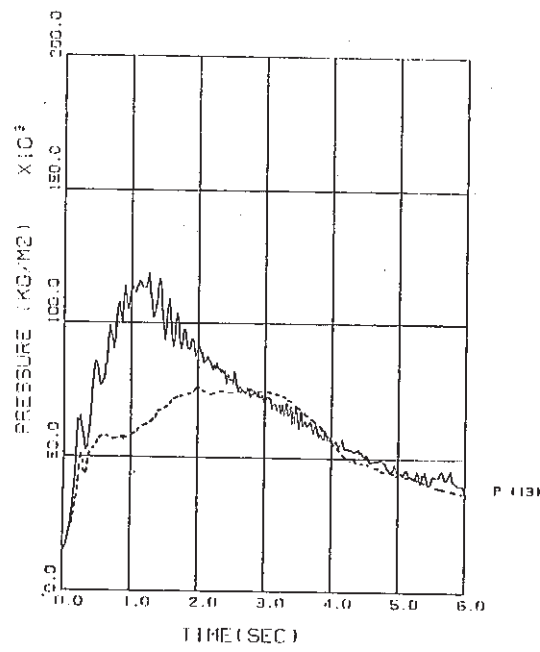


Fig. 3.1.6 放出系特殊サブリンク・モデル

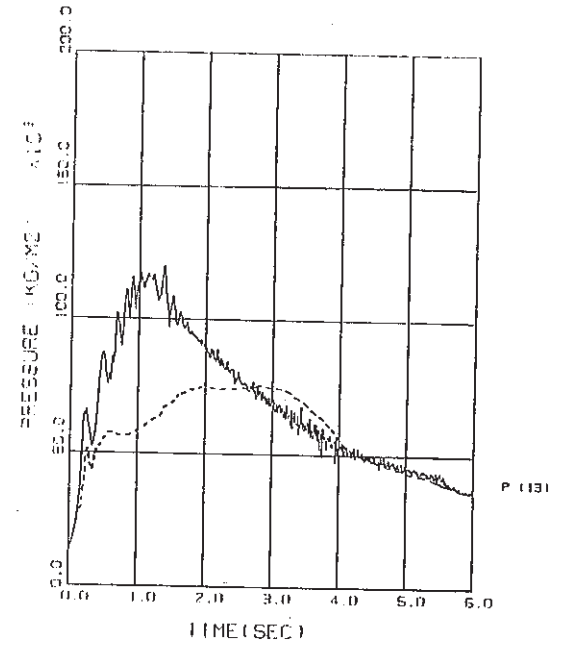
EVカバークラス圧力



(a) TRAC モデル
Case 5



(b) RELAP モデル
Case 6



(c) 改良モデル
Case 7

放出系配管圧力

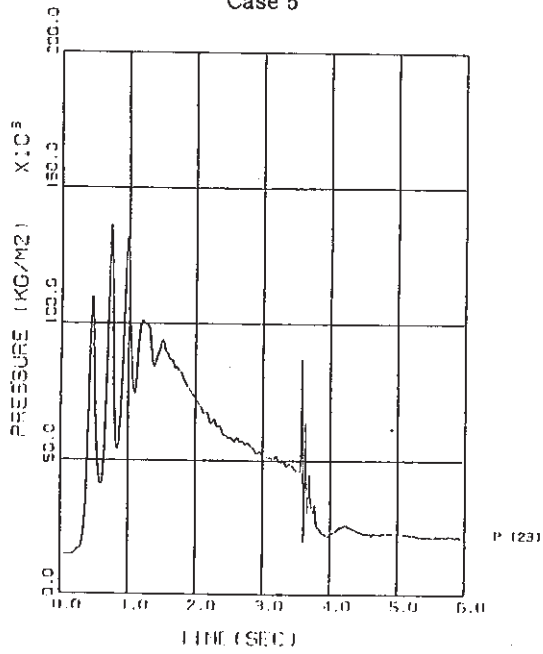
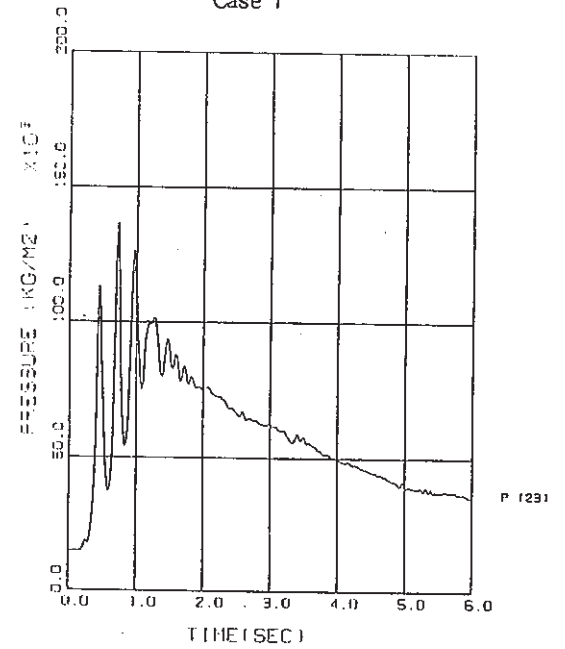
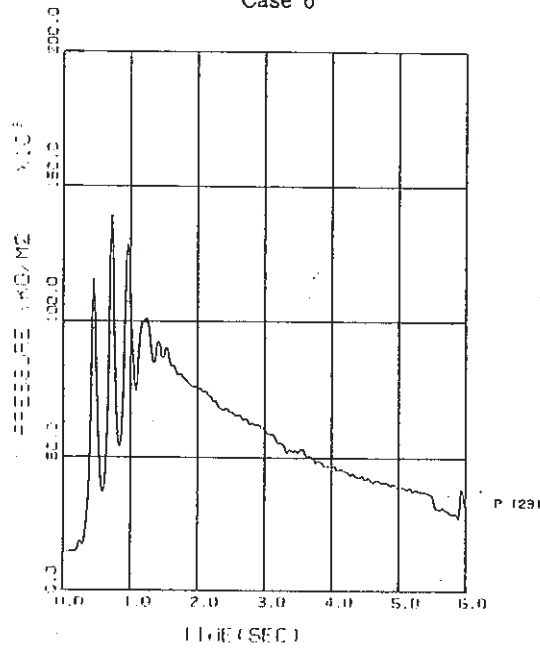
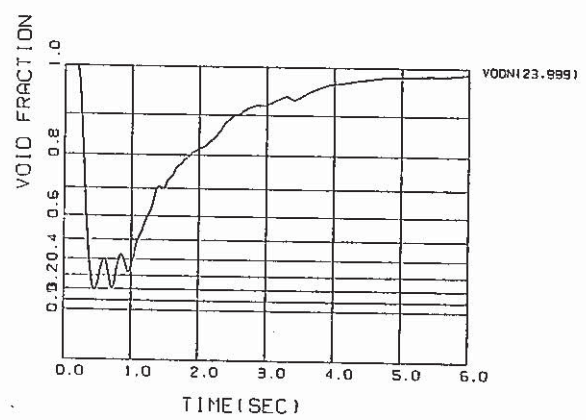
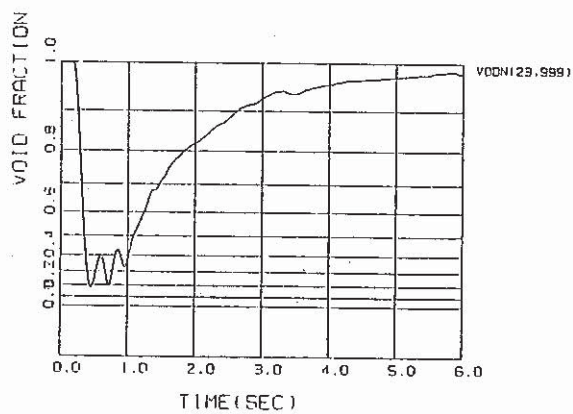
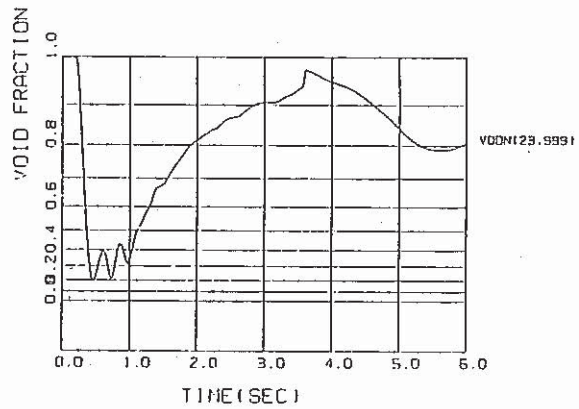
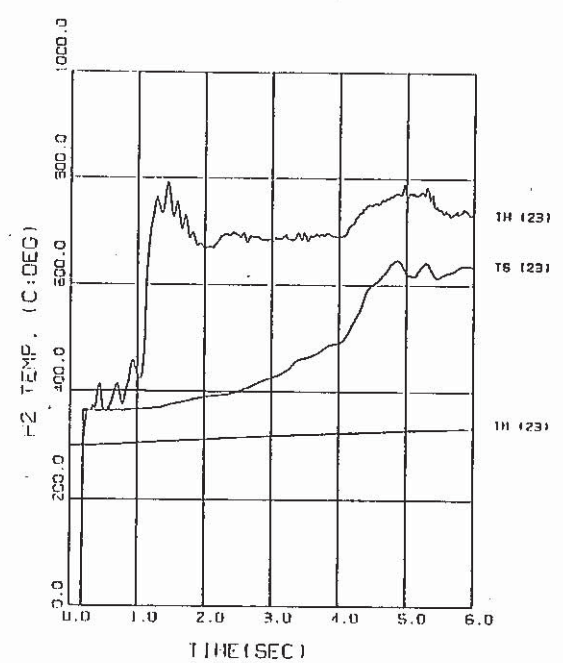
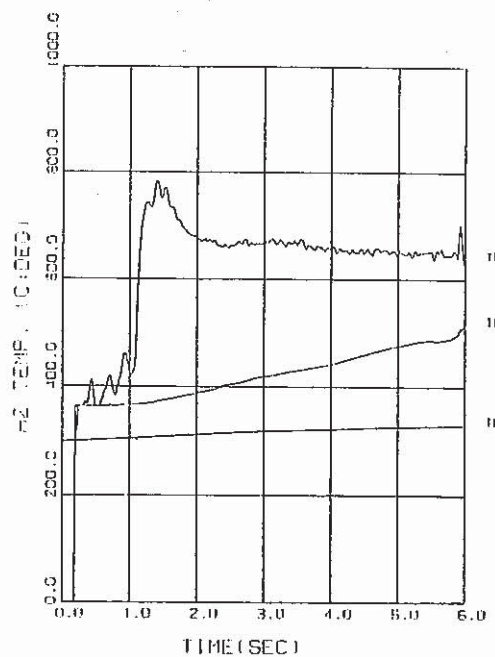
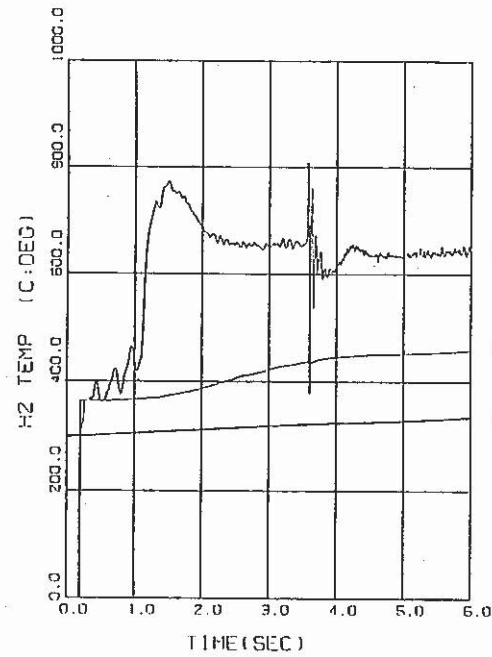


Fig. 3.2.1 フローレジメ・マップの圧力挙動への影響





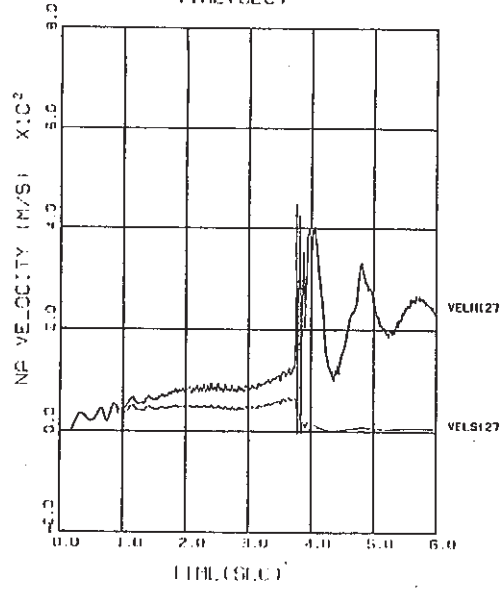
(a) Case 5 (TRACモデル)

(b) Case 6 (RELAP)

(c) Case 7 (改良)

Fig. 3.2.2 フローレジメ・マップの流動への影響

(a) Case 1 (風上差分)



放出系配管内流速

(b) Case 5 (相対速度に平均ボイド率使用)

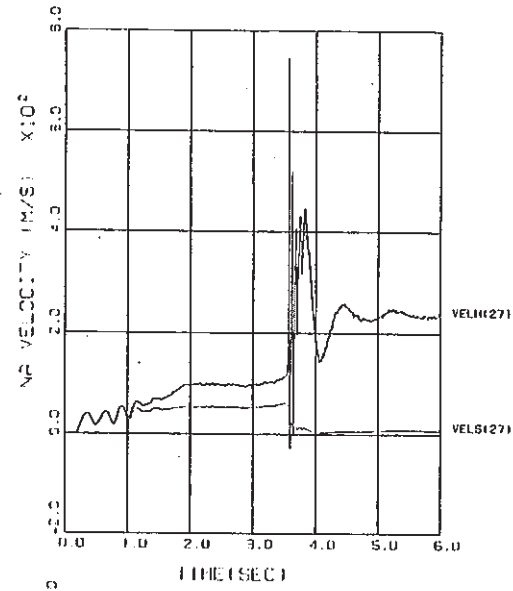
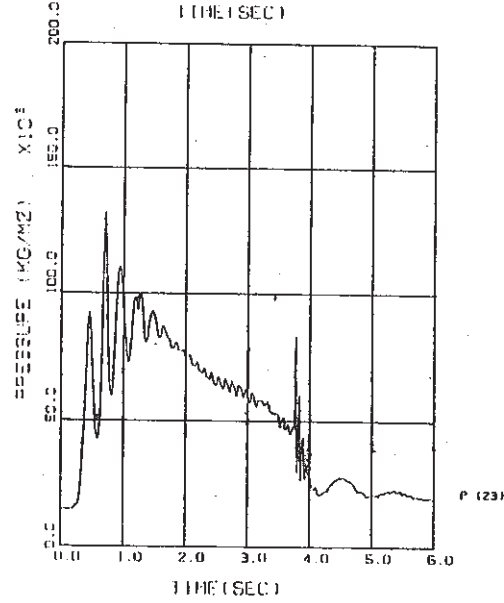
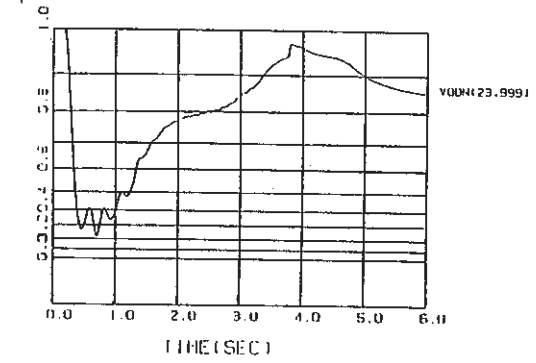
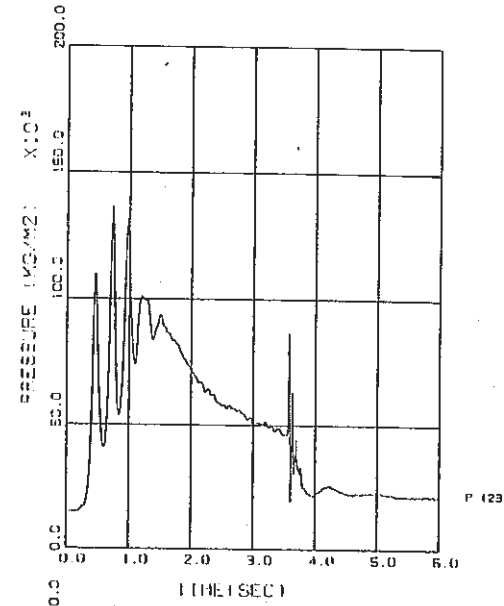


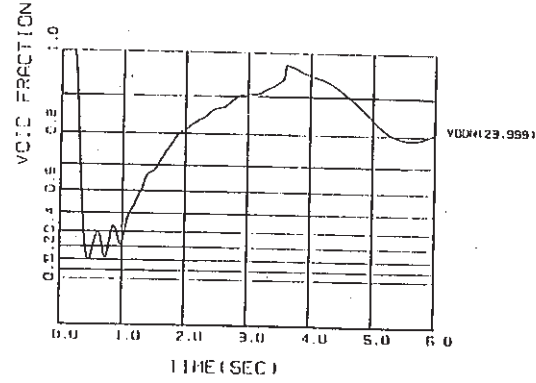
Fig. 3.2.3 差分法の影響



放出系第1ノード圧力



同佐ボイド率



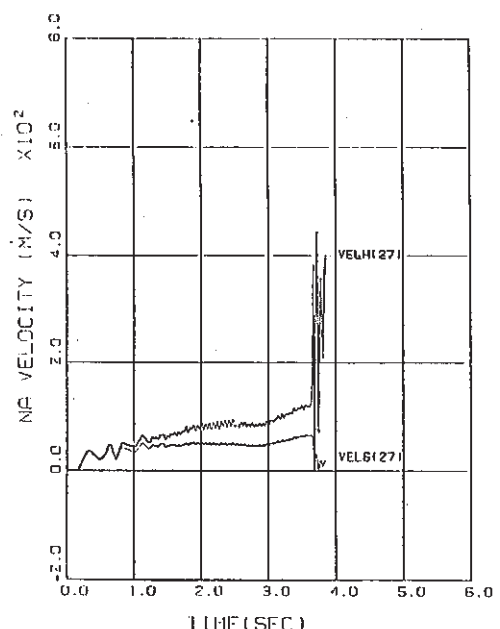
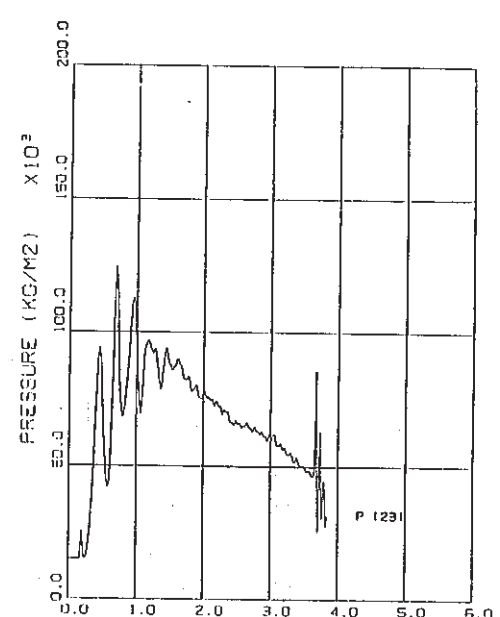
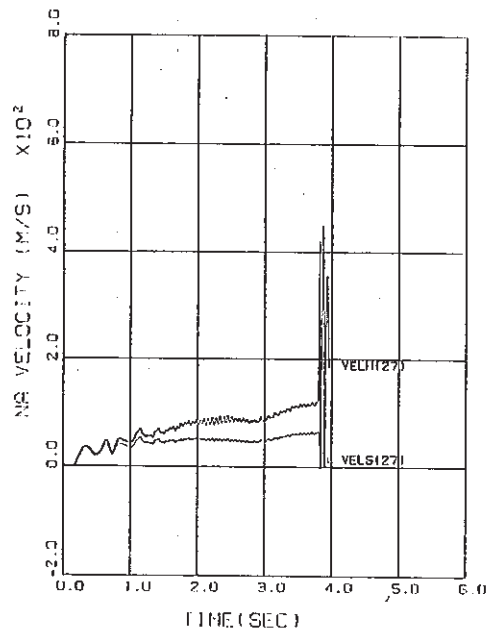
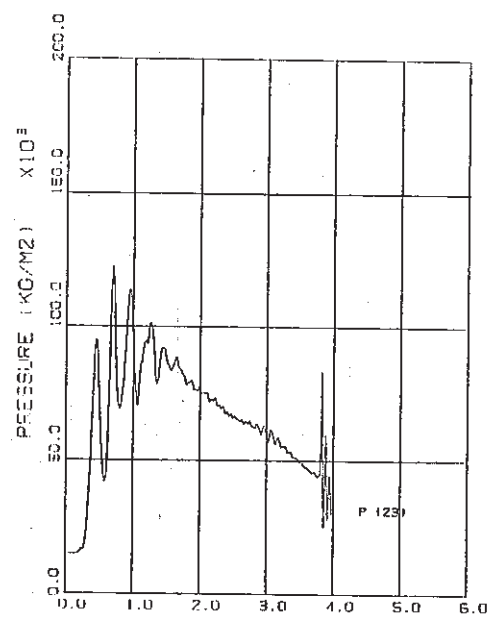
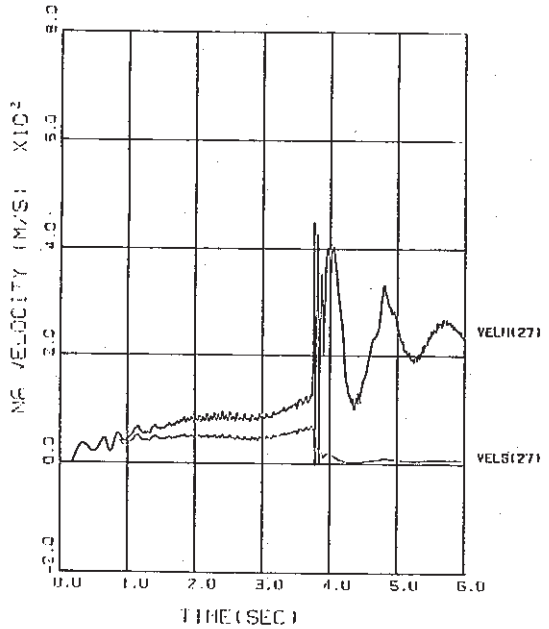
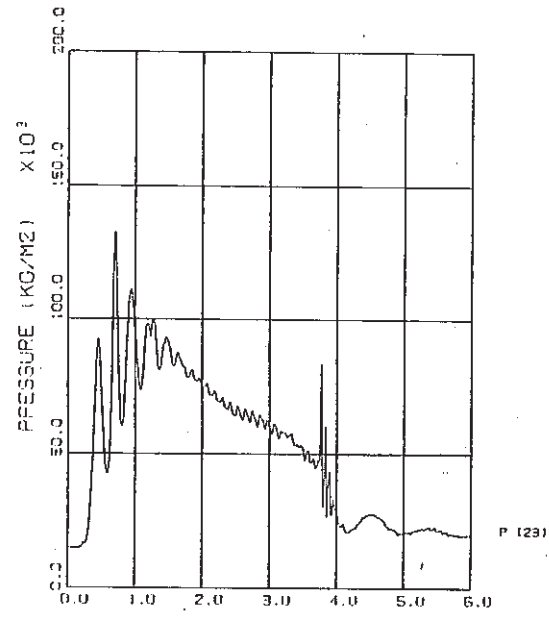
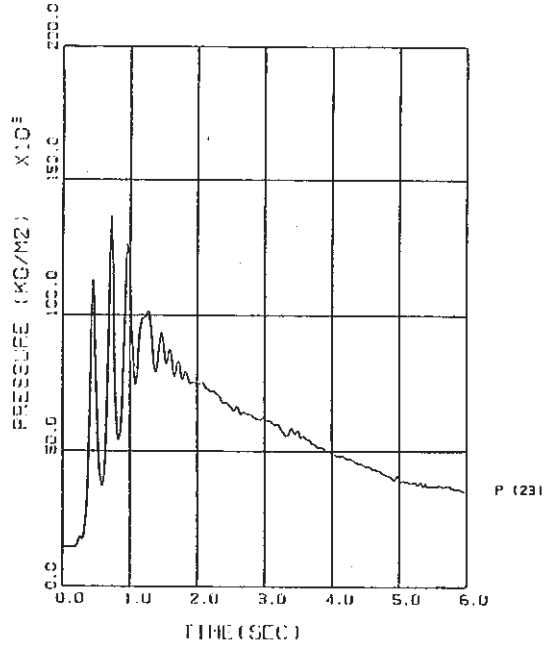
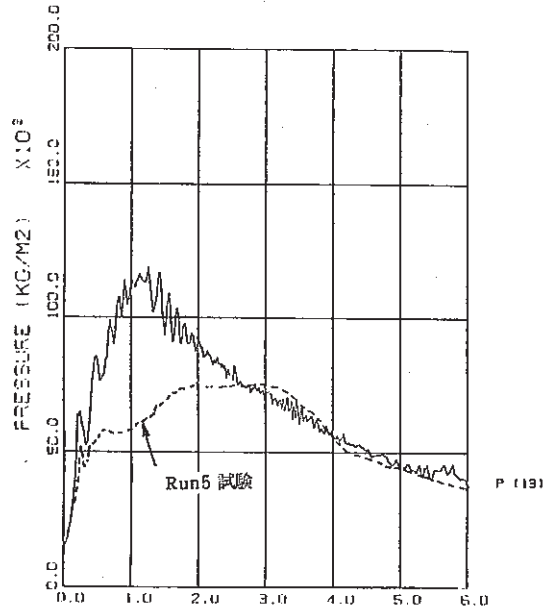


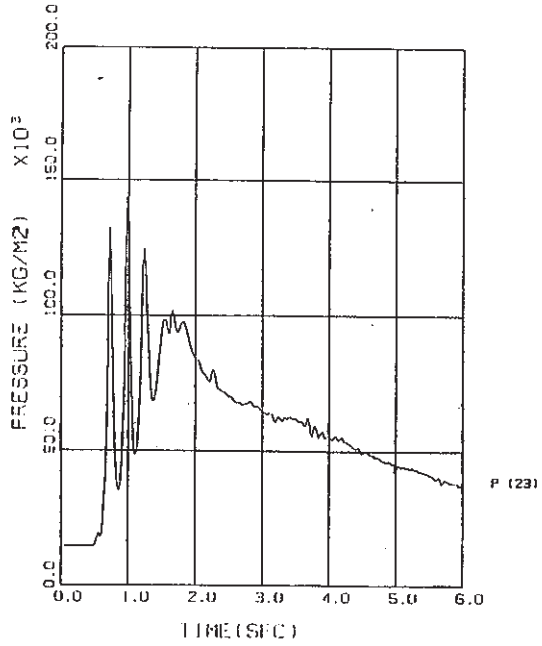
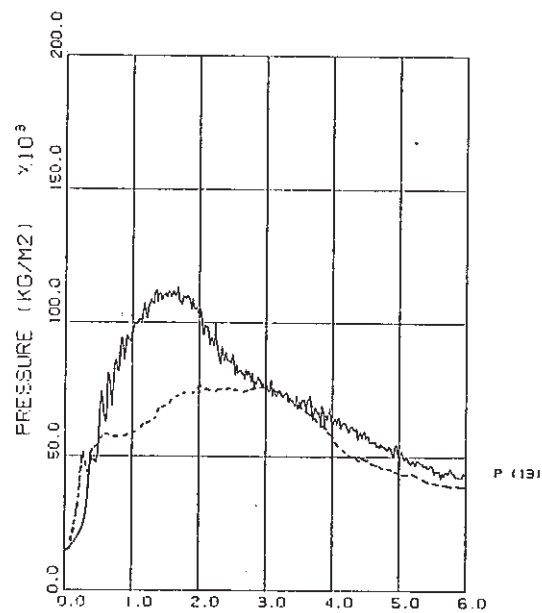
Fig. 3.2.4 対流項等の考慮の影響

放出系配管第1ノード圧力

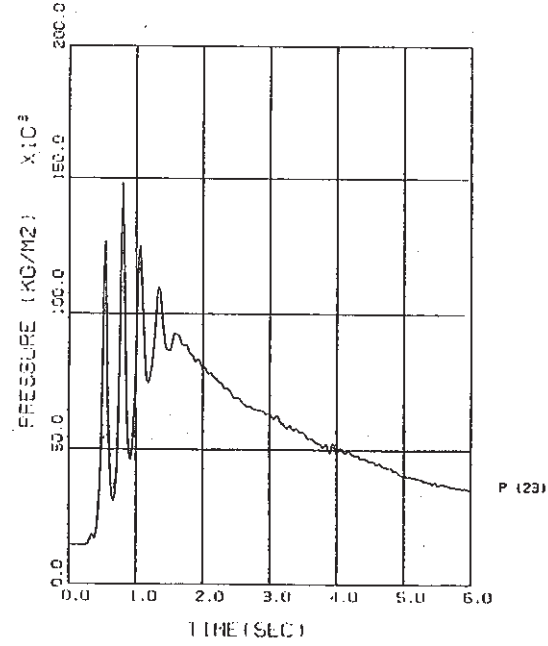
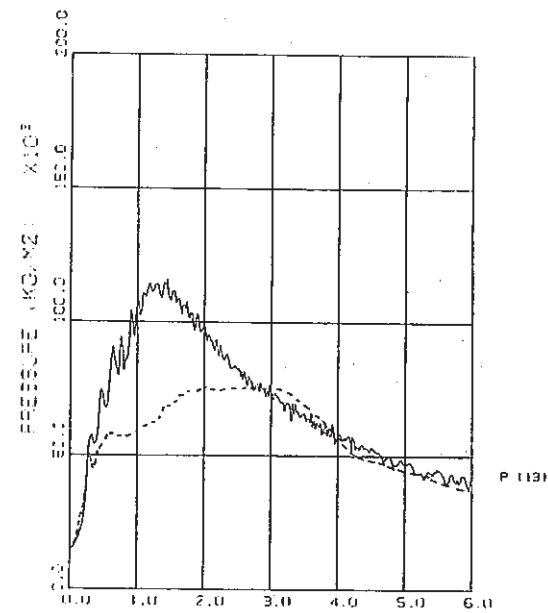
EVカバ-ガ-部圧力



(a) Case 7 (瞬時反応)



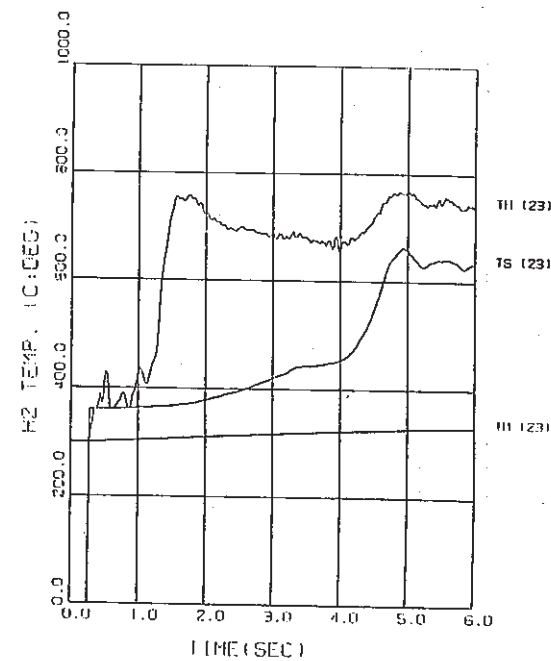
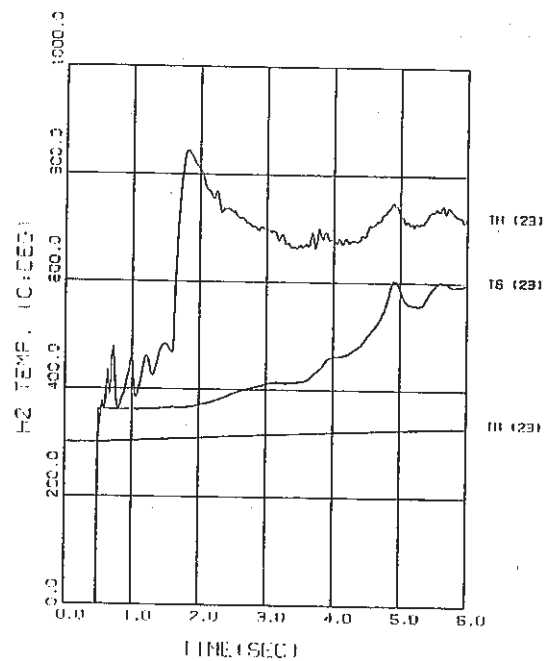
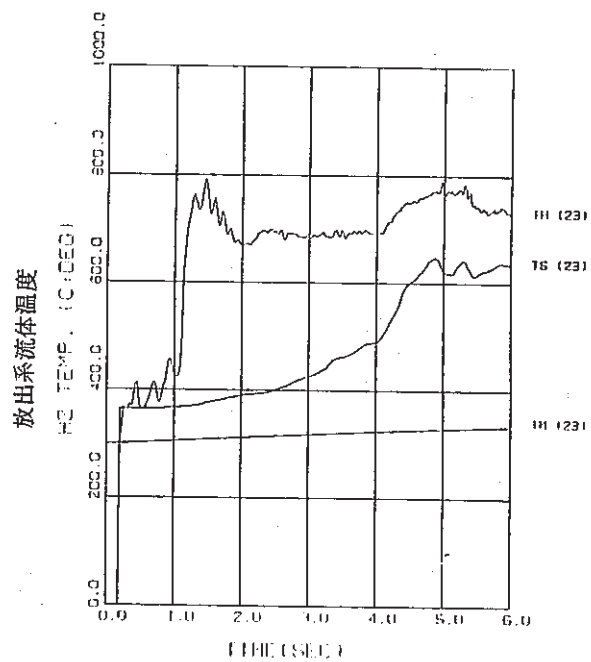
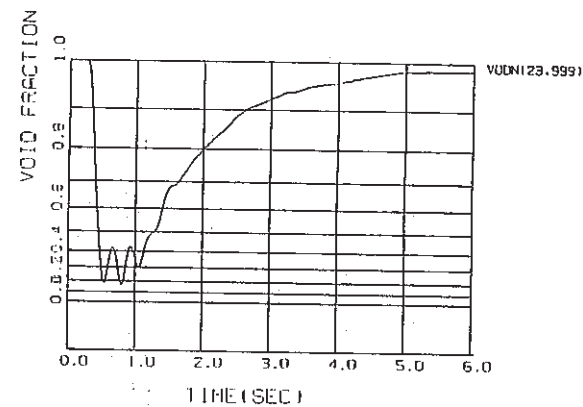
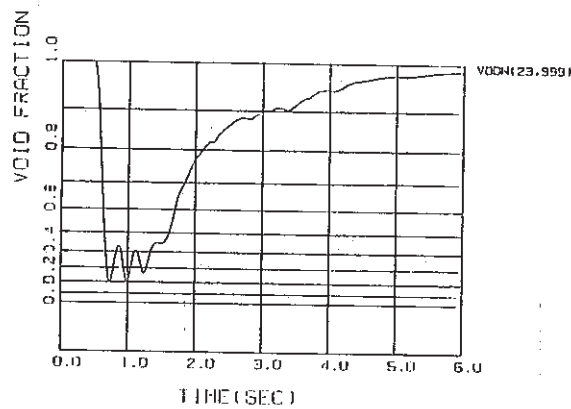
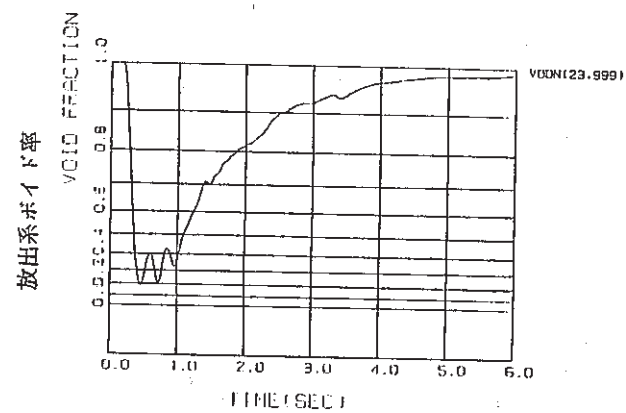
(b) Case 8 (c=0.2)



(c) Case 9 (c=0.5)

