

JAERI-Data/Code

99-040



JP9950526



改良TRAC-BF1コードによる  
真空容器内冷却材侵入事象の解析

1999年8月

安島俊夫・栗原良一・関 泰

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。  
入手の問い合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1999

編集兼発行 日本原子力研究所

## 改良TRAC-BF1コードによる真空容器内冷却材侵入事象の解析

日本原子力研究所那珂研究所炉心プラズマ研究部  
安島 俊夫・栗原 良一・関 泰

(1999年7月19日受理)

核融合炉における真空容器内冷却材侵入事象 (ICE : Ingress of Coolant Event) 解析のために既に整備した原子炉過渡熱流動解析コード (TRAC-BF1 : Transient Reactor Analysis Code) の改良および整備を行った。

前報では、軽水炉の安全解析用に開発されたTRAC-BF1コードをベースに、VESSELコンポーネント平面部構造材モデルの追加及び、重力方向の可変指定等の改良を行った。

この改良TRAC-BF1コードをベースに、VESSELコンポーネントの平面部構造材モデルに複数のメッシュ分割とメッシュ毎の材質指定を可能とした。さらに、メッシュ分割の一部に内部発熱を考慮できるようにした。また、真空に近い低圧条件で解析できるように、TRAC-BF1コードにおける蒸気表の適用範囲等を調査し、コードの改良を試みた。

本報では、これらTRAC-BF1コードの追加改良項目の概要、ICE実験データを用いた評価結果、及び核融合実験炉ITERの最終設計報告書 (FDR) データを用いた評価結果についてまとめる。

Analysis on Ingress of Coolant Event in Vacuum Vessel  
using Modified TRAC-BF1 Code

Toshio AJIMA, Ryoichi KURIHARA and Yasushi SEKI

Department of Fusion Plasma Research  
Naka Fusion Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received July 19, 1999)

The Transient Reactor Analysis Code (TRAC-BF1) was modified on the basis of ICE experimental results so as to analyze the Ingress of Coolant Event (ICE) in the vacuum vessel of a nuclear fusion reactor.

In the previous report, the TRAC-BF1 code, which was originally developed for the safety analysis of a light water reactor, had been modified for the ICE of the fusion reactor. And the addition of the flat structural plate model to the VESSEL component and arbitrary appointment of the gravity direction had been added in the TRAC-BF1 code.

This TRAC-BF1 code was further modified. The flat structural plate model of the VESSEL component was enabled to divide in multi layers having different materials, and a part of the multi layers could take a buried heater into consideration. Moreover, the TRAC-BF1 code was modified to analyze under the low-pressure condition close to vacuum within range of the steam table.

This paper describes additional functions of the modified TRAC-BF1 code, analytical evaluation using ICE experimental data and the ITER model with final design report (FDR) data.

**Keywords:** Vacuum Vessel, Cooling Pipe Failure, ICE, TRAC-BF1, ITER, FDR,  
Fusion Reactor, Safety Analysis

## 目 次

1.はじめに.....	1
2.TRAC-BF1 コードの改良.....	2
2.1 VESSEL 軸方向多層スラブの複数材質指定.....	2
2.2 VESSEL スラブへのヒータモデルの導入.....	10
2.3 軸方向境界スラブへの熱放射モデルの組み込み.....	19
2.4 真空条件下での初期条件の設定.....	30
2.5 横置き VESSEL 体系の重力項の修正.....	37
2.6 横置き VESSEL 体系の角度方向メッシュの任意化.....	53
3.真空容器内冷却材侵入事象の解析評価.....	61
3.1 ICE 実験データを用いた解析評価.....	61
3.2 核融合実験炉 ITER の最終設計報告書データを用いた解析評価.....	75
4.まとめ.....	82
謝辞.....	83
参考文献.....	83
記号表.....	84

## Contents

<b>1. Introduction .....</b>	<b>1</b>
<b>2. Improvement of TRAC-BF1 Code .....</b>	<b>2</b>
<b>2.1 Appointment of Plural Material Type in the Axial Slab of the VESSEL Component ...</b>	<b>2</b>
<b>2.2 Application of Heater Model to Vessel Slabs .....</b>	<b>10</b>
<b>2.3 Installation of Radiation Heat Transfer Model to Axial Boundary Slabs .....</b>	<b>19</b>
<b>2.4 Setup of Initial Vacuum Conditions .....</b>	<b>30</b>
<b>2.5 Modification of Gravity Direction in Horizontal Vessel System .....</b>	<b>37</b>
<b>2.6 Arbitrary Deviation of the Circumferential Mesh in Horizontal Vessel System .....</b>	<b>53</b>
<b>3. Analysis on the Ingress of Coolant Event in Vacuum Vessel .....</b>	<b>61</b>
<b>3.1 Analytical Evaluation Using ICE Experimental Data .....</b>	<b>61</b>
<b>3.2 Analytical Evaluation of ITER Model with Final Design Report Data .....</b>	<b>75</b>
<b>4. Conclusion .....</b>	<b>82</b>
<b>Acknowledgment .....</b>	<b>83</b>
<b>References .....</b>	<b>83</b>
<b>Nomenclature .....</b>	<b>84</b>

## 1. はじめに

国際熱核融合実験炉 (ITER : International Thermonuclear Experimental Reactor) の工学 R&D として実施してきた真空容器内冷却材侵入事象 (ICE : Ingress of Coolant Event) の予備実験に関連し、ICE 解析用コードとして原子炉過渡熱流動解析コード (TRAC : Transient Reactor Analysis Code-BF1) の改良および整備を行った。

ICE 事象は、核融合炉の真空容器内に設けられているプラズマ対向機器（第一壁、ダイバータ等）の内部に組み込まれている多数の配管が何らかの原因で破損し、高温高圧水が破断部分から真空容器内に噴出する現象をいう。このとき、真空容器内の水の蒸発に伴って急激な圧力上昇が起こり、真空境界破損を引き起こす恐れがある。ICE 条件下での水の沸騰蒸発挙動、容器内の圧力上昇速度等を定量的に評価することは核融合炉の熱流動安全性を検討する上で極めて重要である。

そこで、ICE 予備実験装置による実験結果を基に、ITER の各極が開発・改良している核融合炉安全評価解析コードの検証を目的として ITER-JCT (中央共同チーム) を中心に国際ベンチマーク解析が行われた。その一環として、当研究室でも TRAC-BF1 コードの改良を実施してきた。

これまでに、米国アイダホ国立工学研究所 (INEL : Idaho National Engineering Environment Laboratory) で開発された TRAC-BF1 コード<sup>(1)(2)</sup>をベースに、ICE 解析用に以下の項目について改良を行った。

- ベッセル平面部構造材モデルの追加
- 構造材伝熱計算メッシュの個別指定
- 重力方向の可変指定

その結果、前報<sup>(3)</sup>で報告したように ICE 予備実験体系に沿うように VESSEL コンポーネントを横置きにし、平面部構造材モデルによるターゲット壁を模擬した解析が可能となった。また、VESSEL コンポーネントの側面部構造材は複数のメッシュ分割とメッシュ毎の材質指定により、実験装置の構造材を模擬できるようになった。

さらに、VESSEL コンポーネントの平面部構造材モデルにも複数のメッシュ分割とメッシュ毎の材質指定を可能とすることで真空容器の多層構造をモデル化し、メッシュ分割の一部に内部発熱を考慮することにより、実験装置のヒータをモデル化した。また、真空に近い低圧条件で解析できるよう、TRAC-BF1 コード蒸気表の適用範囲等について調査し、コードの改良を試みた。

それによって、ベンチマーク解析に参加した他のコードと同様に TRAC-BF1 コードによる解析結果も実験結果に近いシミュレーション結果が得られることを確認した。

本報では、前報<sup>(3)</sup>以降に実施した TRAC-BF1 コードの改良項目の概要、ICE 実験データを用いた評価結果、及び核融合実験炉の設計データを用いた評価結果について述べる。

## 2. TRAC-BF1 コードの改良

### 2.1 VESSEL 軸方向多層スラブの複数材質指定

#### (1) 概要

TRAC-BF1 コードの VESSEL コンポーネント底面スラブ及び軸方向境界スラブモデルは、温度計算ノード間のスラブ厚さを、全体スラブ厚さ／ノード数としてプログラム内部で計算していた。また、スラブ材質は各セルのスラブについて 1 つしか指定できなかった。そこで、より多くのスラブ条件に対応するために、スラブ厚さと材質を温度計算ノード間毎に指定できるようにプログラムを修正した。

VESSEL コンポーネント側面スラブモデルについては、既に、スラブ厚さと材質をノード間毎に指定できるようにプログラムが修正されているが、これらのデータはネームリストで与えられ、かつ、3 次元のセル位置を 1 次元配列で割り当てるので入力データの対応が複雑であった。従って、本作業で、側面スラブモデルのスラブ厚さと材質を本来の入力データフォーマットで読み込むようプログラムを見直した。

以上の修正により、VESSEL コンポーネントの側面スラブ、底面スラブ及び軸方向境界スラブの温度計算ノード間のスラブ厚さと材質は、すべて同一の入力データ方式で与えられるようになった。

#### (2) プログラムの修正

スラブモデルの入力データ変更にあたり、以下のサブルーチンとインクルードを修正した。

##### (a) 修正サブルーチン

```
ANTN   ,   FVSL   ,   IVSL   ,   SLB1D   ,
SLB1DZ,   SLB3DZ,   SLB3D ,   S3DPTR,
TF3I   ,   TRAC   ,   VSL3   ,   WVSL
```

##### (b) 修正インクルード

```
NEWDT,   QPVSL
```

#### (3) テスト計算

図 2.1.1 に BENCH03 の解析体系を示す。BENCH03 は、縦置き VESSEL コンポーネントを軸方向 12 ノード、径方向 5 ノード、周方向 1 ノードに設定している。容器内の構造材は、側面部構造材（壁厚 30mm : SUS316）、底面部構造材（壁厚 30mm : SUS316）、セル 4 に 2 層内部構造材（壁厚 5mm : Be、壁厚 20mm : Cu）を設定している。図中の PIPE 及び FILL はそれぞれ PIPE モデル、FILL モデルの使用を示す。

図 2.1.2 に VESSEL コンポーネントの修正後のスラブモデル入力データ例を修正前と比較して示す。修正前は、VESSEL コンポーネントの底面スラブ及び、側面スラブ（軸方向ノード 3）を、1 メッシュのスラブ厚さ (DSTHB,DSTH) で入力していたものを、修正後は、それぞれ 3 メッシュに分割した入力に見直した。また、構造材物性値 (MATDB,MATDS) の入力もメッシュ分割に合わせて見直した。

入力データとして、BENCH03 の上記構造材データを使用して 500 秒までのテスト計算を行い、スラブ厚さ及び材質の入力の修正が妥当に行われたことを以下のように確認した。

(a) 底面スラブの修正に対するテスト計算 (Case-1)

BENCH03 モデル体系において、VESSEL コンポーネント底面スラブ及び軸方向境界スラブモデルのスラブ厚さと材質を温度計算ノード間毎に指定するようにプログラムを修正し、テスト計算を行った。

真空容器内圧力変化を図 2.1.3 に示す。また、構造材（底面ヒートスラブ）温度変化を図 2.1.4～図 2.1.5 に示す。修正前と比較して、計算結果は完全に一致した。

(b) 側面スラブ入力の修正に対するテスト計算 (Case-2)

VESSEL コンポーネント側面スラブモデルについても、スラブ厚さと材質を本来の入力データから読み込むようにプログラムを修正し、BENCH03 モデルを用いてテスト計算を行った。

真空容器内圧力変化を図 2.1.6 に示す。また、構造材（側面ヒートスラブ）温度変化を図 2.1.7～図 2.1.8 に示す。

修正前と比較して、真空容器内部圧力及びレベル 2 での構造材（側面ヒートスラブ）温度に僅かに違いがみられる。これは、サブルーチン I V S L、T F 3 I、S L B 3 D 等において側面スラブ厚さの値を使用する際、NAMELIST 入力データで与えた場合と本来の入力データで与えた場合で側面スラブ厚さのプログラム内部での値が僅かに異なることに起因すると考えられるが、相違は無視できる程度である。

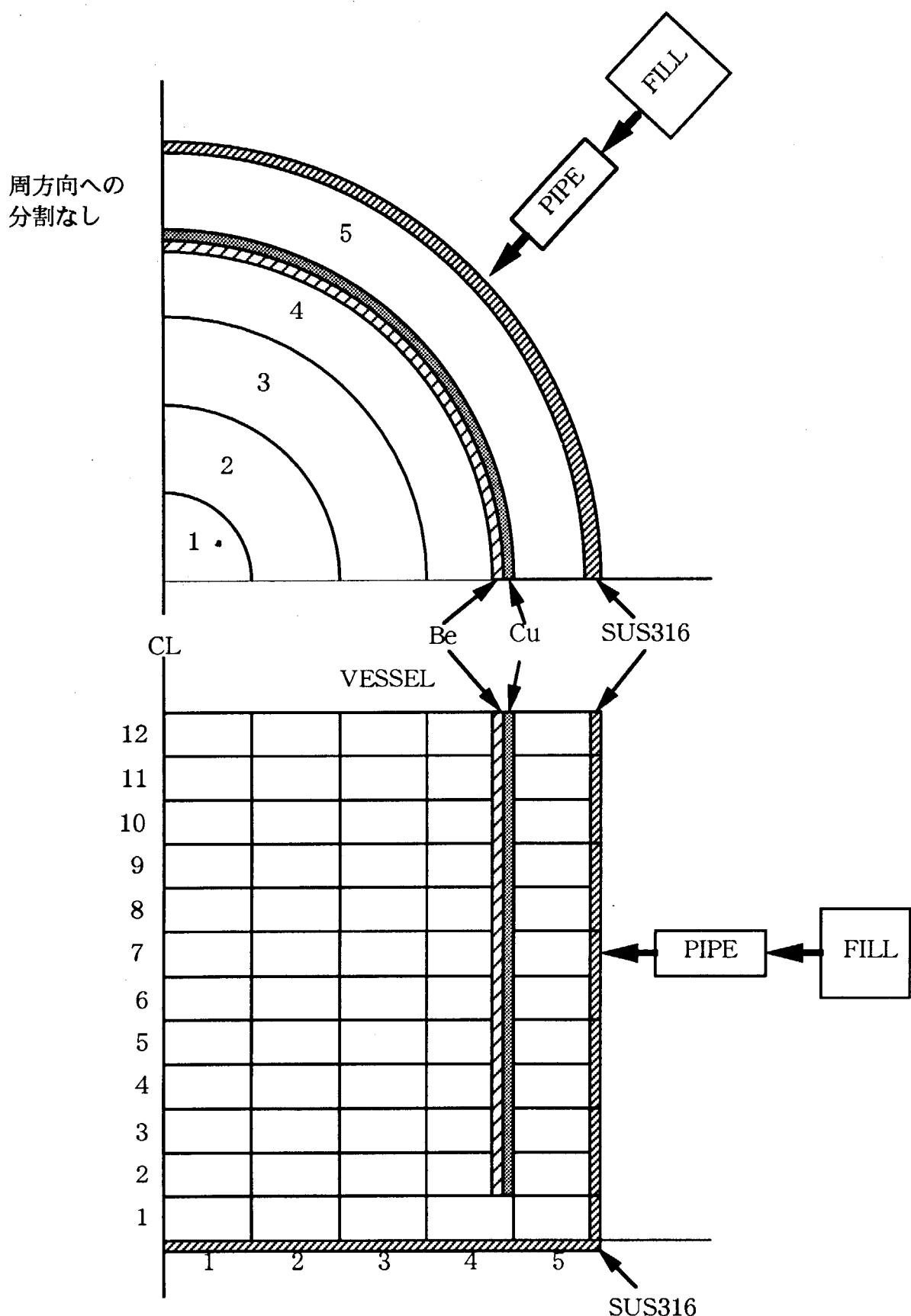


図 2.1.1 BENCH03の解析体系

## 変更前

VESSEL0100DSTHB0 R1 3.000E-02 R1 3.000E-02 R1 3.000E-02 R1 3.000E-02  
 VESSEL0100DSTHB1 R1 3.000E-02 E  
 VESSEL0100MATDB0 R1 23 R1 23 R1 23 R1 23 R1 23 E  
 :  
 :  
 VESSEL0103DSTH0 R03 0.0000E+00 R01 2.5000E-02 R01 3.9999E-02 E  
 VESSEL0103MATDS0 R03 24 R01 25 R01 23 E  
 :  
 :  
 VESSEL0103DSTHZ0 R05 0.0000E+00 E  
 VESSEL0103MATDZ0 R05 10 E

↓

## 変更後

VESSEL0100DSTHB0 R3 1.000E-02 R3 1.000E-02 R3 1.000E-02 R3 1.000E-02  
 VESSEL0100DSTHB1 R3 1.000E-02 E  
 VESSEL0100MATDB0 R3 23 R3 23 R3 23 R3 23 R3 23 E  
 :  
 :  
 VESSEL0103DSTH0 R09 0.0000E+00 R01 5.0000E-03 R02 1.0000E-02  
 VESSEL0103DSTH1 R03 1.3333E-02 E  
 VESSEL0103MATDS0 R09 24 R01 24 R02 25  
 VESSEL0103MATDS1 R03 23 E  
 :  
 :  
 VESSEL0103DSTHZ0 R15 0.0000E+00 E  
 VESSEL0103MATDZ0 R15 10 E