Fig. 3.2.5

反応速度の圧力挙動への影響



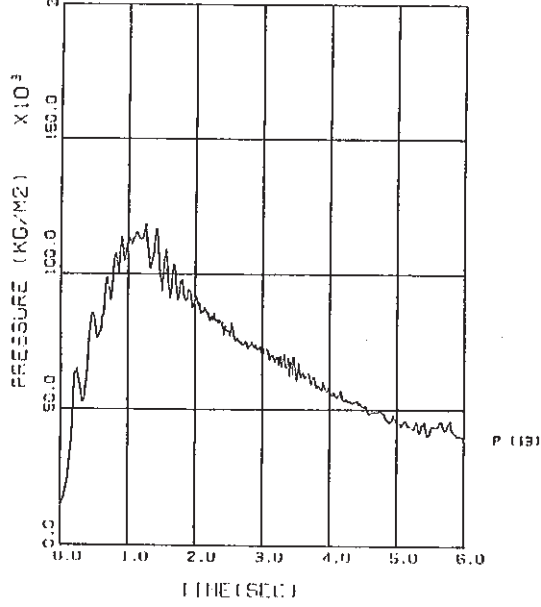
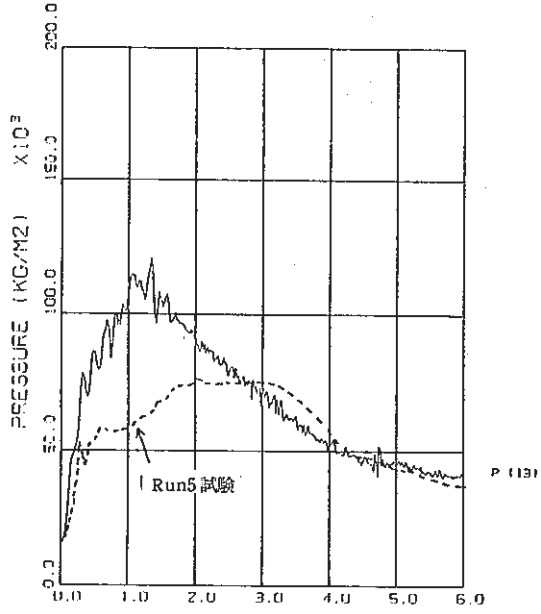
(a) Case 7 (瞬時反応)

(b) Case 8 ($c = 0.2$)

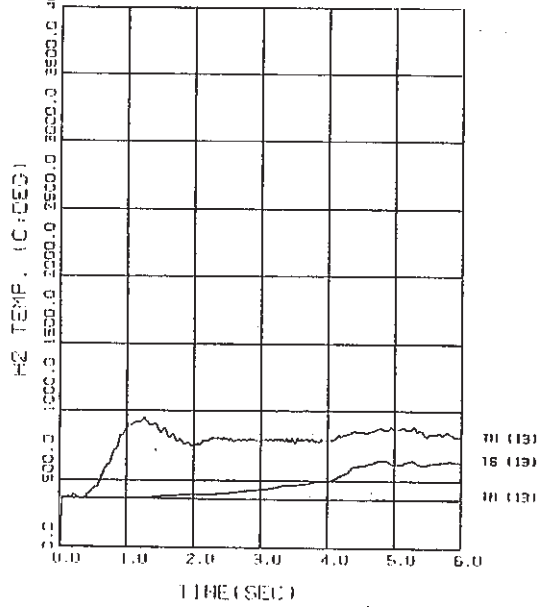
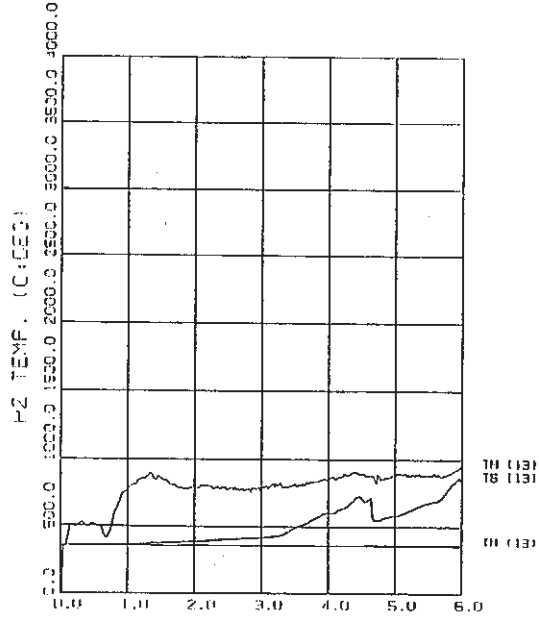
(c) Case 9 ($c = 0.5$)

Fig. 3.2.6 反応速度の熱流動への影響

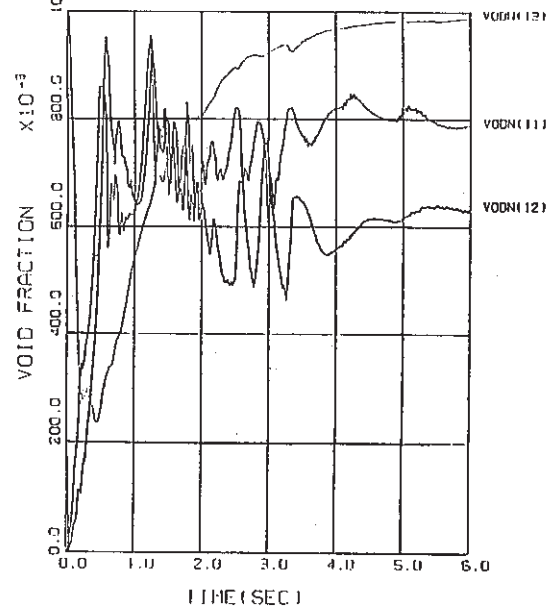
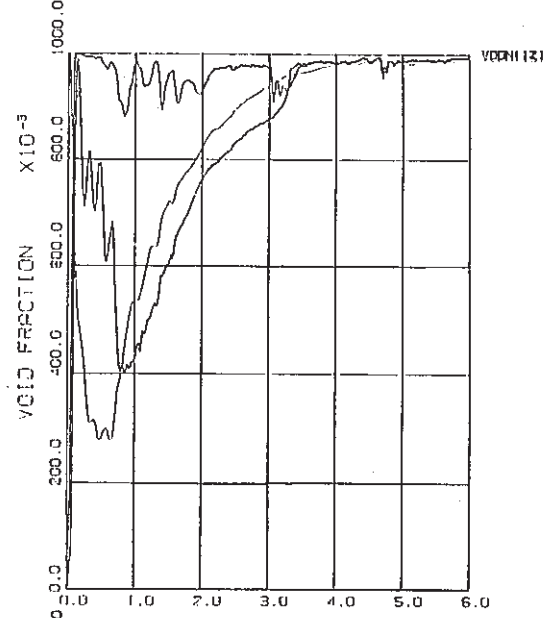
(b) Case 10 (センタパイプ 流動模擬)



(i) EVカバーガス圧力



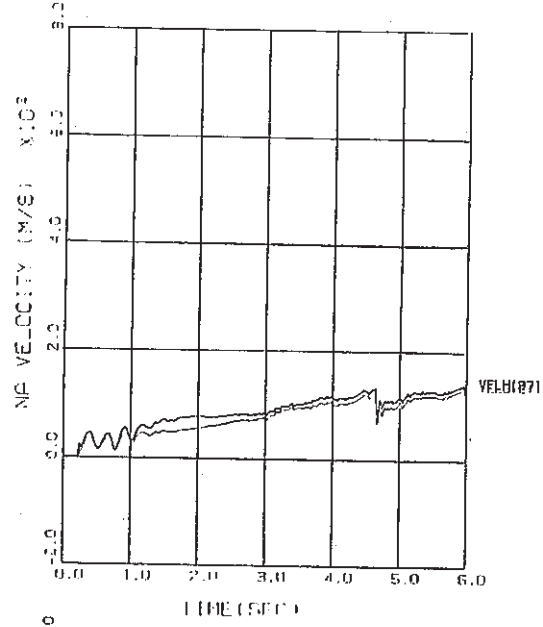
(ii) EVカバーガス温度



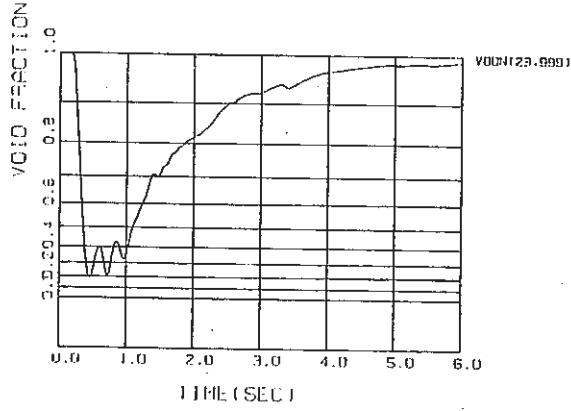
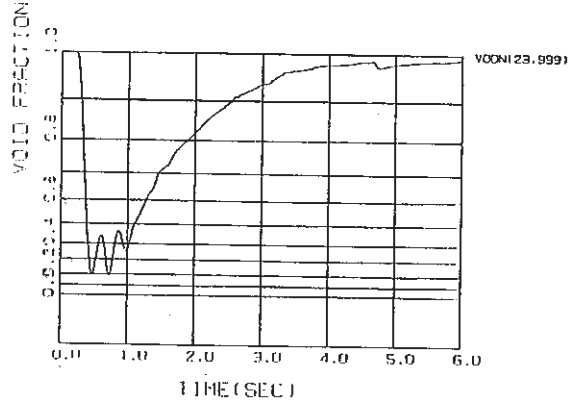
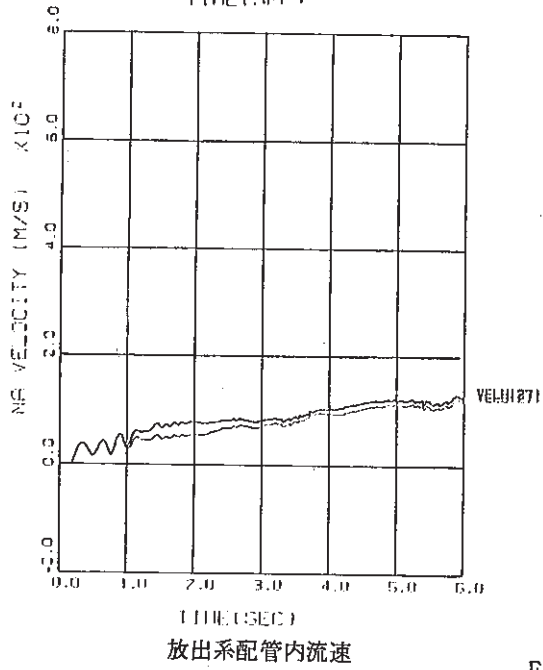
(iii) センタパイプボイド率

Fig. 3.2.7 内筒流動の影響(1)

(b) Case 10 (センターパイプ
流動模擬)

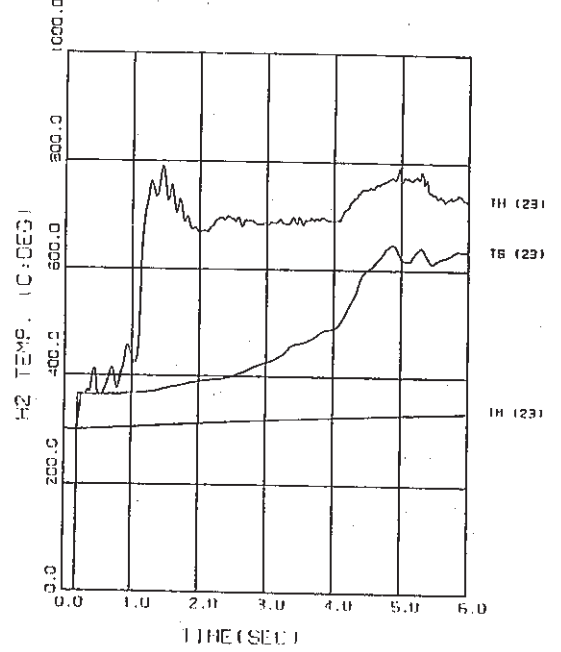
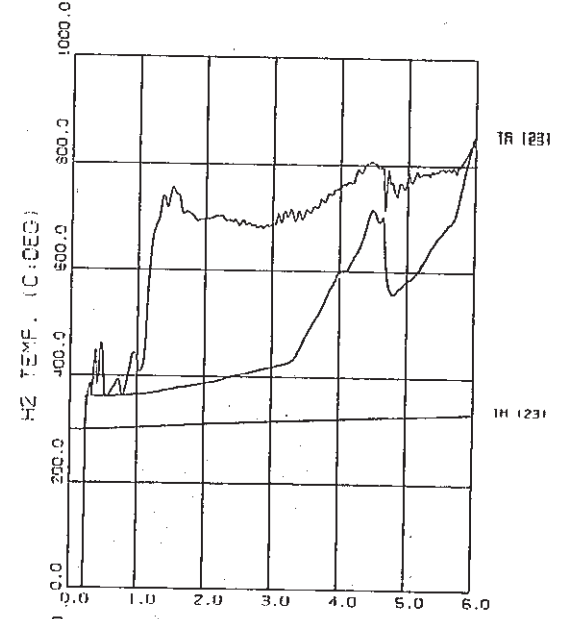


(a) Case 7



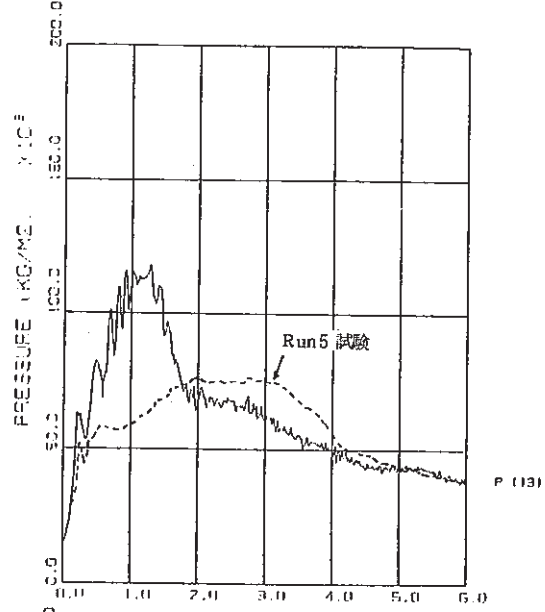
放出系ボイド率

Fig. 3.2.8 内筒流動の影響(2)

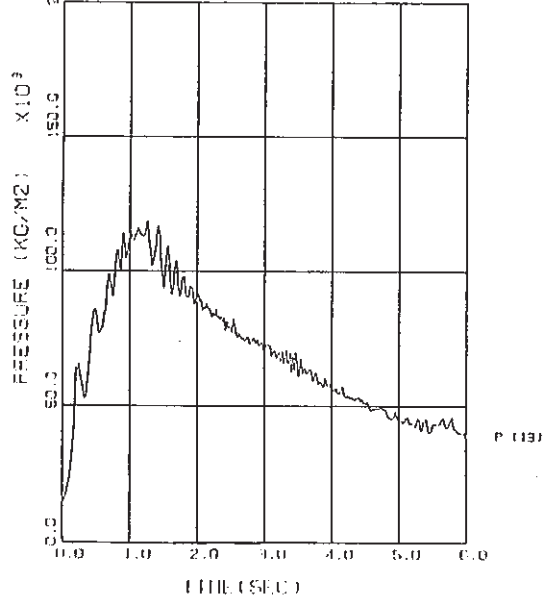


放出系流体温度

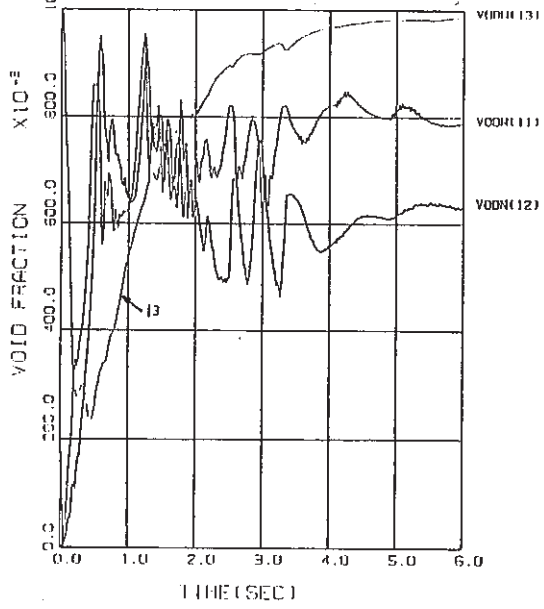
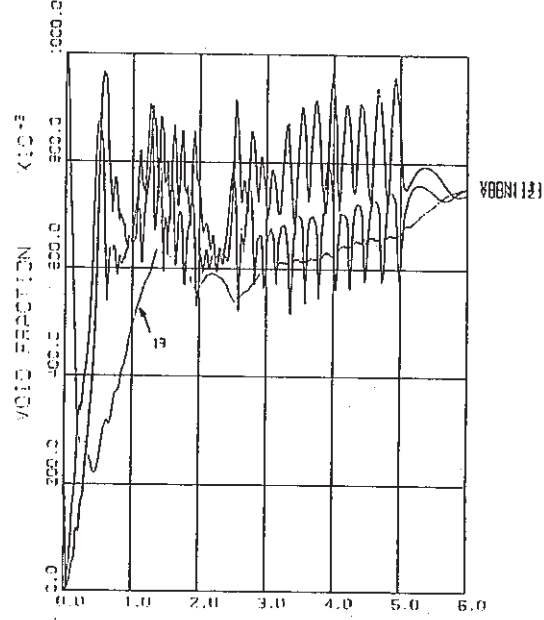
(b) Case 11 (放出系サブリンク使用)



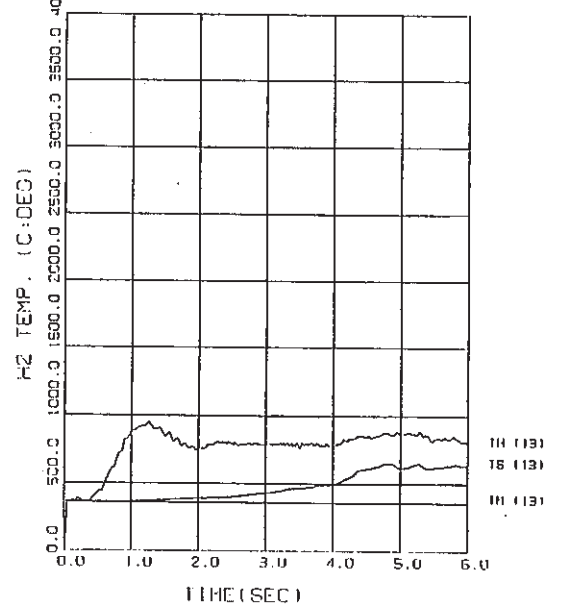
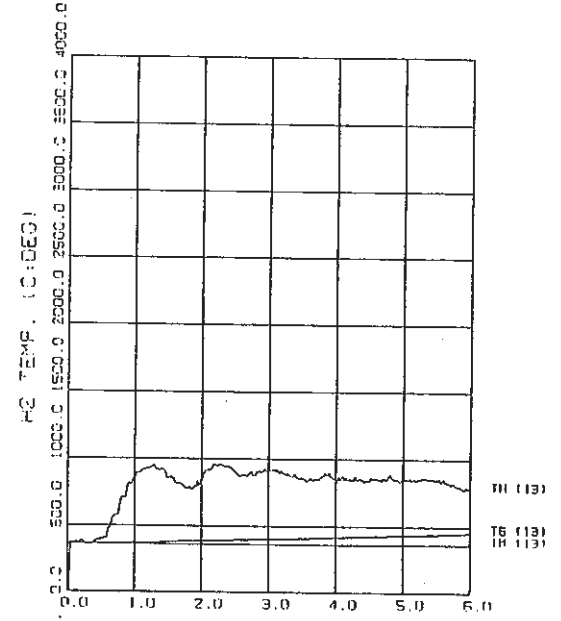
(a) Case 7



(i) EVカバーガス部圧力



(ii) EVカバーガス部ポイド率

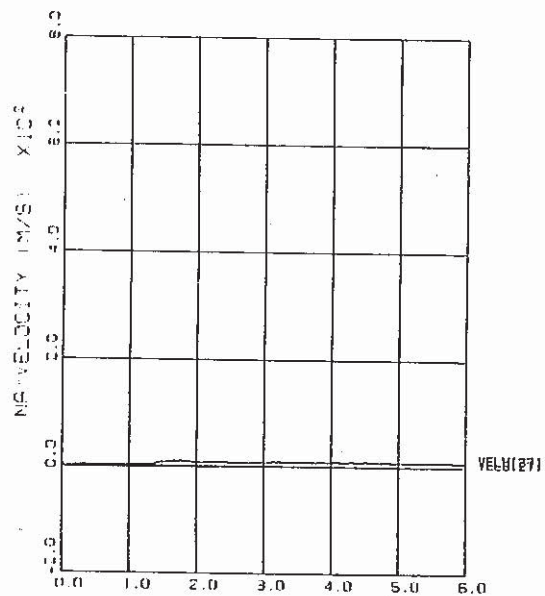


(iii) 同 温度

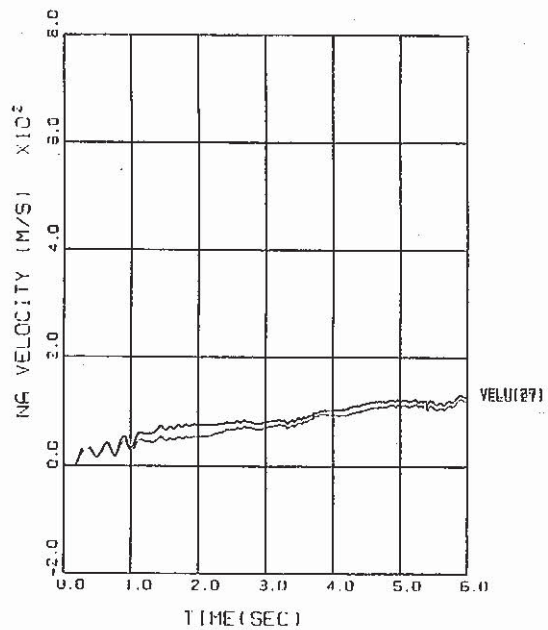
Fig. 3.2.9

放出系特殊サブリンク・モデルの影響(1)

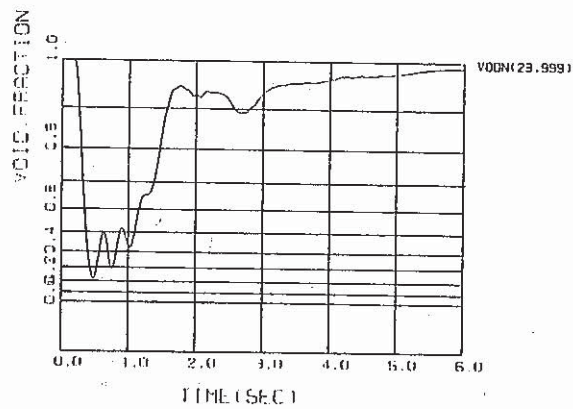
(b) Case 11 (放出系サブリンク使用)



(a) Case 7



放出系配管入口部流速



放出系第1ノードボイド率

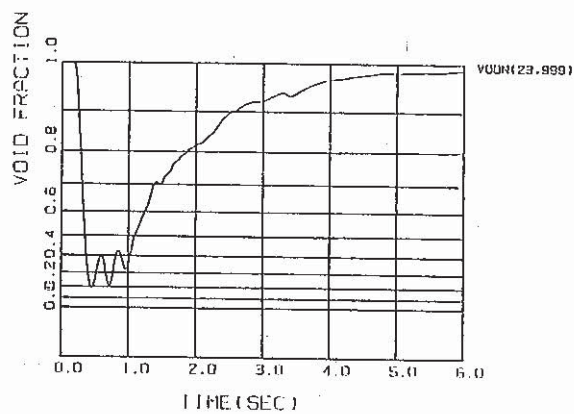
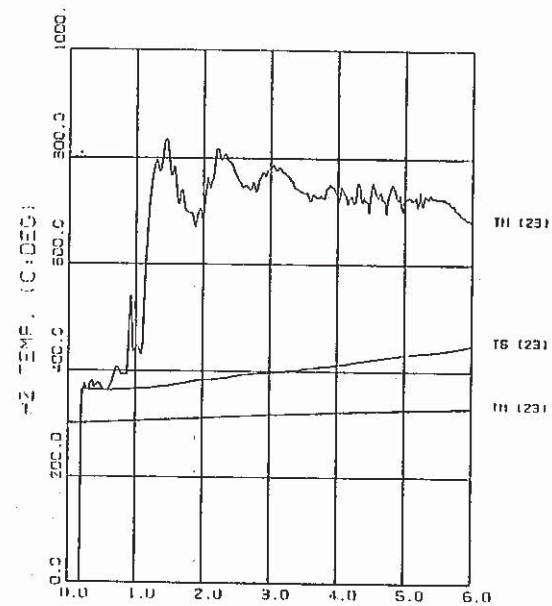
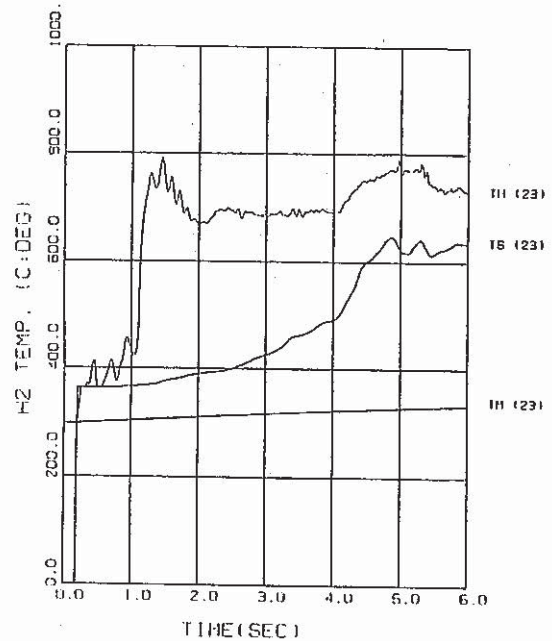


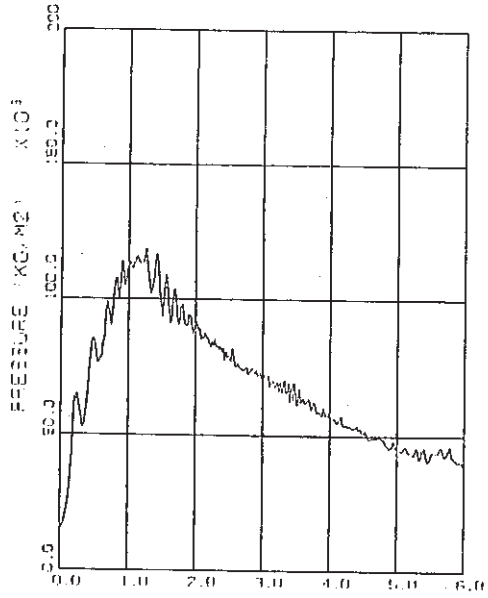
Fig. 3.2.10 放出系特殊サブリンク・モデルの影響(2)



同 温度



(a) Case 7



EVカバーガス圧力

(b) Case 12

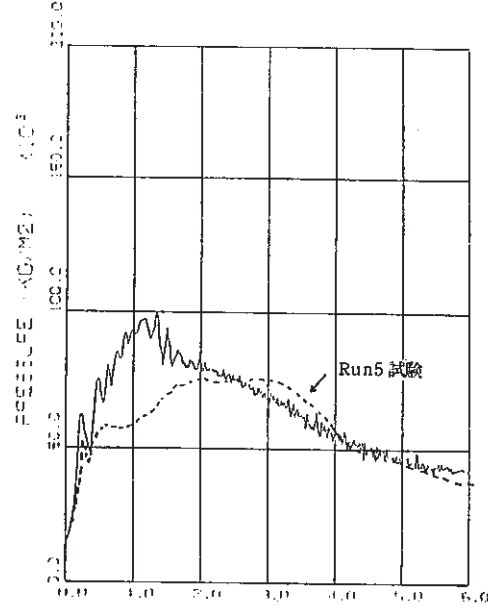
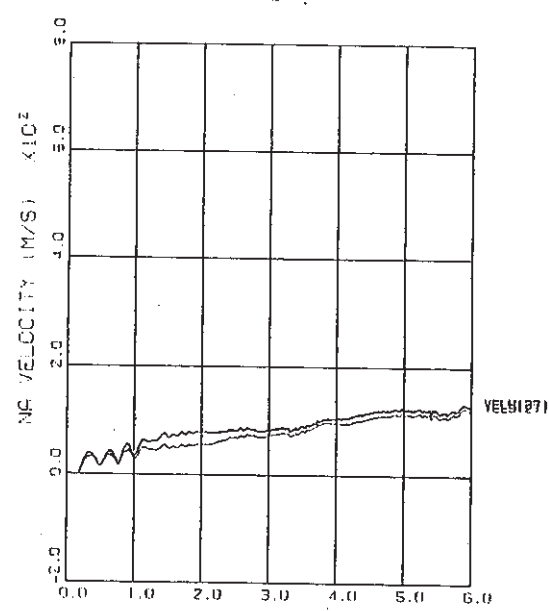
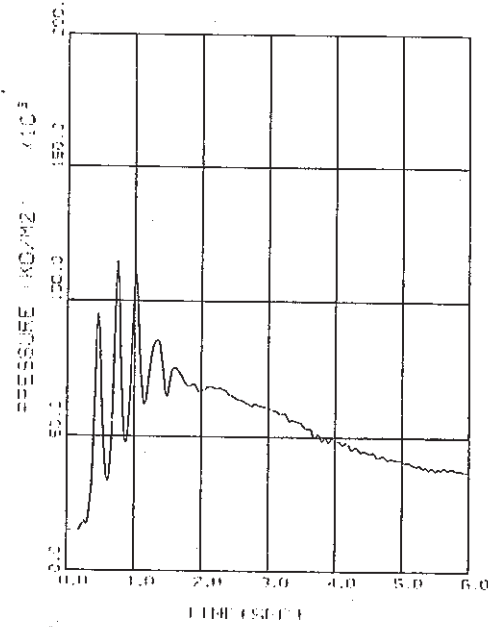
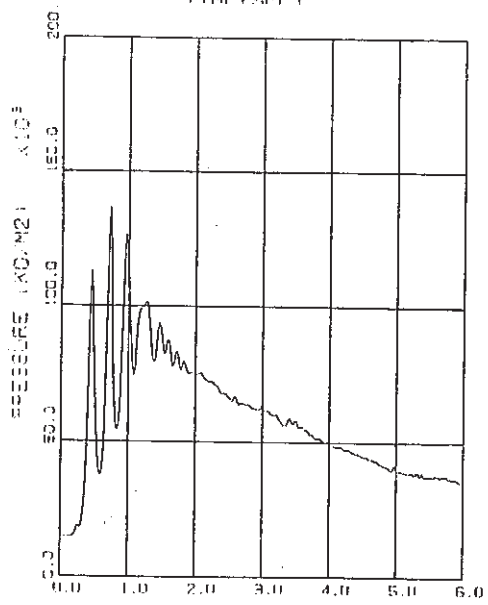
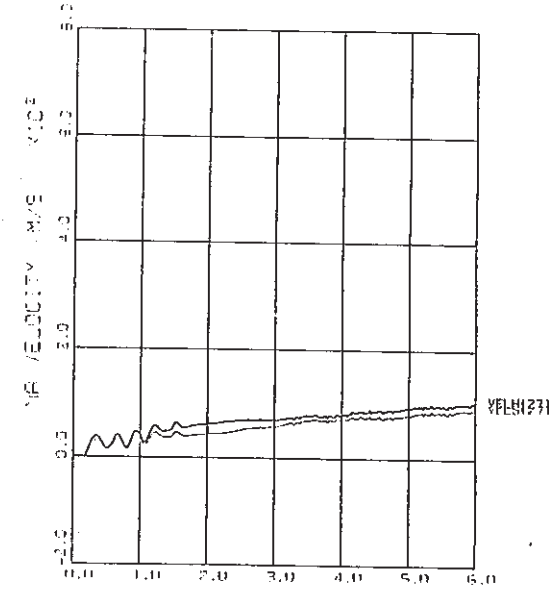


Fig. 3.2.11

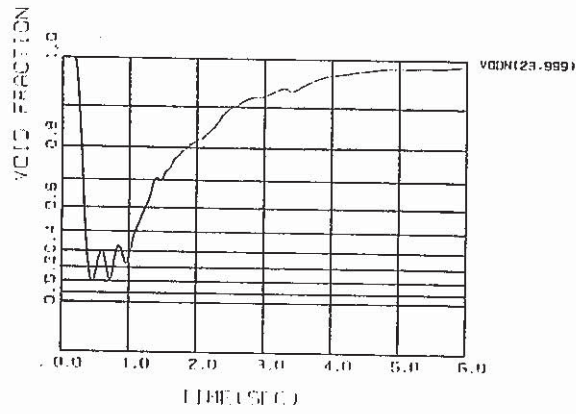
放出系第1ノード圧力
気液界面増倍係数の影響(1)



放出系入口流速

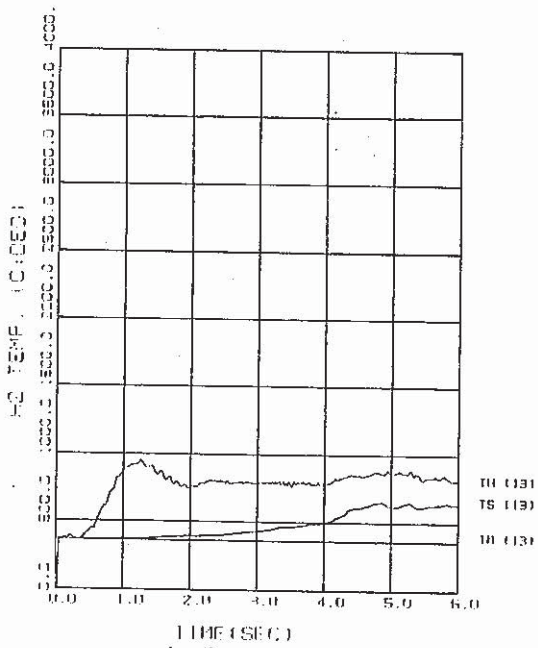
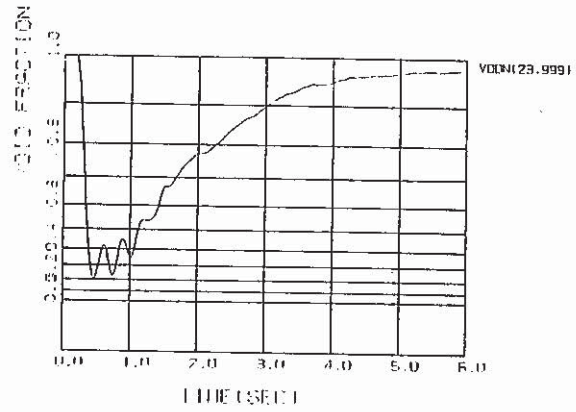


(a) Case 7



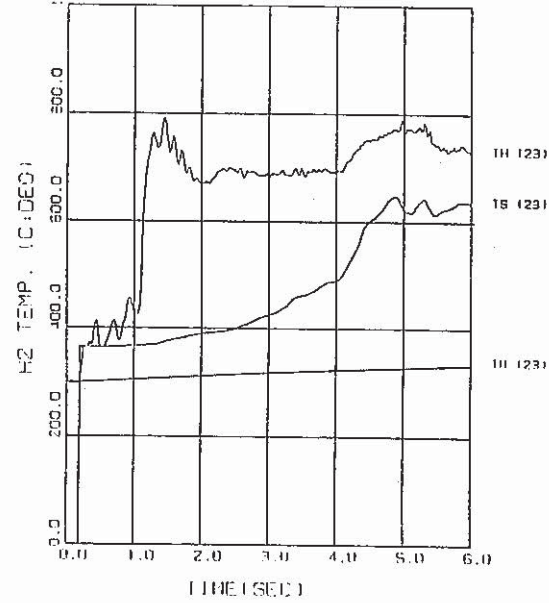
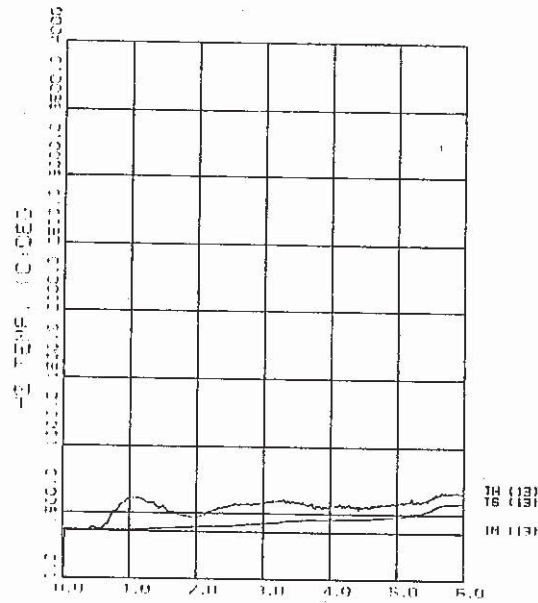
放出系第1ノードボイド率