図 2.1.2 VESSEL コンポーネントのスラブモデル入力データ例

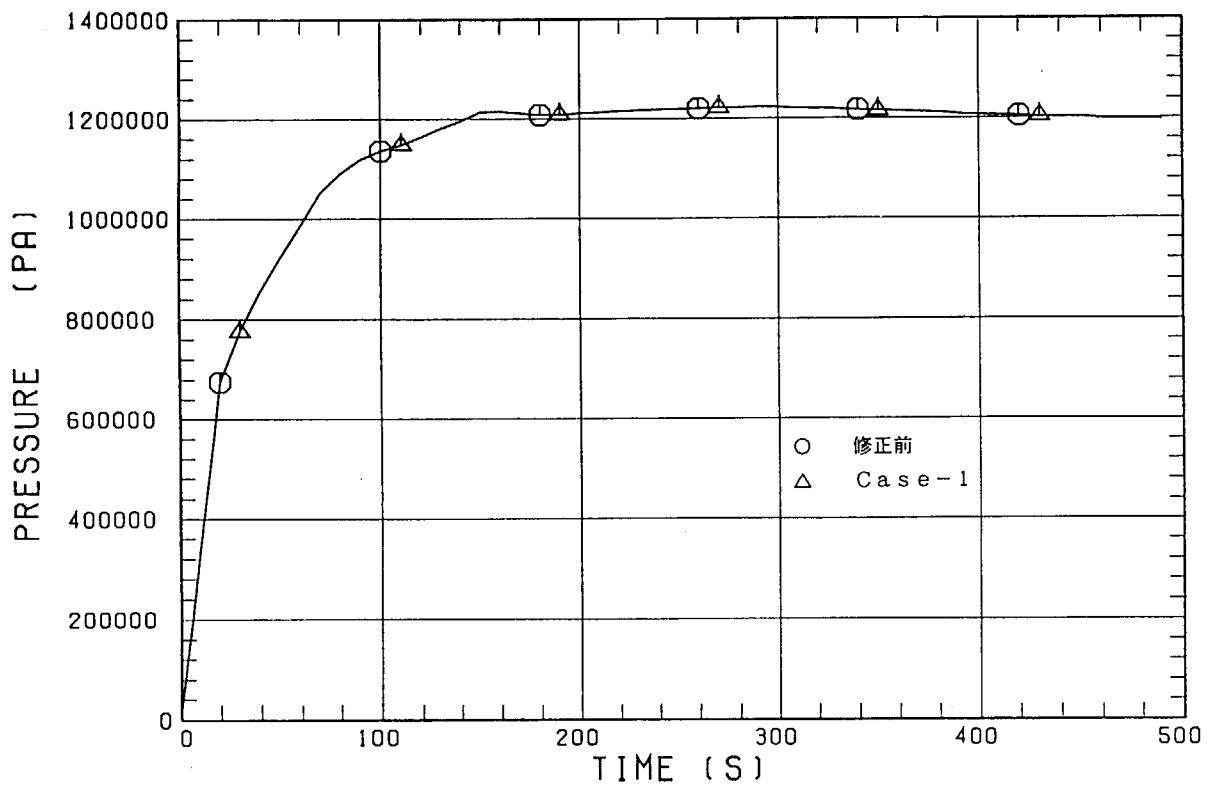


図 2.1.3 真空容器内圧力変化 (Case-1)

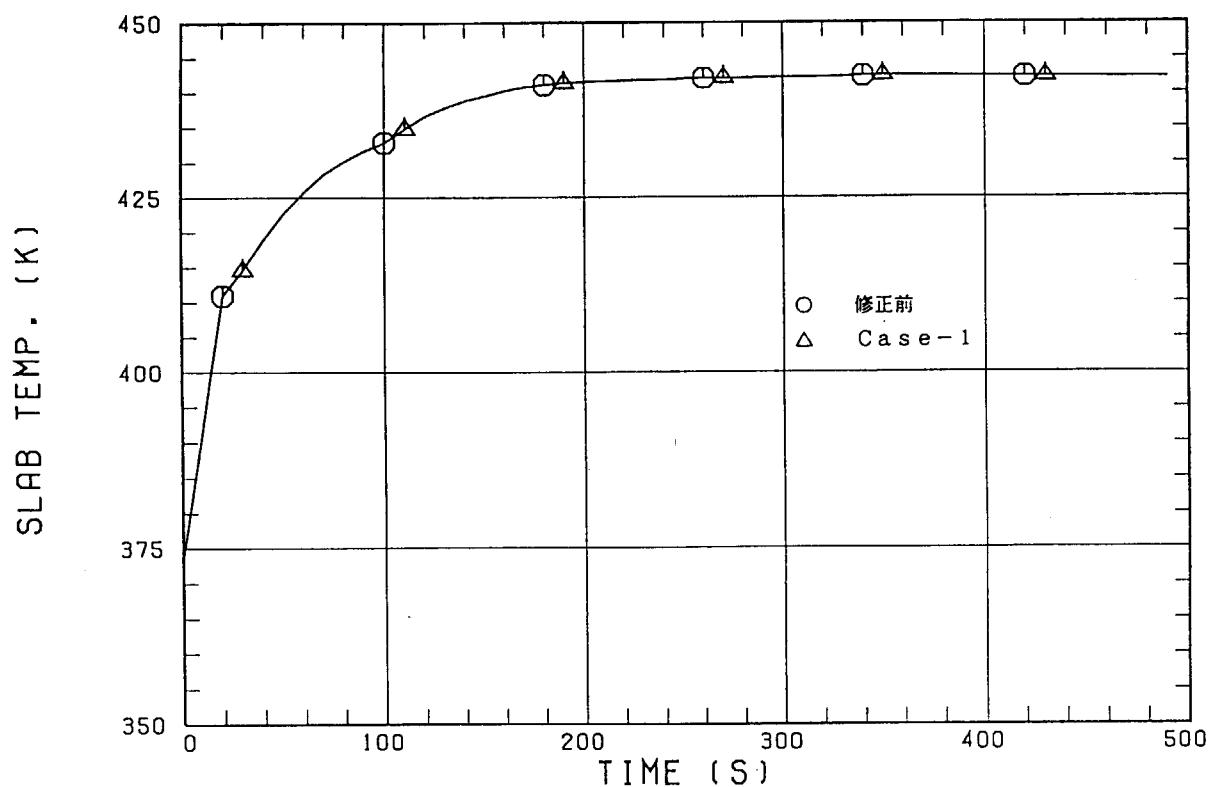


図 2.1.4 構造材（底面ヒートスラブ）温度変化（セル1、スラブ上部）

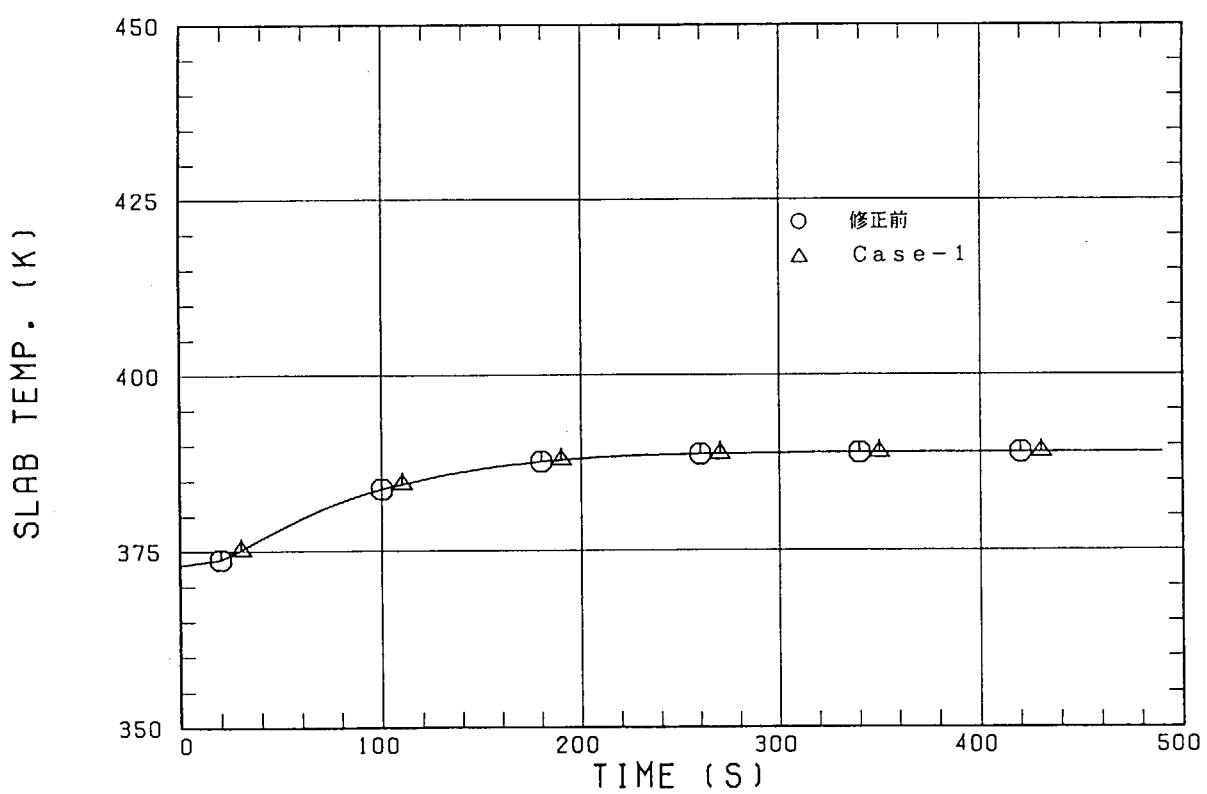


図 2.1.5 構造材（底面ヒートスラブ）温度変化（セル1、スラブ下部）

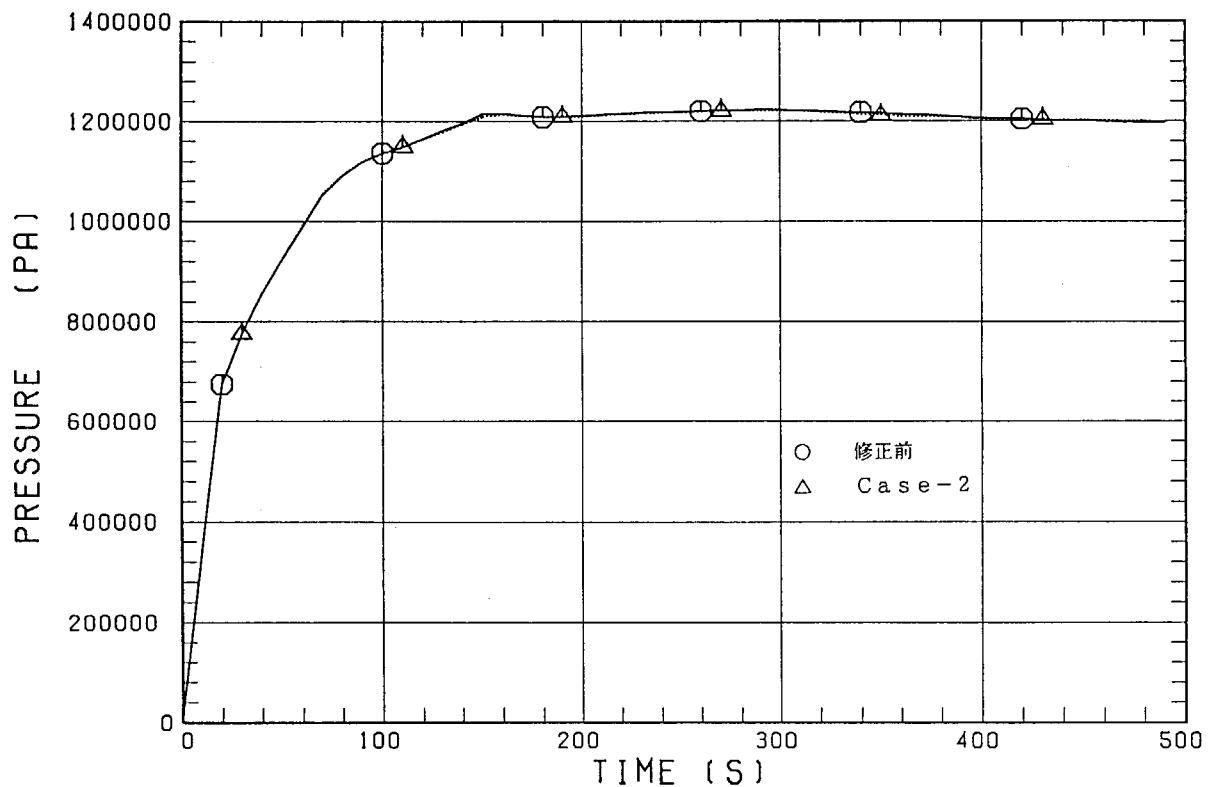


図 2.1.6 真空容器内圧力変化 (Case-2)

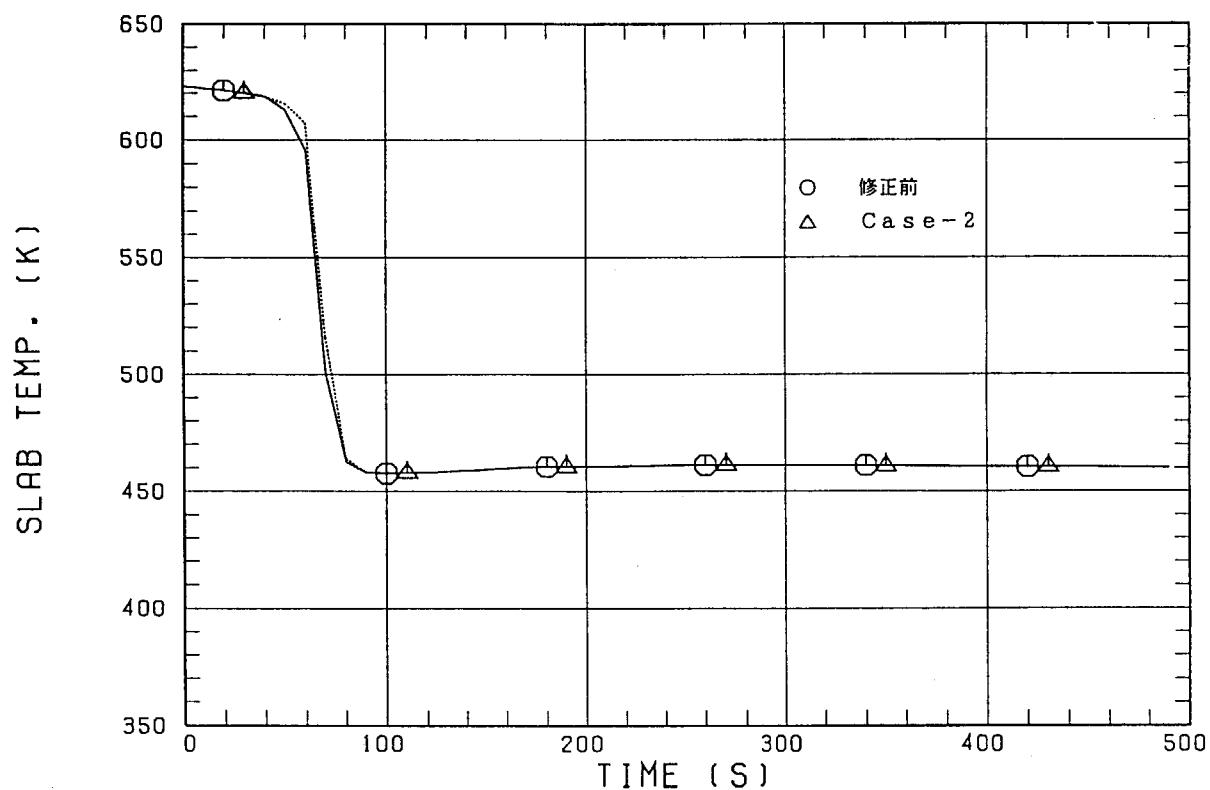


図 2.1.7 構造材（底面ヒートスラブ）温度変化（レベル2、セル4）

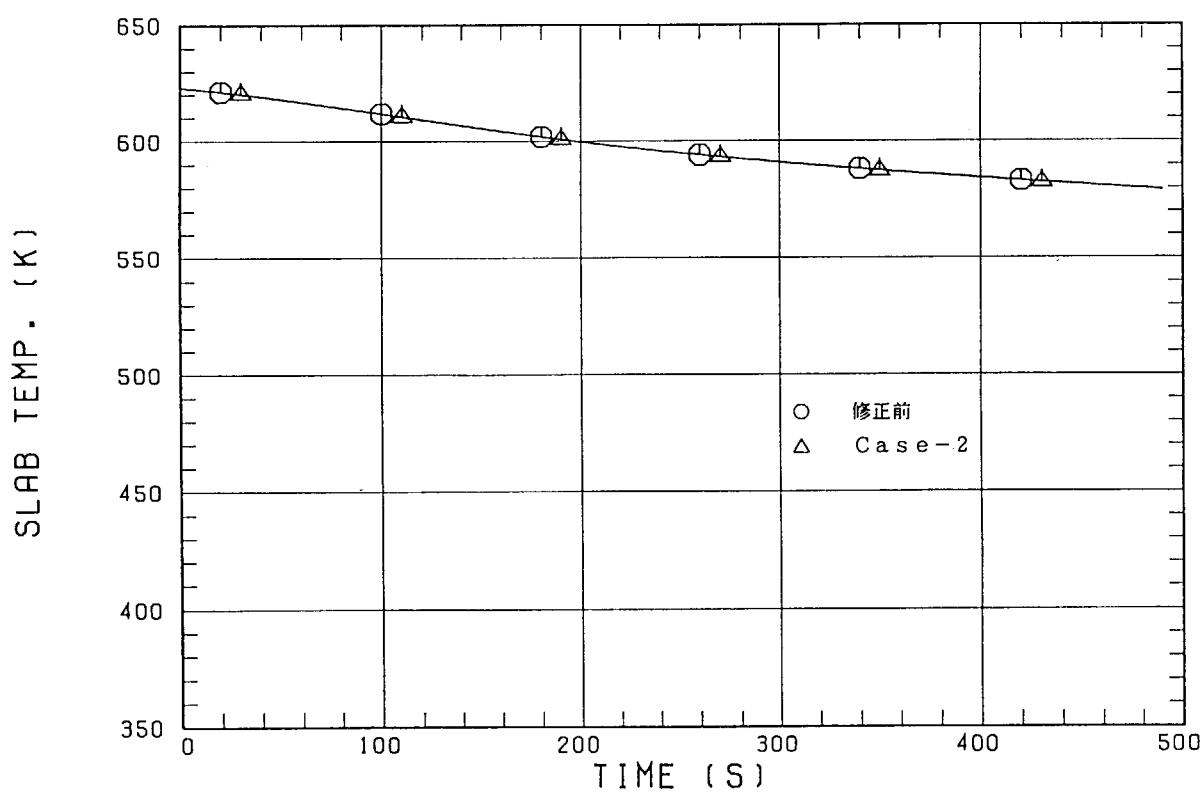


図 2.1.8 構造材（底面ヒートスラブ）温度変化（レベル10、セル4）

## 2.2 VESSELスラブへのヒータモデルの導入

### (1) 概要

TRAC-BF1コードでは、VESSELコンポーネントの側面スラブ、底面スラブ及び軸方向スラブでは内部発熱を考慮していない。そのため、これまでVESSEL壁の熱伝達率を調節することによりヒータの効果を模擬していた。実験体系をできるだけ忠実に模擬するため、側面スラブ、底面スラブ及び軸方向スラブにおいてヒータによる内部発熱を考慮するようにプログラムを改良した。ヒータモデル導入後、ヒータによる真空試験容器の昇温試験の計算を行った。その結果、TRAC-BF1コードによる計算値は試験結果とよく一致し、スラブ内部のヒータモデル化が妥当に行われたことを確認した。