(b) Case 12

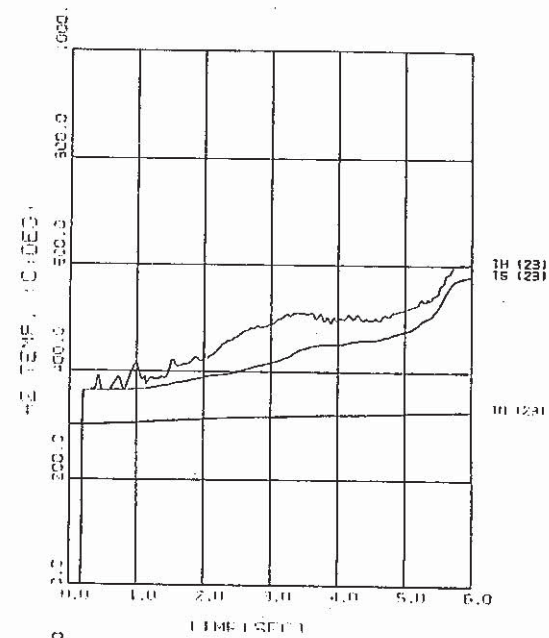


E V ガーガス部温度

Fig. 3.2.12 気液界面増倍係数の影響(2)



放出系第1ノード温度



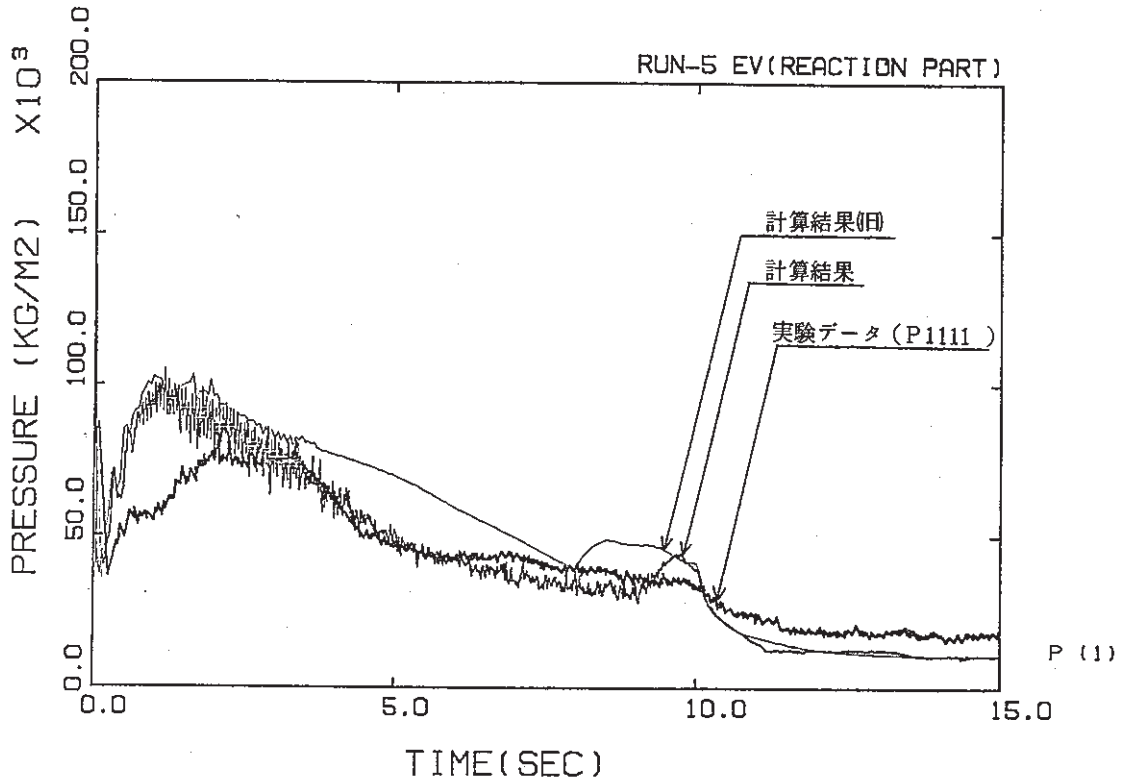


Fig. 4.1.1 蒸発器 (E V) 反応点近傍圧力(Run 5)と新旧モデルとの比較

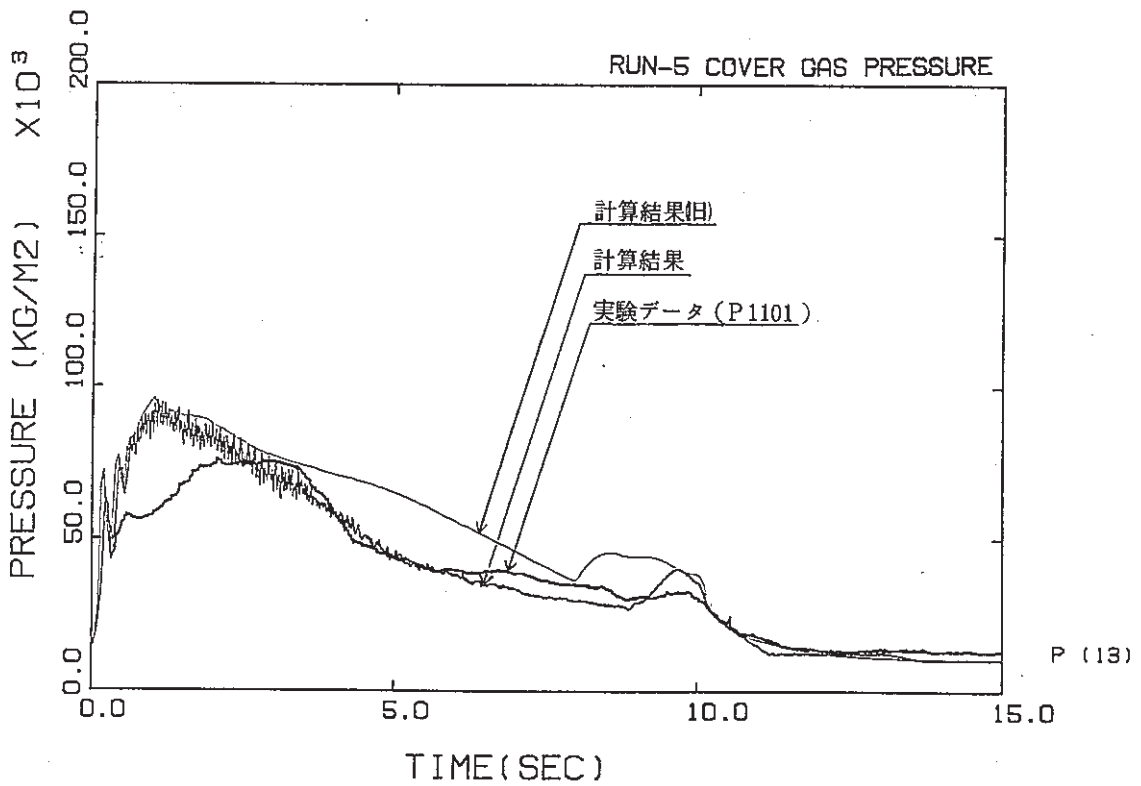


Fig. 4.1.2 蒸発器 (E V) カバーガス部圧力(Run 5)と新旧モデルとの比較

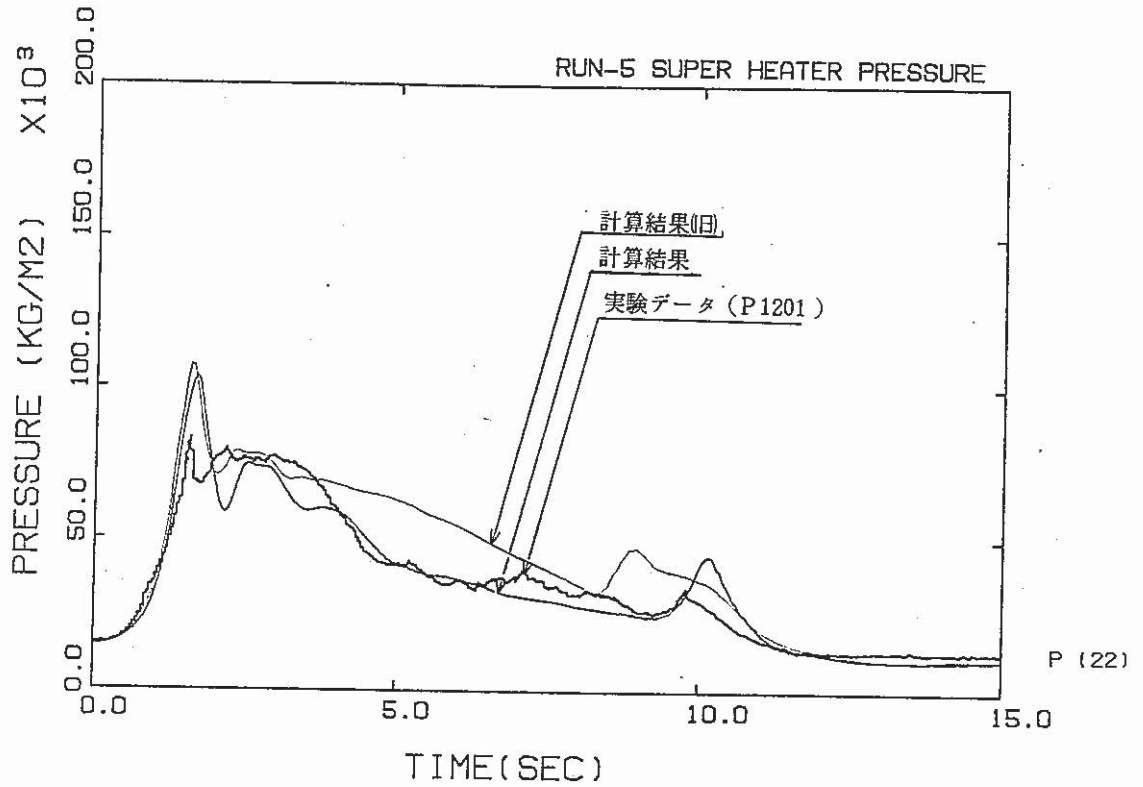


Fig. 4.1.3 過熱器 (SH) カバーガス部圧力 (Run 5) と新旧モデルとの比較

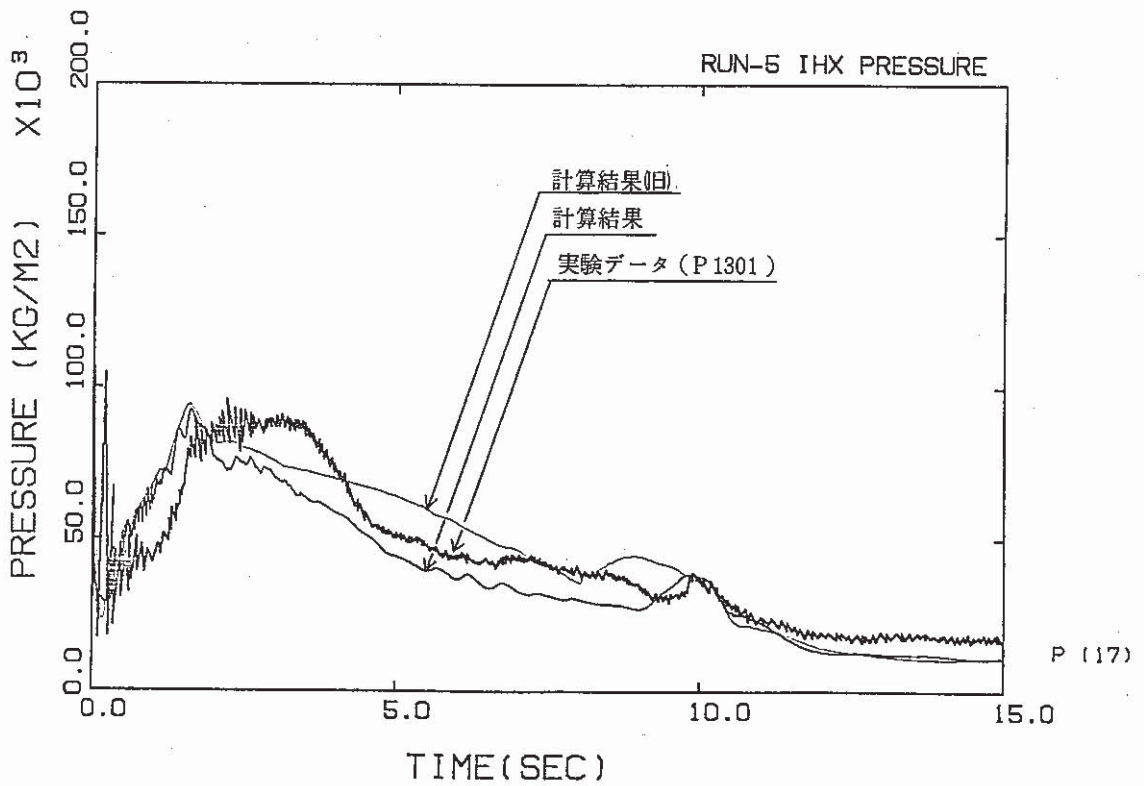


Fig. 4.1.4 IHXカバーガス部圧力 (Run 5) と新旧モデルとの比較

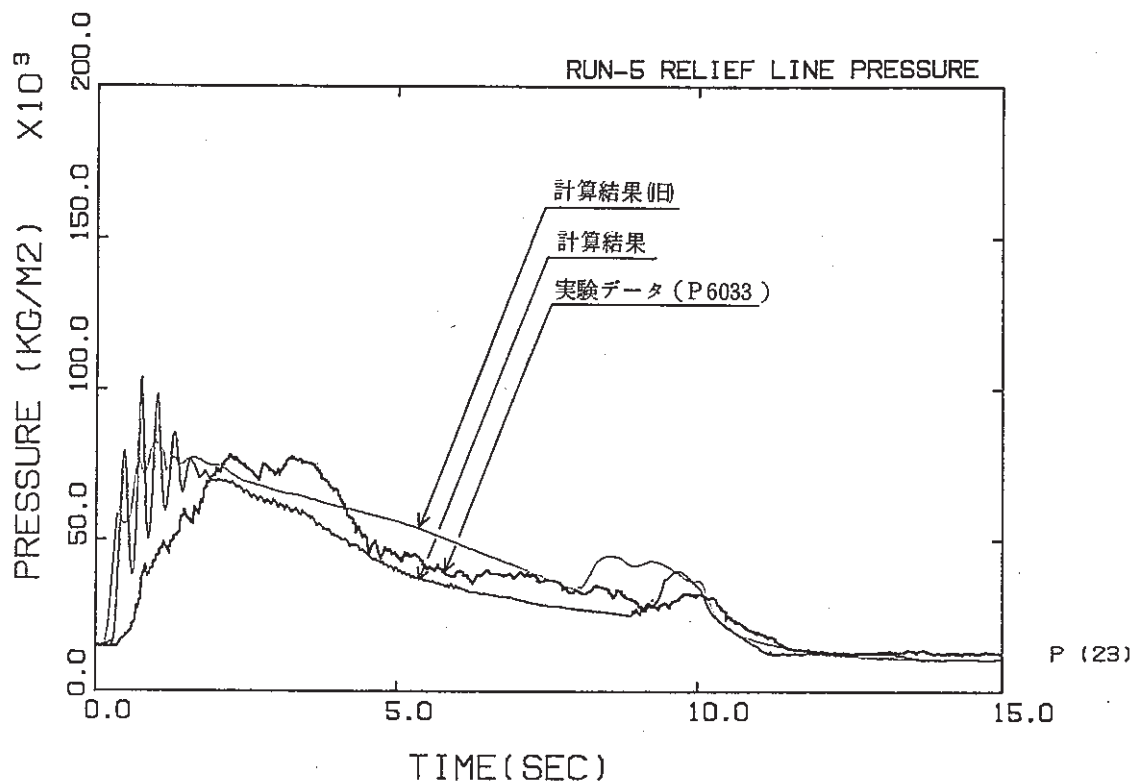


Fig. 4.1.5 圧力開放系配管部圧力(Run 5)と新旧モデルとの比較

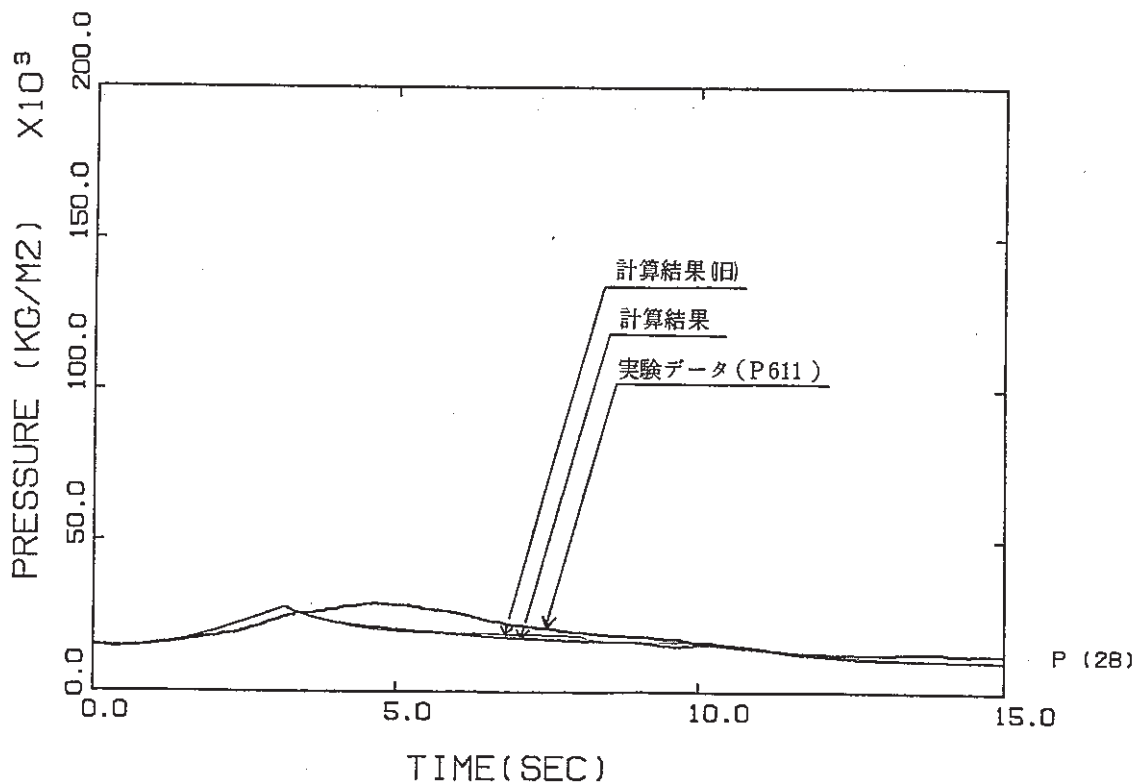


Fig. 4.1.6 反応生成物収納容器 (RT) 内圧力(Run 5)と新旧モデルとの比較

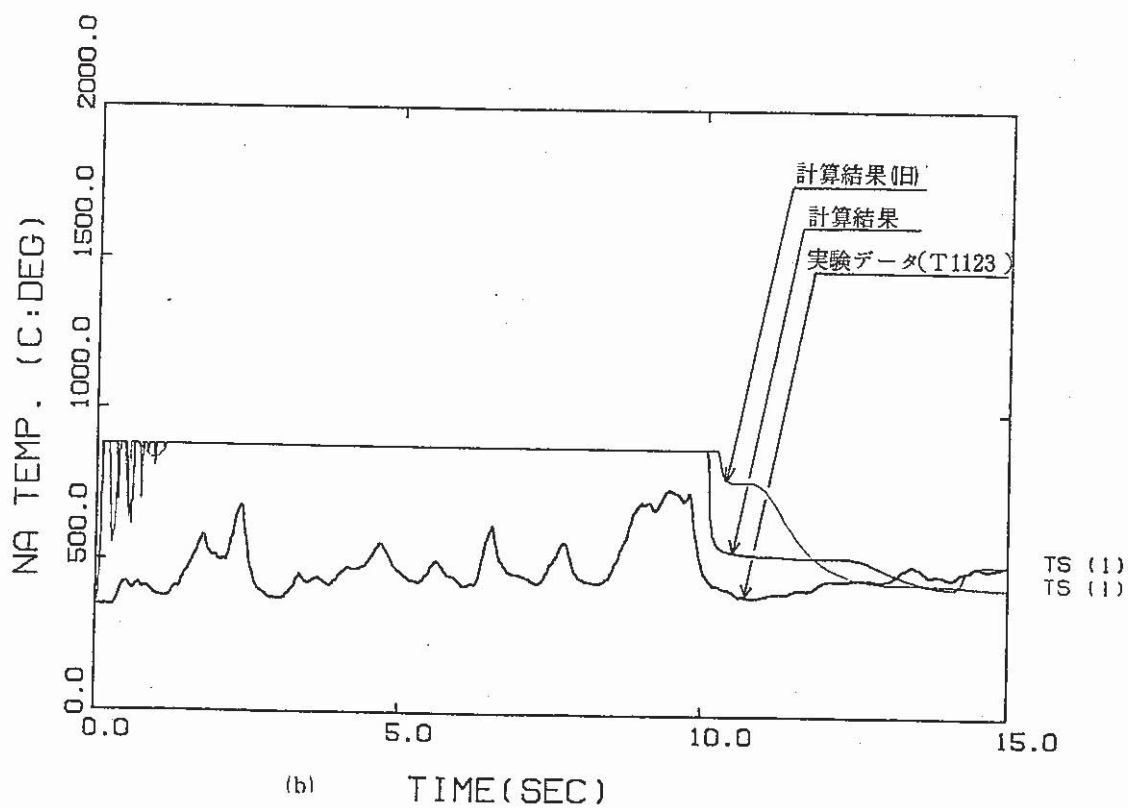
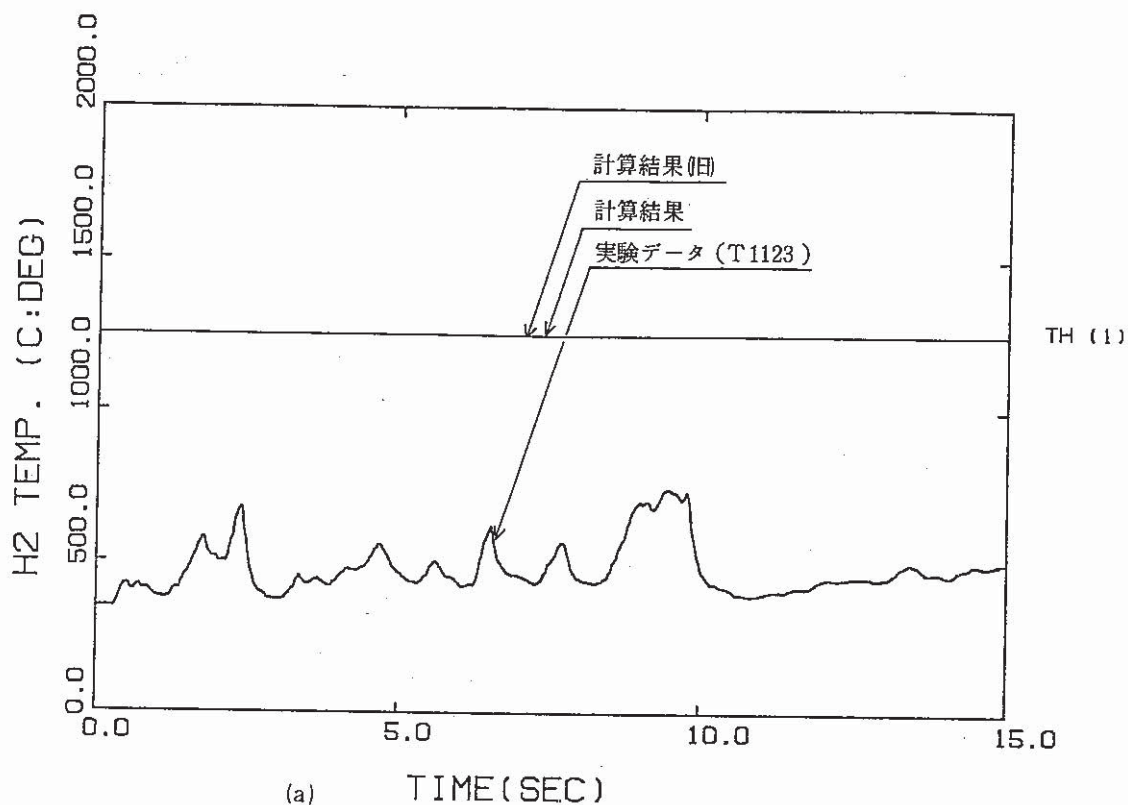


Fig. 4.2.1 蒸発器 (E V) 反応点近傍温度(Run 5)と新旧モデルとの比較

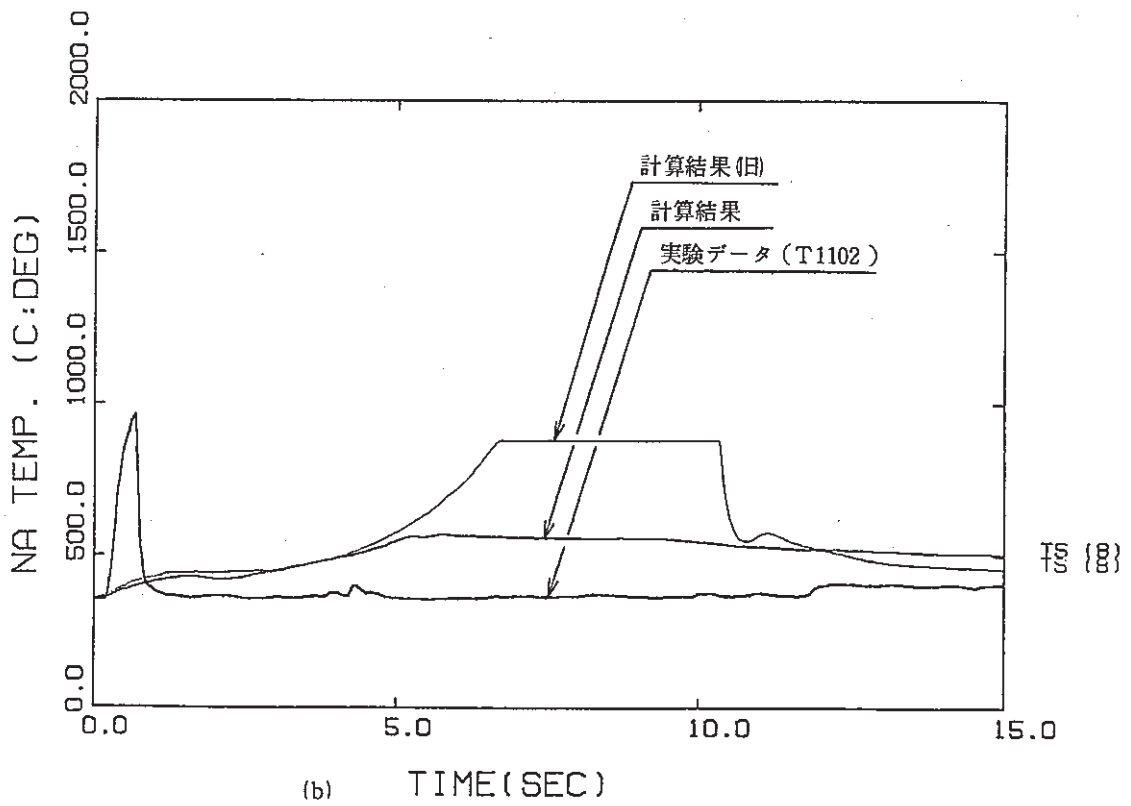
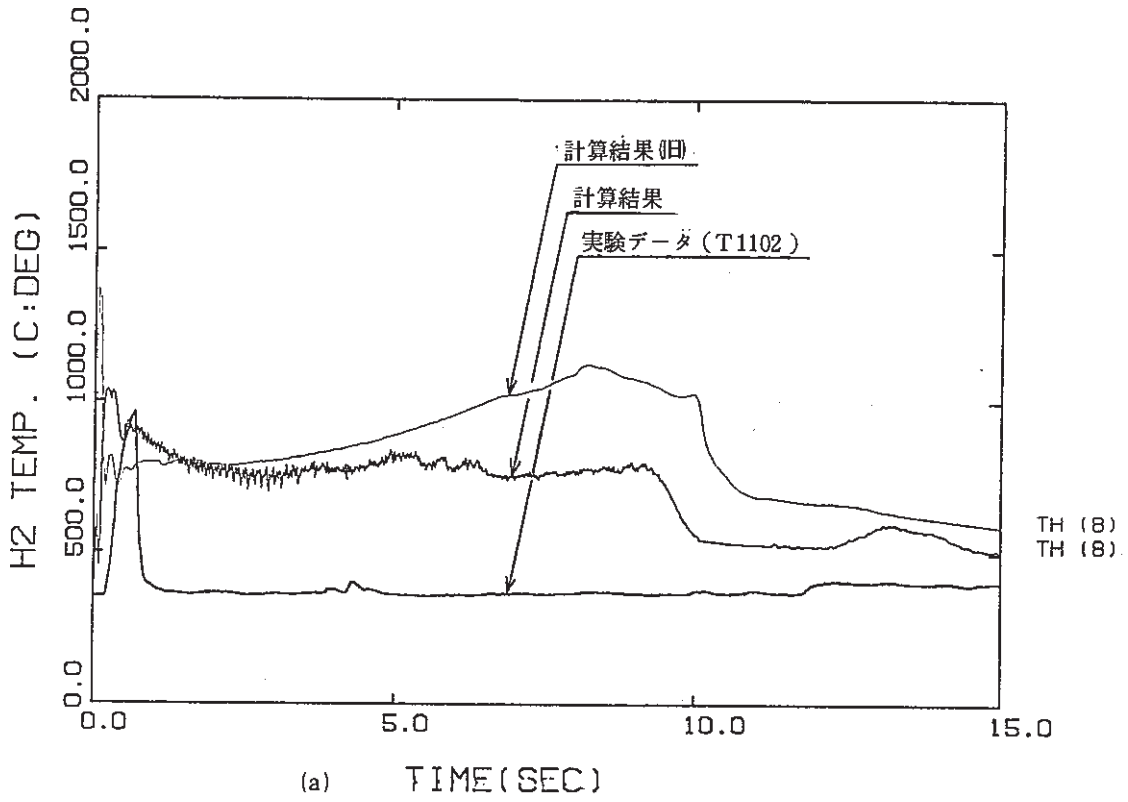


Fig. 4.2.2 蒸発器 (E V) 下部プレナム温度(Run 5)と新旧モデルとの比較

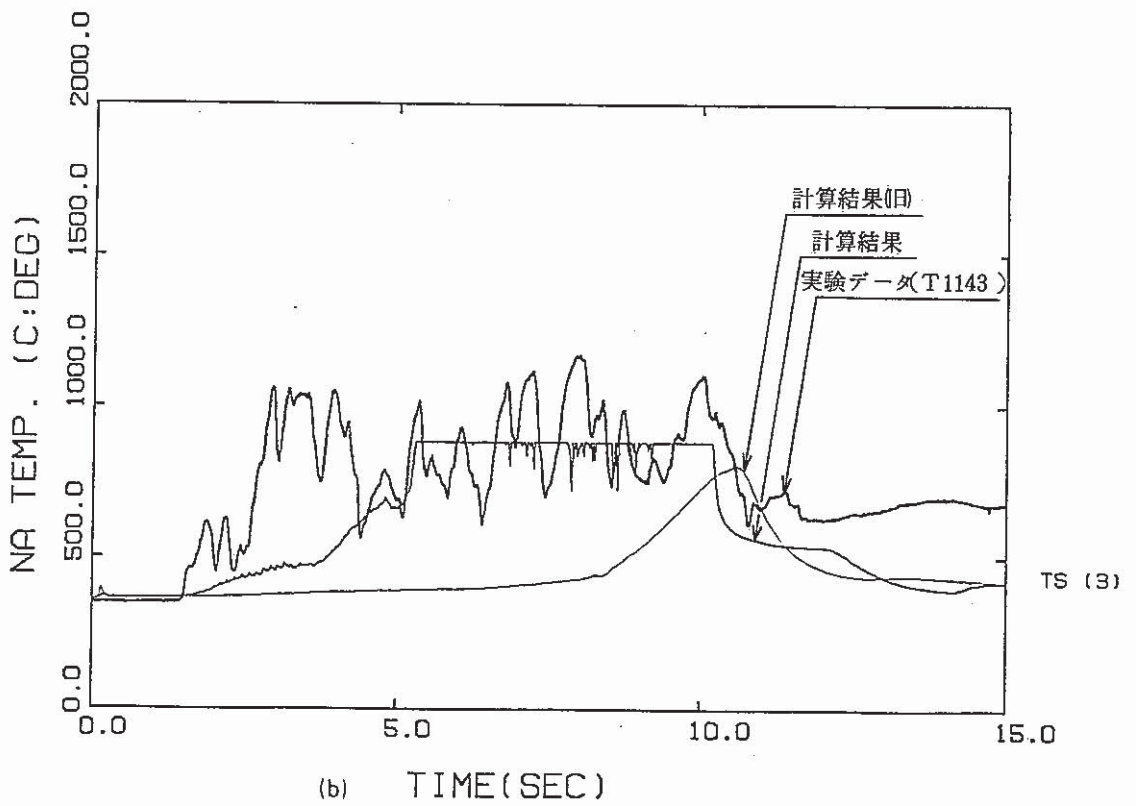
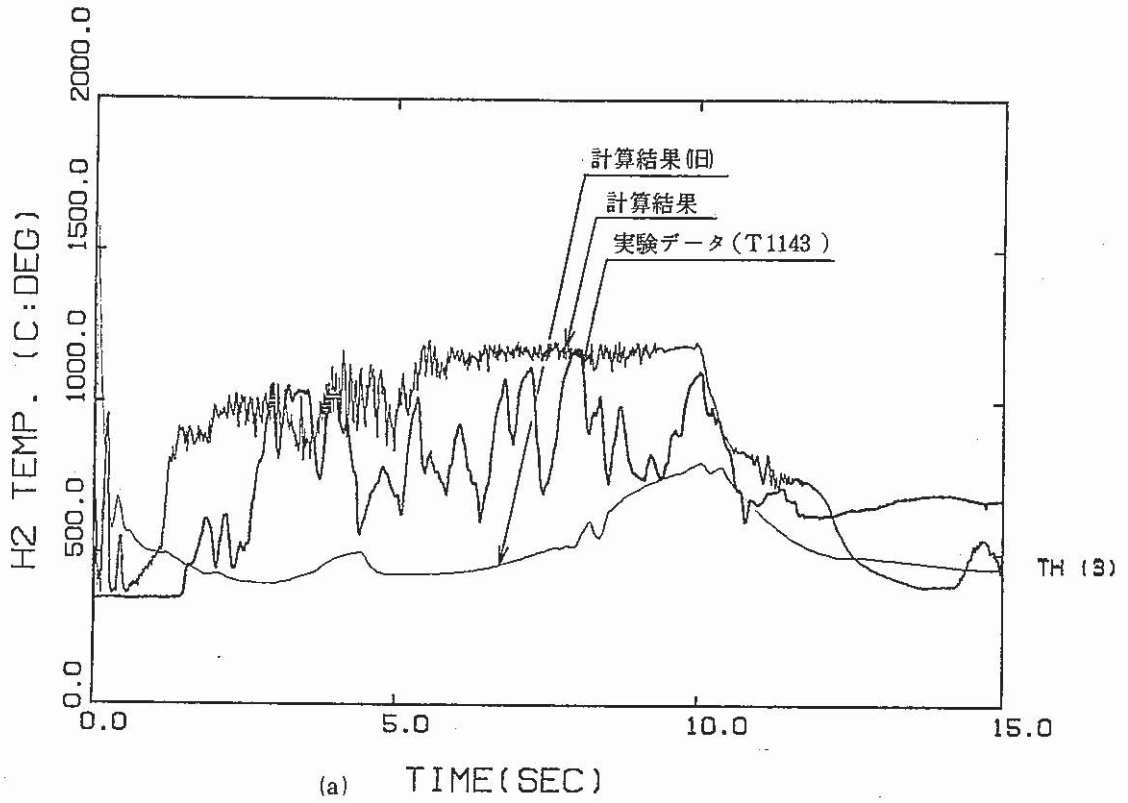