#### (a) 非定常一次元熱伝導方程式

VESSELコンポーネントの側面スラブ温度はサブルーチンCYLHT2で、底面スラブ温度及び軸方向境界スラブ温度はサブルーチンSBZHTでそれぞれ計算される。スラブ温度計算を行うための非定常一次元熱伝導方程式は次式で示される。

##### (i) 側面スラブ（円筒座標系）

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q''' \quad (2.2.1)$$

##### (ii) 底面スラブ及び軸方向境界スラブ（直交座標系）

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( rk \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q''' \quad (2.2.2)$$

ここで

T	: スラブ温度	(K)
$\rho$	: スラブ密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$C_p$	: スラブ比熱	(J/kg·K)
k	: スラブ熱伝導率	(W/m·K)
t	: 時刻	(s)
r	: 半径方向位置	(m)
z	: 軸方向位置	(m)
$q'''$	: スラブ内部の発熱量	(W/m <sup>3</sup> )

(2.2.1) 式及び(2.2.2)式右辺のスラブ内部発熱量 $q'''$ には、これまで、サブルーチンCYLHT2及びSBZHTで常にゼロを与えていた。この $q'''$ にヒータの発熱量を与えて、サブルーチンCYLHT2及びSBZHTでスラブ温度の計算をするように変更した。

#### (b) ヒータモデルの入力データ

スラブへのヒータモデル追加にあたり、表2.2.1に示す変数を入力データに追加した。これらのデータは追加したネームリストTOSHIBより入力する。

#### (2) プログラムの修正

VESSELコンポーネントへのスラブヒータモデルの追加にあたり、以下のサブルーチンとインクルードを追加、修正した。

## (a) 追加サブルーチン

HSLAB , QHSLAB

## (b) 修正サブルーチン

CYLHT2, IVSL , S3DPTTR, SBZHT , SLB3D ,  
SLB3DZ, TRAC , VSL3

## (c) 追加インクルード

NEWDT2

## (d) 修正インクルード

QPVSL

## (3) テスト計算

## (a) テスト計算体系

スラブヒータモデルを導入した TRAC-BF1 コードを用いて、東海研究所 热流体研究グループにて行われた真空試験容器の昇温試験を対象としてテスト計算を行った。試験容器の寸法を図 2.2.1 に、解析体系を図 2.2.2 にそれぞれ示す。解析では、軸方向 1 分割、径方向 1 分割及び周方向 4 分割の合計 4 セルの VESSEL コンポーネントを横置き体系とし、銅 (Cu) とステンレススチール (SUS) の間にニクロム (Ni) ヒータ線による発熱部を設けた。ニクロムヒータ部のスラブ厚さは、実際に巻かれているヒータ線の体積を保存させる条件から、軸方向スラブ 0.15mm、底面スラブ 0.14mm 及び側面スラブ 0.12mm とした。本作業では、真空試験容器外壁の熱伝達率を考慮した場合(Case-1)、断熱条件の場合(Case-2)及び、ヒータ温度上限を設定した場合(Case-3)の合計 3 ケースについてテスト計算を実施した。

表 2.2.2 は、真空容器の側壁面温度を試験値、Case-1, 2, 3 の解析値と比較して示す。

表 2.2.3 は、真空容器の注入側壁面温度を試験値、Case-1, 2, 3 の解析値と比較して示す。

表 2.2.4 は、真空容器のターゲット側壁面温度を試験値、Case-1, 2, 3 の解析値と比較して示す。

## (b) 真空容器外壁での熱伝達を考慮 (Case-1)

真空容器外壁での気相熱伝達率を  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$  として 4 時間の昇温試験のトレース計算を行った。表 2.2.2～表 2.2.4 の Case-1 欄に VESSEL コンポーネントのセル 1 のスラブ内側温度を示す。側面スラブ温度の計算値は、昇温開始 4 時間後に 673K まで上昇し、試験結果とよく一致した。軸方向スラブ温度及び底面スラブ温度の計算値は試験温度まで上昇しなかった。

## (c) 断熱条件 (Case-2)

真空容器外壁での熱伝達率を 0 とした断熱条件で 4 時間の昇温試験のトレース計算を行った。表 2.2.2～表 2.2.4 の Case-2 欄に VESSEL コンポーネントのセル 1 のスラブ内側温度を示す。昇温開始 4 時間後の側面スラブ温度計算値と軸方向スラブ温度計算値は、それぞれ 818K, 715K であり試験値を上回った。底面スラブ温度計算値は 655K となり試験値の 674K に近い値となった。

## (d) ヒータ温度上限設定 (Case-3)

ヒータ出力の ON/OFF 機能の動作を確認するために、ヒータ温度が 523K より高くなると

ヒータ発熱を止めるようにヒータの上限温度を 523K に設定して 4 時間の昇温試験のトレース計算を行った。真空容器外壁での気相熱伝達率を  $10\text{W}/\text{m}^2\text{K}$  とした。表 2.2.2～表 2.2.4 の Case-3 欄に VESSEL コンポーネントのセル 1 のスラブ内側温度を示す。側面スラブ温度、軸方向スラブ温度及び底面スラブ温度共に 523K に達すると以後温度が維持され。ヒータ出力の ON/OFF 機能の動作が妥当であることを確認した。

表 2.2.1 スラブヒータモデルの追加入力データ  
(VESSELコンポーネント)

入力データ	次元	単位	内容
I H S T A T	-	-	最初のヒータの状態 (0 : OFF、1 : ON)
N H T A B L	-	-	テーブル数
H T I M E	NHTABL	s	時間
Q H T O T S	NTSX	W	ヒータの発熱量 (側面スラブ)
Q H T O T Z	-	W	ヒータの発熱量 (軸方向境界スラブ)
Q H T O T B	-	W	ヒータの発熱量 (底面スラブ)
H T E M P	-	K	ヒータの上限温度
I H S L A B	-	-	ヒータ位置

表 2.2.2 側面スラブ温度 (K)

時刻	試験値 (TW0-1)	Case-1 (セル1)	Case-2 (セル1)	Case-3 (セル1)
0 0 分	295	294	294	294
1 5 分	325	333	334	333
3 0 分	348	367	369	367
4 5 分	374	398	404	398
1 時間 0 0 分	400	426	437	426
1 時間 1 5 分	427	453	471	453
1 時間 3 0 分	447	479	504	479
1 時間 4 5 分	474	503	536	503
2 時間 0 0 分	496	526	568	523
2 時間 1 5 分	529	548	600	523
2 時間 3 0 分	552	568	632	523
2 時間 4 5 分	577	588	663	523
3 時間 0 0 分	600	607	694	523
3 時間 1 5 分	626	624	726	523
3 時間 3 0 分	649	641	756	523
3 時間 4 5 分	674	658	787	523
4 時間 0 0 分	674	673	818	523

表 2.2.3 軸方向スラブ温度 (K)

時刻	試験値 (TW0-1)	Case-1 (セル1)	Case-2 (セル1)	Case-3 (セル1)
0 0 分	294	294	294	294
1 5 分	324	332	332	332
3 0 分	348	361	361	361
4 5 分	373	386	388	386
1 時間 0 0 分	399	411	414	411
1 時間 1 5 分	425	435	440	435
1 時間 3 0 分	449	458	466	458
1 時間 4 5 分	473	480	492	480
2 時間 0 0 分	499	501	517	501
2 時間 1 5 分	526	522	542	522
2 時間 3 0 分	549	542	567	523
2 時間 4 5 分	577	561	592	523
3 時間 0 0 分	599	580	617	523
3 時間 1 5 分	625	598	641	523
3 時間 3 0 分	647	616	666	523
3 時間 4 5 分	673	634	691	523
4 時間 0 0 分	675	650	715	523

表2.2.4 底面スラブ温度 (K)

時刻	試験値 (TW0-1)	Case-1 (セル1)	Case-2 (セル1)	Case-3 (セル1)
00分	295	294	294	294
15分	326	328	328	328
30分	349	354	354	354
45分	374	377	378	377
1時間00分	400	398	400	398
1時間15分	427	419	422	419
1時間30分	449	438	443	438
1時間45分	474	457	465	457
2時間00分	500	476	486	476
2時間15分	529	494	508	494
2時間30分	552	512	529	512
2時間45分	577	529	550	523
3時間00分	600	546	571	523
3時間15分	626	562	592	523
3時間30分	649	578	613	523
3時間45分	674	594	634	523
4時間00分	674	609	655	523

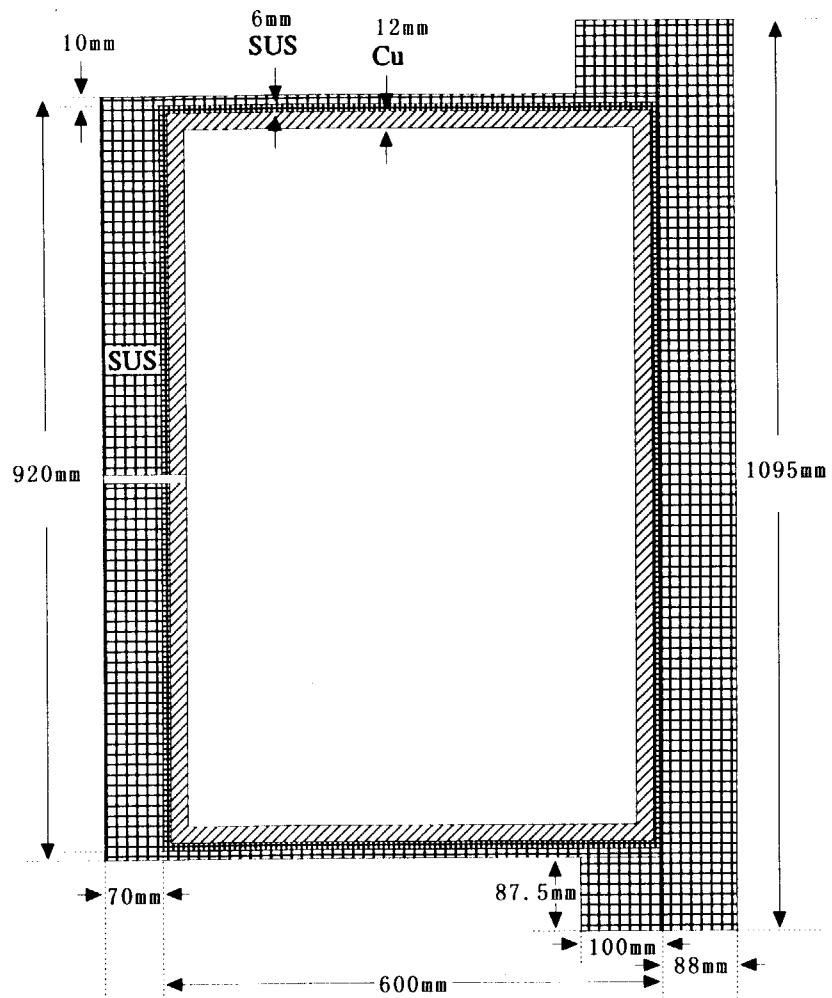


図 2.2.1 試験容器寸法

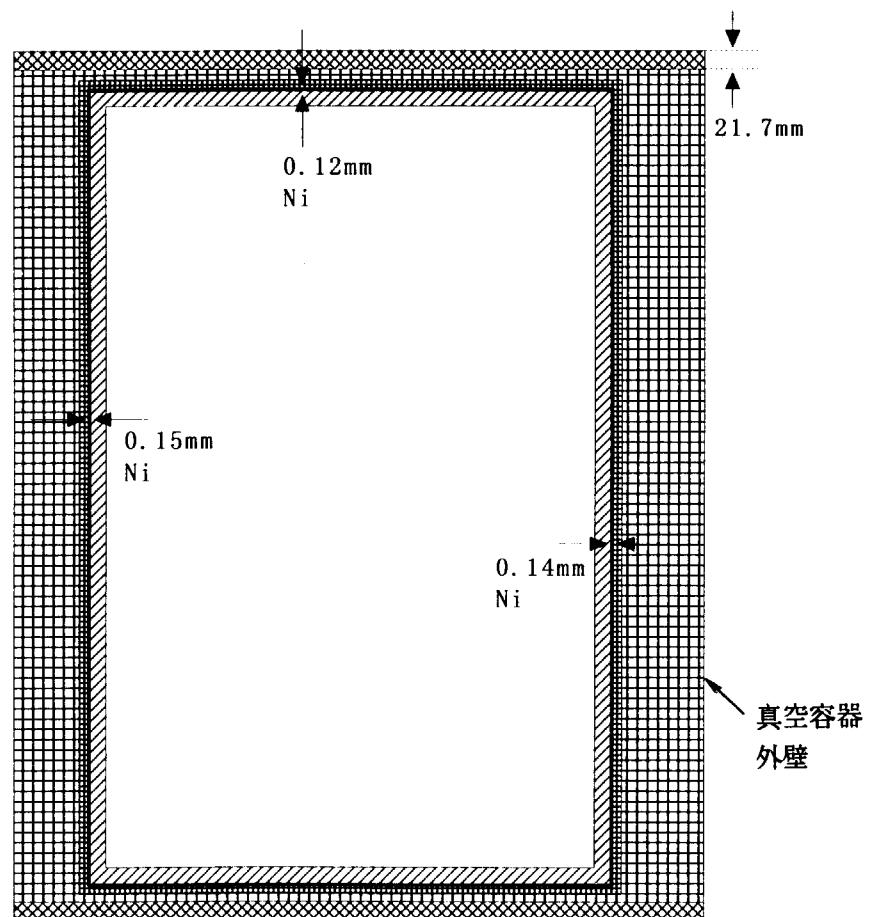


図 2.2.2 解析体系

## 2.3 軸方向境界スラブへの熱放射モデルの組み込み

### (1) 概要

VESSEL コンポーネントの軸方向境界スラブに熱放射モデルを追加した。これにより側面スラブに加えて、底面スラブと軸方向境界スラブ間についても熱放射による熱伝達を考慮することが可能になった。側面スラブの熱放射モデルの修正に関する、スラブ表面の熱放射率及び熱放射伝熱を考慮する表面間の形態係数を入力データで与えるようにプログラムを変更した。また、従来モデルでは、ステファンボルツマン係数をネームリストで入力するようになっていたが、これをプログラム内部で与えるように修正した。

#### (a) 热放射モデル

一般に、灰色体系において、面 1 と面 2 の間で交換される正味放射熱量は次式<sup>(4)</sup>で計算される。

$$Q_{12} = Q_{1 \rightarrow 2} - Q_{2 \rightarrow 1} = \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot A_1 \cdot \frac{1}{\frac{1}{F_{12}} + \left( \frac{1}{\epsilon_1} - 1 \right) + \frac{A_1}{A_2} \cdot \left( \frac{1}{\epsilon_2} - 1 \right)} \quad (2.3.1)$$

ここで

$Q_{12}$	面 1 と面 2 の間の正味放射熱量	(W)
$Q_{1 \rightarrow 2}$	面 1 から面 2 に向かう放射熱量	(W)
$Q_{2 \rightarrow 1}$	面 2 から面 1 に向かう放射熱量	(W)
$\sigma$	ステファン・ボルツマン定数	$(=5.6687 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4)$
$\epsilon_1$	面 1 の放射率	(-)
$\epsilon_2$	面 2 の放射率	(-)
$T_1$	面 1 の温度	(K)
$T_2$	面 2 の温度	(K)
$A_1$	面 1 の表面積	(m <sup>2</sup> )
$A_2$	面 2 の表面積	(m <sup>2</sup> )
$F_{12}$	面 1 と面 2 との間の形態係数	(-)

側面スラブの熱伝達モデルを図 2.3.1 に、底面及び軸方向スラブの熱伝達モデルを図 2.3.2 に示す。

#### (b) 热放射モデル入力

前記の (2.3.1) 式を用いるのに伴い、スラブ表面の放射率及び形態係数が必要となる。追加した入力変数のカード番号と内容を表 2.3.1 ~ 表 2.3.2 に、追加した入力変数のブランクコモンにおける先頭番地を示すポインタ変数を表 2.3.3 に示す。