Fig. 4.2.3 蒸発器 (E V) 上部プレナム温度(Run 5)と新旧モデルとの比較

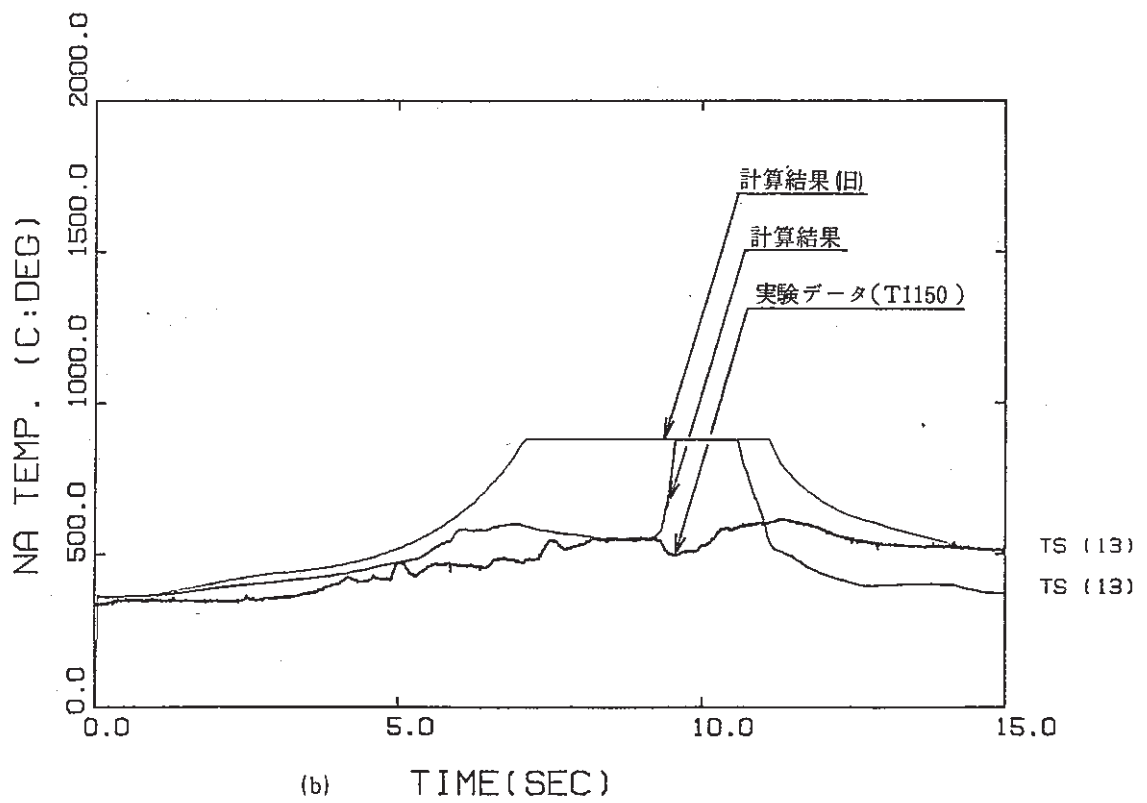
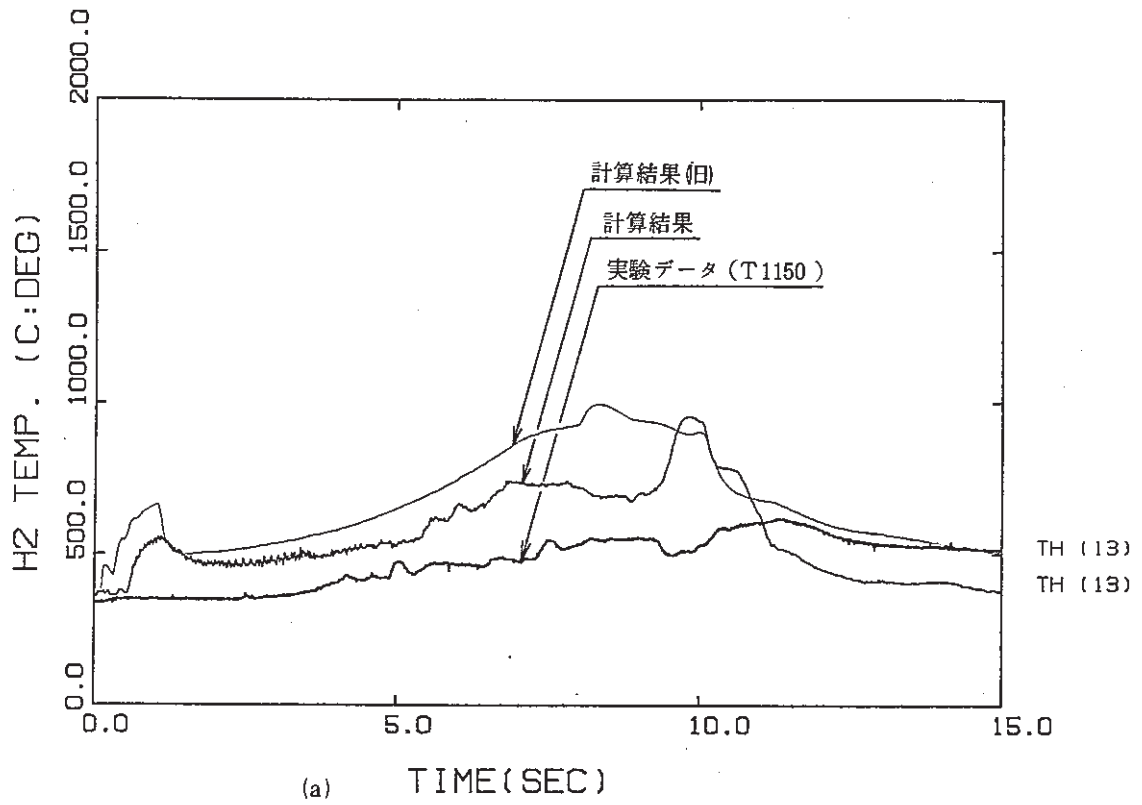


Fig. 4.2.4 蒸発器 (E V) カバーガス部温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較

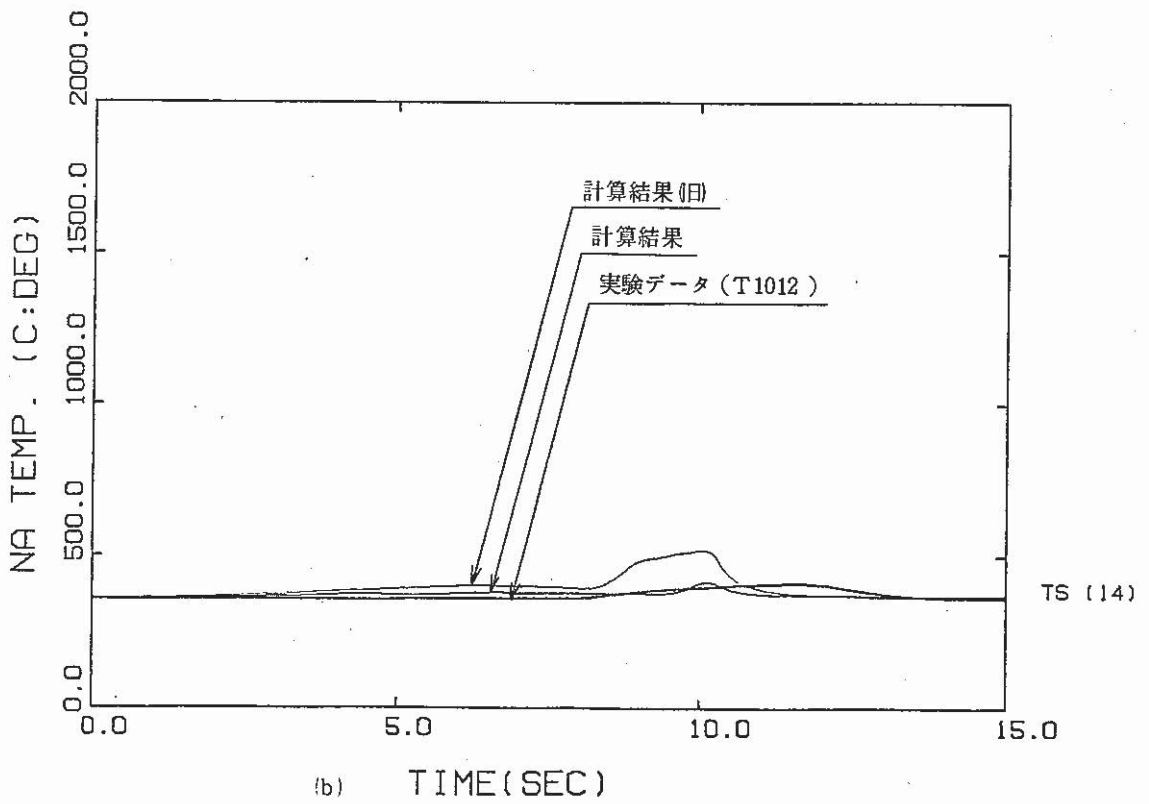
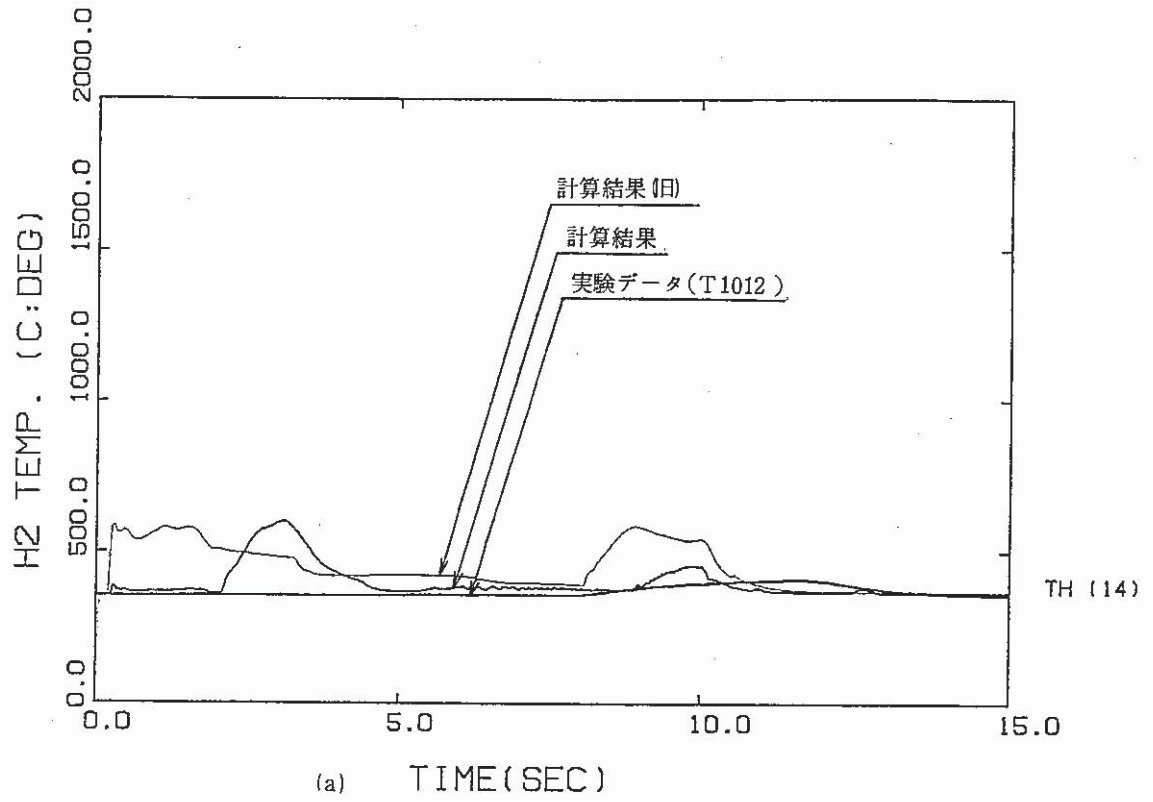


Fig. 4.2.5 ミドルレグ配管内温度(Run 5)と新旧モデルとの比較

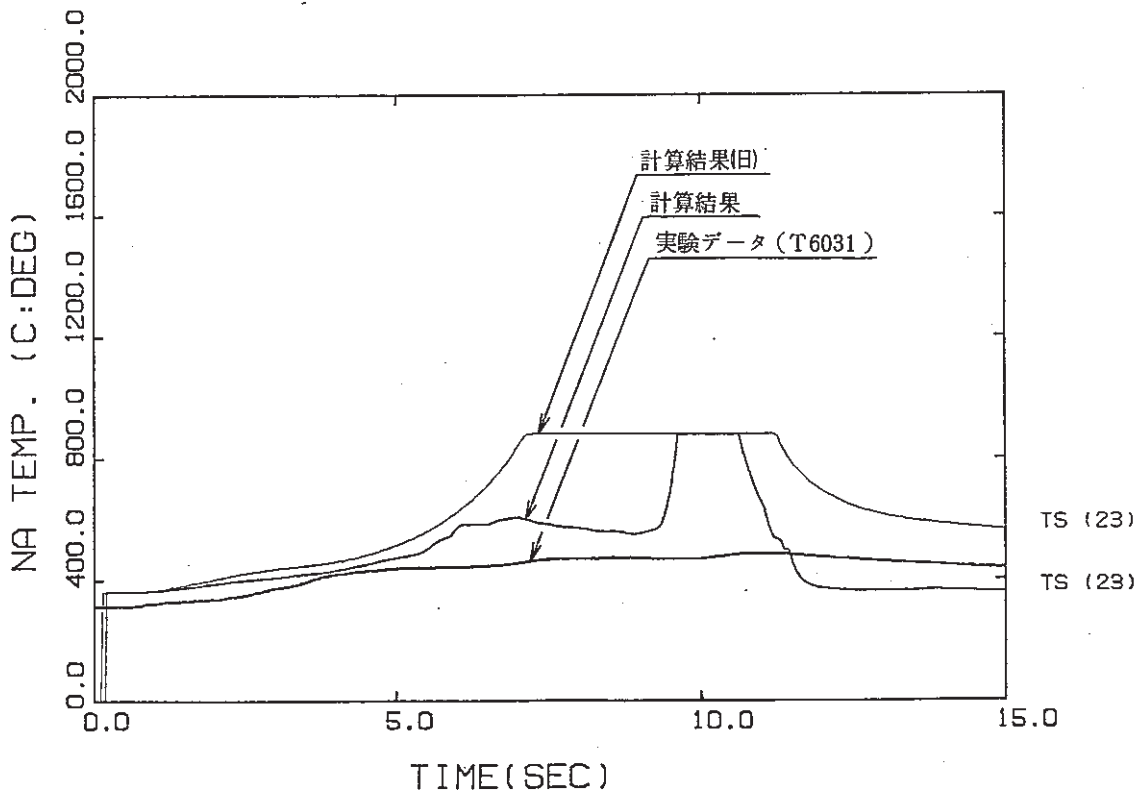
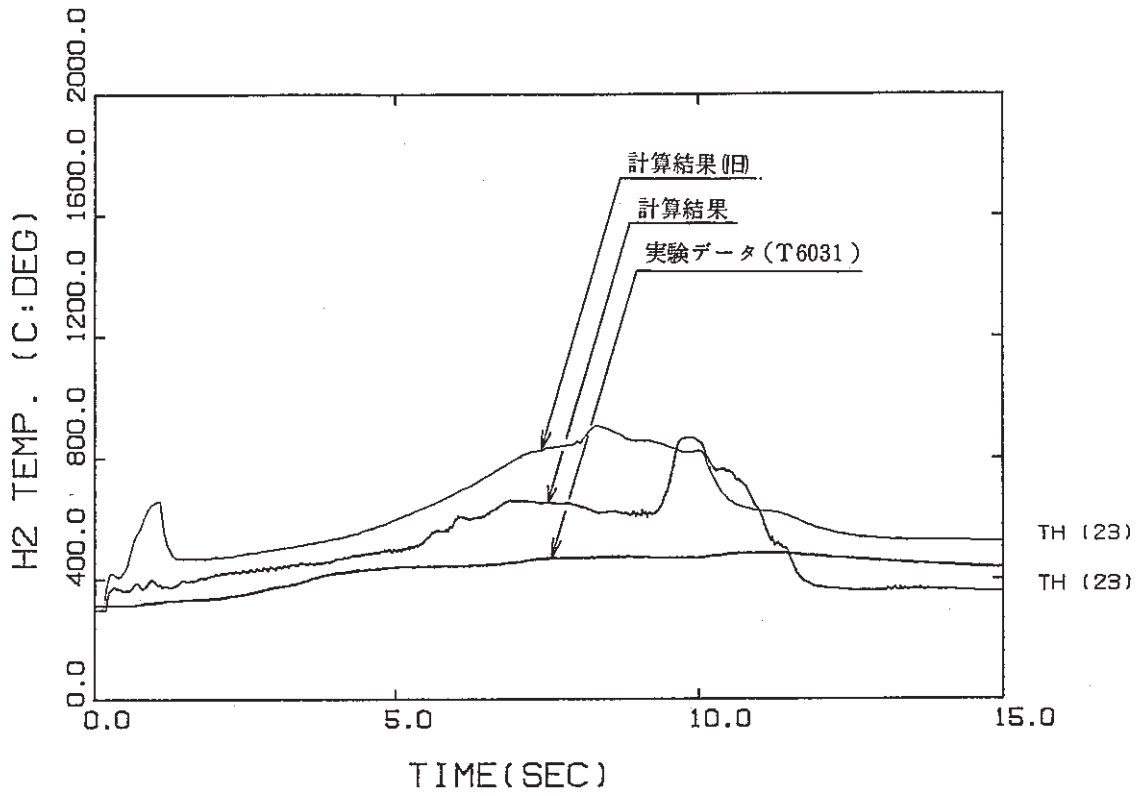


Fig. 4.2.6 圧力開放系配管内温度(Run 5)と新旧モデルとの比較 (T6031)

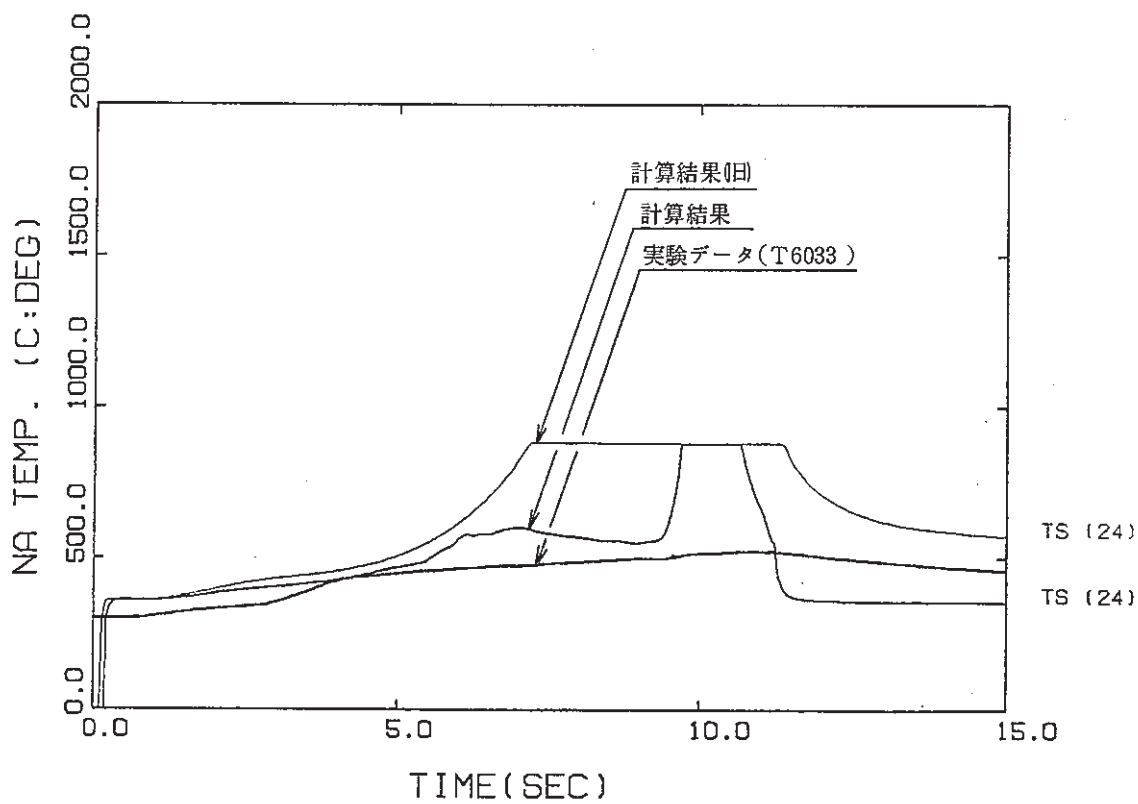
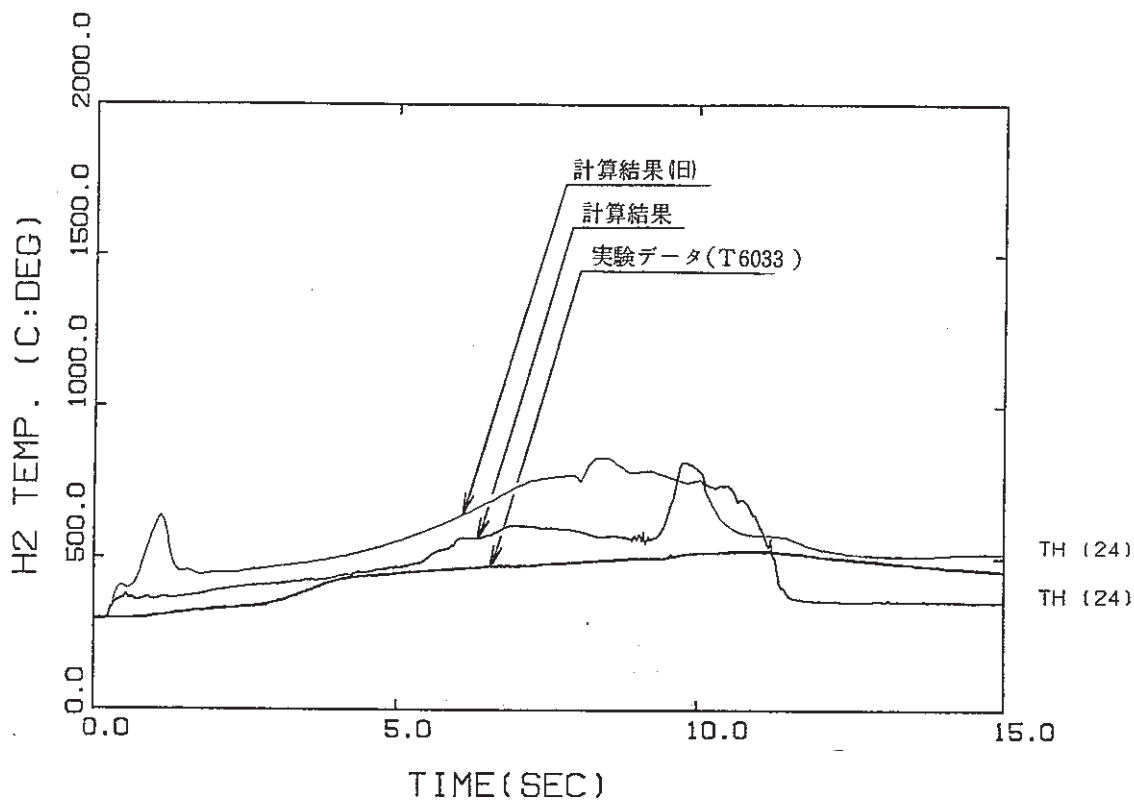
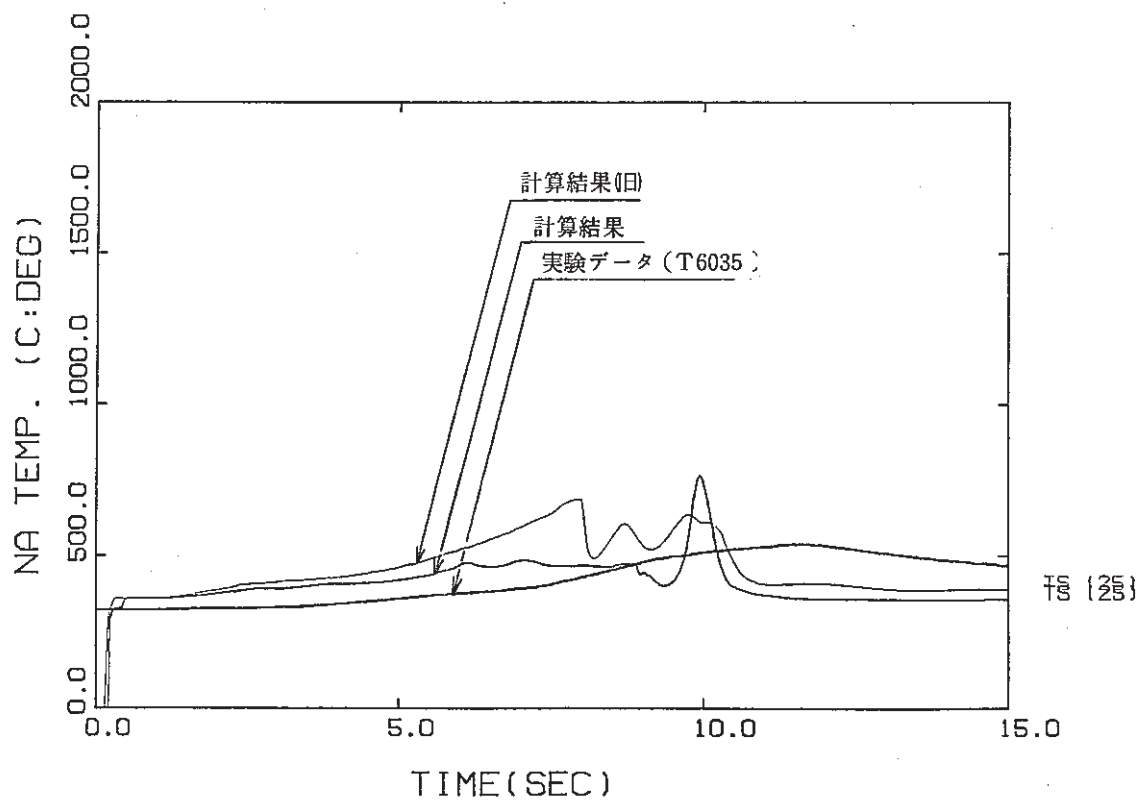
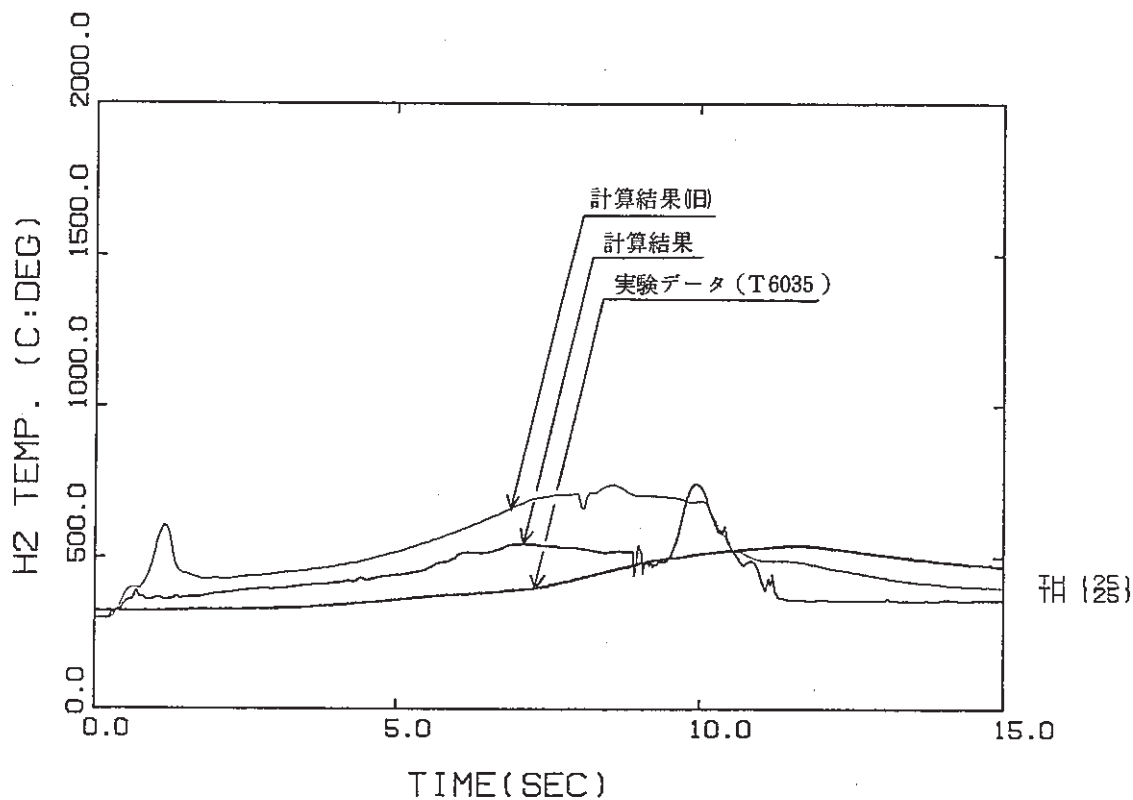


Fig. 4.2.7 圧力開放系配管内温度(Run 5)と新旧モデルとの比較 (T6033)