### (2) 热放射モデルの検証計算

熱放射による伝熱問題で解析解の存在するケースを対象にして、TRAC-BF1 コードに組み込んだ熱放射モデルの検証計算を行った。

## (a) 解析体系

解析解を簡単にするために以下の数値を適用した。

$$F_{12} = 1$$

$$\epsilon_1 = 1$$

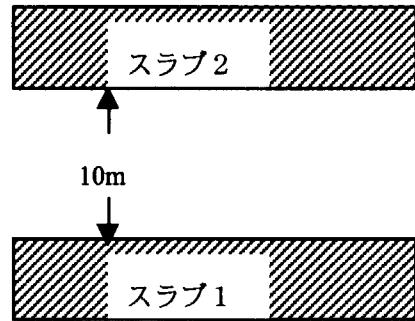
$$\epsilon_2 = 1$$

$$T_1(t=0) = 623$$

$$T_2(t=0) = 373$$

$$C_p = 510$$

$$\rho = 8000$$



ここで

$F_{12}$  : スラブ面1とスラブ面2間の形態係数 (—)

$\epsilon_1$  : スラブ面1の放射率 (—)

$\epsilon_2$  : スラブ面2の放射率 (—)

$T_1$  : スラブ面1の表面温度 (K)

$T_2$  : スラブ面2の表面温度 (K)

$C_p$  : スラブ比熱 ( $J/kg \cdot K$ )

$\rho$  : スラブ密度 ( $kg/m^3$ )

また、スラブ1とスラブ2の表面積と体積は同じ ( $A_1 = A_2$ ,  $V_1 = V_2$ ) であり、材質も同一であるとする。スラブ間の熱移動は熱放射のみによるものとする。

## (b) 解析解

灰色体系の正味放射熱量は先に示した (2.3.1) 式で記述される。

$$Q_{12} = Q_{1 \rightarrow 2} - Q_{2 \rightarrow 1} = \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot A_1 \cdot \frac{1}{\frac{1}{F_{12}} + \left( \frac{1}{\epsilon_1} - 1 \right) + \frac{A_1}{A_2} \cdot \left( \frac{1}{\epsilon_2} - 1 \right)} \quad (2.3.2)$$

前述した計算条件のとき温度収束点  $T_0$  は次式で表される。

$$T_0 = \frac{T_1 + T_2}{2} \quad (2.3.3)$$

温度収束点  $T_0$  を用いて (2.3.1) 式を次のように書き改める。

$$Q_{12} = 8 \cdot \sigma \cdot A_1 \cdot T \cdot T_0 (T^2 + T_0^2) \quad (2.3.4)$$

ただし

$$T = T_1 - T_0 = T_0 - T_2 \quad (2.3.5)$$

$T_1$  の時間変化は次の微分方程式で記述される。

$$\begin{aligned}\frac{dT_1}{dt} &= -\frac{Q_{12}}{C_p \cdot \rho \cdot V_1} \\ &= -\frac{8 \cdot \sigma \cdot A_1}{C_p \cdot \rho \cdot V_1} \cdot [T \cdot T_0 (T^2 + T_0^2)]\end{aligned}\quad (2.3.6)$$

係数  $C_1$  を用いると (2.3.6) 式は次のように整理される。

$$\frac{dT_1}{dt} = \frac{dT}{dt} = -C_1 \cdot [T \cdot T_0 (T^2 + T_0^2)] \quad (2.3.7)$$

ただし

$$C_1 = \frac{8 \cdot \sigma \cdot A_1}{C_p \cdot \rho \cdot V_1} \quad (2.3.8)$$

(2.3.7) 式を変数分離法で積分して  $T$  を求める。

$$\int \frac{dT}{T \cdot T_0 (T^2 + T_0^2)} = -C_1 \cdot \int dt \quad (2.3.9)$$

$$T^2 = \frac{-T_0^2}{1 - e^{2C_1 T_0^3 (t + C_2)}} \quad (2.3.10)$$

(2.3.5) 式を (2.3.10) 式に代入して  $T_1$  について整理することにより  $T_1$  の解析解を得る。

$$T_1 = \sqrt{\frac{-T_0^2}{1 - e^{2C_1 T_0^3 (t + C_2)}}} + T_0 \quad (2.3.11)$$

ここで

$$C_2 = \frac{1}{2C_1 T_0^3} \cdot \ln \left( \frac{T_{(t=0)}^2 + T_0^2}{T_{(t=0)}^2} \right) \quad (2.3.12)$$

### (c) 検証計算

TRAC-BF1 コードの VESSEL コンポーネントを用いてモデル化し、スラブ 1 (初期温度 623K) とスラブ 2 (初期温度 373K) 間の熱放射による温度変化計算を行った。スラブの温度計算ノード数は 2 とした。ここで、VESSEL コンポーネントの外側表面の熱伝達率をゼロとし、さらに、スラブ表面と流体セル間の対流熱伝達による伝熱量をゼロとすることにより、スラブ表面間の熱放射による伝熱量のみを評価した。流体セルへの伝熱量のコントロールは、サブルーチン S L B 3 D Z からサブルーチン S B Z H T を C A L L する際の壁面熱伝達率をゼロとすることにより行った。

TRAC-BF1 コードによる計算結果を解析解と比較して図 2.3.3 に示す。TRAC-BF1 コードの計算値は解析解にほぼ一致した。計算の最初で、両者の温度が一致しないのは、TRAC-BF1 コードでは 2 ノードの温度計算点に対して径方向一次元熱伝導計算を行っているが、解析解ではスラブ中の熱伝導を考慮していないことによる。本計算により、TRAC-BF1 コードに組み込んだ熱放射モデルが正当な結果を与えることを確認した。

表2.3.1 VESSELコンポーネントのレベルデータ入力変数のカード番号

カード番号	入力変数	カード番号	入力変数	カード番号	入力変数	カード番号	入力変数
17	HSA	37	—	57	VLN-T	77	—
18	HSM	38	—	58	VLN-Z	78	VEWF O
19	DSA	39	—	59	VLN-R	79	EMIS I
20	DSTH	40	—	60	TVN	80	EMIS O
21	MATDS	41	—	61	TLN	81	—
22	DST	42	VOL	62	PN	82	—
23	FKLOS-T	43	FA-T	63	BORC	83	—
24	FKLOS-Z	44	FA-Z	64	ICCF L	84	—
25	FKLOS-R	45	FA-R	65	WETP	85	—
26	RKLOS-T	46	HD-T	66	PA	86	—
27	RKLOS-Z	47	HD-Z	67	—	87	HSAZ
28	RKLOS-R	48	HD-R	68	—	88	HSMZ
29	HSAB	49	EPSD-T	69	—	89	DSAZ
30	HSMB	50	EPSD-Z	70	I LEV	90	DSTHZ
31	DSAB	51	EPSD-R	71	DZLEV	91	MATDZ
32	DSTHB	52	HSTN	72	VLEV	92	DSTZ
33	MATDB	53	ALPN	73	ALPP	93	VEWF ZU
34	DSTB	54	VVN-T	74	ALPM	94	EMIS ZL
35	VEWF B	55	VVN-Z	75	—	95	EMIS ZU
36	EMIS E	56	VVN-R	76	—	96	—

## 前回作業での追加入力変数

HSAB、HSMB、DSAB、DSTHB、MATDB、DSTB  
HSAZ、HSMZ、DSAZ、DSTHZ、MATDZ、DSTZ

## 今回作業での修正入力変数

DSTH、MATDS、DSTHB、MATDB、DSTHZ、MATDZ

## 今回作業での追加入力変数

VEWF O、EMIS I、EMIS O、VEWF B、EMIS B,  
VEWF ZU、EMIS ZL、EMIS ZU

表2.3.2 VESSELコンポーネントの追加、修正入力データの内容

入力データ	次元	単位	内容
D S T H	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	m	側面スラブの厚さ
M A T D S	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	-	側面スラブの材質番号
H S A B	NTSX*NRSX	m <sup>2</sup>	底面スラブの lumped Parameter ヒートスラブ面積
H S M B	NTSX*NRSX	k g	底面スラブの lumped Parameter 質量
D S A B	NTSX*NRSX	m <sup>2</sup>	底面スラブの表面積
D S T H B	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	m	底面スラブの厚さ
M A T D B	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	-	底面スラブの材質番号
D S T B	NODESD*NTSX *NRSX	K	底面スラブのノード初期温度
H S A Z	NTSX*NRSX	m <sup>2</sup>	軸方向境界スラブの lumped Parameter ヒートスラブ面積
H S M Z	NTSX*NRSX	k g	軸方向境界スラブの lumped Parameter 質量
D S A Z	NTSX*NRSX	m <sup>2</sup>	軸方向境界スラブの表面積
D S T H Z	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	m	軸方向境界スラブの厚さ
M A T D Z	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	-	軸方向境界スラブの材質番号
D S T Z	NODESD*NTSX *NRSX	K	軸方向境界スラブのノード初期温度

表2.3.2 VESSELコンポーネントの追加、修正入力データの内容（続き）

入力データ	次元	単位	内容
VIEWPO	NTSX*NRSX	-	側面スラブの外側スラブに対する形態係数
EMISI	NTSX*NRSX	-	側面スラブの内側表面の熱放射率
EMISO	NTSX*NRSX	-	側面スラブの外側表面の熱放射率
VIEWB	NTSX*NRSX	-	底面スラブの軸方向上側スラブに対する形態係数
EMISB	NTSX*NRSX	-	底面スラブの上表面の熱放射率
VIEWFZU	NTSX*NRSX	-	軸方向境界スラブの上側スラブに対する形態係数
EMISZL	NTSX*NRSX	-	軸方向境界スラブの下側表面の熱放射率
EMISZU	NTSX*NRSX	-	軸方向境界スラブの上側表面の熱放射率

表2.3.3 VESSELコンポーネントの追加、修正ポインタ変数の内容

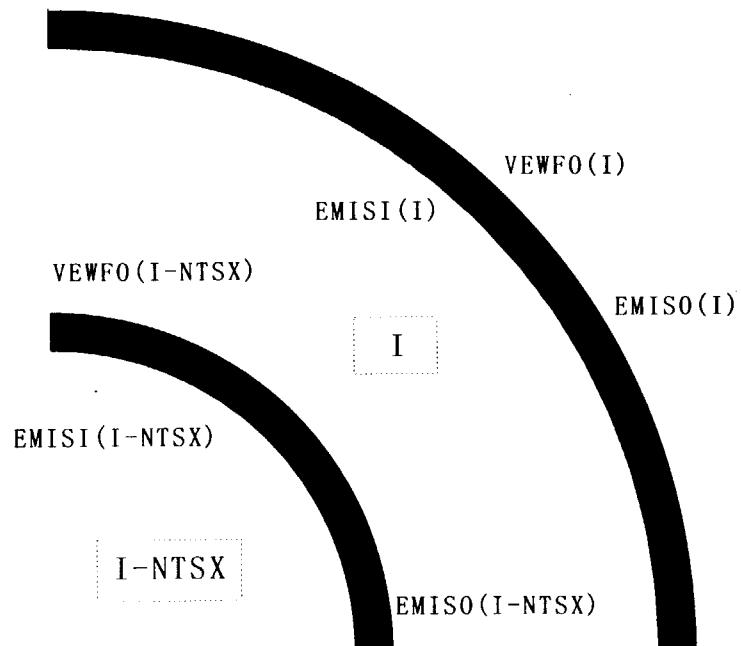
ポインタ 変数 *1	次元	内容
L DSTH	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	側面スラブの厚さ
LMATDS	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	側面スラブの材質番号
LVIEWFO	NTSX*NRSX	側面スラブの外側スラブに対する形態係数
LEMISU	NTSX*NRSX	側面スラブの内側表面の熱放射率
LEMISO	NTSX*NRSX	側面スラブの外側表面の熱放射率
LIDRSI	NTSX*NRSX	側面スラブの内側表面の熱伝達領域
LIDRSO	NTSX*NRSX	側面スラブの外側表面の熱伝達領域
LHSAB	NTSX*NRSX	底面スラブの lumped Parameter ヒートスラブ面積
LHSMB	NTSX*NRSX	底面スラブの lumped Parameter 質量
LDSAB	NTSX*NRSX	底面スラブの表面積
L DSTHB	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	底面スラブの厚さ
LMATDB	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	底面スラブの材質番号
L DSTB	NODESD *NTSX*NRSX	底面スラブのノード初期温度
LB SHLL	NTSX*NRSX	底面スラブの下側表面での液相熱伝達率
LB SHLV	NTSX*NRSX	底面スラブの下側表面での気相熱伝達率
LB SHUL	NTSX*NRSX	底面スラブの上側表面での液相熱伝達率
LB SHUV	NTSX*NRSX	底面スラブの上側表面での気相熱伝達率
LVIEWFB	NTSX*NRSX	底面スラブの軸方向上側スラブに対する形態係数

\* 1 ポインタ変数にはブランクコモンALCMでの各配列の先頭番地が格納される。

表2.3.3 VESSELコンポーネントの追加、修正ポインタ変数の内容（続き）

ポインタ 変数 *1	次元	内容
L E M I S E	NTSX*NRSX	底面スラブの上表面の熱放射率
L I D R E	NTSX*NRSX	底面スラブの上表面の熱伝達領域
L H S A Z	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの lumped Parameter ヒートスラブ面積
L H S M Z	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの lumped Parameter 質量
L D S A Z	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの表面積
L D S T H Z	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの厚さ
L M A T D Z	(NODESD-1) *NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの材質番号
L D S T Z	NODESD *NTSX*NRSX	軸方向境界スラブのノード初期温度
L D S H L L	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの下側表面での液相熱伝達率
L D S H L V	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの下側表面での気相熱伝達率
L D S H U L	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの上側表面での液相熱伝達率
L D S H U V	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの上側表面での気相熱伝達率
L V E W Z U	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの上側スラブに対する形態係数
L E M I Z L	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの下側表面の熱放射率
L E M I Z U	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの上側表面の熱放射率
L I D R Z L	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの下側表面の熱伝達領域
L I D R Z U	NTSX*NRSX	軸方向境界スラブの上側表面の熱伝達領域