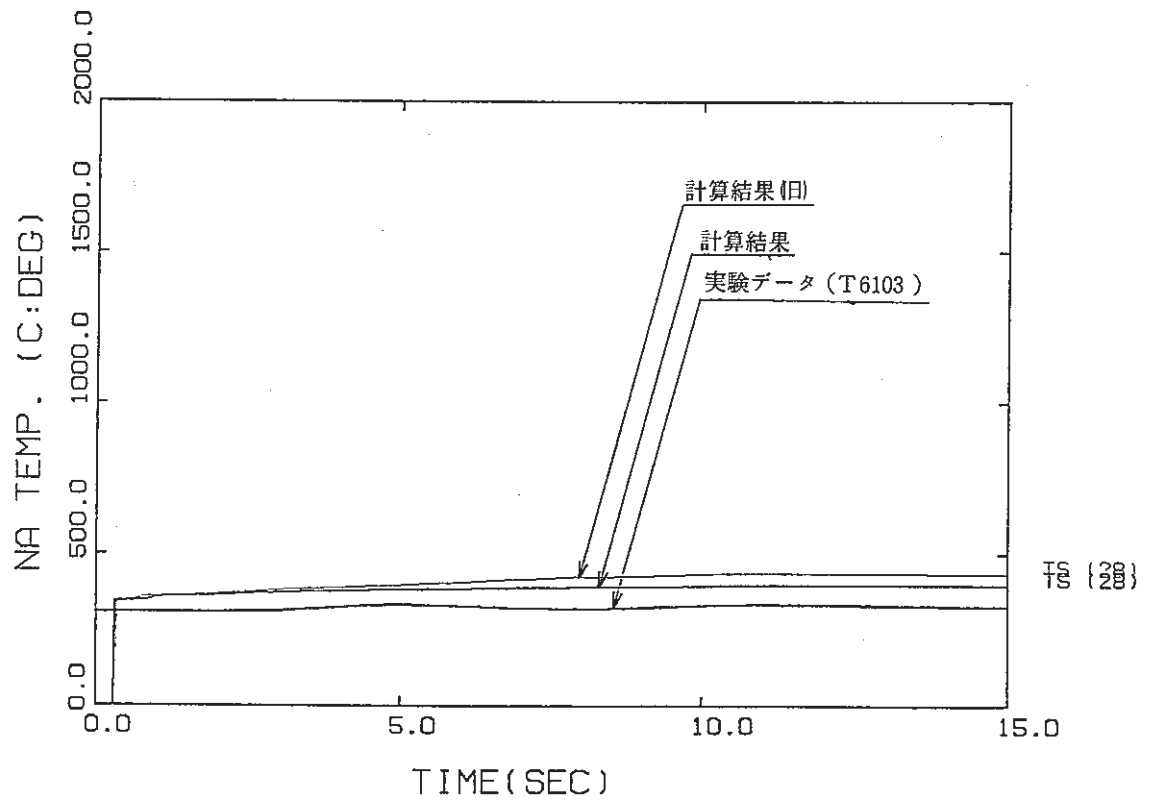


Fig. 4.2.8 反応生成物収納容器 (RT) 内温度 (Run 5) と新旧モデルとの比較

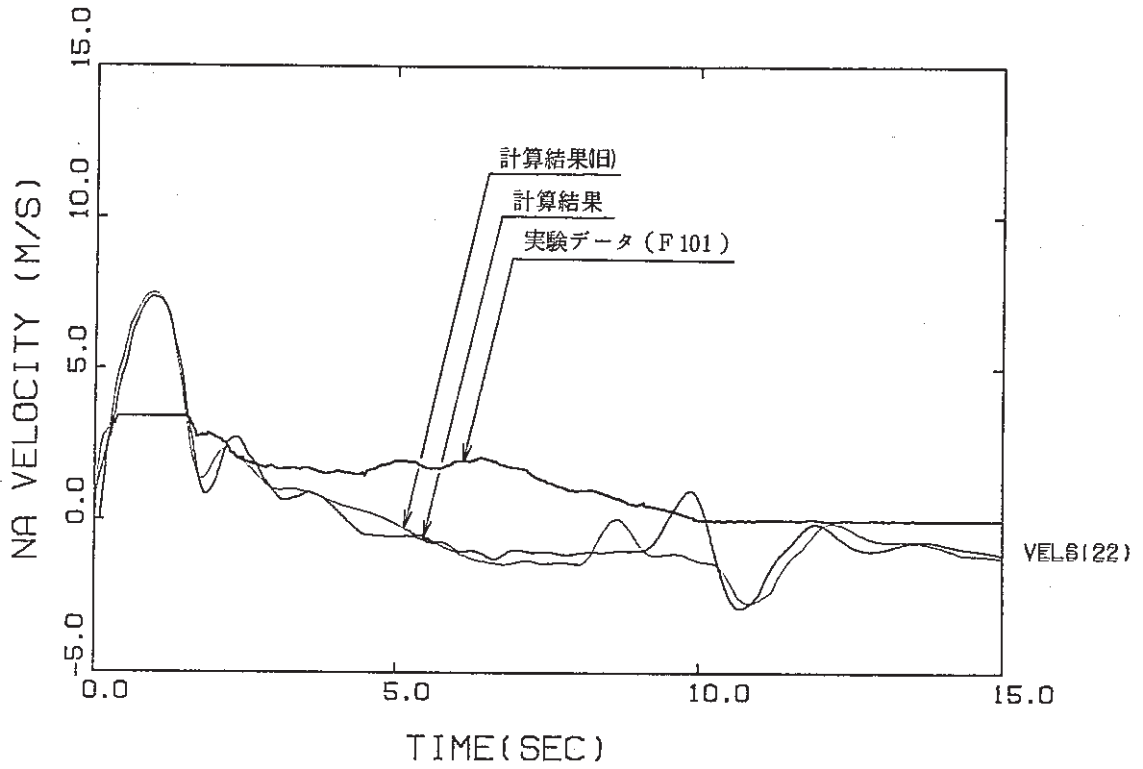


Fig. 4.3.1 コールドレグ配管内ナトリウム流速(Run 5)と新旧モデルとの比較

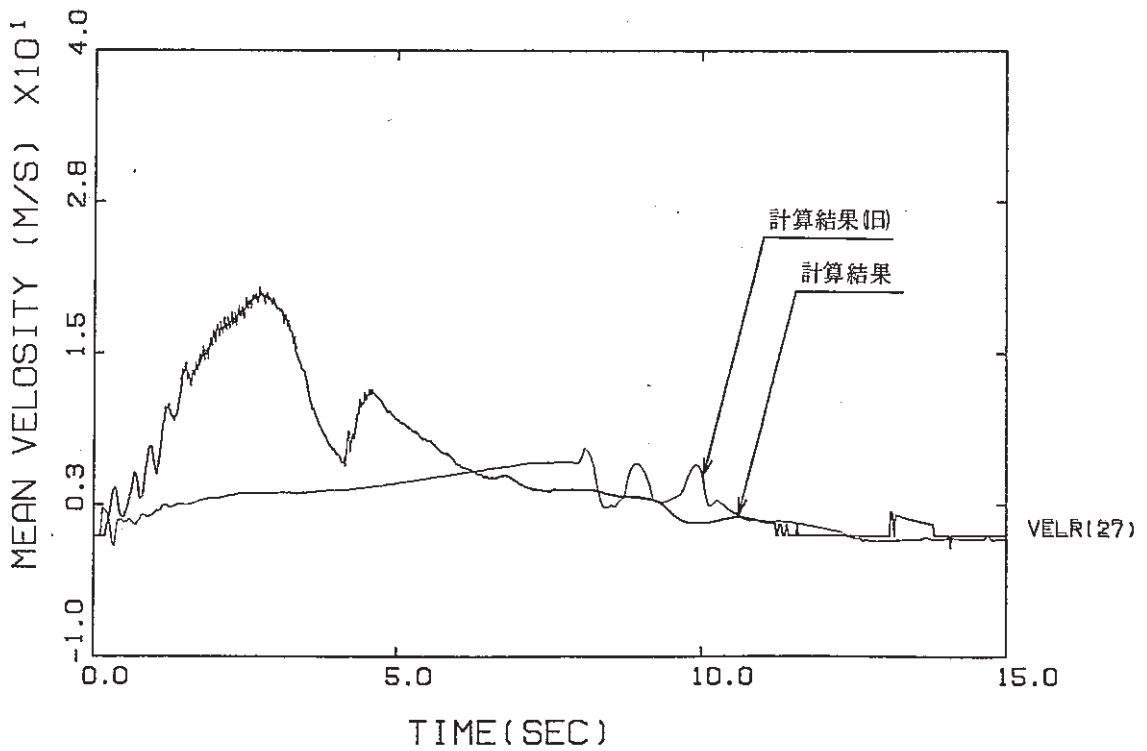


Fig. 4.3.2 新旧計算モデルでの圧力開放系配管内相対速度の比較

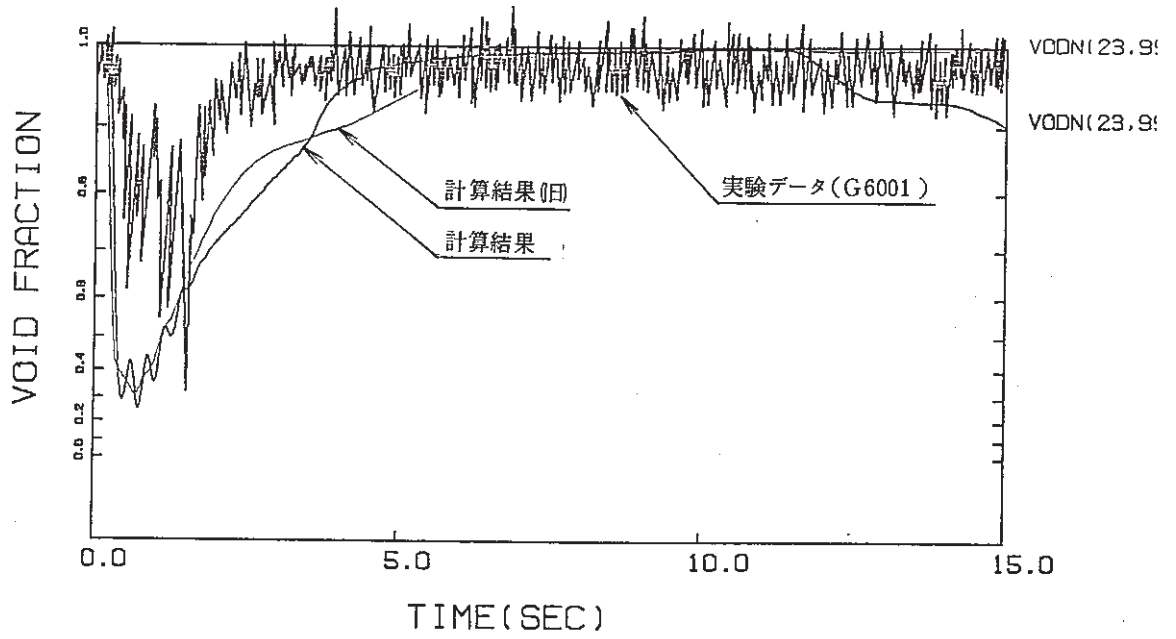


Fig. 4.3.3 圧力開放系配管内ボイド率(Run 5)と新旧モデルとの比較

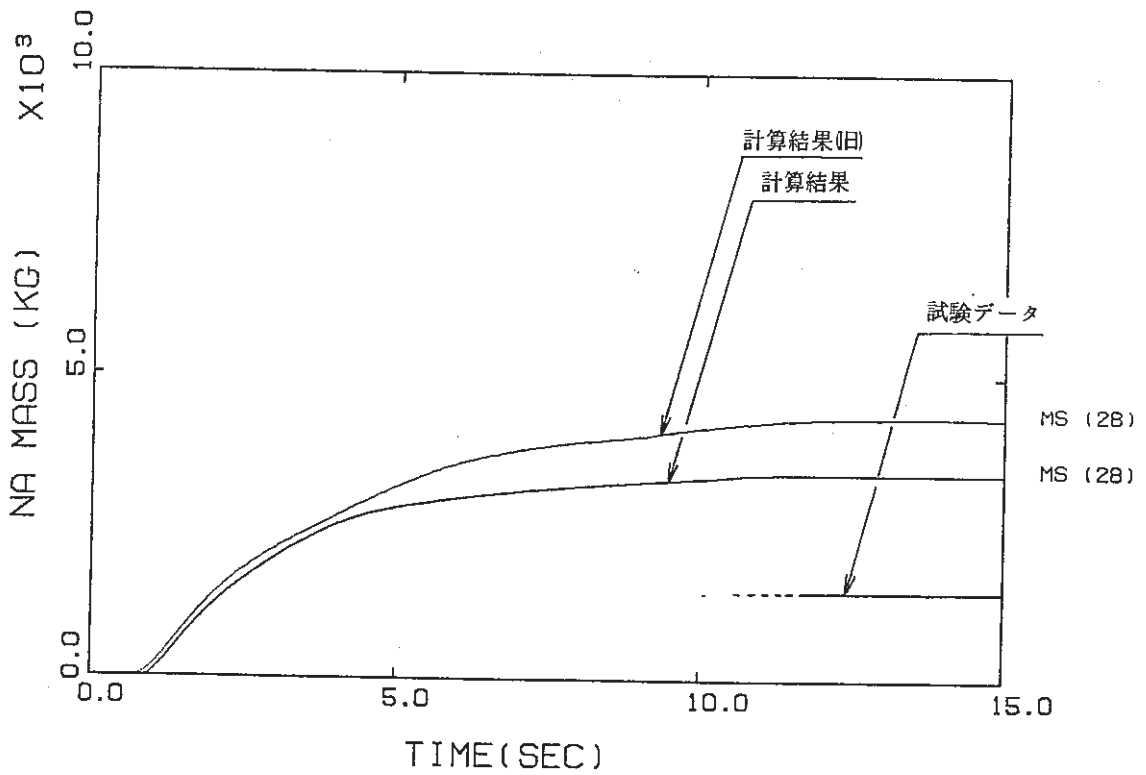


Fig. 4.3.4 反応生成物収納容器 (RT) 内Na量(Run 5)と新旧モデルとの比較

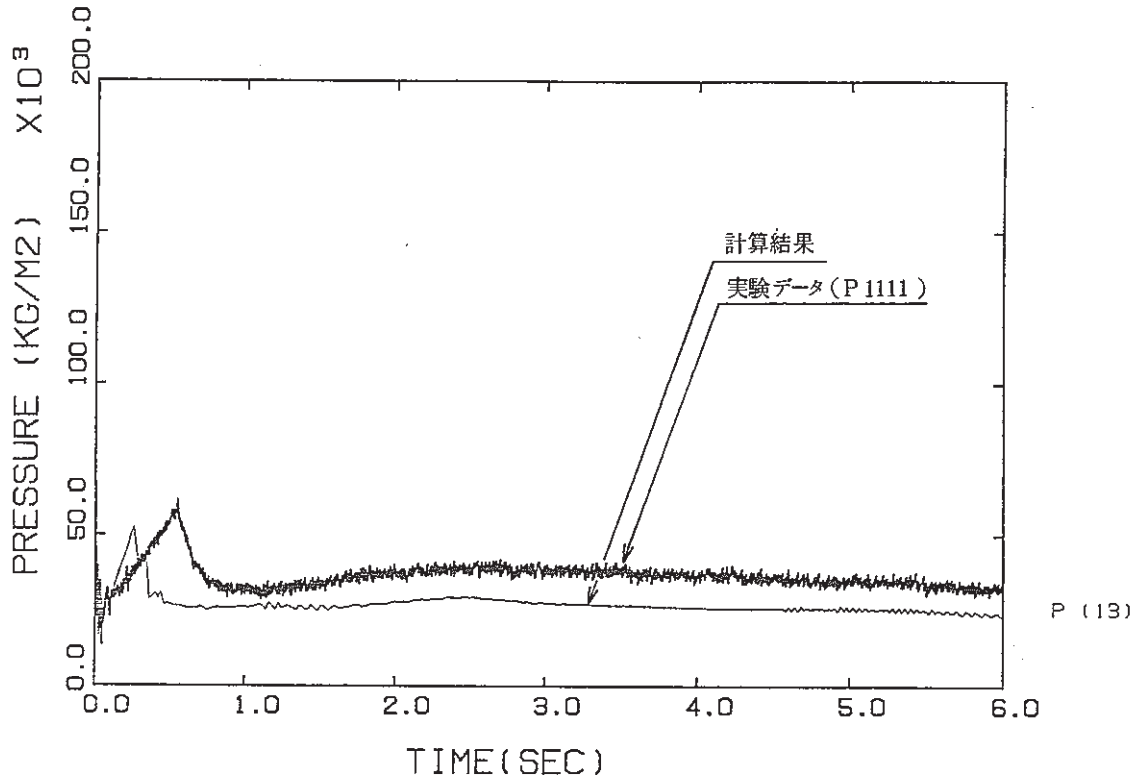


Fig. 5.1.1 蒸発器 (E V) 内圧力 (Run 4) と新モデルとの比較

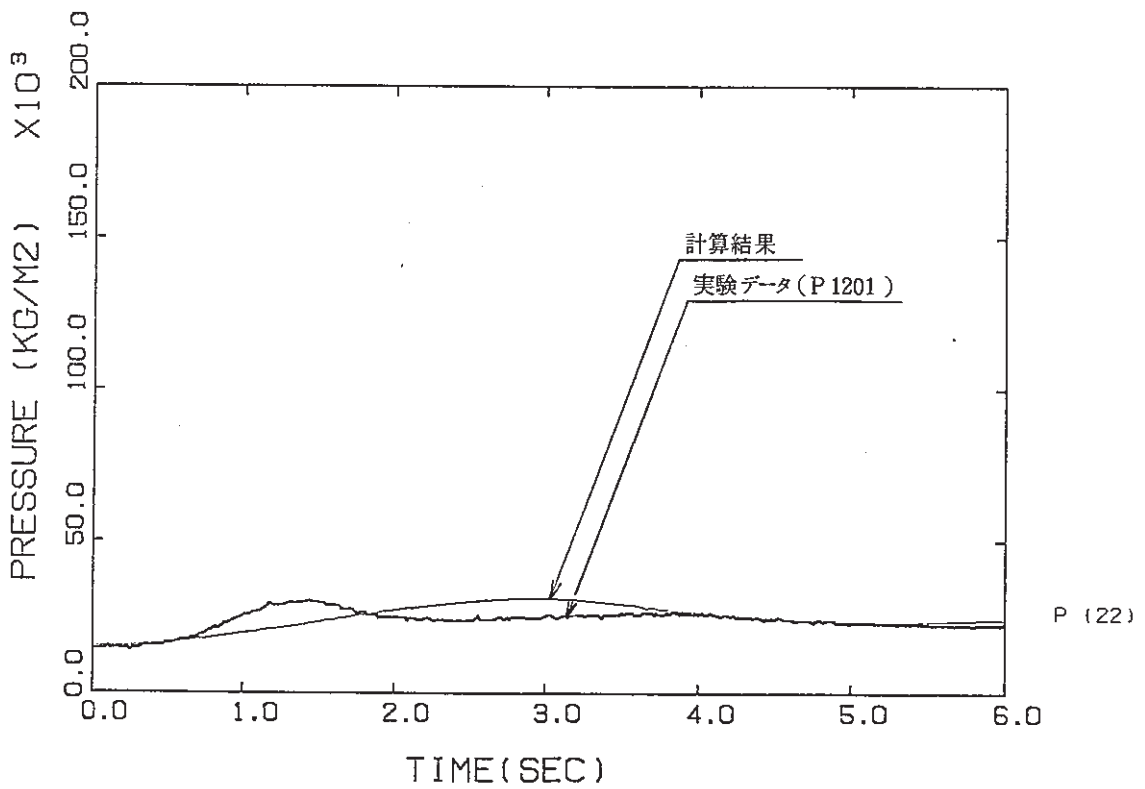


Fig. 5.1.2 過熱器 (S H) 内圧力 (Run 4) と新モデルとの比較

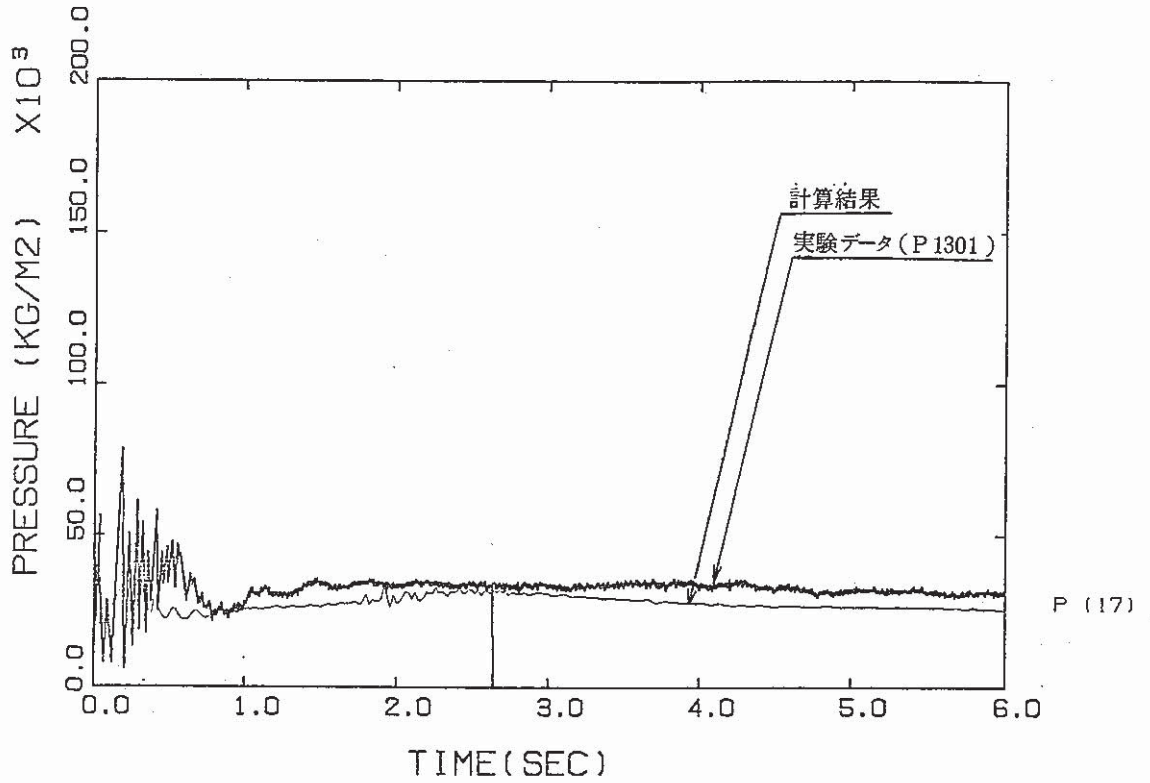


Fig. 5.1.3 I H X内圧力(Run 4)と新モデルとの比較

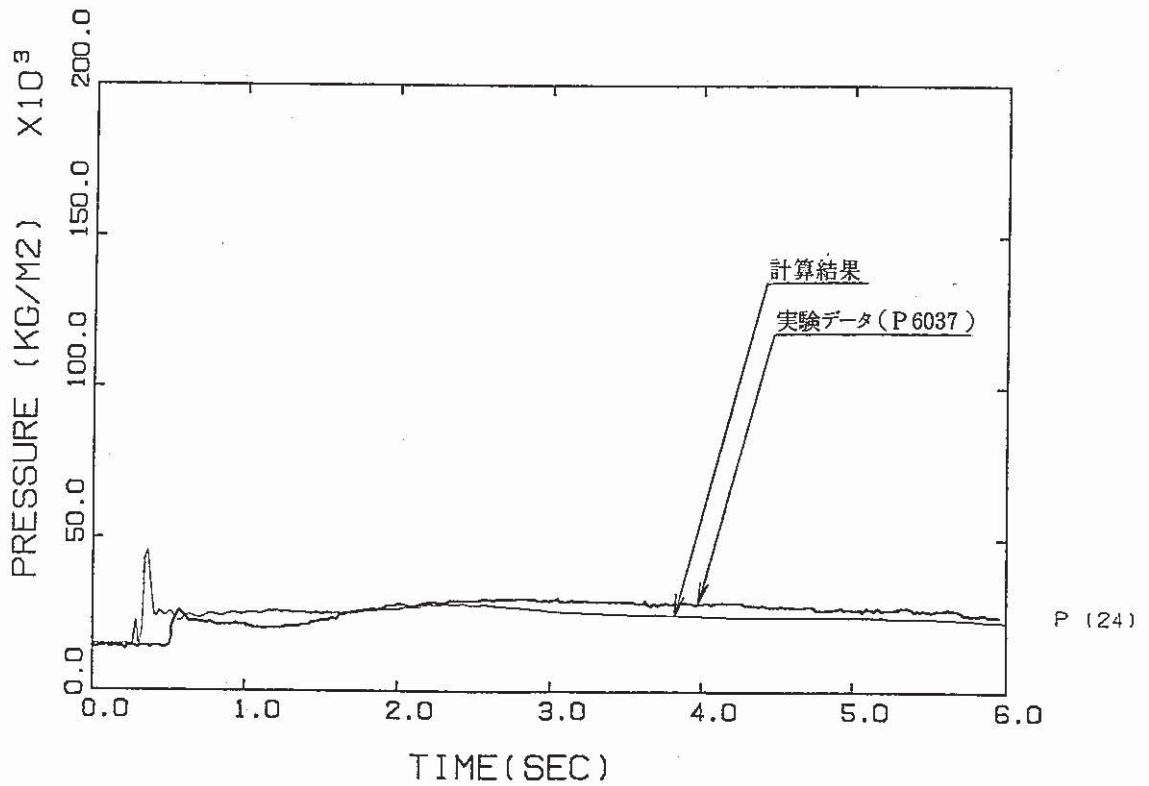


Fig. 5.1.4 圧力開放系配管内圧力(Run 4)と新モデルとの比較

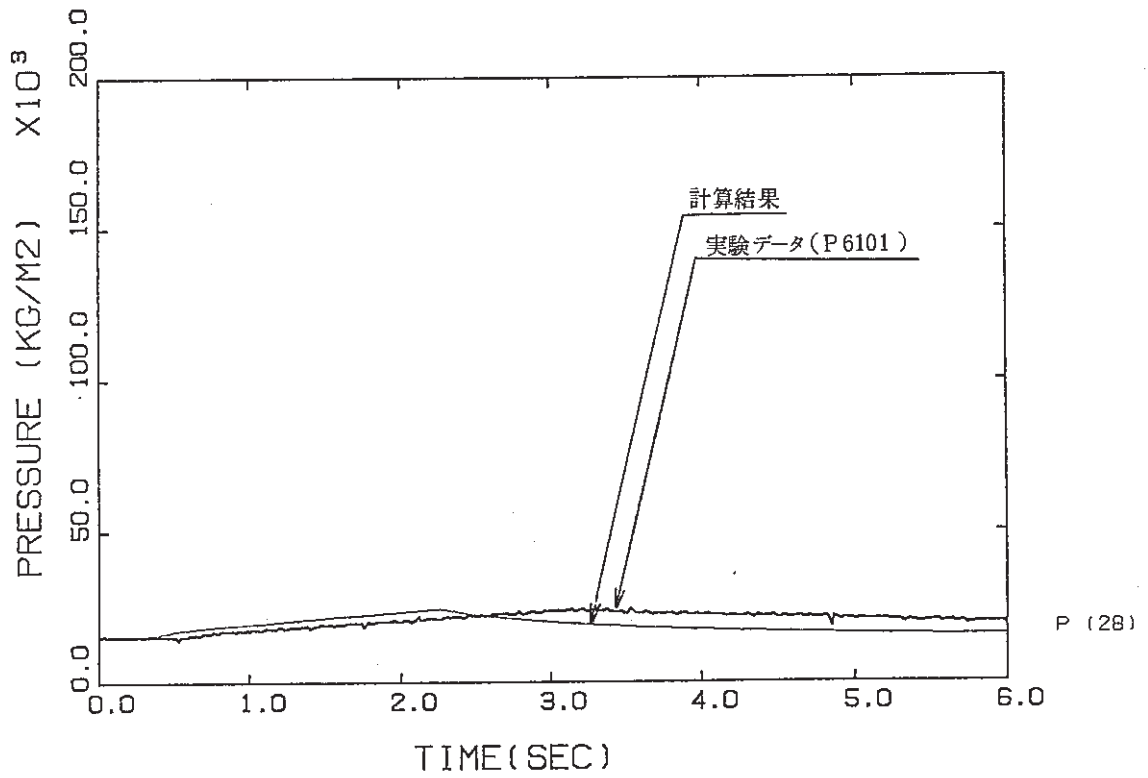


Fig. 5.1.5 収納容器 (RT) 内圧力 (Run 4) と新モデルとの比較

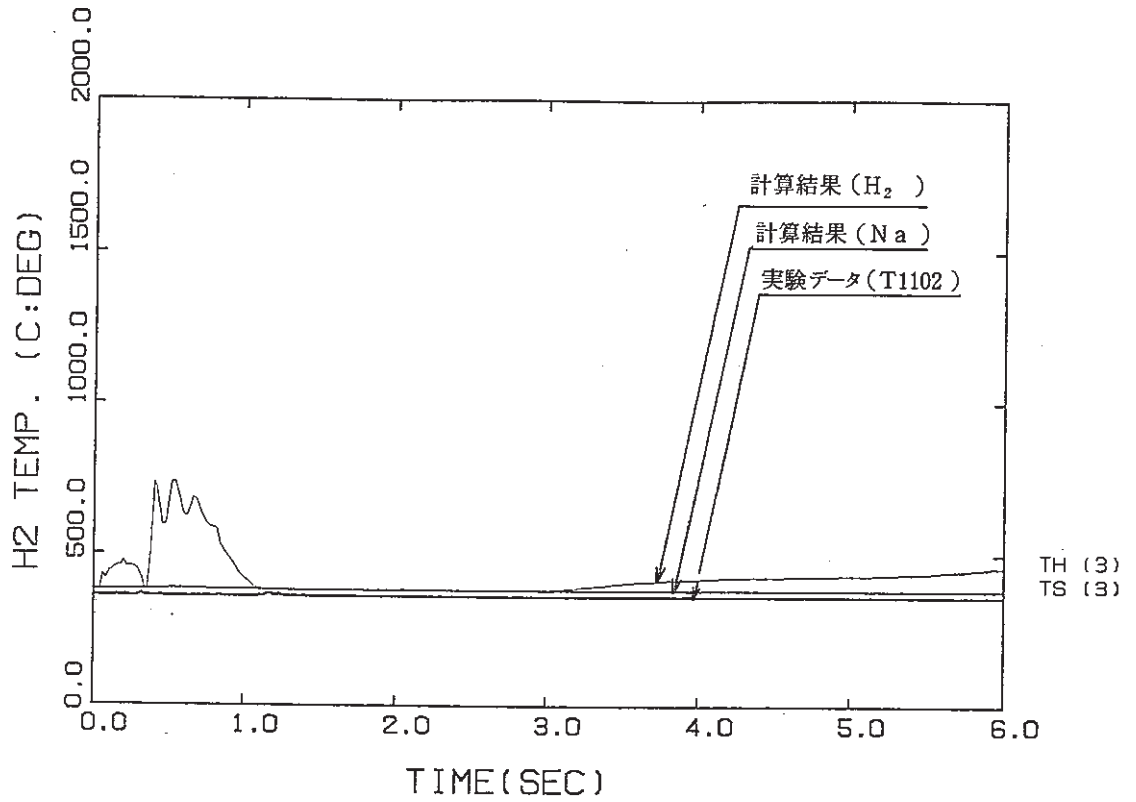


Fig. 5.1.6 ヘリカルコイル中部の温度(Run 4)と新モデルとの比較

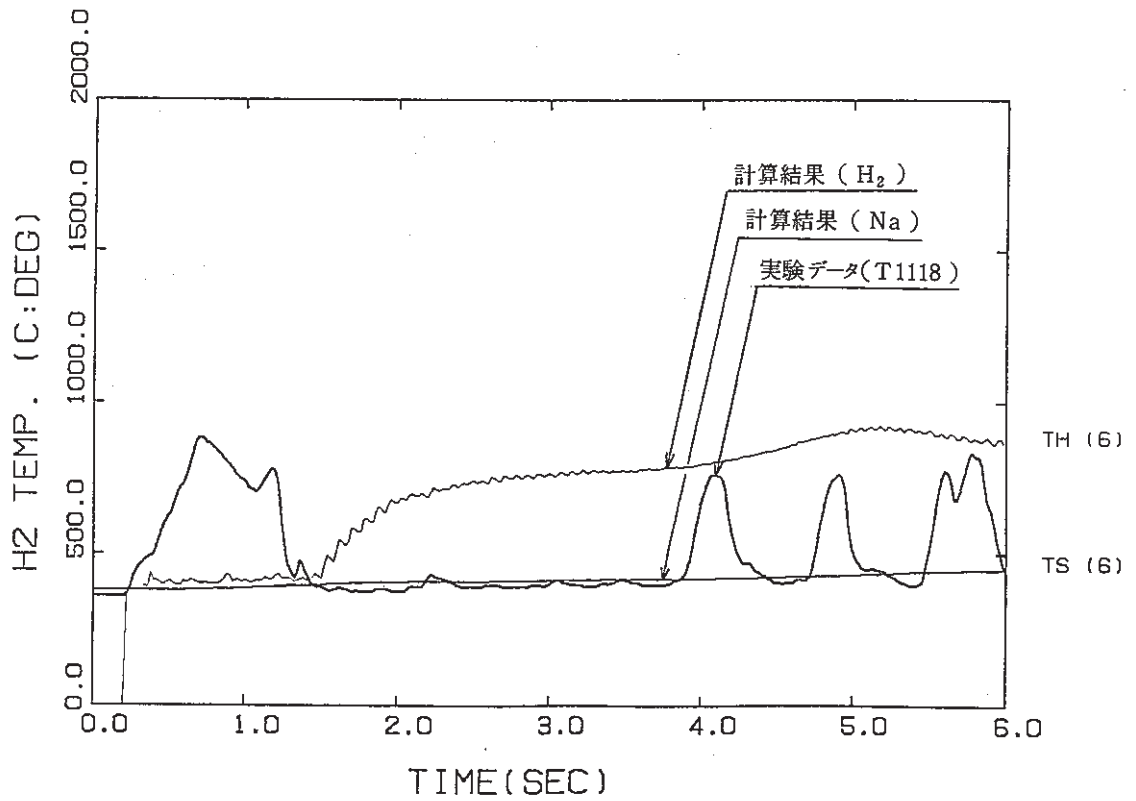


Fig. 5.1.7 ヘリカルコイル上部の温度(Run 4)と新モデルとの比較

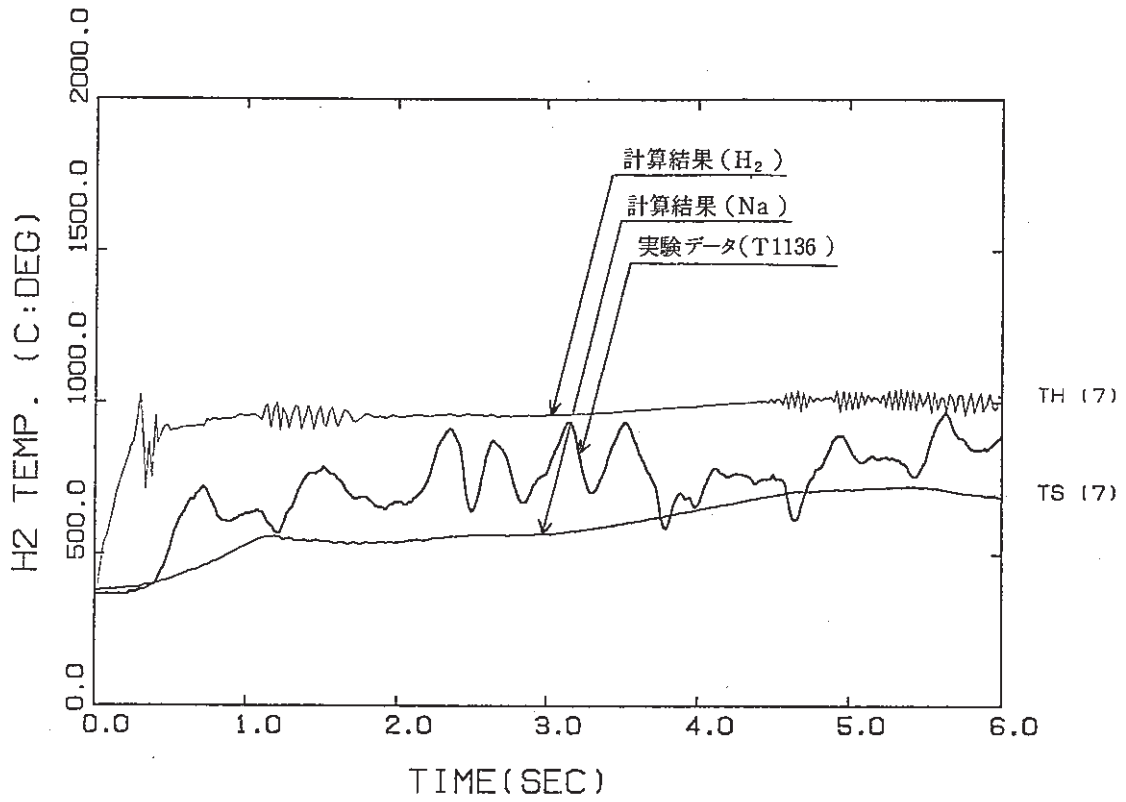


Fig. 5.1.8 上部プレナム温度(Run 4)と新モデルとの比較

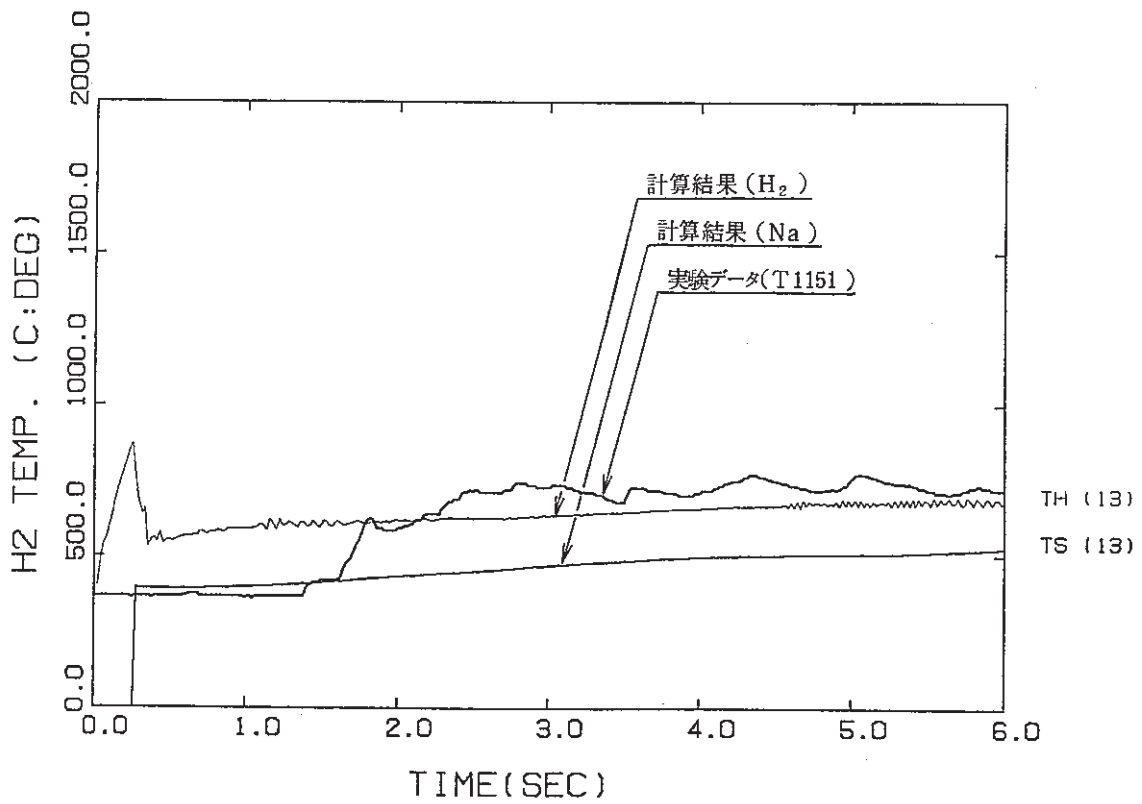


Fig. 5.1.9 カバーガス温度(Run 4)と新モデルとの比較

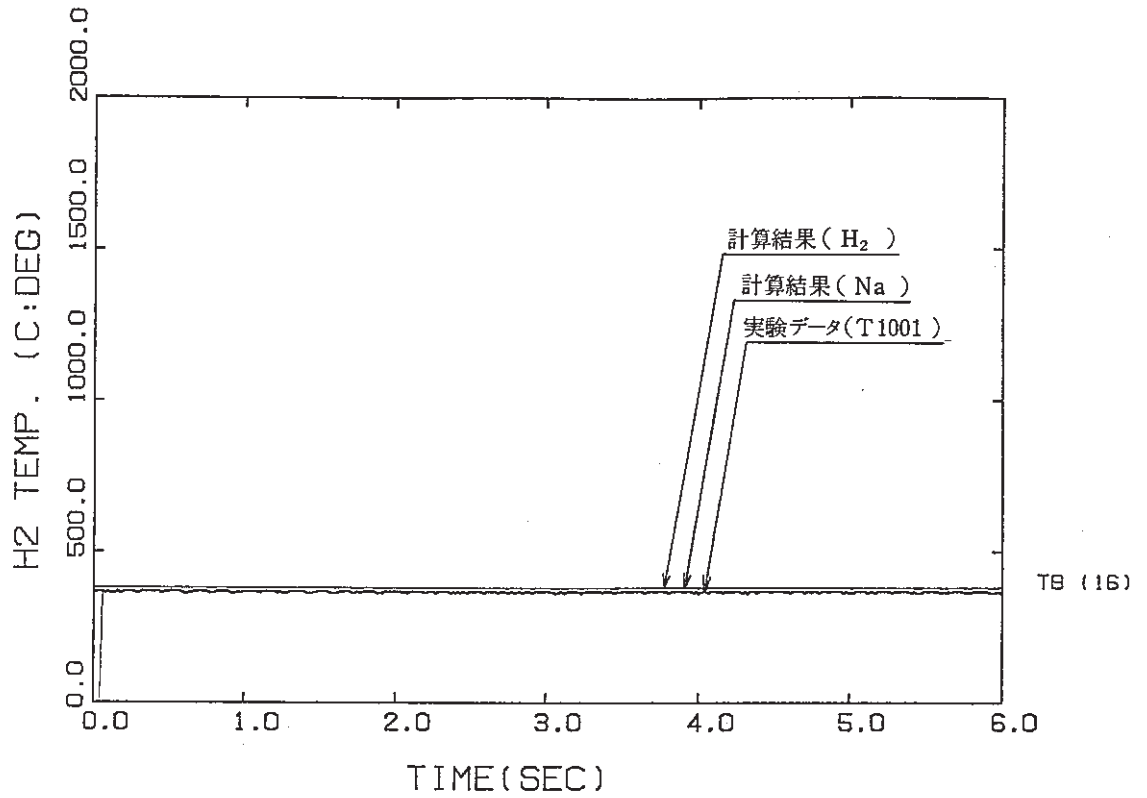


Fig. 5.1.11 コールドレグ配管内温度(Run 4)と新モデルとの比較

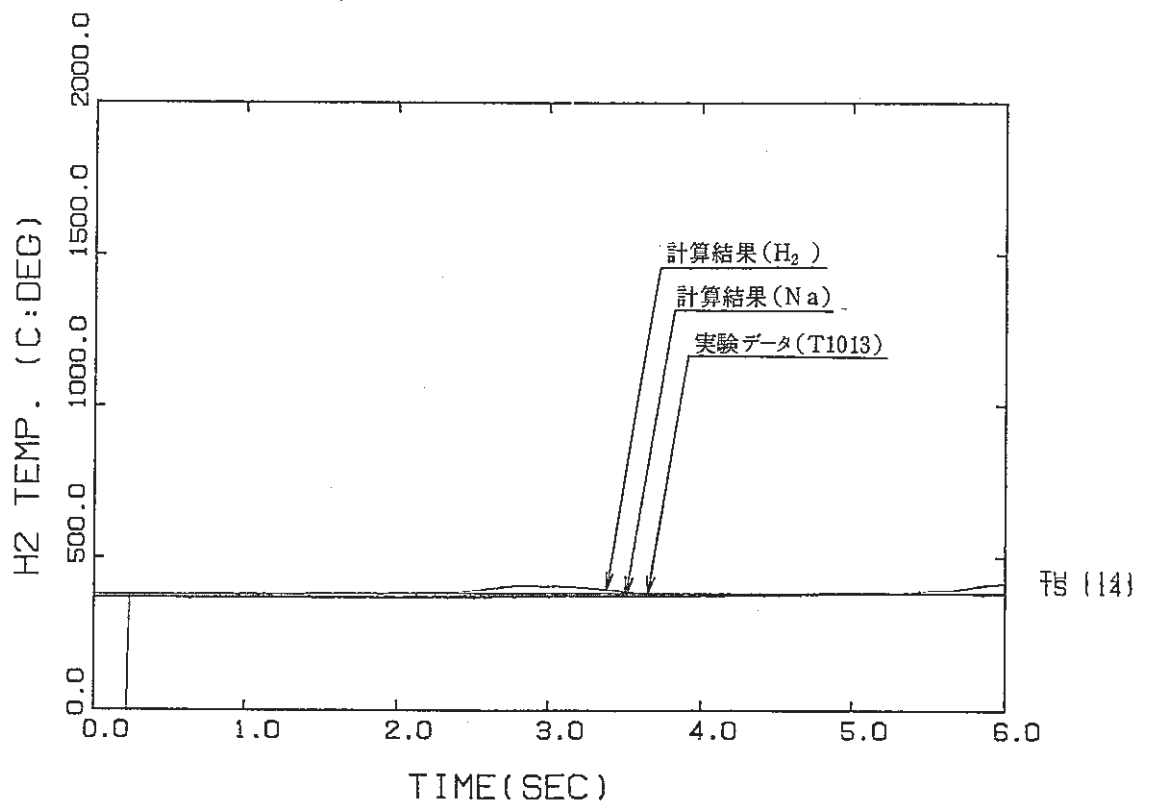


Fig. 5.1.10 ミドルレグ配管内温度(Run 4)と新モデルとの比較

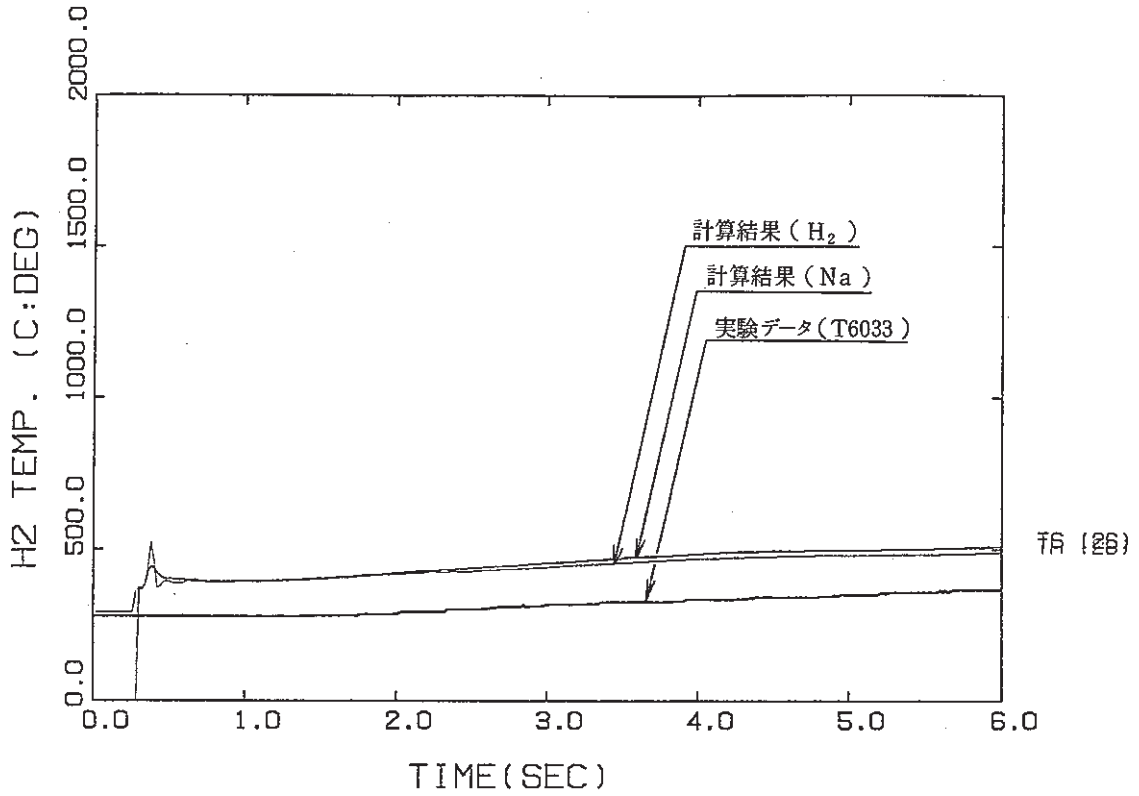


Fig. 5.1.12 圧力開放系配管内温度(Run 4)と新モデルとの比較

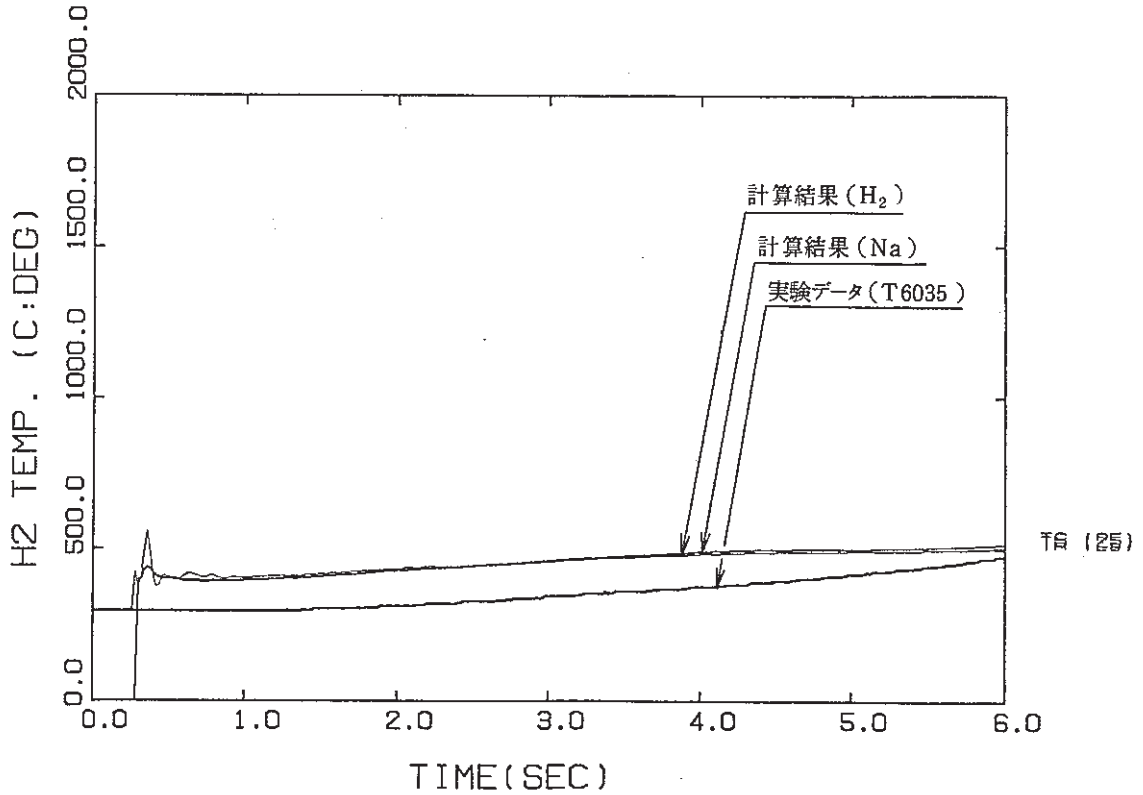


Fig. 5.1.13 圧力開放系配管内温度(Run 4)と新モデルとの比較

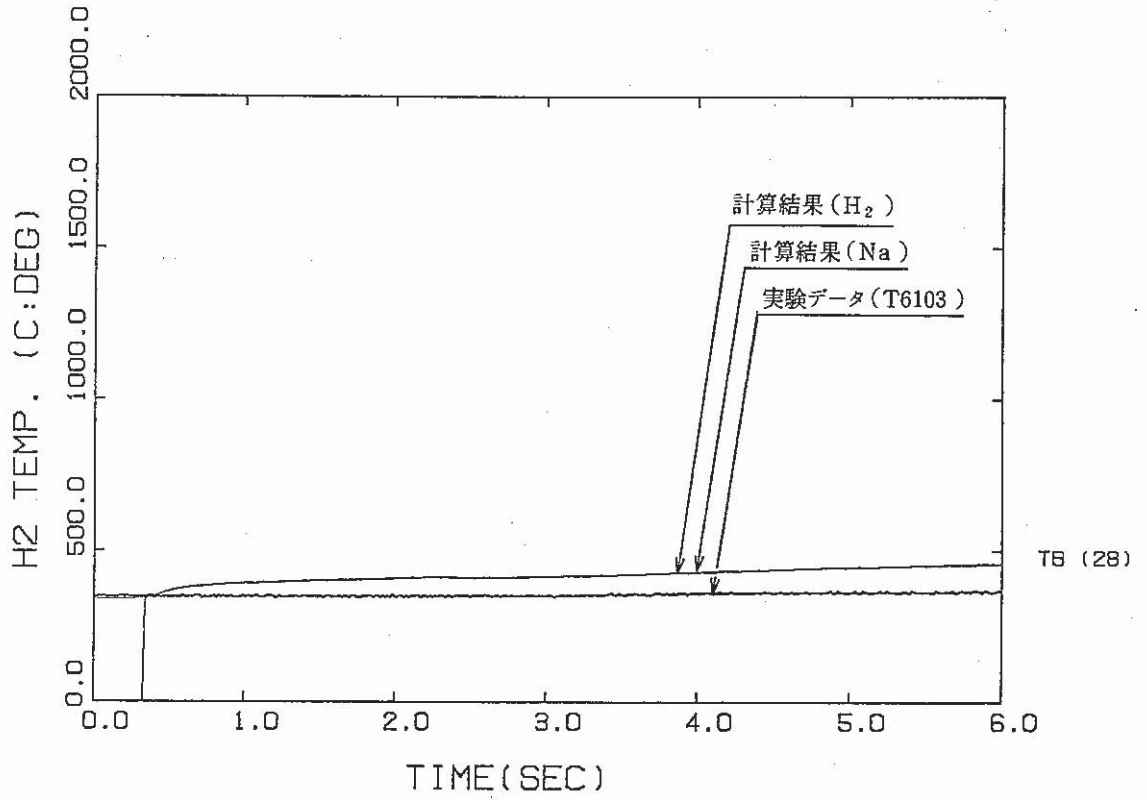


Fig. 5.1.14 収納容器内温度(Run 4)と新モデルとの比較

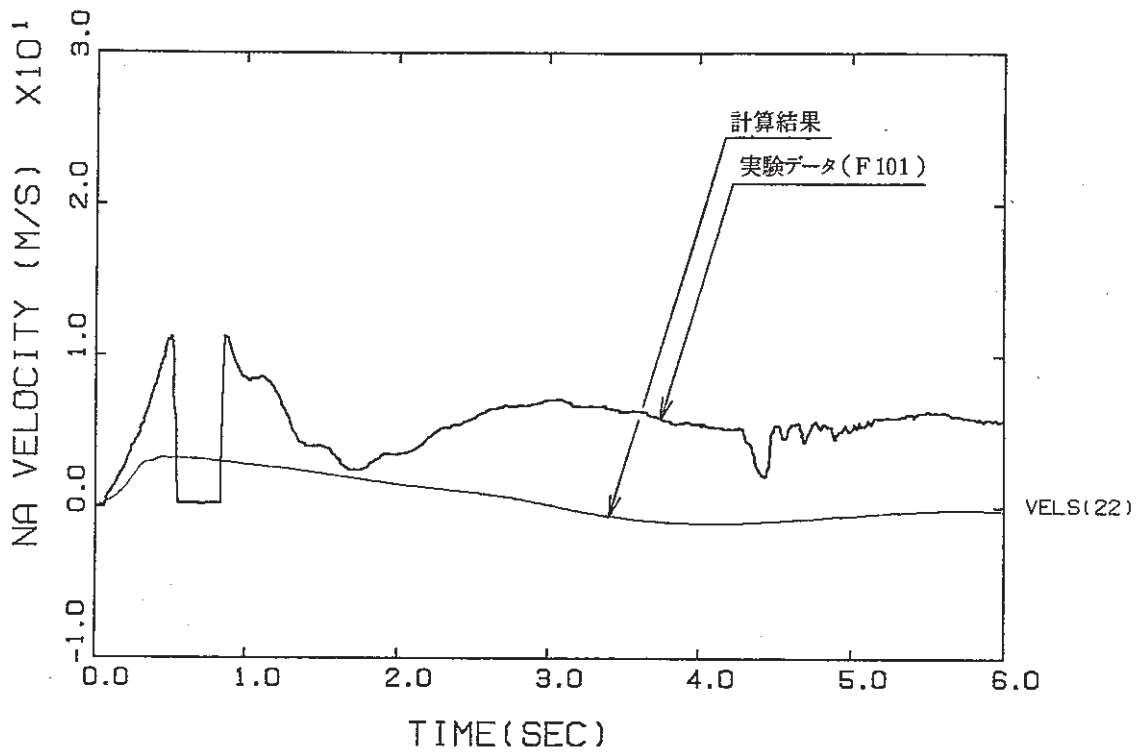


Fig. 5.1.15 コールドレグ流量(Run 4)と新モデルとの比較

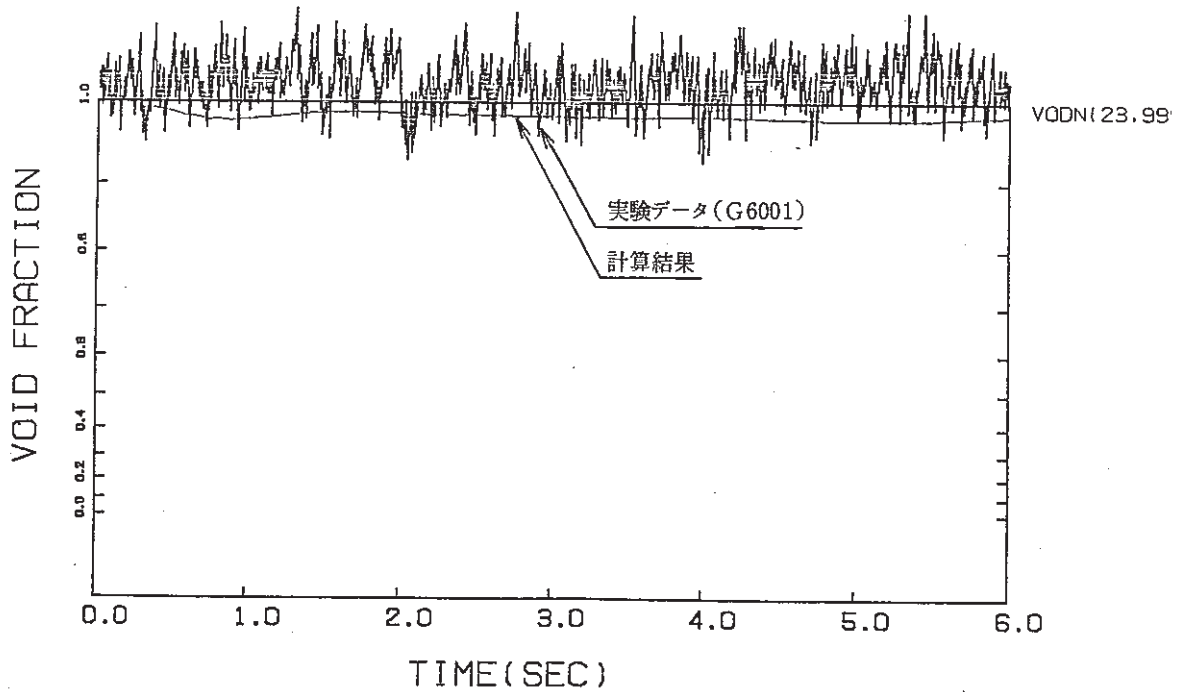


Fig. 5.1.16 圧力開放系配管内ボイド率(Run 4)と新モデルとの比較

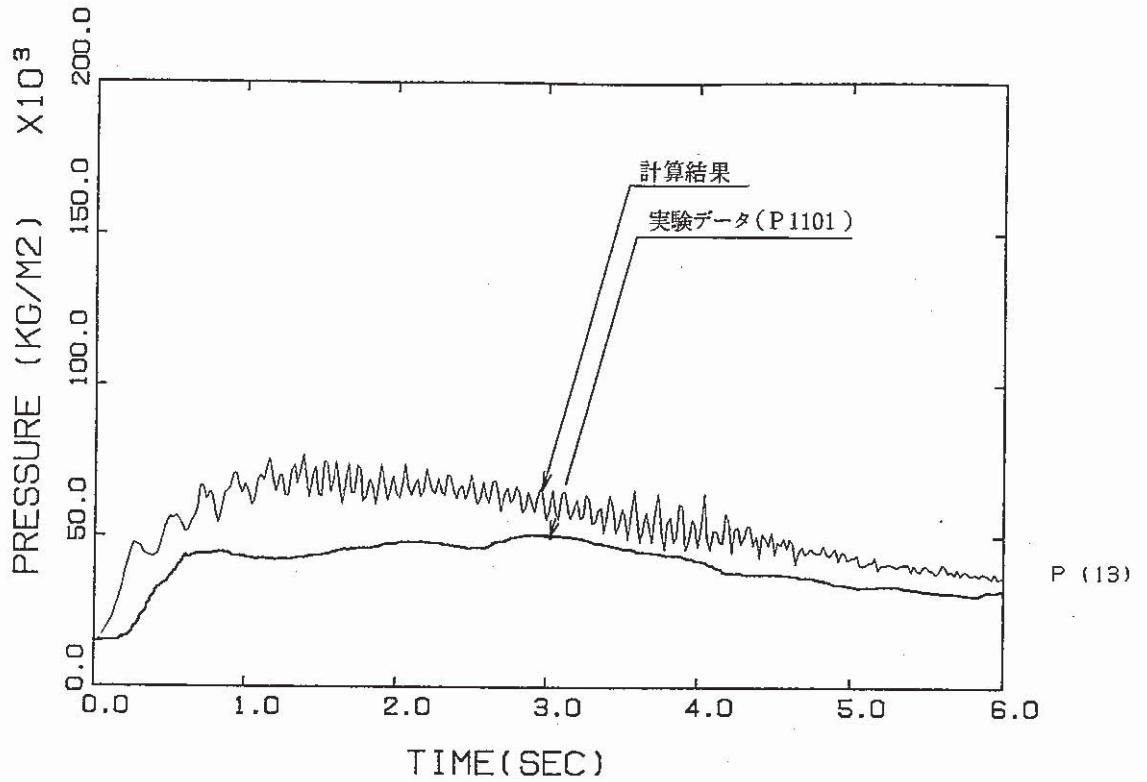


Fig. 5.2.1 蒸発器 (E V) 内圧力(Run 6)と新モデルとの比較

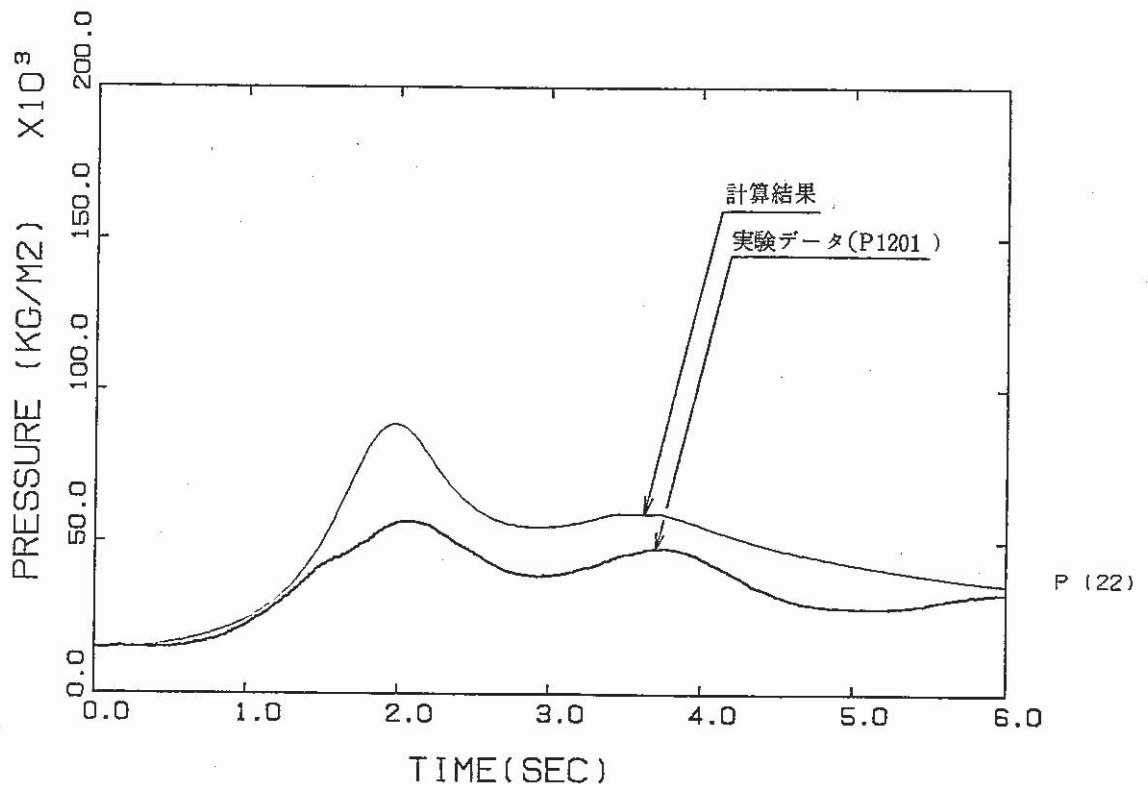


Fig. 5.2.2 過熱器 (S H) 内圧力(Run 6)と新モデルとの比較

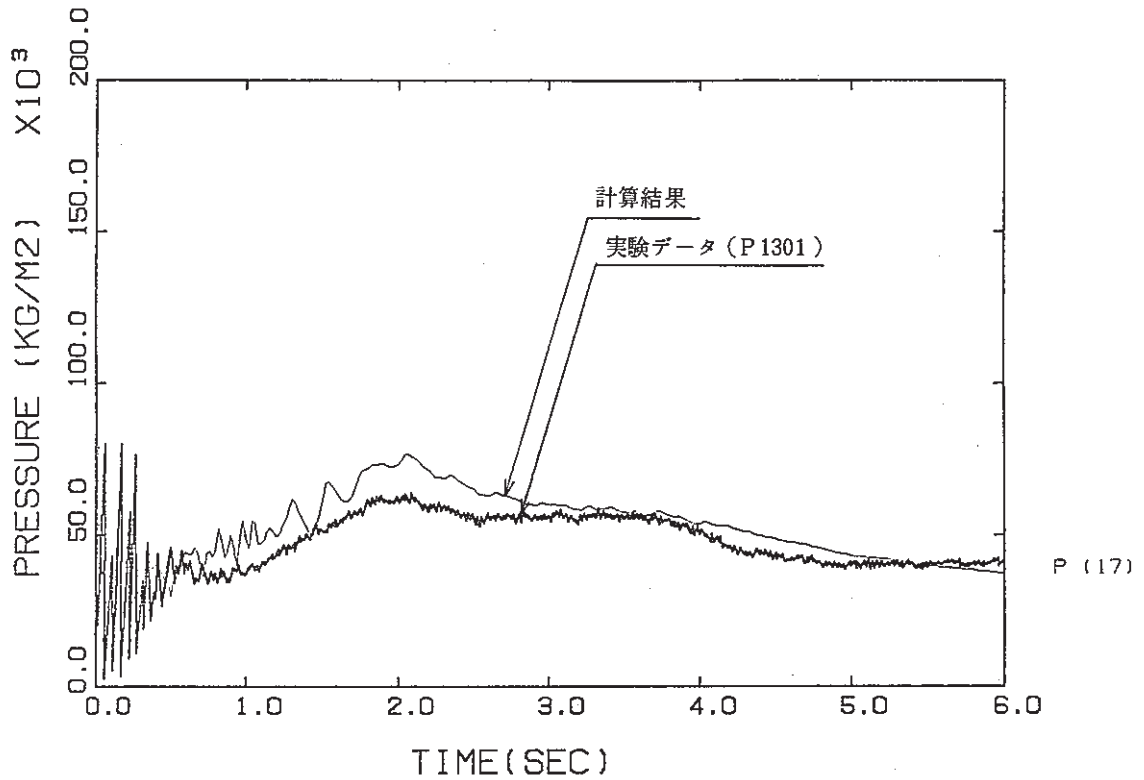


Fig. 5.2.3 I H X内圧力(Run 6)と新モデルとの比較

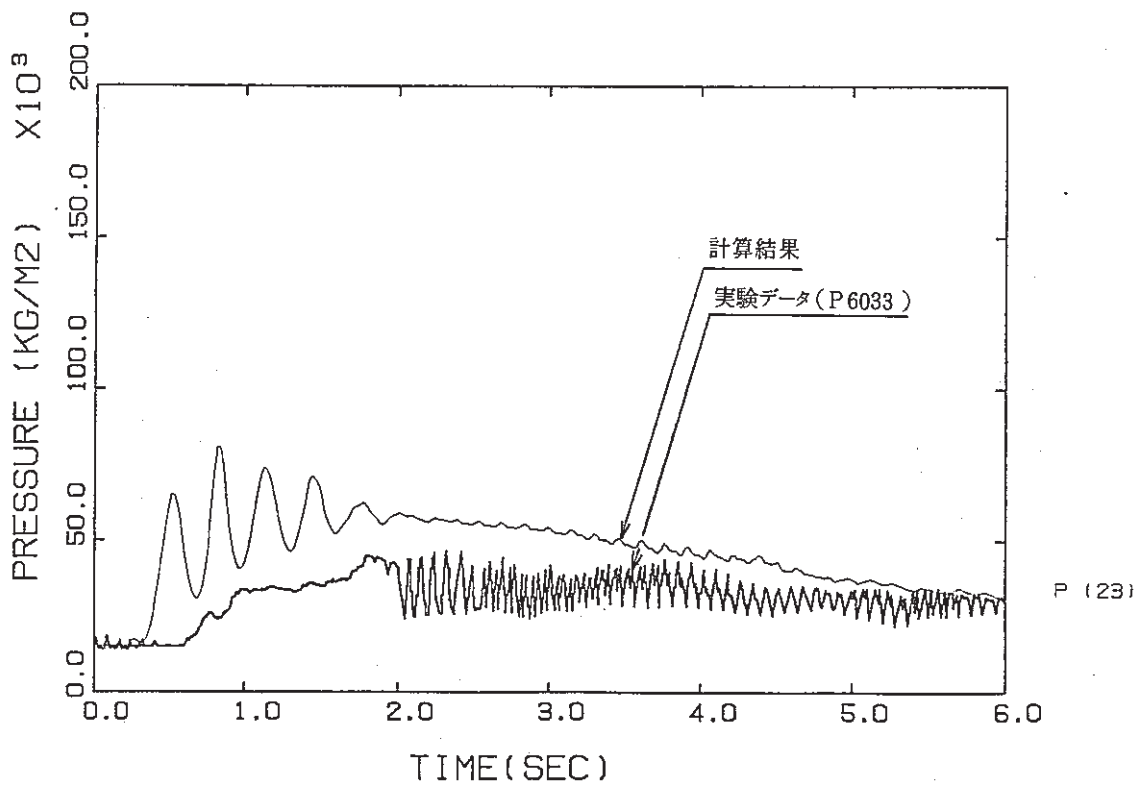


Fig. 5.2.4 圧力開放系配管内圧力(Run 6)と新モデルとの比較

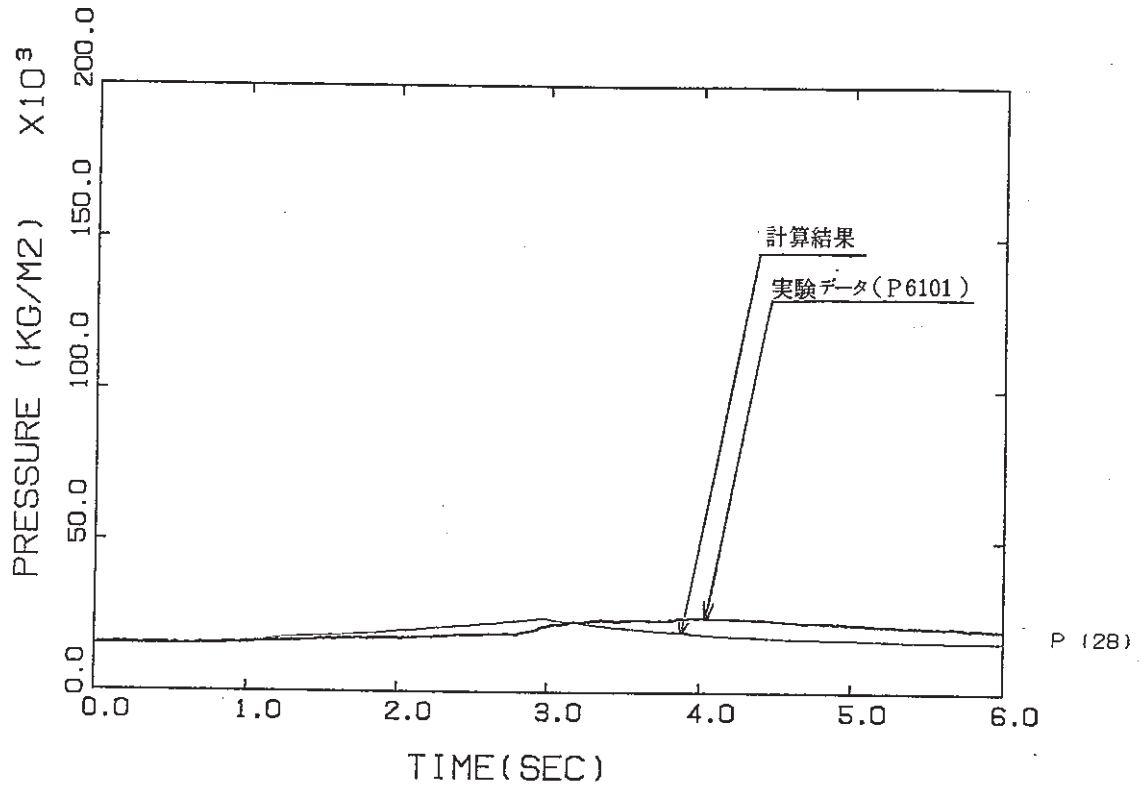


Fig. 5.2.5 収納容器 (R T) 内圧力(Run 6)と新モデルとの比較

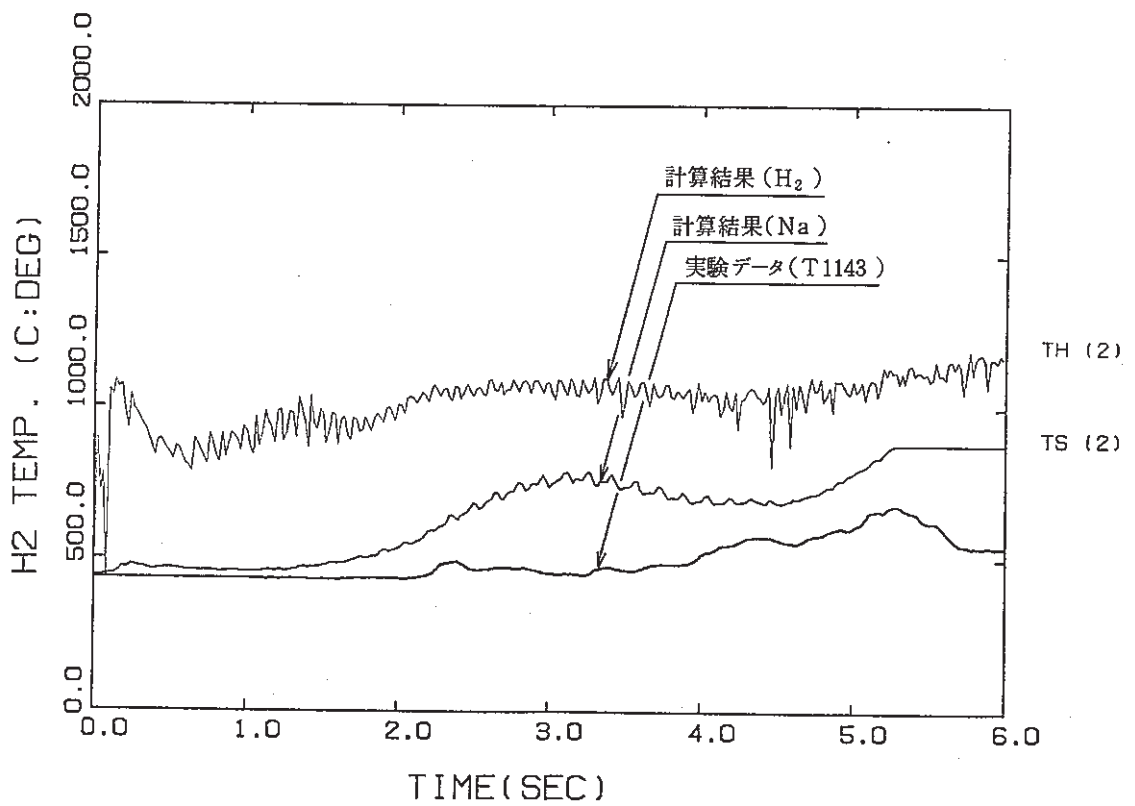


Fig. 5.2.6 ヘリカルコイル中部の温度(Run 6)と新モデルとの比較

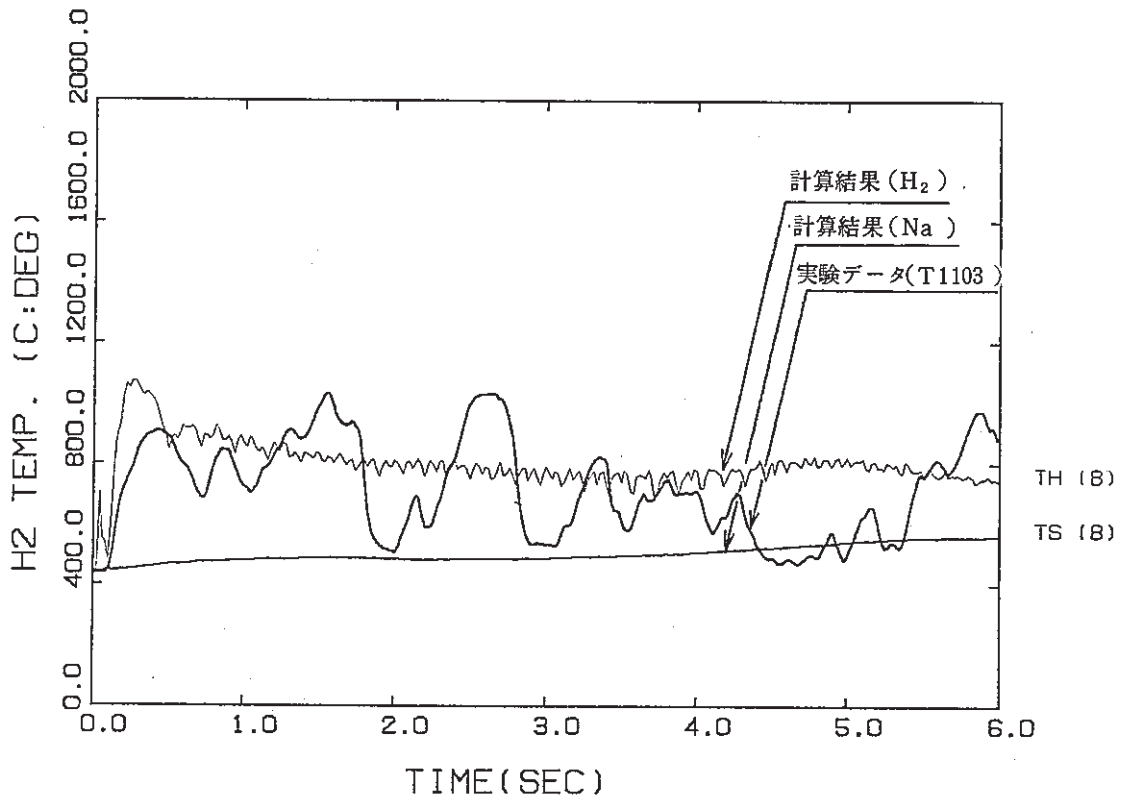


Fig. 5.2.7 上部プレナム温度(Run 6)と新モデルとの比較

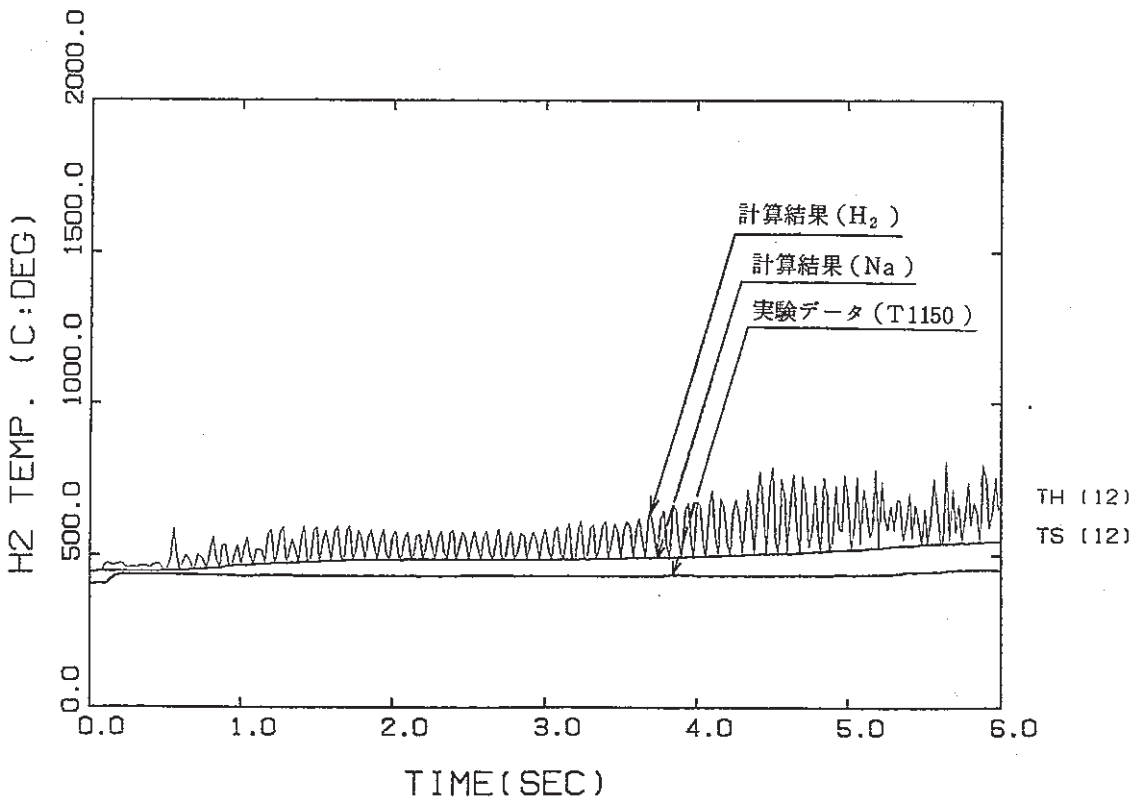


Fig. 5.2.8 センタパイプ上部の温度(Run 6)と新モデルとの比較

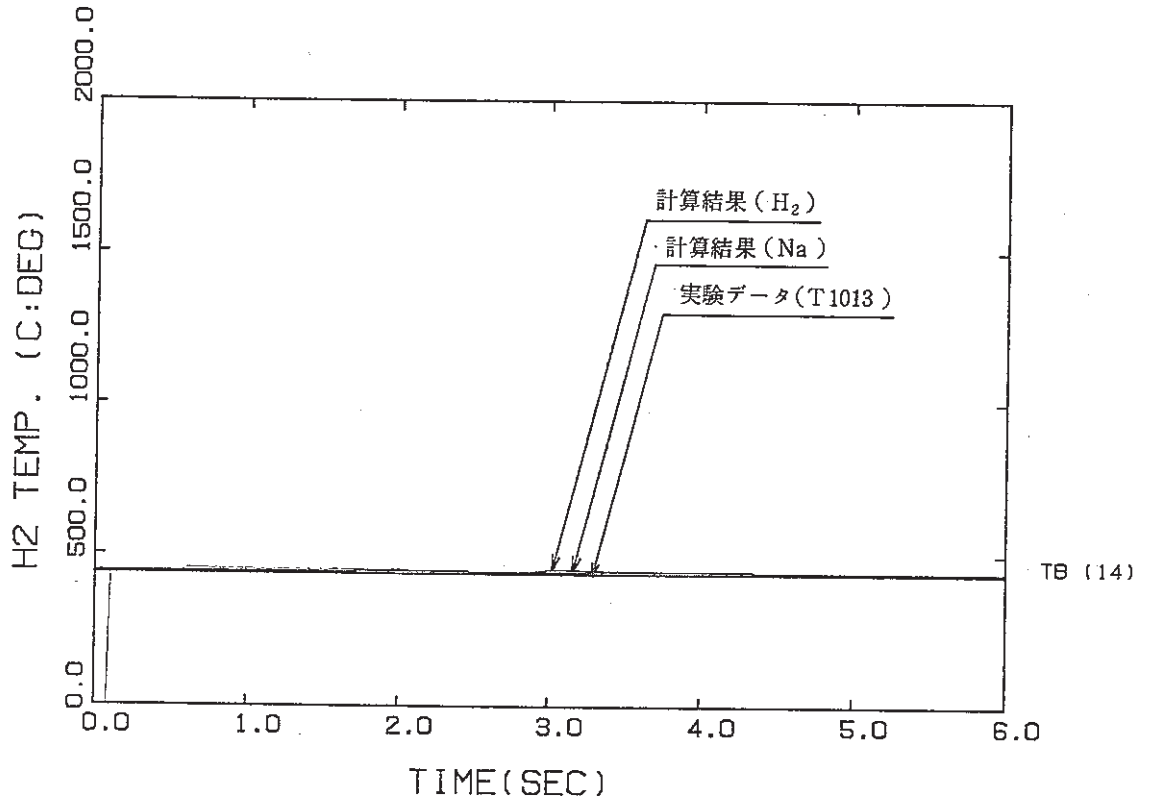


Fig. 5.2.9 ミドルレグ配管内温度(Run 6)と新モデルとの比較

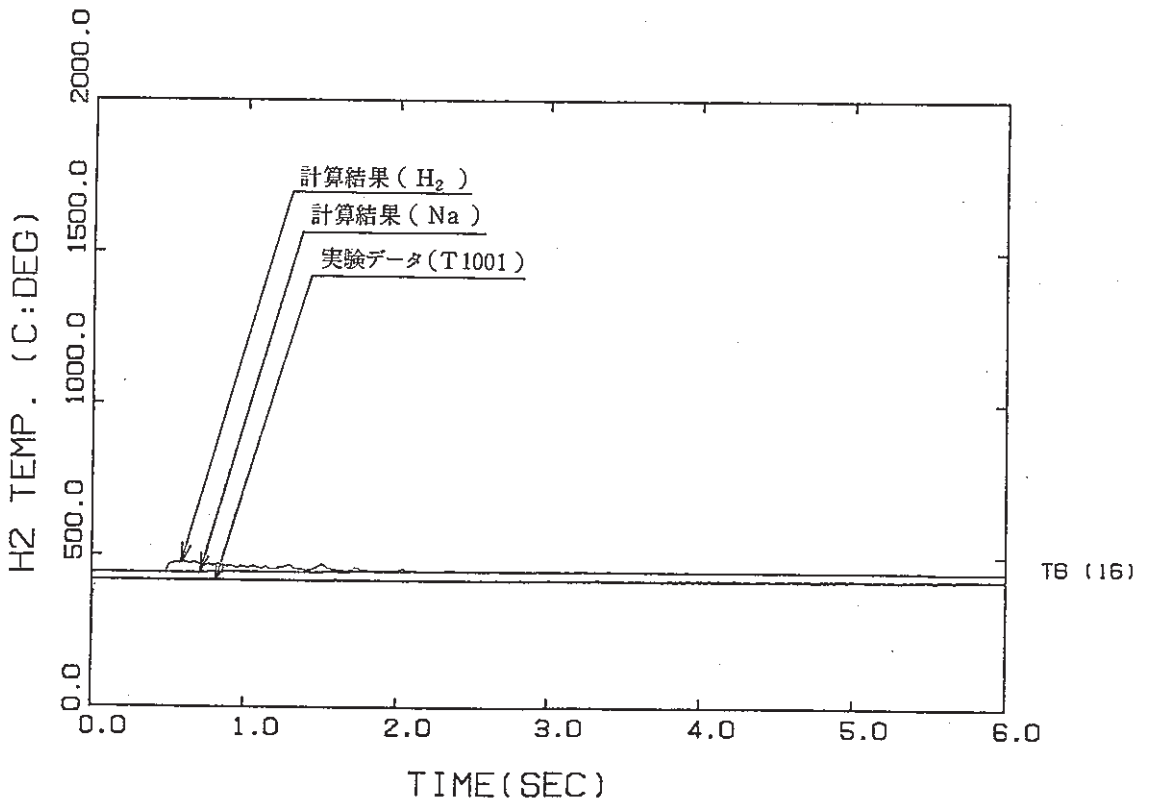


Fig. 5.2.10 コールドレグ配管内温度(Run 6)と新モデルとの比較

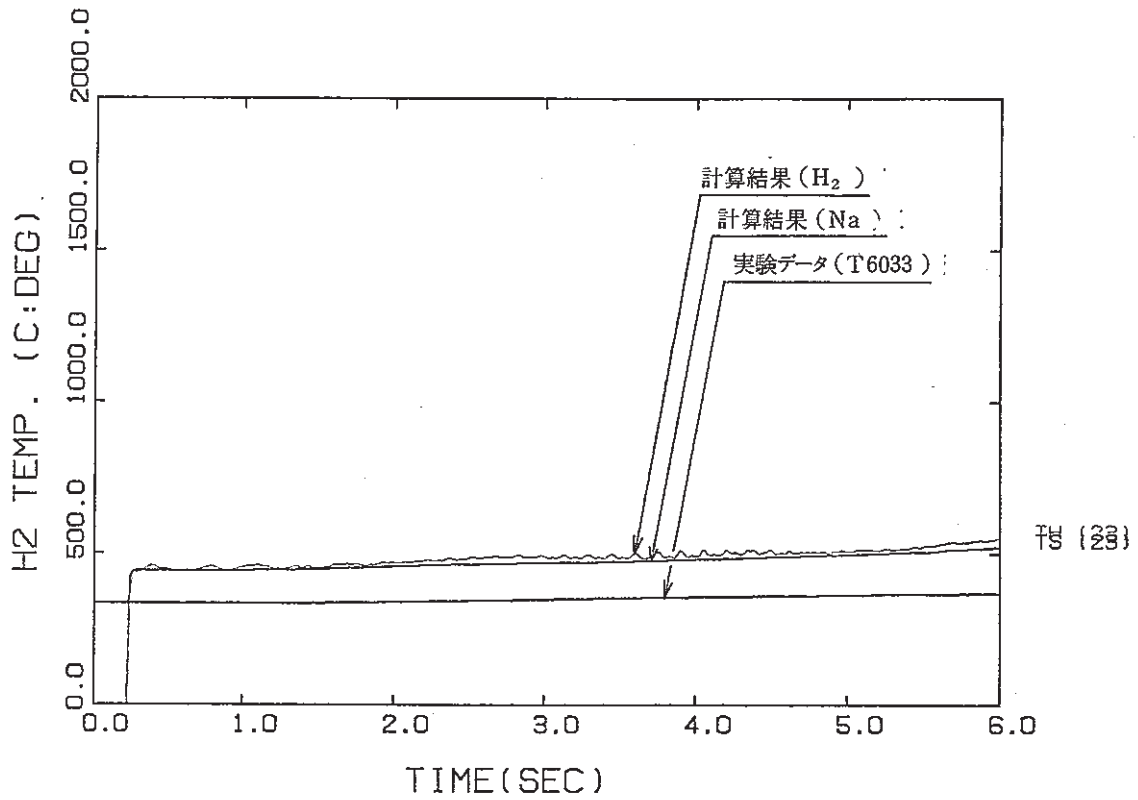
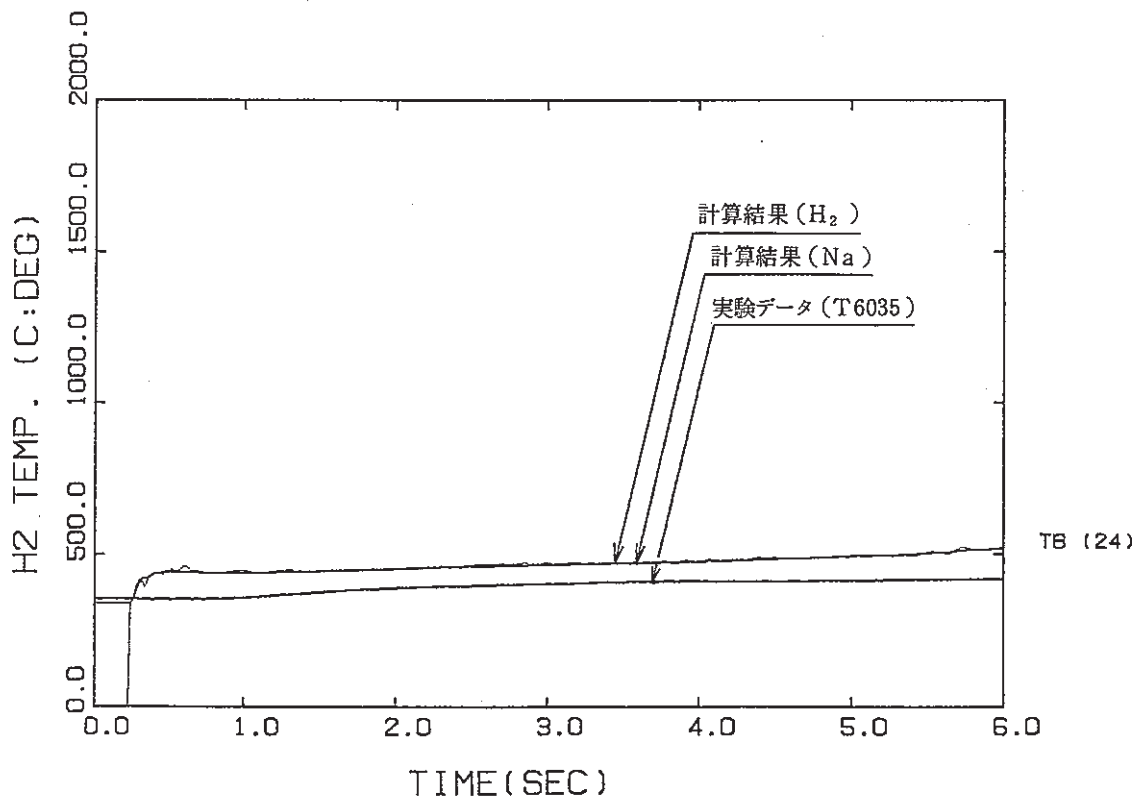