\* 1 ポインタ変数にはブランクコモンALCMでの各配列の先頭番地が格納される。

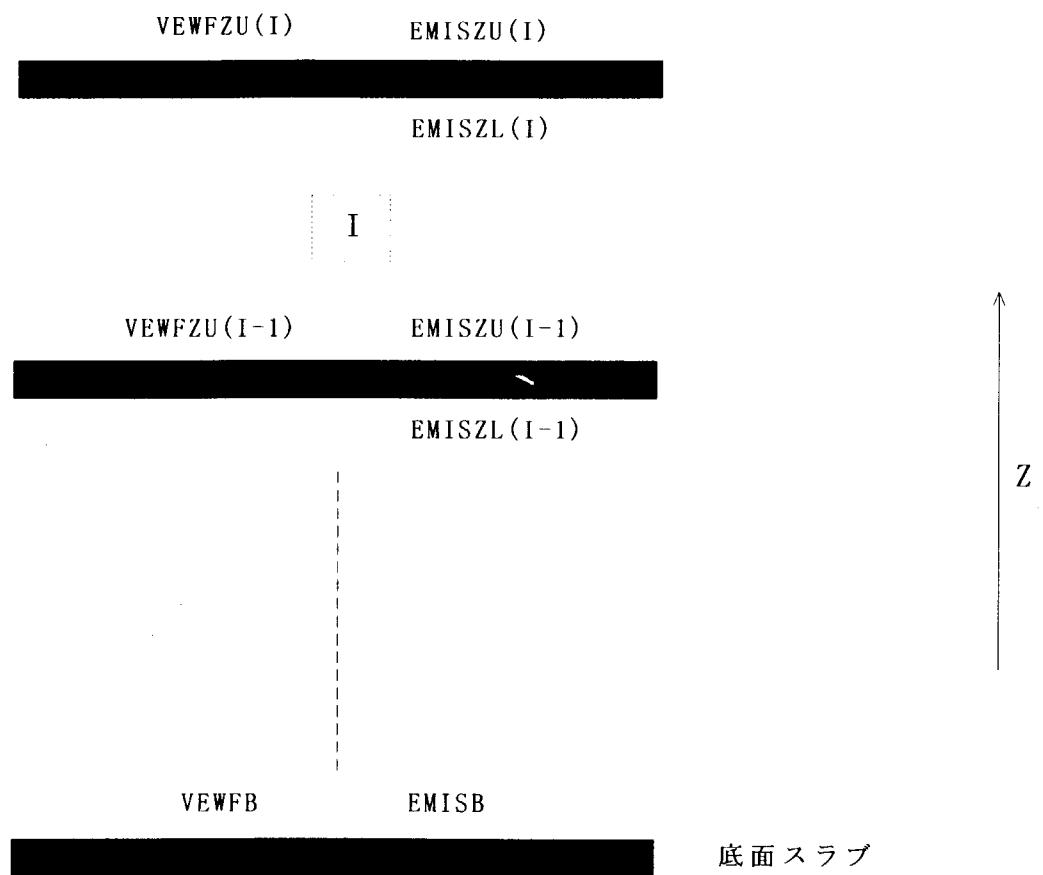


$$\varepsilon_1 = EMISO(I - NTSX)$$

$$\varepsilon_2 = EMISI(I)$$

$$F_{12} = VEWFO(I - NTSX)$$

図 2.3.1 側面スラブの熱伝達モデル



$$\varepsilon_1 = EMISZU(I-1)$$

$$\varepsilon_2 = EMISZL(I)$$

$$F_{12} = VEWFZU(I-1)$$

図 2.3.2 底面及び軸方向スラブの熱伝達モデル

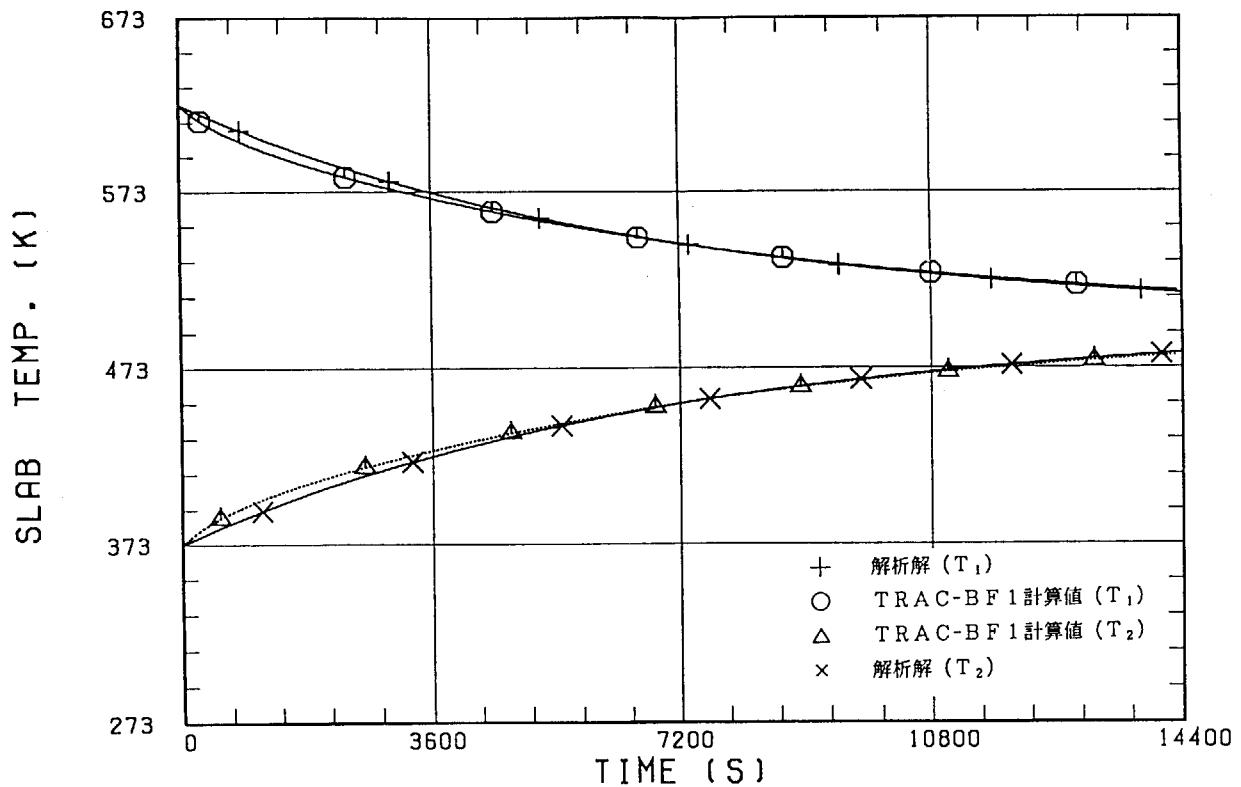


図 2.3.3 TRAC-BF1 計算値と解析解の比較

## 2.4 真空条件下での初期条件の設定

### (1) 概要

核融合炉の真空容器内のような低圧力域の二相流計算を可能とするためには低圧力域での圧力初期値設定を行えるようにプログラムを改良する必要がある。プログラム修正にあたり、TRAC-BF1 コードの蒸気表の適用範囲等を調査した。

#### (a) 蒸気表の適用範囲

TRAC-BF1 コードのマニュアル<sup>(1), (2)</sup>とサブルーチン THERMO 関連のソースプログラムによると、TRAC-BF1 コードで使用されている蒸気表の温度・圧力の適用範囲は以下のとおりである。

液相温度 (K)	273.15	～	647.3
気相温度 (K)	273.15	～	3000.0
圧力 (Pa)	1.0	～	$4.50 \times 10^7$

なお、温度または圧力が範囲を逸脱した場合には、サブルーチン THERMO を参照する値が対応する上限値または下限値にリセットされ、その旨の警告メッセージが出力される。

一方、入力データ読み込み段階では、サブルーチン FBRK、FCOMP、FFIL 及び FVSL において圧力下限値 = 1000Pa (圧力上限値 =  $1.9 \times 10^7$ Pa) に設定されており、これより低い圧力値を指定すると入力処理でエラーとなる。また、過渡計算段階でも、サブルーチン FF1D 及び FF3D に圧力下限値 = 1000Pa の制限 (圧力上限値 =  $1.9 \times 10^7$ Pa) があり、これを下回ったときは計算タイムステップを半減させて再計算を行う処理をしている。

以上のことから、現状の TRAC-BF1 コードにおいて、適用可能な圧力範囲は、下限値 = 1000Pa 及び上限値 =  $1.9 \times 10^7$ Pa であることが分かった。これらの範囲は、蒸気表の適用範囲よりも狭く、蒸気表以外の相関式等における適用可能な圧力範囲を考慮して設定されたものであると推測される。

### (2) プログラムの修正

今回の作業では、計算の安定性を考慮し、圧力 1000Pa 以上の領域で計算を可能にするようにプログラムを修正した。

#### (a) 修正サブルーチン

1000Pa での初期圧力設定を可能するために、TRAC-BF1 コードの以下のサブルーチンを修正した。改良した TRAC-BF1 コードの適用可能な最小圧力値は 620Pa である。

FBRK , FCOMP , FFIL , FF1D , FF3D ,  
FVSL , THERMO, TRANS

上記のサブルーチンのうち、FBRK、FCOMP、FFIL 及び FVSL については、入力処理時の圧力下限値のチェック値を 1000Pa から 620Pa に変更した。また、サブルーチン FF1D と FF3D については、過渡計算時の圧力下限値のチェック値を 1000Pa から 620Pa に変更した。さらに、サブルーチン THERMO、FF3D 及び TRANS については、計算した温度・圧力が許容範囲以外であることを警告するメッセージをコメント化した。

### (3) 低圧領域の熱力学特性

TRAC-BF1 コードからサブルーチン THERMO 以下とサブルーチン FPROP, SETEOS を抽出し、与えられた圧力・温度条件に対応する熱力学特性値を計算するプログラムを作成した。ここで、FPROP はサブルーチン THERMO で計算された熱力学特性値を用いて水の物性値（比熱、動粘性率等）を計算するサブルーチン、また、SETEOS は THERMO の適用範囲や定数を定めるサブルーチンである。

TRAC-BF1 コードの蒸気表に関し、10000Pa 以下 1000Pa までの低圧領域の熱力学特性を調べ、低圧領域で不連続な箇所や不適切な値がないことを確認した。

#### (a) 蒸気表の特性

このプログラムを用いて、サブルーチン THERMO で計算される熱力学特性値の低圧領域（1000～20000Pa）での圧力依存性を調べた。計算結果を図 2.4.1～図 2.4.5 に示す。計算に用いた液相及び気相温度は次のとおりである。

- ① 各圧力での飽和温度 (T=TSAT)
- ② 圧力 611.2Pa での飽和温度 (T=273.18K)
- ③ 圧力 20000Pa での飽和温度 (T=333.2251K)

これらの図から、今回設定した温度領域及び 1000～20000Pa の圧力領域において、特性が不連続になる箇所はないことが分かる。

#### (b) 水の物性値

上記プログラムを用いて、サブルーチン FPROP で計算される水の物性値の低圧領域（1000～20000Pa）での圧力依存性を調べた。計算結果を図 2.4.6～図 2.4.9 に示す。これらの図から、今回設定した温度領域及び 1000～20000Pa の圧力領域において、特性が不連続になる箇所はないことが分かる。

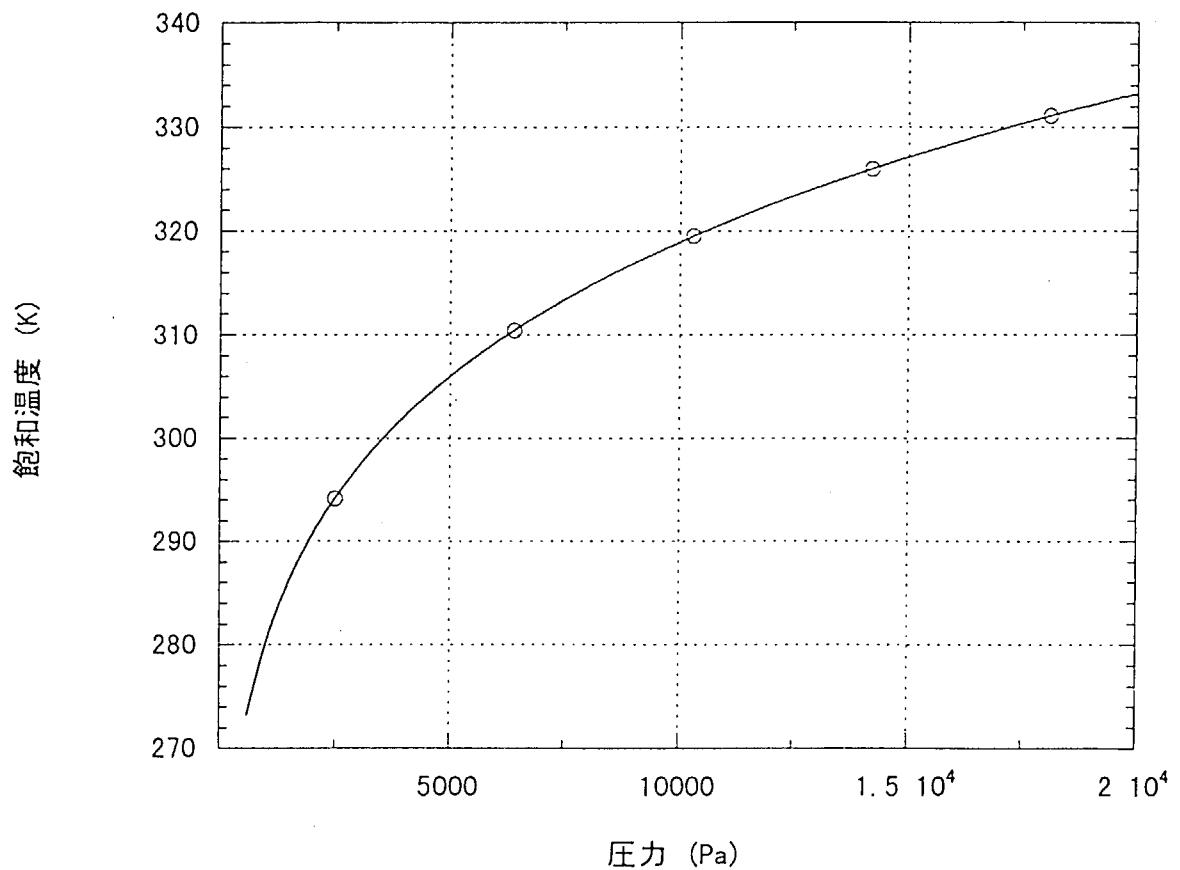


図 2.4.1 飽和温度変化

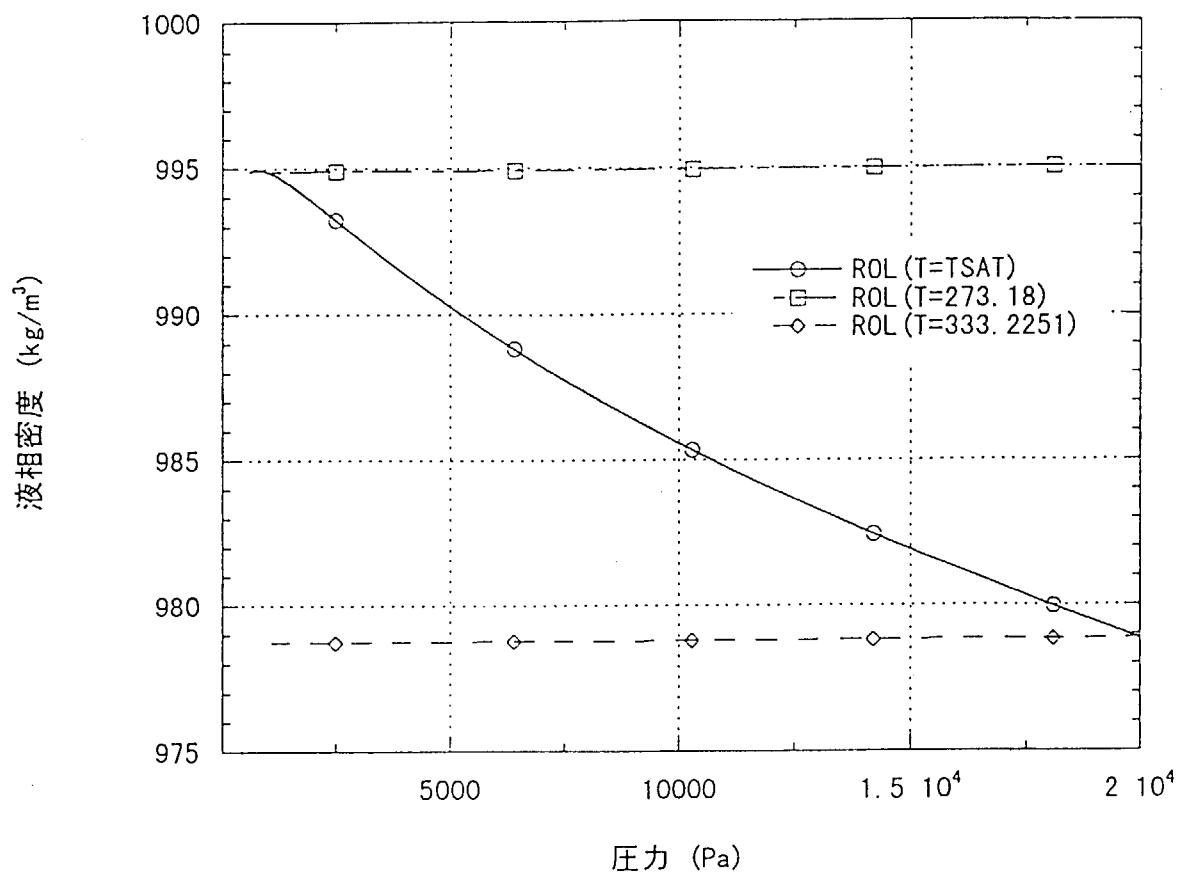


図 2.4.2 液相密度変化

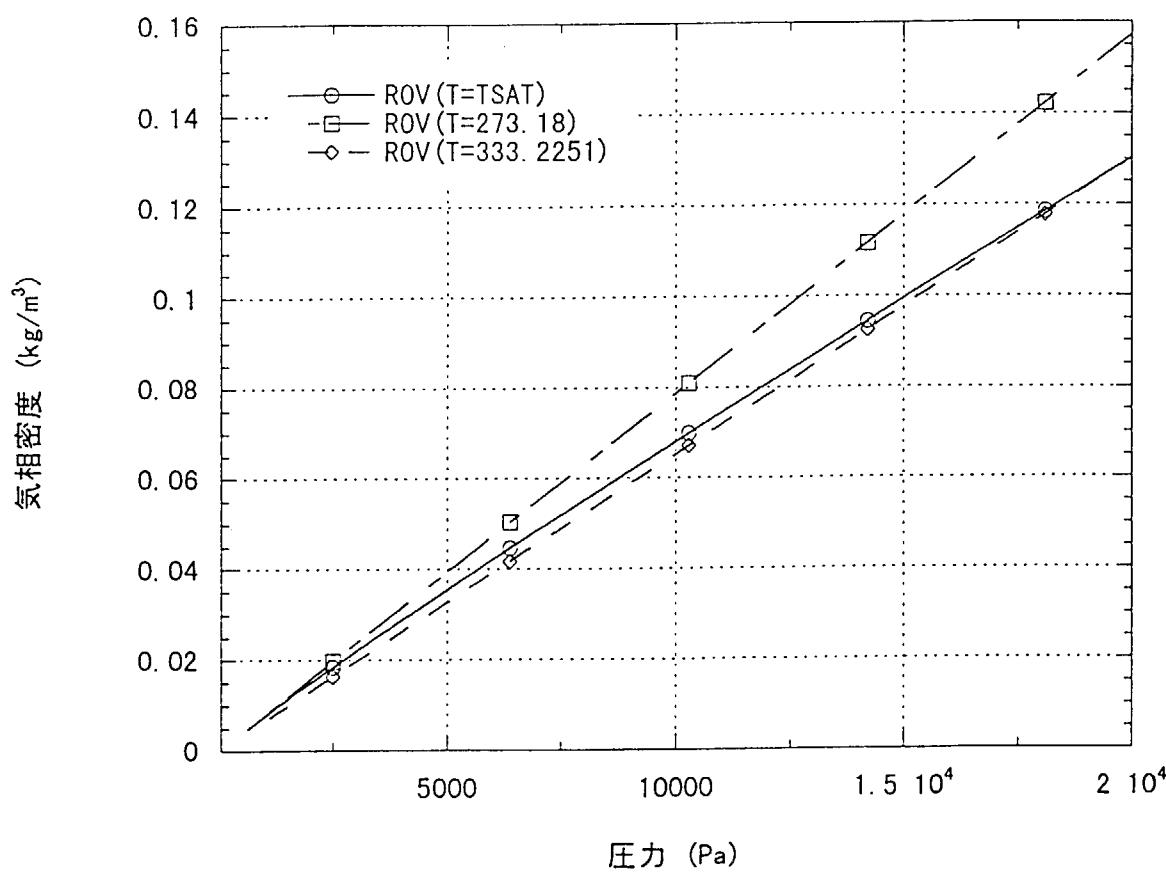


図 2.4.3 気相密度変化

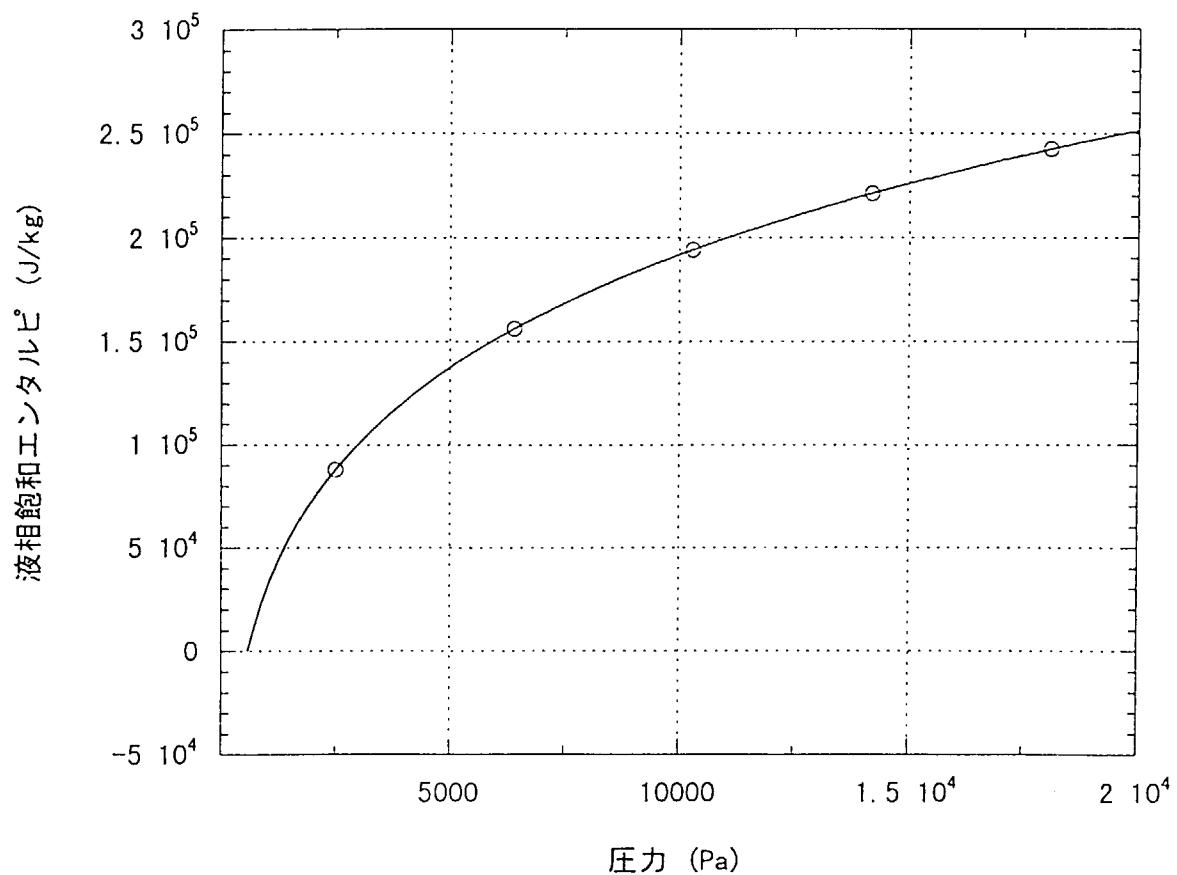


図 2.4.4 液相飽和エンタルピー変化

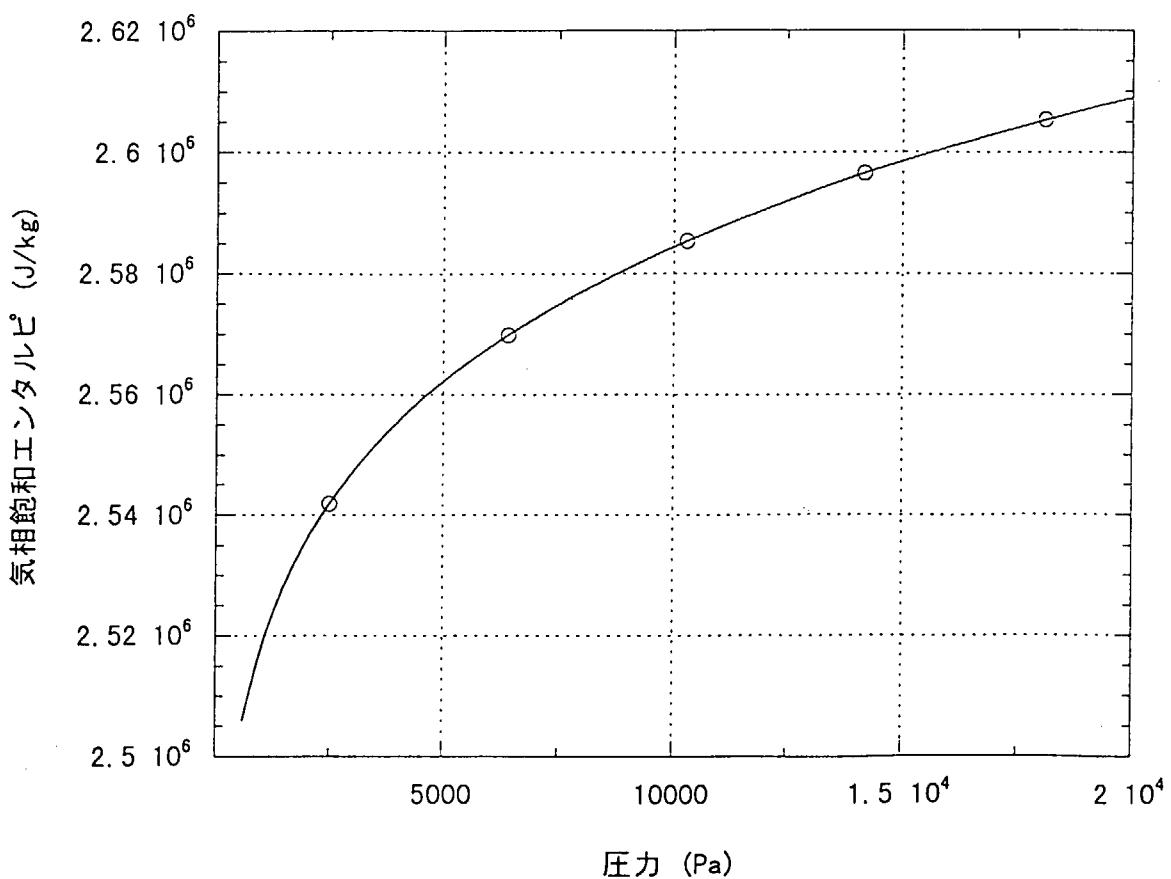


図 2.4.5 気相飽和エンタルピー変化

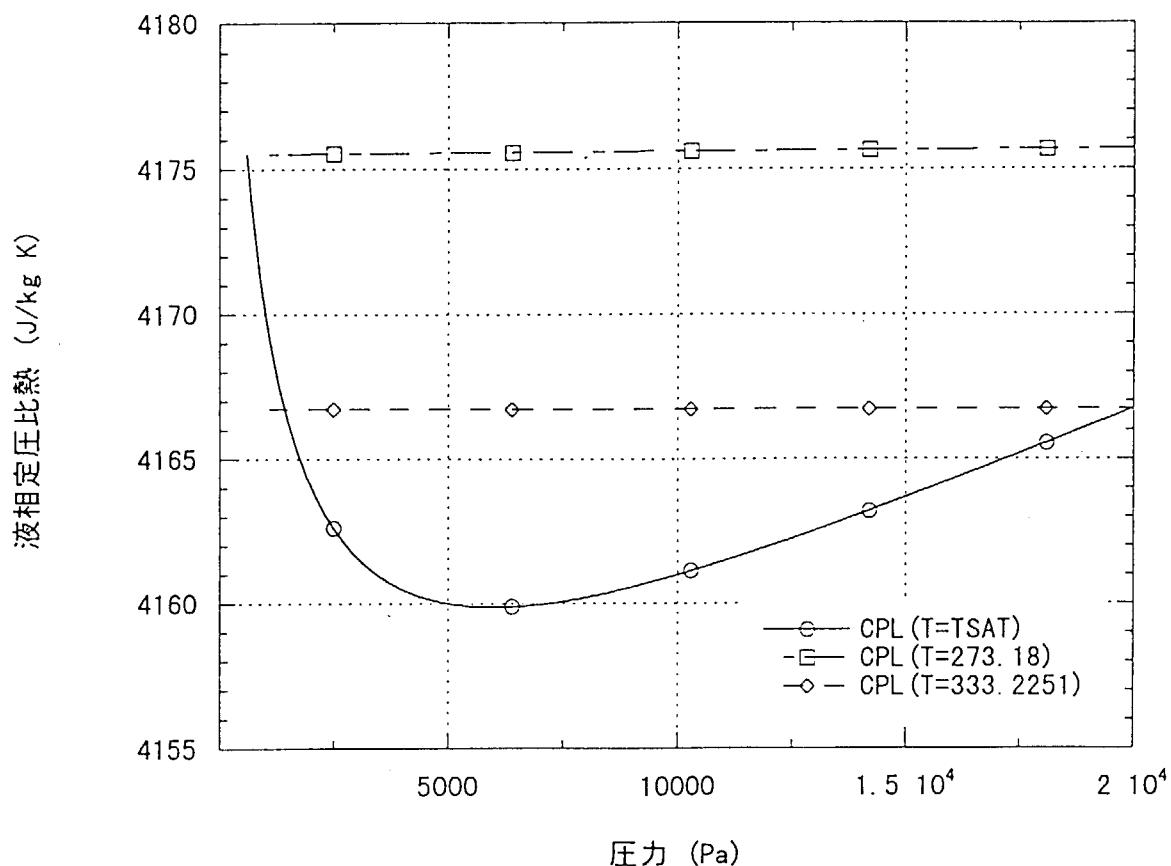


図 2.4.6 液相定圧比熱変化

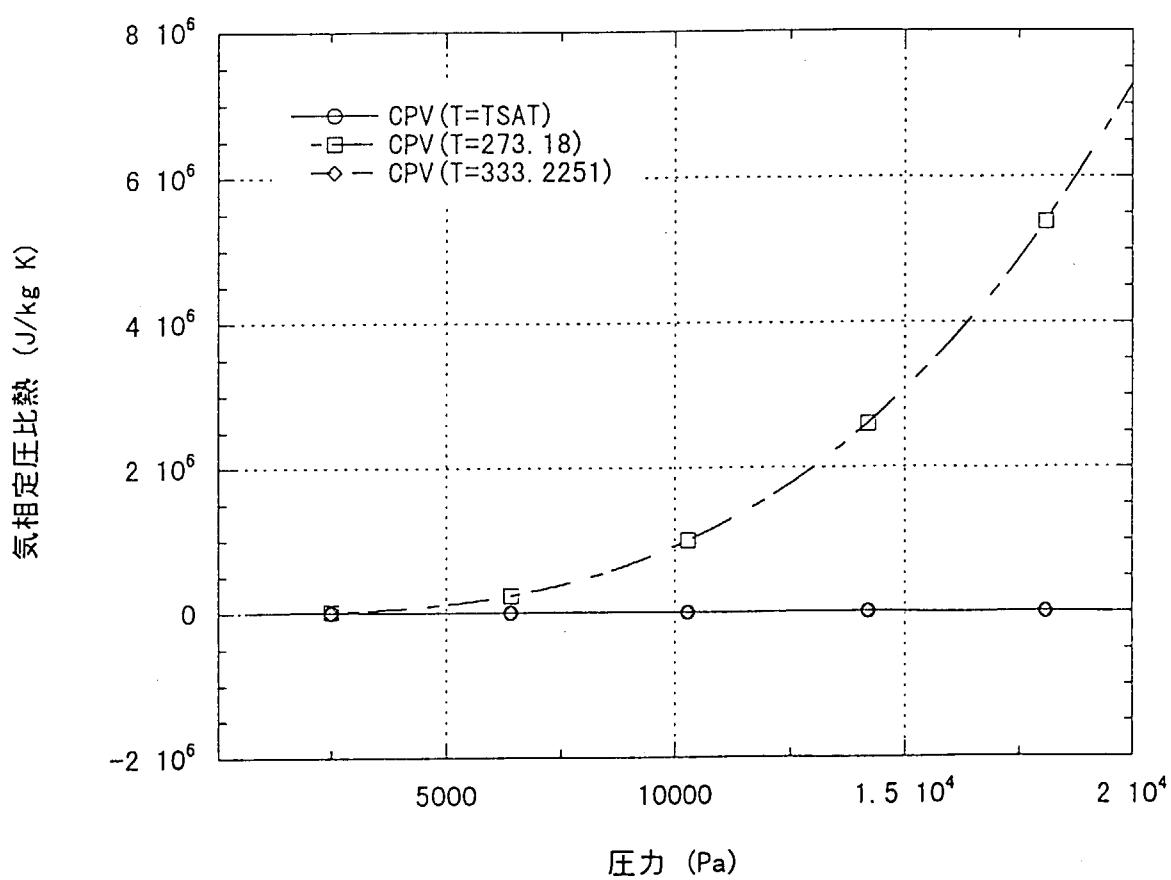


図 2.4.7 気相定圧比熱変化

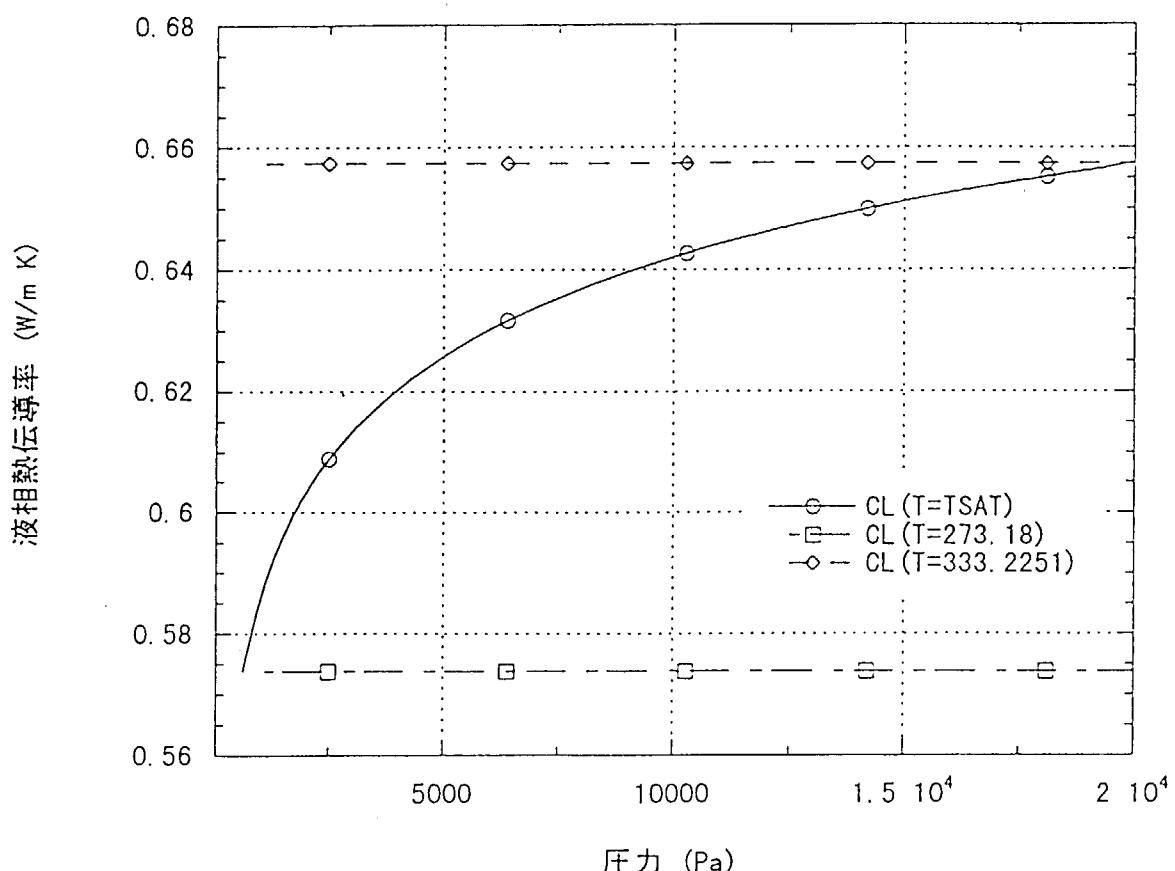


図 2.4.8 液相熱伝導率変化

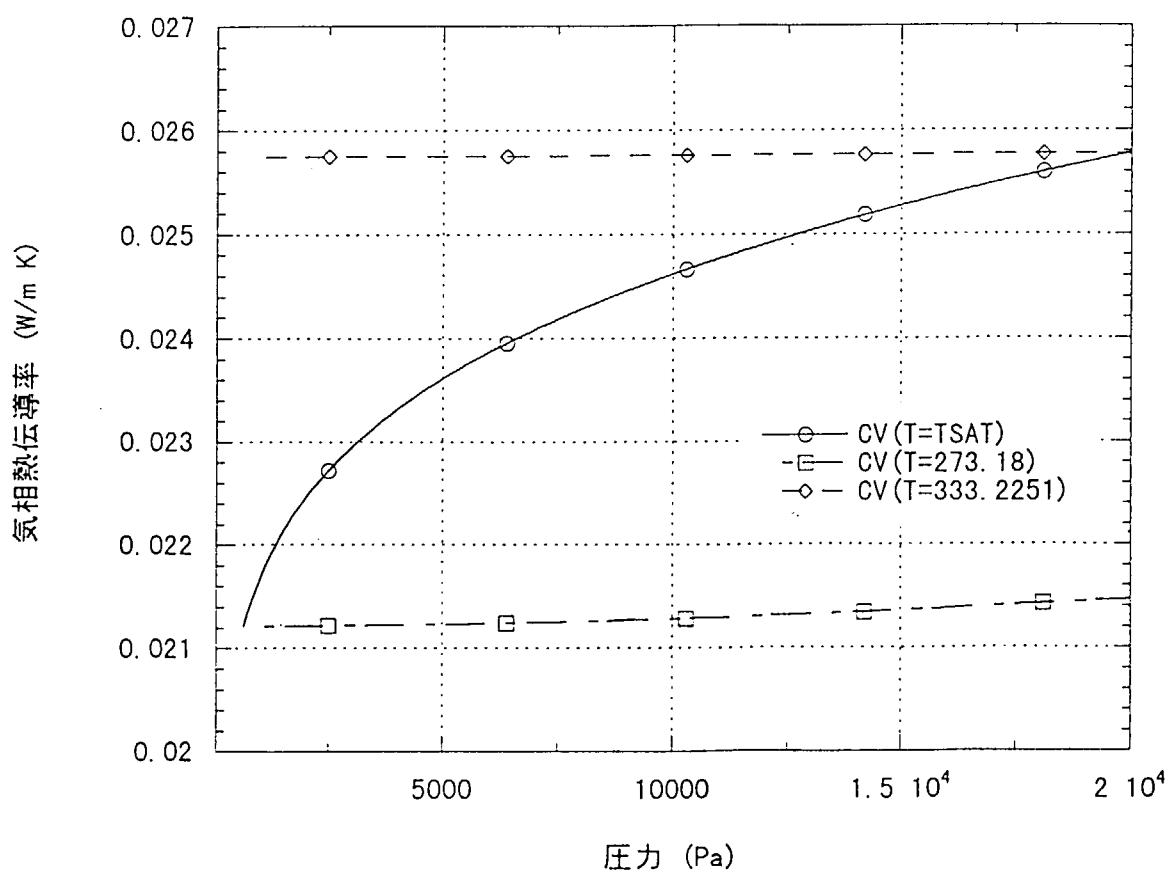


図 2.4.9 気相熱伝導率変化

## 2.5 横置き VESSEL 体系の重力項の修正

### (1) 概要

現状の TRAC-BF1 コードでは、横置き VESSEL 体系の場合に水平方向に隣接するセル間の水頭差圧に起因する流体の移動を考慮していないため、横置き VESSEL の底面に溜まった水の流動が不自然になっていた。本作業で、横置き VESSEL 体系時の運動方程式の Z 軸方向成分にボイド率勾配による重力項を追加するようにプログラムを修正した。