Fig. 5.2.11 圧力開放系配管内温度(Run 6)と新モデルとの比較



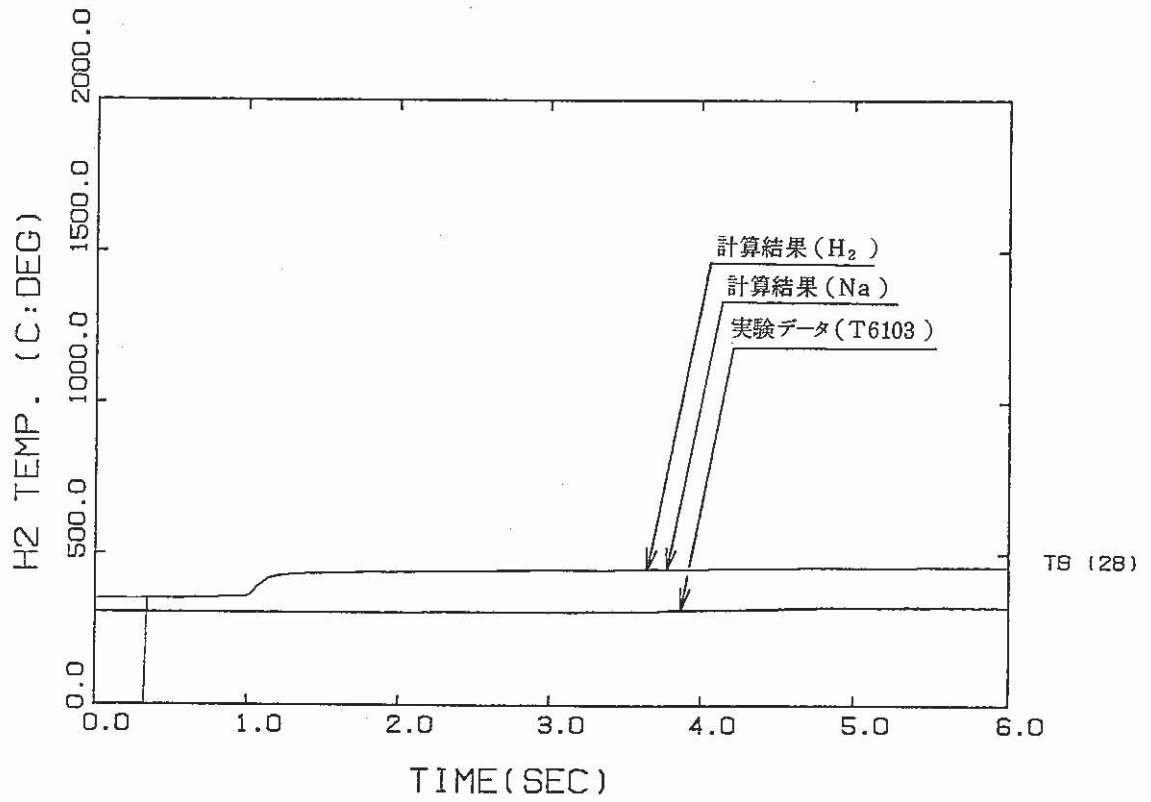


Fig. 5.2.12 収納容器内温度(Run 6)と新モデルとの比較

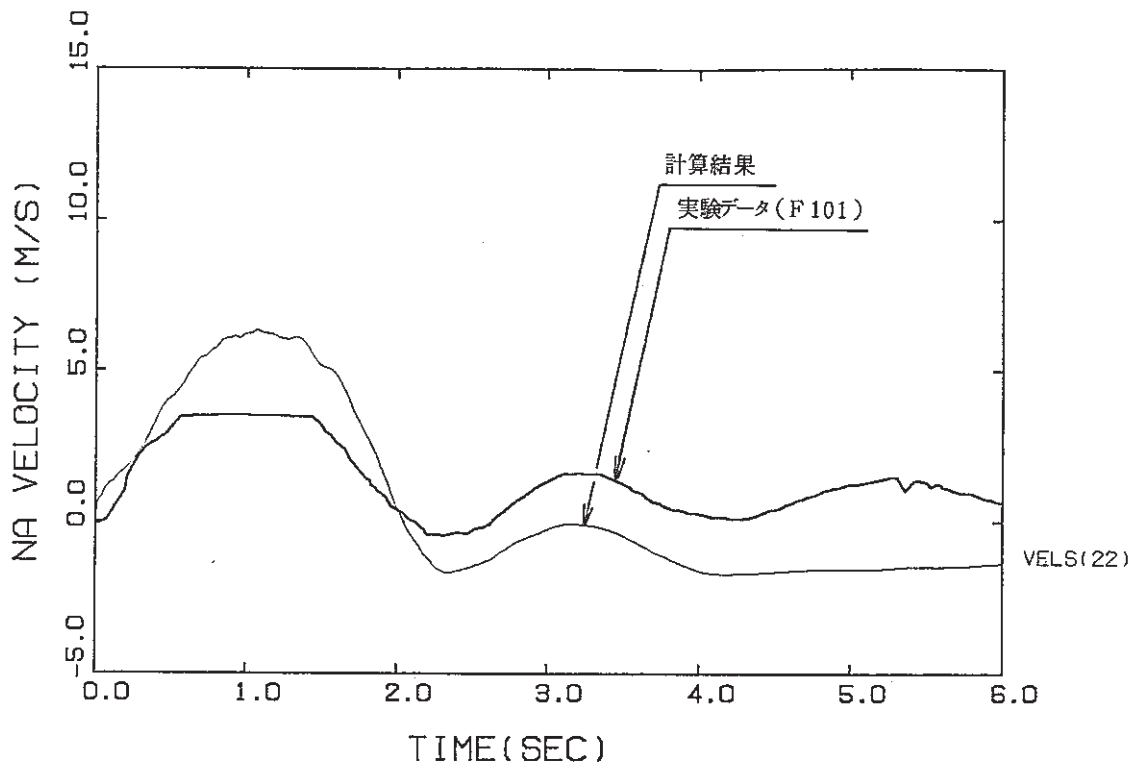


Fig. 5.2.13 コールドレグ流量(Run 6)と新モデルとの比較

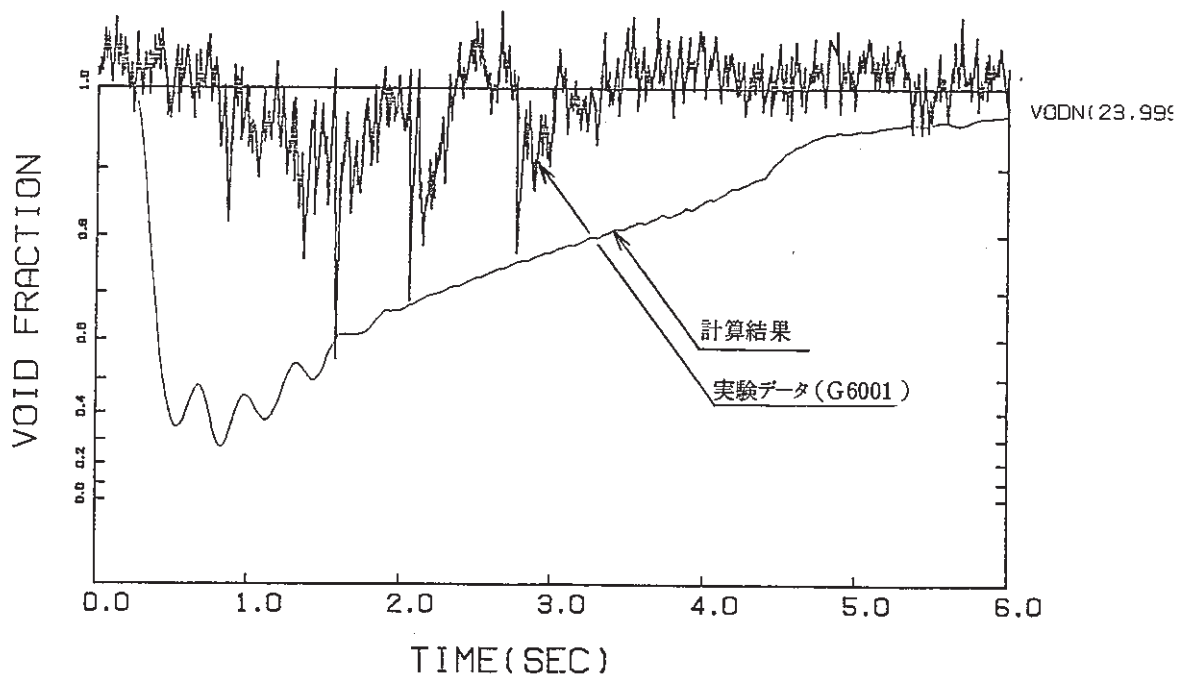


Fig. 5.2.14 圧力開放系配管内ボイド率(Run 6)と新モデルとの比較

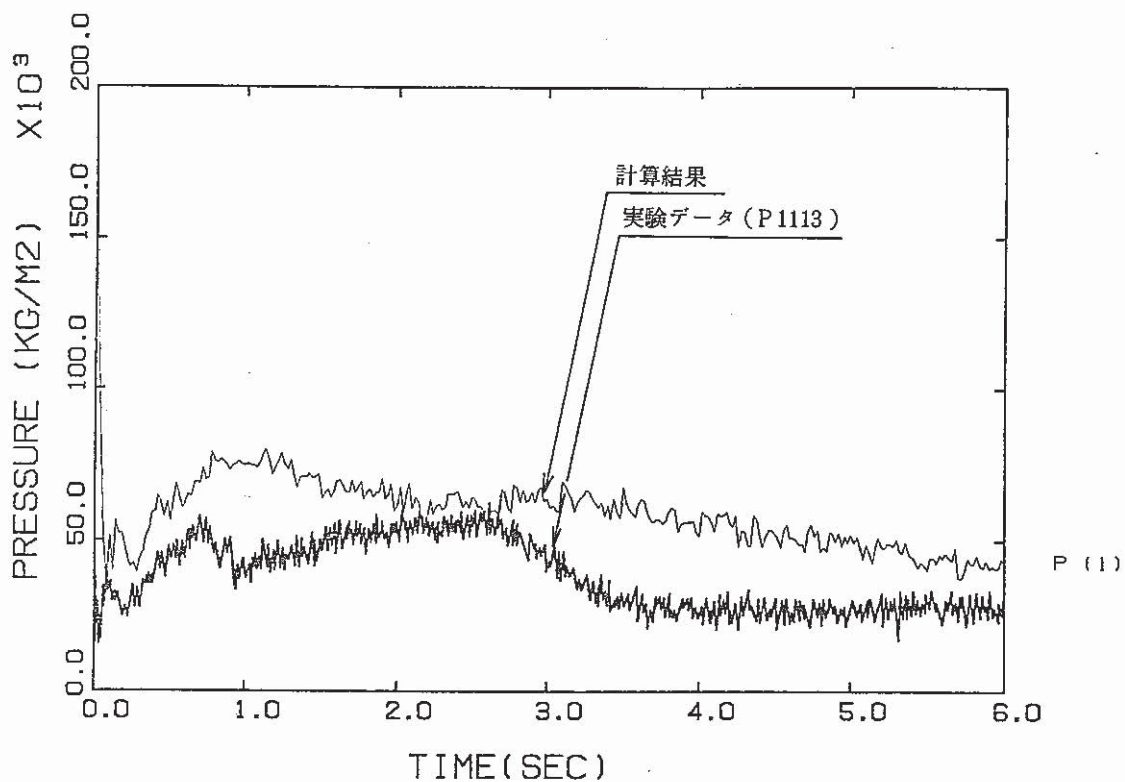


Fig. 5.3.1 蒸発器 (E V) 内圧力(Run 7)と新モデルとの比較

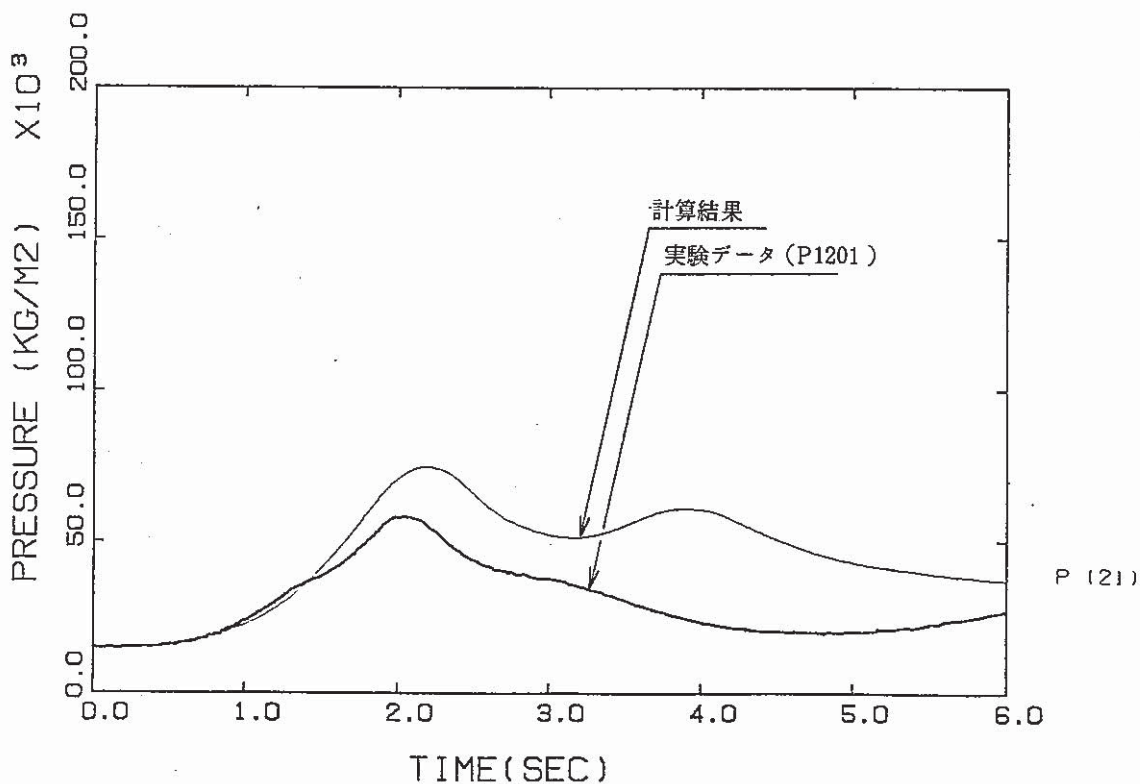


Fig. 5.3.2 過熱器 (S H) 内圧力(Run 7)と新モデルとの比較

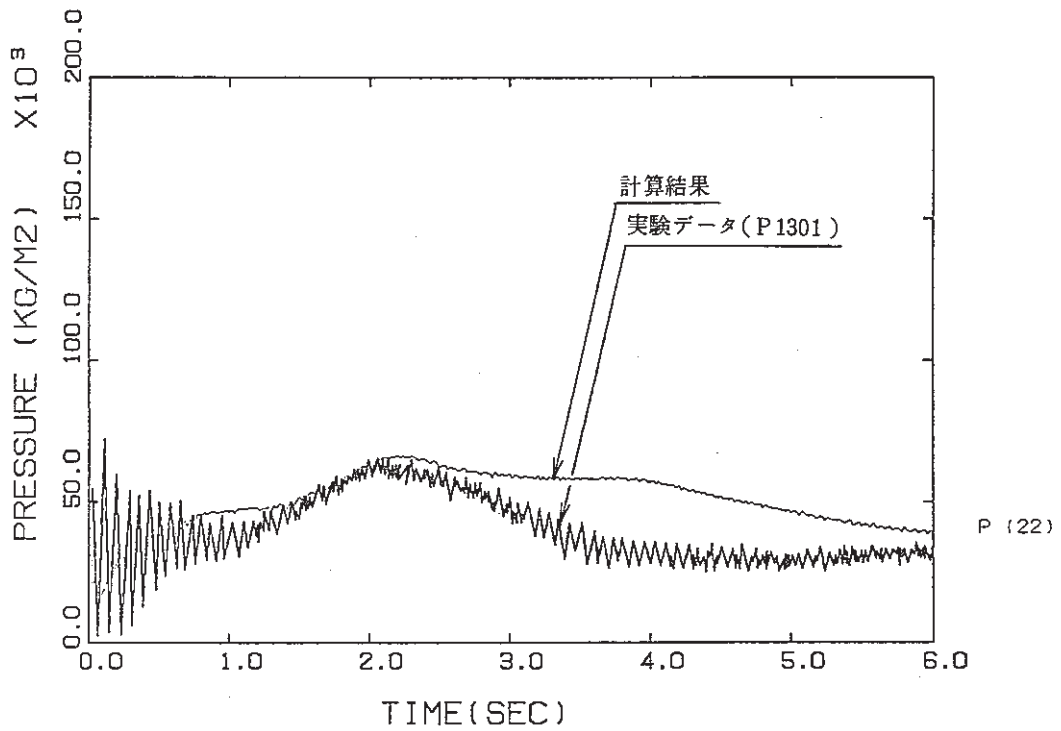


Fig. 5.3.3 I H X内圧力(Run 7)と新モデルとの比較

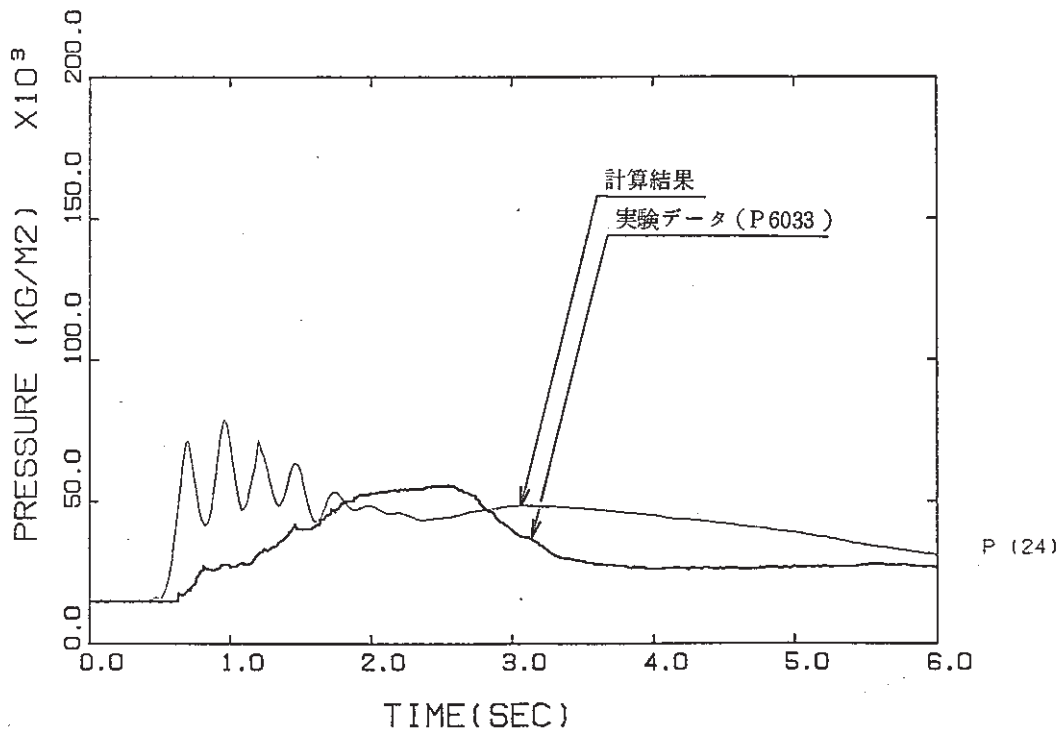


Fig. 5.3.4 圧力開放系配管内圧力(Run 7)と新モデルとの比較

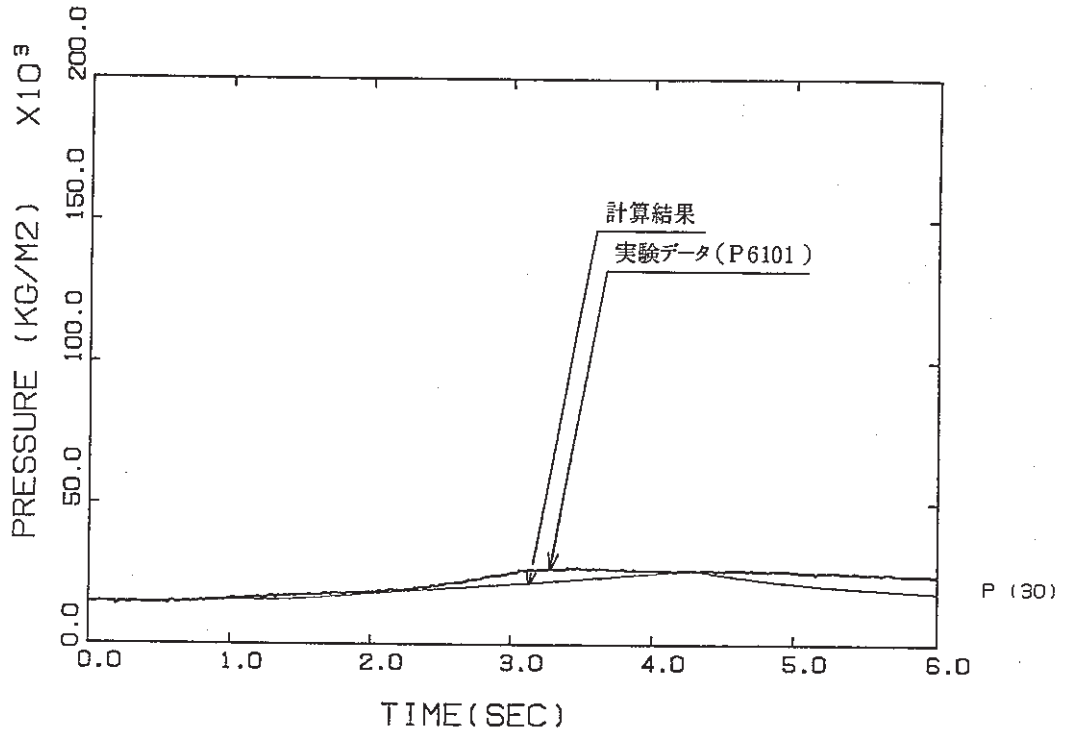


Fig. 5.3.5 収納容器 (RT) 内圧力(Run 7)と新モデルとの比較

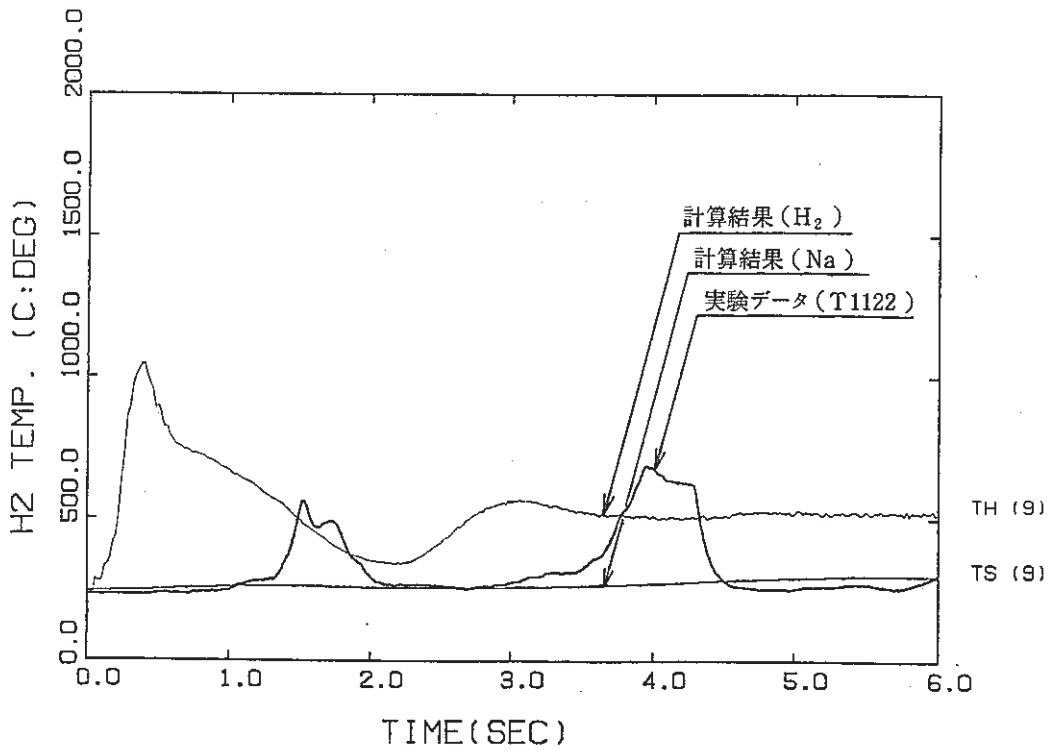


Fig. 5.3.6 ダウンカメラ下部の温度(Run 7)と新モデルとの比較

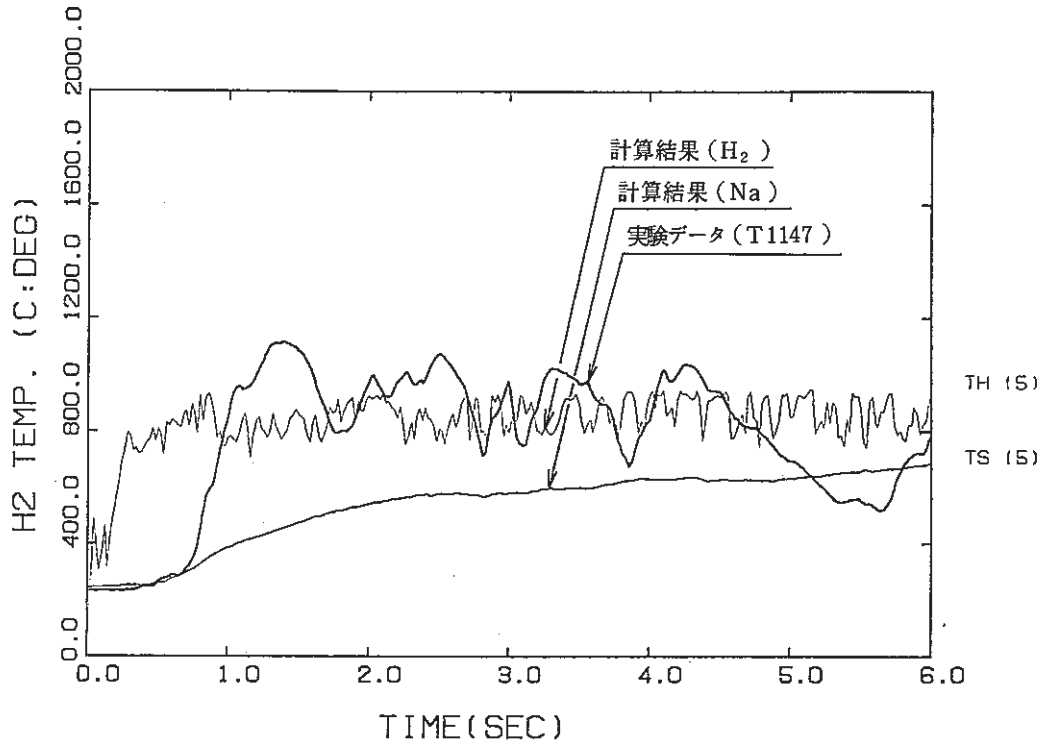


Fig. 5.3.7 ダウンカメラ上部の温度(Run 7)モデルとの比較

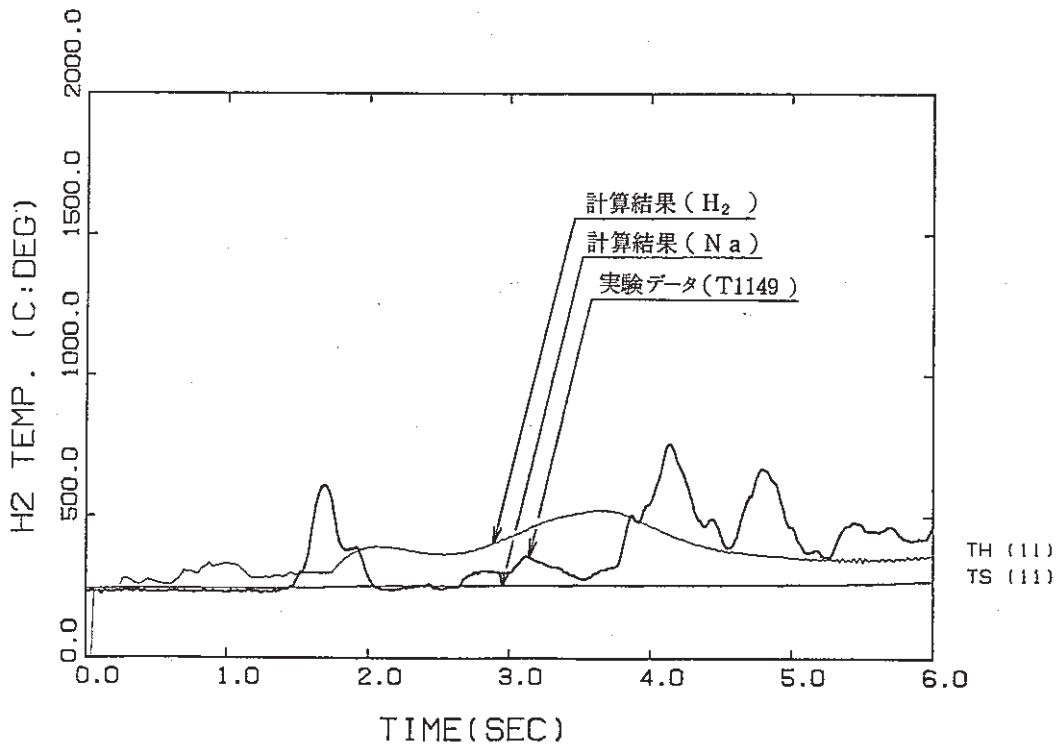


Fig. 5.3.8 ダウンカメラ上部の温度(Run 7)モデルとの比較

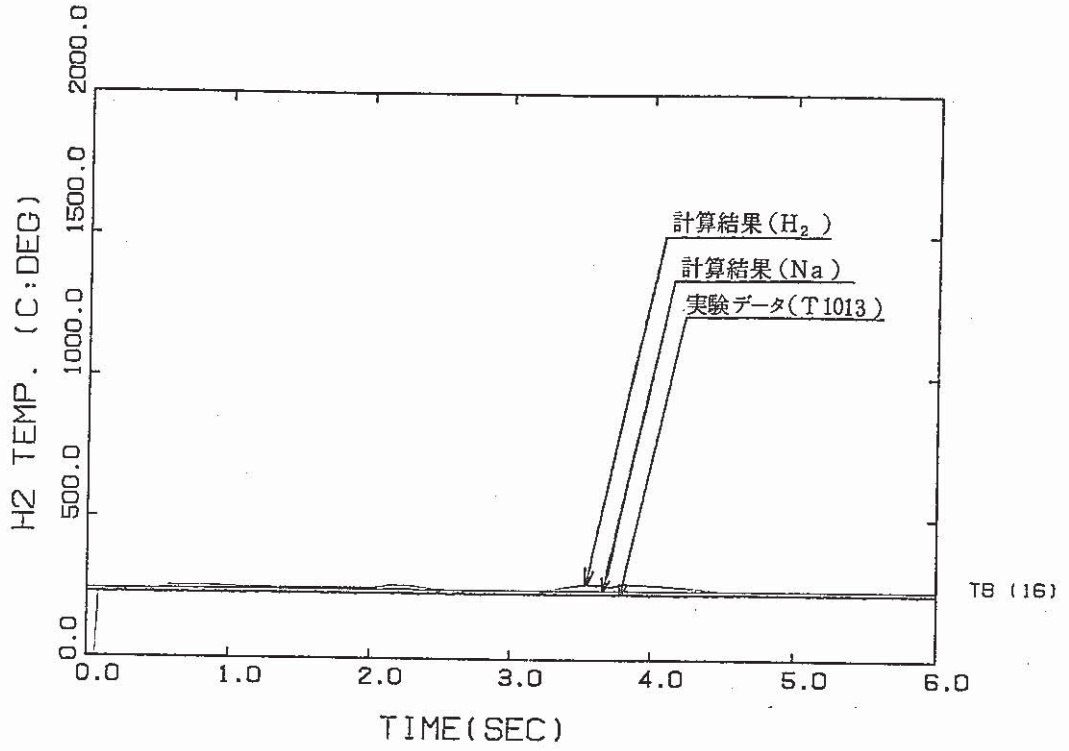


Fig. 5.3.9 ミドルレグ配管内温度(Run 7)と新モデルとの比較

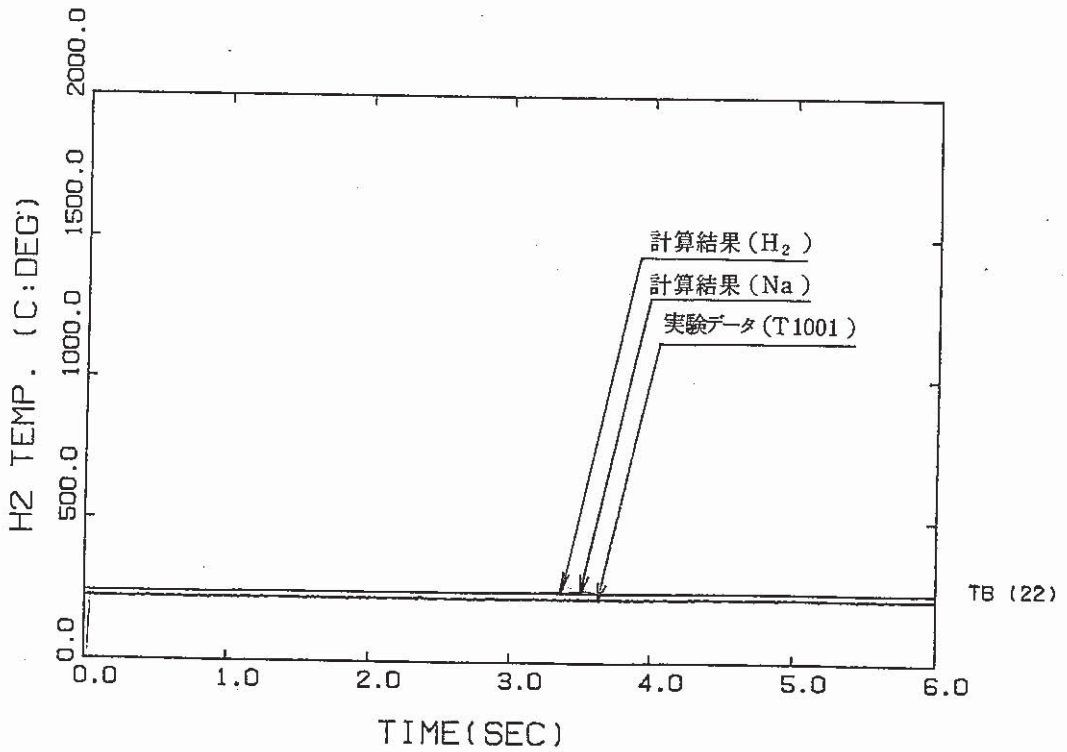


Fig. 5.3.10 コールドレグ配管内温度(Run 7)と新モデルとの比較

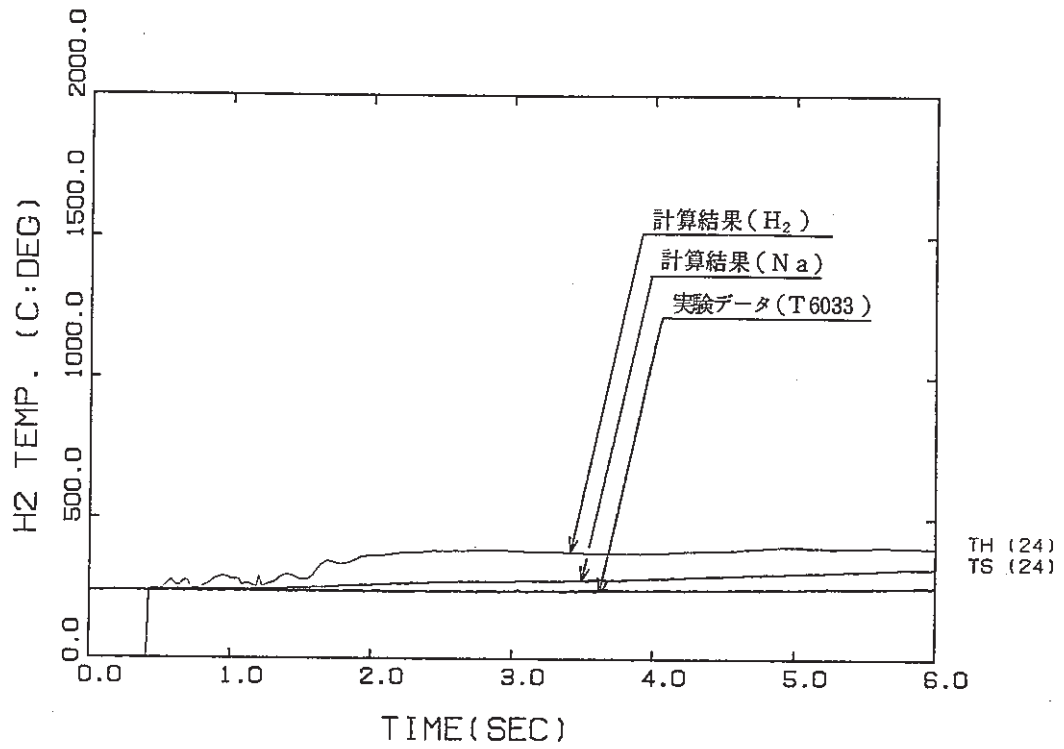


Fig. 5.3.11 圧力開放系配管内温度(Run 7)と新モデルとの比較

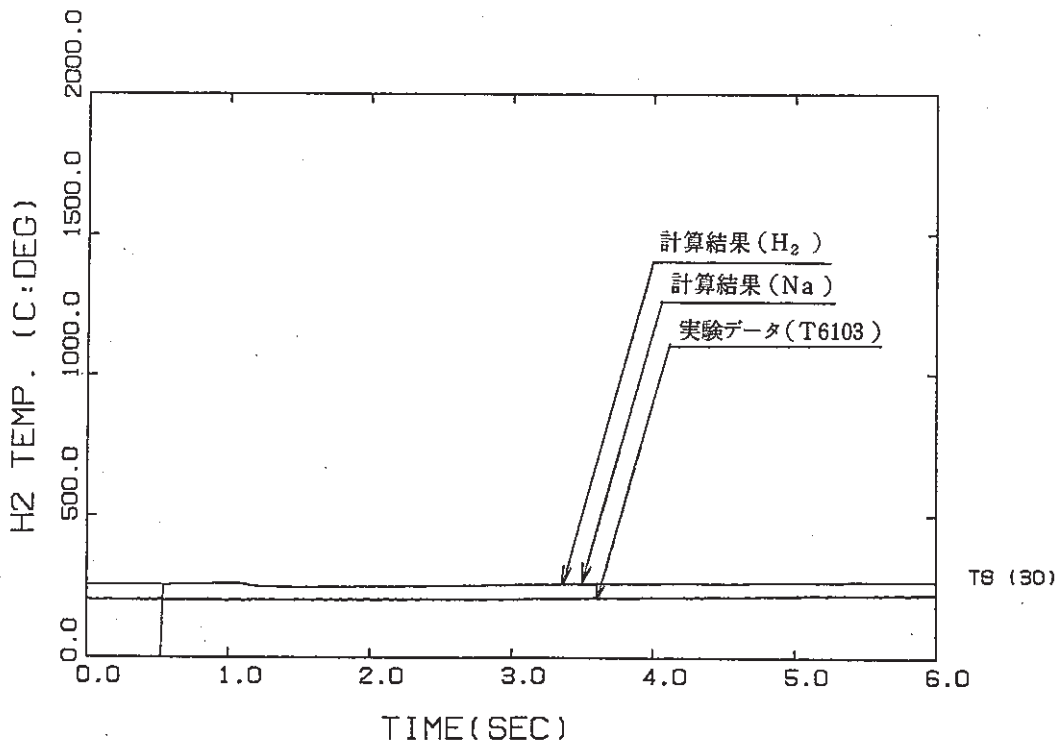


Fig. 5.3.12 収納容器内温度(Run 7)と新モデルとの比較

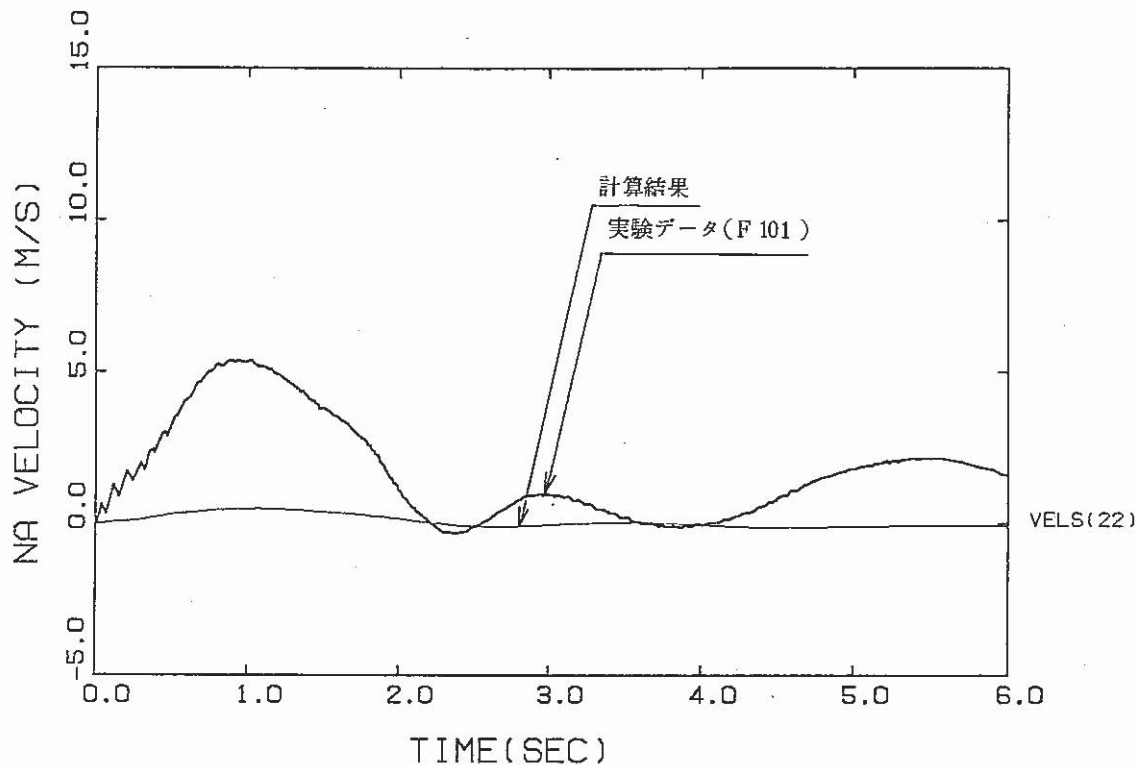


Fig. 5.3.13 コールドレグ流量(Run 7)と新モデルとの比較

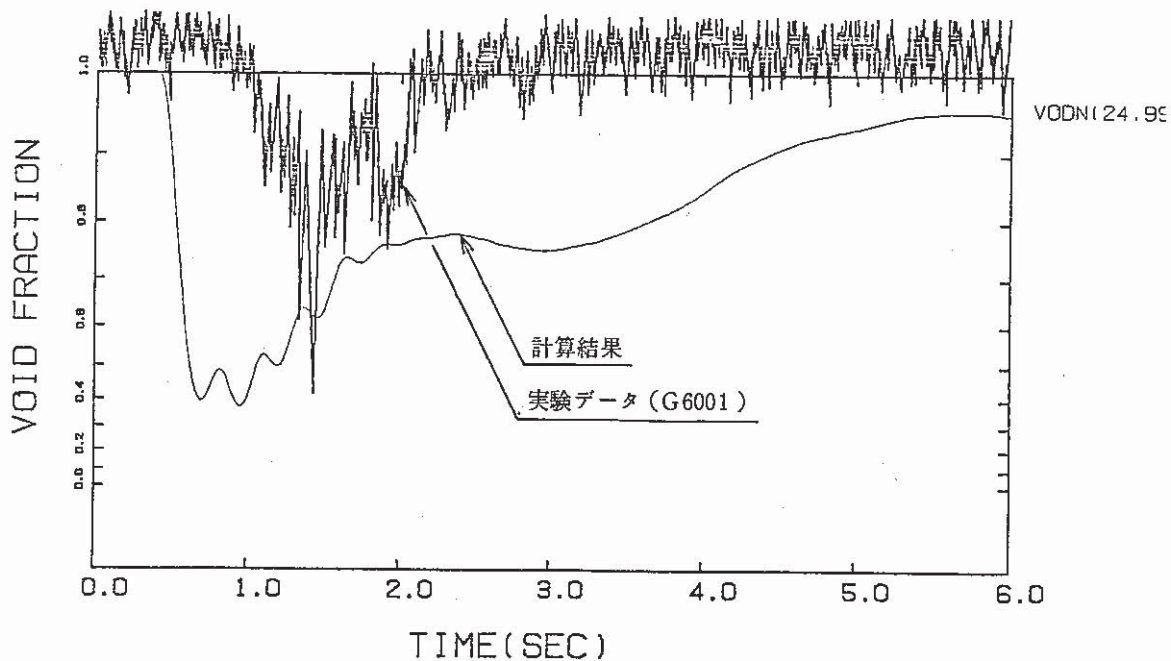


Fig. 5.3.14 圧力開放系配管内ボイド率(Run 7)と新モデルとの比較

APPENDIX 1. データ入力仕様

参考文献1)に示したように、フェーズⅠの作業でQGEN, TRDBST(i), TCRBST(#RD-4331~4335)が入力データとして増えたが、フェーズⅡでは、特に新たな入力変数は導入しなかった。その代わり、以下のTable A. 1~A. 4の中でハッチで示したように、IDRIF(#RD-903)の値の持つ意味が変わった。

従って、従来の入力データをそのまま用いてHirtのモデルやZuberのモデルで計算しようとする場合は、このIDRIFの値の変更が必要となる。但し、それ以外はフェーズⅠバージョンとの互換性は完全に保たれている。また、新しいモデルで計算を行う場合は、NBUB(#RD-4048)やVOIDA3(#RD-4051)は内部で計算されるため、入力の必要はなくなる(入力しても値は無視される。)

Table A.1 整数制御データ

番地	入力変数名	内容
3	JGSTD	SWAC13E 計算の実行 = 1 : SWAC13E による新たな計算の実行 = 2 : SWAC13E によるリスタート計算の実行
7	JSTEP	総ステップ数 (これを越えると計算を打ち切る)
26	IOUT(i,4) i=1,5	計算結果出力制御 (ICDT13(#ID-903) = 0 か 1 の場合のみ有効) i=1 : 出力ステップ間隔初期値 i=2 : 出力ステップ間隔中間値 i=3 : 出力ステップ間隔最終値 i=4 : 初期値→中間値への変更時ステップ数 i=5 : 中間値→最終値への変更時ステップ数
49	IOPT	イニシアライズ計算結果の出力制御 = 0 : イニシアライズ計算結果を出力しない。 = 1 : イニシアライズ計算結果の出力する。
53	ISEL13	プロットデータ格納制御 = 0 : 計算結果のプロット用データファイルを作成しない。 = 1 : 計算結果のプロット用データファイルを作成する。
56	ISKI13	プロットデータ格納時の間引きステップ数 (ISEL13=1 のみ有効) ISKI13 ステップ毎にプロットファイルに格納する。
58	IPRINT	プロットファイル内データのチェック制御 = 0 : チェックしない。 = 1 : チェックした上、最大値、最小値を出力する。
60	INO	リスタート開始データ数。(JOSTD= 2 の時のみ有効)

Table A.2 実数制御データ

番地	変数名	単位	内容
3	TSTART	sec	計算開始時刻 (通常は0.0 sec)
4	TEOS	sec	計算終了時刻

Table A.3 整数入力データ

番地	整変数名	内容
1	NSG	SG (カバーガス空間と圧力開放板を有する) の個数 ≤ 3
2	NNODE	総ノード数 ≤ 40
3	NLINK	総リンク数 ≤ 55
4	NODERT	反応生成物収納容器のノード番号 $\leq \text{NNODE}$
5	NNODEC(i) (i=1, NSG)	SG(i) のカバーガスを構成するノード数 各 ≤ 5 $\leq \text{NNODE}$
8	NODECG(i) (i=1, NSG)	SG(i) のカバーガス部における圧力開放板及び圧力開放系配管 接続ノード番号
11	NODEC(j, i) (j=1, NNODEC(i) , i=1, NSG)	SG(i) のカバーガス部を構成するノード番号 NODEC(1, 2) は16番地 NODEC(1, 3) は21番地
26	NLINKD	SG間の配管部リンク数 ≤ 20
27	LINKD(k) (k=1, NLINKD)	SG間の配管部リンク番号
47	INODE(k)	リンク(k) のイニシャル・ノード
102	TNODE(k)	リンク(k) のターミナル・ノード
157	NLINKH	伝熱管束部に直交する流路方向をもつリンクの総数 ≤ 20
158	NLINKZ	サブリンクに分割するリンクの総数 ≤ 30
159	NLINKB	ベンドを有するリンクの総数 ≤ 20
160	LINKH(k) (k=1, NLINKH)	伝熱管束部に直交する流路方向をもつリンクの番号
180	LINKZ(k) (k=1, NLINKZ)	サブリンクに分割するリンクの番号
210	NZ(k) (k=1, NLINK)	リンク(k) のサブリンク数-1 (= 0 : サブリンクに分割しない) ≤ 9
265	LINKB(k) (k=1, NLINKB)	ベンドを有するリンクの番号
285	NBEND(k) (k=1, NLINK)	リンク(k) の有するベンド数 各 ≤ 10
340	ZNUMB(j, k) (j=1, NBEND(k), k=1, NLINK)	リンク(k) をサブリンクに分割したとき、ベンド(j) の存在する サブリンク番号 (リンク毎に入力) (ZNUMB(1, 2)の番地は350 となる。)

Table A.3 整数入力データ (続き)

番地	整変数名	内容
890	NNODEW	注水されるノードの総数 ≤ 10
891	NODEW(i) (i=1, NNODEW)	注水されるノードの番号 $\leq \text{NNODE}$
901	NWTR	水リーク率入力点数 ≤ 20
902	NVOID	SWAC13E では使用せず。
903	ICDT13	時間メッシュ制御変数 = 0 : DT(#RD-3262)で与える一定値を用いる。 = 1 : DT13A, DT13B, 及びDT13C(#RD-3265) で与える値に切替える。 = 2 : 時間メッシュとして、自動可変値を用いる。
904	IDRIF	相対速度計算モデルのオプション = 0 : 相対速度計算を行わない。 = -1 : Hirtのモデルによる相対速度値を熱交換計算のみに使用。 = 1 : Hirtのモデルによる相対速度値を使用。 = -2 : Zuber のモデルによる相対速度値を熱交換計算のみに使用。 = 2 : Zuber のモデルによる相対速度値を使用。 = -3 : RELAP5のモデルによる相対速度値を熱交換計算のみに使用。 = 3 : RELAP5のモデルによる相対速度値を使用。
905	IFTUBE	伝熱管束部の圧損係数のオプション = -1 : Re数の上限を切って修正Grimson の式を使用。 = 1 : Re数の上限を切らず修正Grimson の式を使用。 = -2 : Re数の上限を切ってJacob の式を使用。 = 2 : Re数の上限を切らずJacob の式を使用。
906	IHGLC	気液熱交換式についてのオプション。 = 0 : 組み込み計算式を使用。 = 1 : 計算式をHGLC(#RD-4053)で与える。
907	IHGMC	気相-構造物間の熱交換式についてのオプション。 = 0 : 組み込み計算式を使用。 = 1 : 計算式をHGMC(#RD-4054)で与える。