#### (a) ボイド率の勾配による重力ヘッド項

低流量の水平管内では、隣接するセル間の水頭差圧に起因して流体の移動が起こる。この現象を考慮するために、TRAC-BF1 コードの VESSEL コンポーネントの運動方程式 R 方向成分と  $\theta$  方向成分にはボイド率の勾配による重力項が付加されている。

図 2.5.1 に示す水頭が存在する場合、ボイド率の勾配による重力ヘッド項は (2.5.1) 式で与えられる。

$$\begin{aligned}\nabla P_s &= P_1 - P_2 \\ &= (h_1 - h_2) \cdot (\rho_t - \rho_s) \cdot g\end{aligned}\quad (2.5.1)$$

ここで

- $P$  : 圧力
- $h$  : 水頭高さ
- $\rho$  : 密度
- $g$  : 重力加速度

#### (b) 運動方程式の変更

運動方程式の Z 軸方向成分に、横置き VESSEL 体系におけるボイド率勾配による重力項を以下のように導入した。

##### (1) 液相の運動方程式の Z 軸方向成分

$$\begin{aligned}\frac{\partial V_{tz}}{\partial t} &= - \left( V_{tr} \cdot \frac{\partial V_{tz}}{\partial r} + \frac{V_{t\theta}}{r} \cdot \frac{\partial V_{tz}}{\partial \theta} + V_{tz} \cdot \frac{\partial V_{tz}}{\partial z} \right) - \frac{1}{\rho_t} \cdot \frac{\partial P}{\partial z} \\ &\quad - \frac{C_{iz}}{(1-\alpha)\rho_t} \cdot (V_{tz} - V_{gz}) \cdot |\vec{V}_t - \vec{V}_s| - \frac{C_{wtz}}{(1-\alpha)\rho_t} \cdot V_{tz} \cdot |\vec{V}_t| - g_z + \frac{1}{\rho_t} \cdot \nabla P_{s,z}\end{aligned}\quad (2.5.2)$$

ここで

$$\nabla P_{s,z} = \frac{\partial p_s}{\partial z} = \frac{(h_1 - h_2) \cdot (\rho_t - \rho_s) \cdot g}{\Delta z} \quad (2.5.3)$$

$$g_z = g \cdot \cos \theta \quad (2.5.4)$$

(2.5.3) 式中の  $h_1$  と  $h_2$  が隣接するセルの水頭高さである。

ここで

- $V$  : 流速
- $P$  : 圧力
- $C$  : 界面剪断応力係数
- $\alpha$  : ボイド率
- $\rho$  : 密度

## (2) 横置き VESSEL 体系の水頭高さ計算式

横置き VESSEL 体系の水頭高さ  $h$  を求める場合、セル形状により 2通り、ボイド率により 3通りの場合を分けて考える必要がある。各条件での横置き VESSEL 体系の水頭高さ計算式を以下に示す。

## (a) 基本形状データの計算式

ここでは、水頭高さ計算に際して必要となるセルの面積、長さ等の基本形状データの計算式を示す。

$$(1) \quad r_1 \leq r_2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \text{ の場合}$$

セルモデルを図 2.5.2 に示す。図 2.5.2において、領域①～④の面積  $S_1$ ～ $S_4$  と領域①、②の高さ  $h_1$ 、 $h_2$  は以下のように求められる。

$$S_1 = r_2^2 \cdot \left[ \frac{\theta}{2} - \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (2.5.5)$$

$$S_2 = r_2^2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) - r_1^2 \cdot \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.6)$$

$$S_3 = r_1^2 \cdot \left[ \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) - \frac{\theta}{2} \right] \quad (2.5.7)$$

$$S_4 = \frac{\theta}{2} \cdot r_1^2 \quad (2.5.8)$$

$$h_1 = r_2 - r_2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.9)$$

$$h_2 = r_2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) - r_1 \quad (2.5.10)$$

$$(ii) \quad r_1 > r_2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \text{ の場合}$$

セルモデルを図 2.5.3 に示す。図 2.5.3において、領域①～④の面積  $S_1$ ～ $S_4$  と領域①～③高さ  $h_1$ ～ $h_3$  は以下のように求められる。

$$S_1 = r_2^2 \cdot \left[ \frac{\theta_1}{2} - \cos\left(\frac{\theta_1}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_1}{2}\right) \right] \quad (2.5.11)$$

$$S_2 = r_2^2 \cdot \left[ \frac{\theta}{2} - \frac{\theta_1}{2} + \cos\left(\frac{\theta_1}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_1}{2}\right) - \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] + r_1^2 \cdot \left[ \cos\left(\frac{\theta_2}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_2}{2}\right) - \frac{\theta_2}{2} \right] \quad (2.5.12)$$

$$S_3 = r_2^2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) + r_1^2 \cdot \left[ -\cos\left(\frac{\theta_2}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_2}{2}\right) + \frac{\theta_2}{2} - \frac{\theta}{2} \right] \quad (2.5.13)$$

$$S_4 = \frac{\theta}{2} \cdot r_1^2 \quad (2.5.14)$$

$$h_1 = r_2 - r_1 \quad (2.5.15)$$

$$h_2 = r_1 - r_2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.16)$$

$$h_3 = (r_2 - r_1) \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.17)$$

ここで

$$\cos\left(\frac{\theta_1}{2}\right) = \frac{r_1}{r_2} \quad (2.5.18)$$

$$\cos\left(\frac{\theta_2}{2}\right) = \frac{r_2}{r_1} \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.19)$$

(b) 各セル形状及びボイド率条件での水頭高さ計算式

$$(i) \quad r_1 \leq r_2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \text{ の場合}$$

$$\text{①ボイド率条件 } (S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) < S_1 \text{ の場合}$$

セルモデルを図 2.5.4 に示す。図 2.5.4において、斜線で示す領域の面積  $S_x$  と高さ  $h_x$ 、及び角度  $\theta_x$  は以下のように求められる。

$$S_x = (S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) = \frac{\theta}{2} \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot (1 - \alpha) \quad (2.5.20)$$

$$S_x = r_2^2 \cdot \left[ \frac{\theta_x}{2} - \cos\left(\frac{\theta_x}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_x}{2}\right) \right] \quad (2.5.21)$$

$$h_x = r_2 \cdot \left[ 1 - \cos\left(\frac{\theta_x}{2}\right) \right] \quad (2.5.22)$$

(2.5.20) 式と (2.5.21) 式より次式を得る。

$$\theta_x - \sin(\theta_x) - \frac{\theta \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot (1 - \alpha)}{r_2^2} = 0 \quad (2.5.23)$$

ニュートン・ラブソン法により (2.5.23) 式を解き  $\theta_x$  を求め、(2.5.22) 式に代入して水頭  $h_x$  を求める。

$$\text{②ボイド率条件 } S_1 < (S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) < S_1 + S_2 \text{ の場合}$$

セルモデルを図 2.5.5 に示す。図 2.5.5において、斜線で示す領域の面積  $S_x$  と高さ  $h_x$  は以下のように求められる。

$$S_x = (S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) = \frac{\theta}{2} \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot (1 - \alpha) \quad (2.5.24)$$

$$S_1 + S_2 + S_3 + S_4 - S_x = (r_2 - h_x)^2 \cdot \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.25)$$

(2.5.24) 式より

$$S_1 + S_2 + S_3 - S_x = \frac{\theta}{2} \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot \alpha \quad (2.5.26)$$

また  $S_4 = \frac{\theta}{2} \cdot r_1^2$  と (2.5.25)、(2.5.26) 式より

$$\frac{\theta}{2} \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot \alpha + \frac{\theta}{2} \cdot r_1^2 = (r_2 - h_x)^2 \cdot \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.27)$$

$$\therefore h_x = r_2 - \sqrt{\frac{\theta \cdot [(r_2^2 - r_1^2) \cdot \alpha + r_1^2]}{2 \cdot \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)}} \quad (2.5.28)$$

$$\text{③ボイド率条件 } (S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) > S_1 + S_2 \text{ の場合}$$

セルモデルを図 2.5.6 に示す。図 2.5.6において、斜線で示した領域の面積  $S_x$  と領域の高さ  $h_x$ 、及び角度  $\theta_x$  は以下のように求められる。

$$S_x = (S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) = \frac{\theta}{2} \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot (1 - \alpha) \quad (2.5.29)$$

$$S_{x1} = r_1^2 \cdot \left[ \frac{\theta_x}{2} - \cos\left(\frac{\theta_x}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_x}{2}\right) \right] \quad (2.5.30)$$

$$S_x + S_{x1} = \frac{\theta}{2} \cdot r_2^2 - (r_2 - h_x)^2 \cdot \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.31)$$

$$h_x = r_2 - r_1 \cdot \cos\left(\frac{\theta_x}{2}\right) \quad (2.5.32)$$

(2.5.31) 式に (2.5.29), (2.5.30), (2.5.32) 式を代入して  
 $\theta \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot (1 - \alpha) + r_1^2 \cdot [\theta_x - \sin(\theta_x)] = \theta \cdot r_2^2 - r_1^2 \cdot [1 + \cos(\theta_x)] \cdot \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.5.33)$

ニュートン・ラプソン法により (2.5.33) 式を解き  $\theta_x$  を求め、(2.5.32) 式に代入して水頭  $h_x$  を求める。

(ii)  $r_1 > r_2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)$  の場合

①ボイド率条件  $(S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) < S_1$  の場合

セルモデルを図 2.5.7 に示す。図 2.5.7 の斜線で示す領域の面積  $S_x$  と高さ  $h_x$ 、及び角度  $\theta_x$  の計算式は、先に示した図 2.5.4 の場合と同じである。

②ボイド率条件  $S_1 < (S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) < S_1 + S_2$  の場合

セルモデルを図 2.5.8 に示す。図 2.5.8において、斜線で示す領域の面積  $S_x$  と高さ  $h_x$ 、及び角度  $\theta_x$  は以下のように求められる。

$$S_x = (S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) = \frac{\theta}{2} \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot (1 - \alpha) \quad (2.5.34)$$

$$S_{x1} = r_1^2 \cdot \left[ \frac{\theta_{x1}}{2} - \cos\left(\frac{\theta_{x1}}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_{x1}}{2}\right) \right] \quad (2.5.35)$$

$$S_x + S_{x1} = \frac{\theta_{x2}}{2} \cdot r_2^2 - (r_2 - h_x)^2 \cdot \tan\left(\frac{\theta_{x2}}{2}\right) \quad (2.5.36)$$

$$h_x = r_2 - r_1 \cdot \cos\left(\frac{\theta_{x1}}{2}\right) = r_2 \cdot \left[ 1 - \cos\left(\frac{\theta_{x2}}{2}\right) \right] \quad (2.5.37)$$

(2.5.36) 式に (2.5.34)、(2.5.35)、(2.5.37) 式を代入して

$$\frac{\theta}{2} \cdot (r_2^2 - r_1^2) \cdot (1 - \alpha) + r_1^2 \cdot \left[ \frac{\theta_{x1}}{2} - \cos\left(\frac{\theta_{x1}}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_{x1}}{2}\right) \right] \quad (2.5.38)$$

$$= r_2^2 \cdot \arccos\left[\frac{r_1}{r_2} \cdot \cos\left(\frac{\theta_{x1}}{2}\right)\right] - r_1 \cdot \cos\left(\frac{\theta_{x1}}{2}\right) \cdot \sqrt{r_2^2 - \left[r_1 \cdot \cos\left(\frac{\theta_{x1}}{2}\right)\right]^2}$$

ニュートン・ラプソン法により (2.5.38) 式を解き  $\theta_{x1}$  を求め、(2.5.37) 式に代入して水頭  $h_x$  を求める。

③ボイド率条件  $(S_1 + S_2 + S_3) \cdot (1 - \alpha) > S_1 + S_2$  の場合

セルモデルを図 2.5.9 に示す。図 2.5.9 の斜線で示す領域の面積  $S_x$  と高さ  $h_x$ 、及び角度  $\theta_x$  の計算式は、先に示した図 2.5.6 の場合と同じである。

### (3) VESSEL 横置き体系の水頭高さのテスト計算

横置き VESSEL 体系の場合に、前節で導出した計算式を用いて、セルのボイド率  $\alpha$  を変化させた場合のセル水頭高さ  $h$  の計算を行った。計算セルモデルを図 2.5.10 に示す。

ここで、幾何形状データは次のとおりである。

$$r_1 = 5 \text{ m}$$

$$r_2 = 10 \text{ m}$$

$$\theta = \pi / 2$$

上記条件で、斜線で示すセルのボイド率を0～1に変化させた場合の水頭高さhの変化を図2.5.1.1に示す。ボイド率の値に従い水頭が変化する様子が分かる。

#### (4) プログラムの修正

##### (a) 修正内容

重力項の修正に当たって、TRAC-BF1 コードのメインルーチン TRAC、サブルーチン TF3E 及び VSL2 とインクルード NEWDT. を修正した。また、新規にサブルーチン HEADZ を作成した。各ルーチンの修正内容を表2.5.1に示す。

##### (b) 入力データの変更

重力項の修正に伴い、横置き VESSEL 体系における水頭差圧による重力項効果の適用を指定する変数を入力データに追加した。NAMELIST 入力カードの

WHEADZ = 1.0D0

が追加した入力である。変数 WHEADZ は横置き VESSEL 体系での水頭差圧による重力項に掛かる係数で 0.0～1.0 の間の実数値をとる。すなわち 0.0 のときは重力項効果はゼロとなり、従来の TRAC-BF1 コードの結果と等しくなる。1.0 のときは水頭差圧による重力項の効果が 100% で最大となる。WHEADZ のデフォルト値は 0.0 である。

#### (5) テスト計算

##### (a) テスト計算モデル

重力項修正の妥当性をチェックするためのテスト計算を行った。テスト計算モデルを図2.5.1.2に示す。軸方向を3レベルに分割した円柱容器を横置きにし、横置き時に底面となるセル5にセル1との径方向境界から低流量(0.001kg/s)の水を15秒間注入する。気体は非凝縮性とし、ヒートスラブからの熱の流入による水の蒸発がない条件を設定する。注入するレベルを3, 2, 1と変化させて、底面セルへの蓄水状況を調べる。ソースプログラム改修が妥当であれば、モデル1～3ともに、時間が経つにつれて各レベルの底面セルの水位は等しくなるはずである。円柱容器の寸法は実験の真空容器の寸法と同じとした。

##### (b) 解析結果

テスト計算モデル1～3について、従来の TRAC-BF1 コードでのボイド率を図2.5.1.3, 2.5.1.5, 2.5.1.7に、修正後の TRAC-BF1 コードでのボイド率を図2.5.1.4, 2.5.1.6, 2.5.1.8に示す。ここで、修正後の解析では、WHEADZ = 1.0 を用いた。

これらの図より、従来の TRAC-BF1 コードでは 100 秒経過後でも各レベルの水位に偏りが見られるが、修正後の TRAC-BF1 コードでは 10 秒程度でレベル1～3 のボイド率がほぼ等しい値となる。その後、水の注入が止まる 15 秒までボイド率は減少し、40 秒経過後にボイド率は一定値(0.848)になる。このように各レベルの底面セルの水位が等しくなる良好な結果が得られた。

次にテスト計算モデル1を対象に、WHEADZを0.1及び0.5として計算を行った。ボイド率を図2.5.19～図2.5.20に示す。WHEADZ=1.0のとき（図2.5.14）及び従来TRAC-BF1コードの結果（図2.5.13）と比較すると、WHEADZを大きくするにつれて短い時間で水位が一定になることが分かる。今回のテスト計算では、WHEADZ=0.1としても20秒で水位がほぼ一定になった。