908	IHLMC	液相-構造物間の熱交換式についてのオプション。 = 0 : 組み込み計算式を使用。 = 1 : 計算式をHLMC(#RD-4055)で与える。
909	IHMOC	構造材からの熱移動についてのオプション。 = 0 : 輻射と伝達とを考慮する。 = 1 : 熱伝達のみを考慮する。 熱伝達係数はHMOC(#RD-4056)で与える。
910	IWCRT	圧力大気開放系の放出弁の流量計算式のオプション。 = 0 : 組み込み計算式を使用。 = 1 : C_v 値をCVCRT(#RD-4058)で与える。

Table A.3 整数入力データ (続き)

番地	整変数名	内容
911	IALINK(k) (k=1, NLINK)	リンク(k)の代表サブリンク番号 〔 1 〕
1001	INMMT(i) (i=1, NNODE)	3本以上のリンクに分岐したノード内での運動量保存則の適用。 = 0 : 保存則を無視する。 = 1 : 考慮する。
1045	NPLT(i) (i=1, 5)	プロット・データファイルの出力制御
1050	NPRT(i) (i=1, 5)	プリント出力制御変数
1055	IOREST(i) (i=1, 5)	リスタート・データファイル制御変数
1091	ITRC	反応部温度計算のオプション。 = 0 : 注水ノードの温度としてTREAT(#RD-4041)を入力。 = 1 : 生成水素ガス温度としてTREAT(#RD-4041)を入力。 = 2 : 水素ガス温度計算に組み込み計算式を使用。

Table A.4 実数入力データ

番地	変数名	単位	内容	
1	LCG(i)	m	カバーガスを有するノード(i)の長さ	
41	SOLVL	m	ナトリウム液面の基準点からの高さ	
42	LPCOIL	m	伝熱管束の水平方向ピッチ	
43	DCOIL	m	伝熱管外径	
44	HNODE(i) (i=1, NNODE)	m	ノード(i)の基準点からの高さ	
84	DNODE(i) (i=1, NNODE)	m	ノード(i)の等価直径	ノードの容積V(i)は $V(i) = (\pi/4) DNODE^2 \cdot LNODE$
124	LNODE(i) (i=1, NNODE)	m	ノード(i)の長さ	
164	D(j, k) (j=1, NZ(k)+1, k=1, NLINK)	m	リンク(k)のサブリンク(j)の水力直径 D(1,2)は174番地、 D(1,3)は184番地	
714	L(j, k) (j=1, NZ(k)+1, k=1, NLINK)	m	リンク(k)のサブリンク(j)の長さ L(1,2)は724番地、 L(1,3)は734番地	
1264	THETA(j, k) (j=1, NBEND(k), k=1, NLINK)	deg	リンク(k)のベンド(j)の角度(直角=90) THETA(1,2)は1274番地	
1814	ZETB(j, k) (j=1, NZ(k), k=1, NLINK)	-	リンク(k)のサブリンク(j)の形状圧損係数(但し、 ベンドによる圧損を除く) ZETB(1,2)は1824番地	
2364	RR(j, k) (j=1, NBEND(k), k=1, NLINK)	-	リンク(k)のベンド(j)の曲率半径と配管径との比 $RR=R/r$	
2914	NCOIL(k) (K=1, NLINK)	-	リンク(k)内の伝熱管の垂直方向段数	
2969	PCINT(i) (i=1, NSG)	kg/m ² a	SG(i)のカバーガス初期圧力	
2972	PRINT	kg/m ² a	圧力開放系、反応生成物収納容器内の圧力	
2973	PATM	kg/m ² a	大気圧力	
2974	PRD(i) (i=1, NSG)	kg/m ²	SG(i)の圧力開放板破壊圧力(差圧)	
2977	PRD(4)	kg/m ²	反応生成物収納容器の圧力開放板破壊圧力(差圧)	

Table A. 4 実数入力データ (続き)

番地	変数名	単位	内容
2978	TS	C	現在、使用せず。
2979	W(k) (k=1, NLINK)	kg/sec	リンク(k)の初期質量流量
3034	FT(i), i=1,40	—	現在、使用せず。
3074	M(i), i=1, NSG	—	SG(i)の圧力開放板の開口度(完全開口=∞)
3077	SC	—	大気放出弁の縮流係数
3078	LV	m	大気放出弁の開き長
3079	ALPHAW	—	ナトリウム-水反応時によるH ₂ /H ₂ Oのモル転換比
3080	HSURF	m	破断点のナトリウム液面からの深さ
3081	FW(i) (i=1, NNODE)	—	ノード(i)に注水される場合の水の分配率。通常の非注水ノードでは、FW(i)=0.0 (但し、 $\sum FW(i) = 1$)
3121	TT(j) (j=1, NWTR)	sec	注水率を指定する時刻
3141	WTR(j) (j=1, NWTR)	kg/sec	上記時刻 TT(i)に対応する注水率。
3161	NFRICT	—	摩擦損失係数の2相増倍係数の補正係数： $(\phi^2)^{NFRICT}$
3162	S(k)	—	現在、使用せず。
3217	TV(i)	—	現在、使用せず。
3237	VALP(i)	—	現在、使用せず。
3257	RCONST	kg-m/kg/K	水素のガス定数 (=420.55)
3258	GRAV	m/sec ²	重力加速度
3259	GRAVC	kg-f/kg-m/sec ²	重力換算係数
3260	NP	—	カバーガスのポリトロプ指数
3262	DT	sec	時間メッシュ幅 (ICDT13=0の場合のみ有効)
3263	TSTDB	sec	デバッグ用プリント開始時刻
3264	TENDB	sec	デバッグ用プリント終了時刻

Table A. 4 実数入力データ (続き)

番地	変数名	単位	内容	
3265	DT13A	sec	時刻0からTT13Aまでの時間メッシュ幅	ICDT13=1 の場合のみ 有効。
3266	DT13B	sec	TT13AからTT13Bまでの時間メッシュ幅	
3267	DT13C	sec	TT13B以後の時間メッシュ幅	
3268	TT13A	sec	時間メッシュ幅変更時刻	
3269	TT13B	sec	時間メッシュ幅変更時刻	
3311	A1LINK(j,k) (j=1, NZ(k)-1, k=1, NLINK)	m ²	リンク(k)のサブリンク(j)の流路断面積 〔デフォルト値としては、 $\frac{1}{4}\pi D(j,k)^2$ が入る〕	
3900	ROUGH	m	流路壁粗さ	
4001	TEMPI(i) (i=1, NNODE)	C	ノード(i)の初期温度	
4041	TREACT	C	ITRC=0 : 反応ノードの温度 ITRC=1 : 発生水素の温度	
4042	TROOM	C	室温	
4043	GAMH2	—	水素ガスのポリトロプ指数	
4044	EPSI	—	構造材表面の輻射率	
4045	SIGMA	kcal/m ² /s/deg ⁴	ステファン-ボルツマン定数	
4046	CMET	kcal/kg/deg	構造材の比熱	
4047	CDRAG	—	気泡/液滴の抗力係数	
4048	NBUB	1/m ³	気泡/液滴の密度	
4049	VOIDA1	—	気相/液相と構造材との熱伝達を考慮する下限ボイド率	
4050	VOIDA2	—	圧力計算を行う下限ボイド率	
4051	VOIDA3	—	気泡流と液滴流との境界ボイド率	
4052	LNCOIL	m	伝熱管束の垂直方向ピッチ	
4053	HGLC	kcal m ² sec deg	気相と液相との熱伝達係数	
4054	HGMC		気相と構造材との熱伝達係数	
4055	HLMC		液相と構造材との熱伝達係数	
4056	HMOC		構造材表面からの放熱伝達係数	

Table A. 4 実数入力データ (続き)

番地	変数名	単位	内容
4057	KMET	kcal/m/sec/deg	構造材の熱伝導度
4058	CVCRT	—	反応生成物収納容器大気開放のCv値
4061	C1(i) (i=1,4)	—	液相-構造材間の熱伝達式の係数
4065	C2(i) (i=1,4)	—	気相-構造材間の熱伝達式の係数
4069	C3(i) (i=1,5)	—	気相-液相間の熱伝達式の係数
4074	C4(i) (i=1,5)	—	気相-液相間の熱伝達式の係数
4101	LMET(i) (i=1, NNODE)	m	ノード(i)の構造材の実効的長さ
4141	AMI(i) (i=1, NNODE)	m ²	ノード(i)の構造材の内表面伝熱面積
4181	AMO(i) (i=1, NNODE)	m ²	ノード(i)の構造材の外表面伝熱面積
4221	MMET(i) (i=1, NNODE)	kg	ノード(i)の構造材質量
4261	DMET(i) (i=1, NNODE)	m	ノード(i)の水力直径
4310	TLAST(i) (i=1,5)	sec	NPLT(i), NPRT(i), IOREST(i), DELTM(i), 及び DTMIN(i)の変更時刻
4314	DELTM(i) (i=1,5)	sec	時間メッシュ幅の上限値
4320	DTMIN(i) (i=1,5)	sec	時間メッシュ幅の下限値
4325	TC1	—	圧力変化に対する時間メッシュ制御変数 (0.01)
4326	TC2	—	水素質量変化に対する同制御変数 (7.D+6)
4327	TC3	—	ナトリウム質量変化に対する同制御変数 (7.D+6)
4328	TC4	—	水素内部エネルギー変化に対する同制御変数 (7.D+6)
4329	TC5	—	水素質量流量変化に対する同制御変数 \times 制御 (1000.)
4330	TC6	—	ナトリウム質量流量変化に対する同制御変数 (1000.)

Table A.4 実数入力データ (続き)

番地	変数名	単位	内容
4331	QGEN	kcal/mole	反応熱のうち、直接水素ガスに移行する分を除いた熱量
4332	TRDBST(i) (i=1, NSG)	sec	各SGの圧力開放板作動時刻 (1. D+10)
4335	TCRBST	sec	反応生成物収納容器の大気開放圧力開放板作動時刻 (1. D+10)