表 2.5.1 プログラム修正内容

ルーチン名	修正内容
HEADZ	横置きVESSEL底面セルの水頭高さを計算
TRAC	入力データに重力ヘッド項の効果のパラメータを追加
TF3E	運動方程式のZ軸方向成分への重力ヘッド項の追加
VSL2	TF3EをCALLする際の引数の追加
NEWDT.	コモンに重力ヘッド項の効果のパラメータを追加

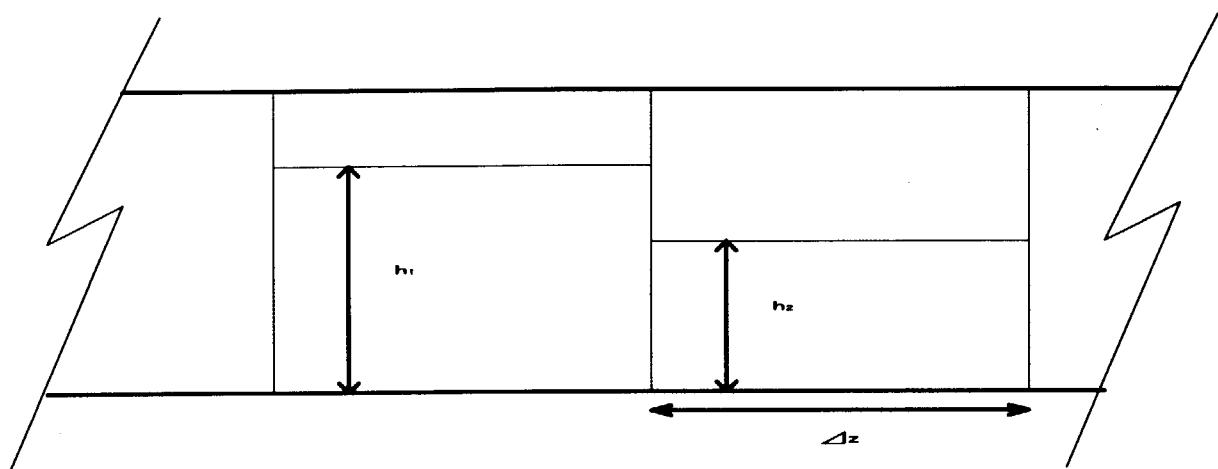


図 2.5.1 ボイド率の勾配による重力項

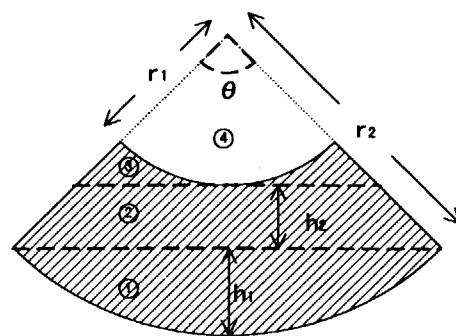


図 2.5.2 セルモデル図 (1)

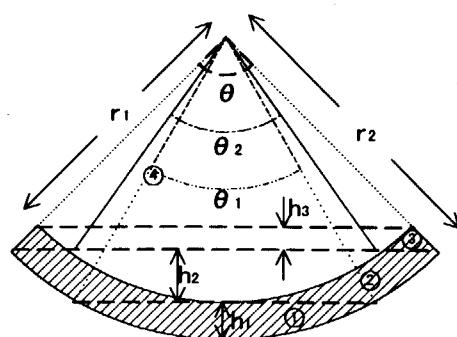


図 2.5.3 セルモデル図 (2)

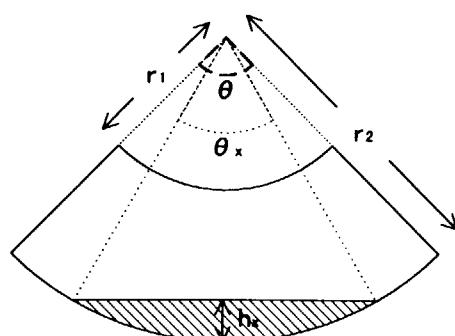


図 2.5.4 セルモデル図 (1) -①

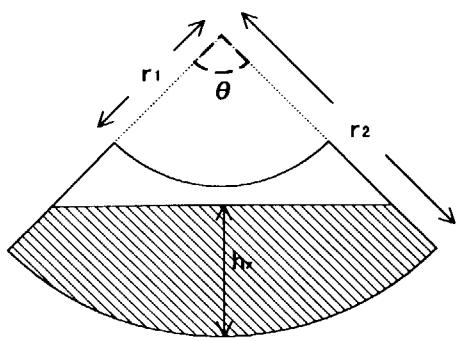


図 2.5.5 セルモデル図 (1) -②

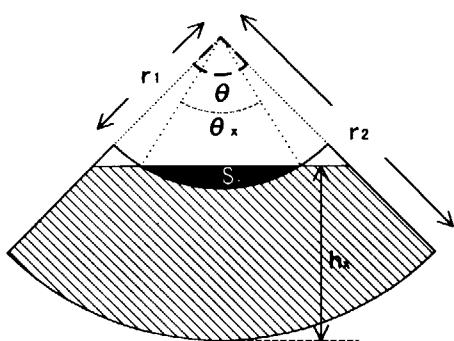


図 2.5.6 セルモデル図 (1) -③

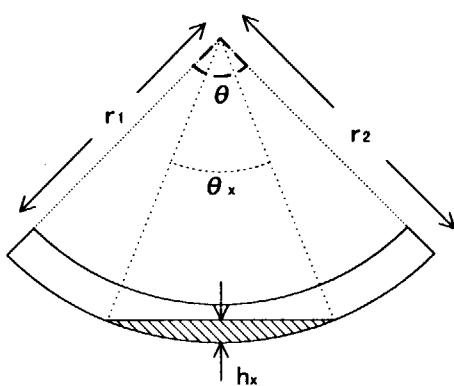


図 2.5.7 セルモデル図 (2) -①

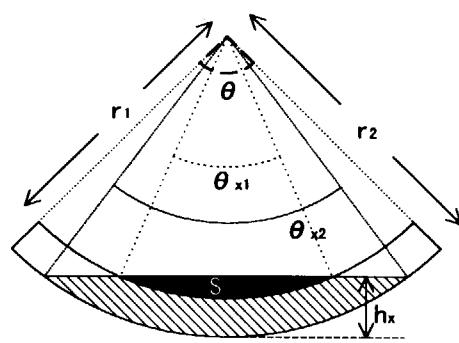


図 2.5.8 セルモデル図 (2) -②

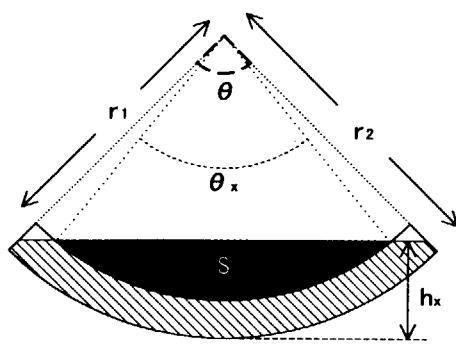


図 2.5.9 セルモデル図 (2) -③

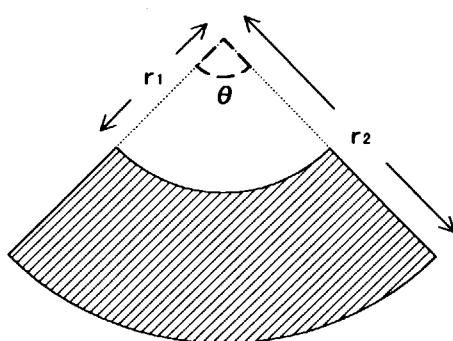


図 2.5.10 水頭高さ計算テスト計算モデル

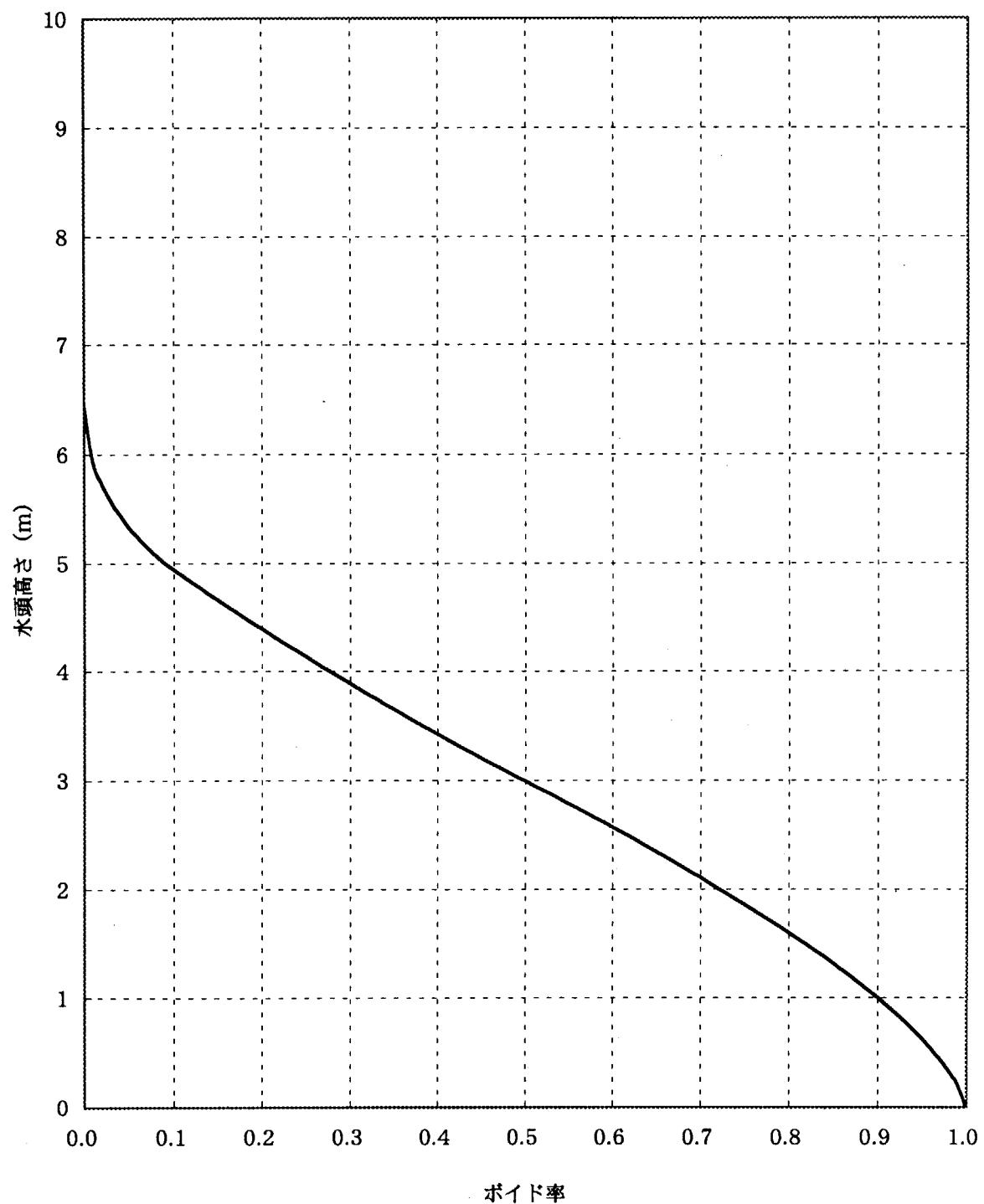
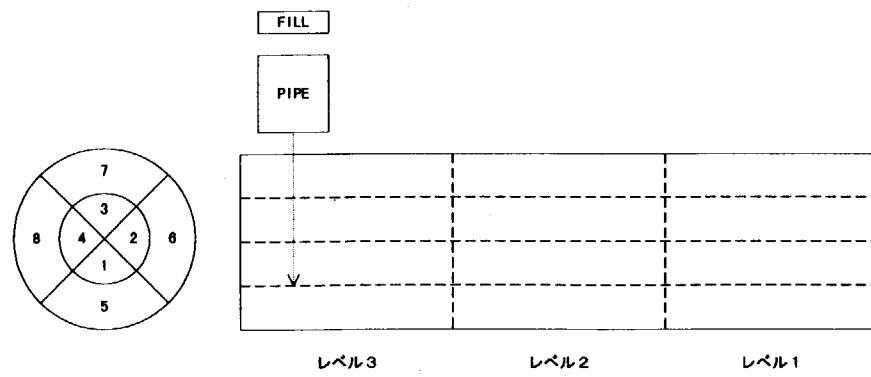
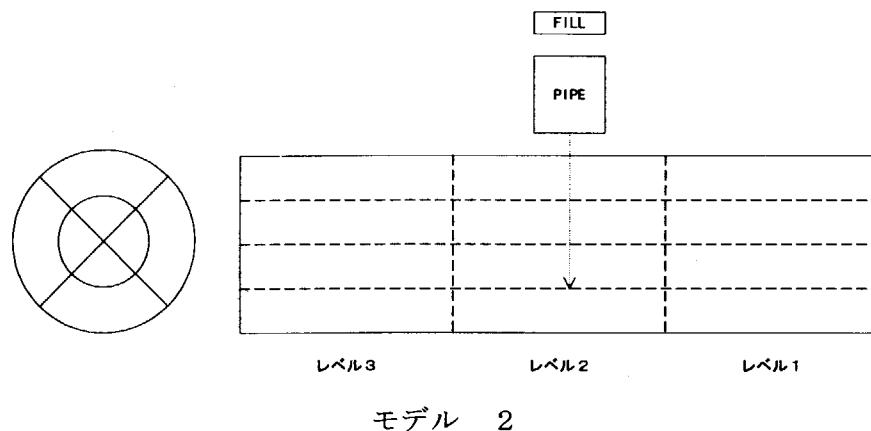


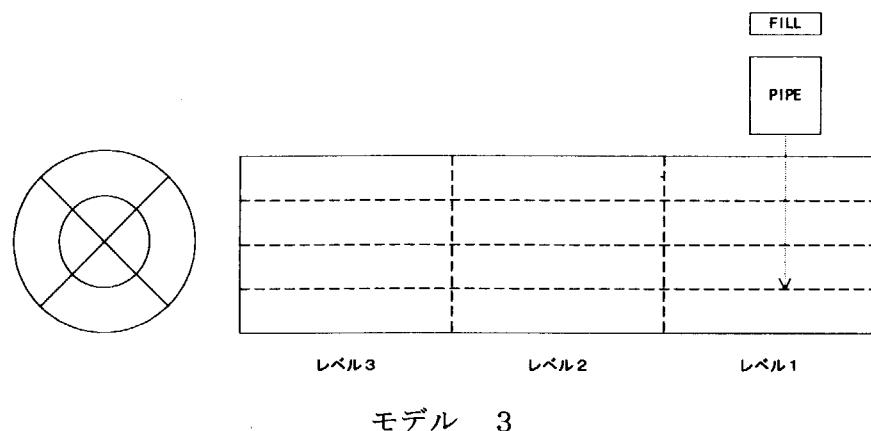
図 2.5.1.1 水頭高さテスト計算結果



モデル 1



モデル 2



モデル 3

図 2.5.1.2 横置き V E S S E L 体系重力項修正テスト計算モデル

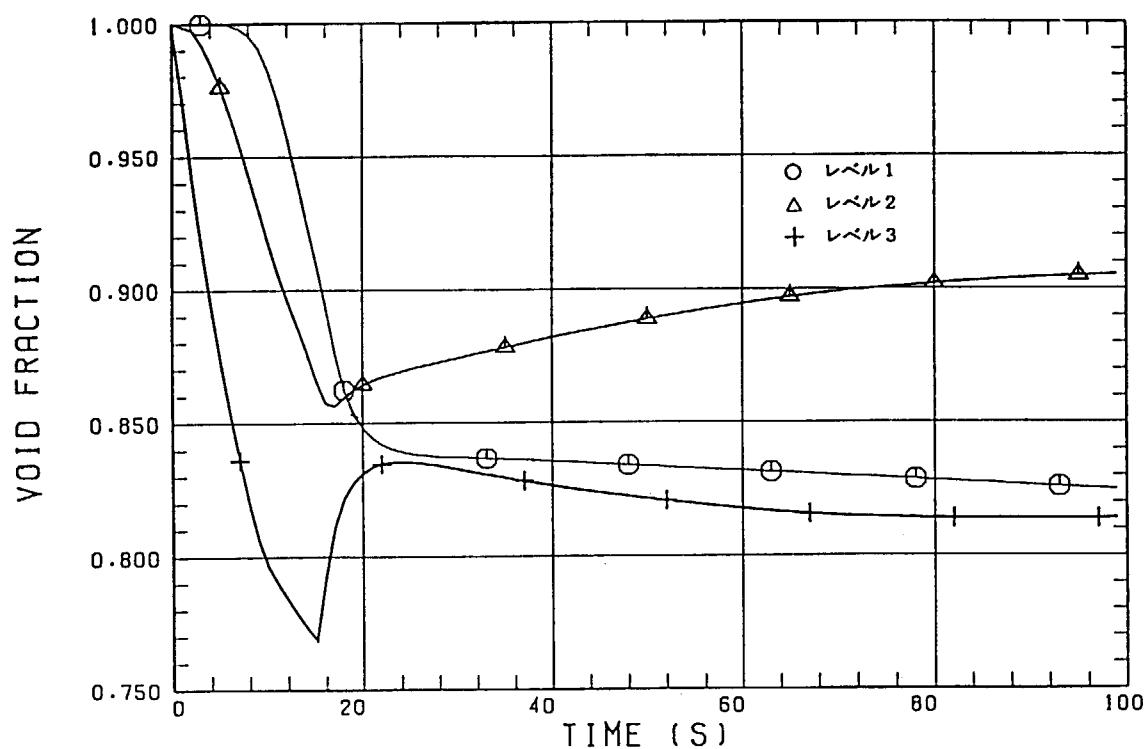


図 2.5.1.3 ボイド率変化（モデル1：従来 TRAC-BF1）

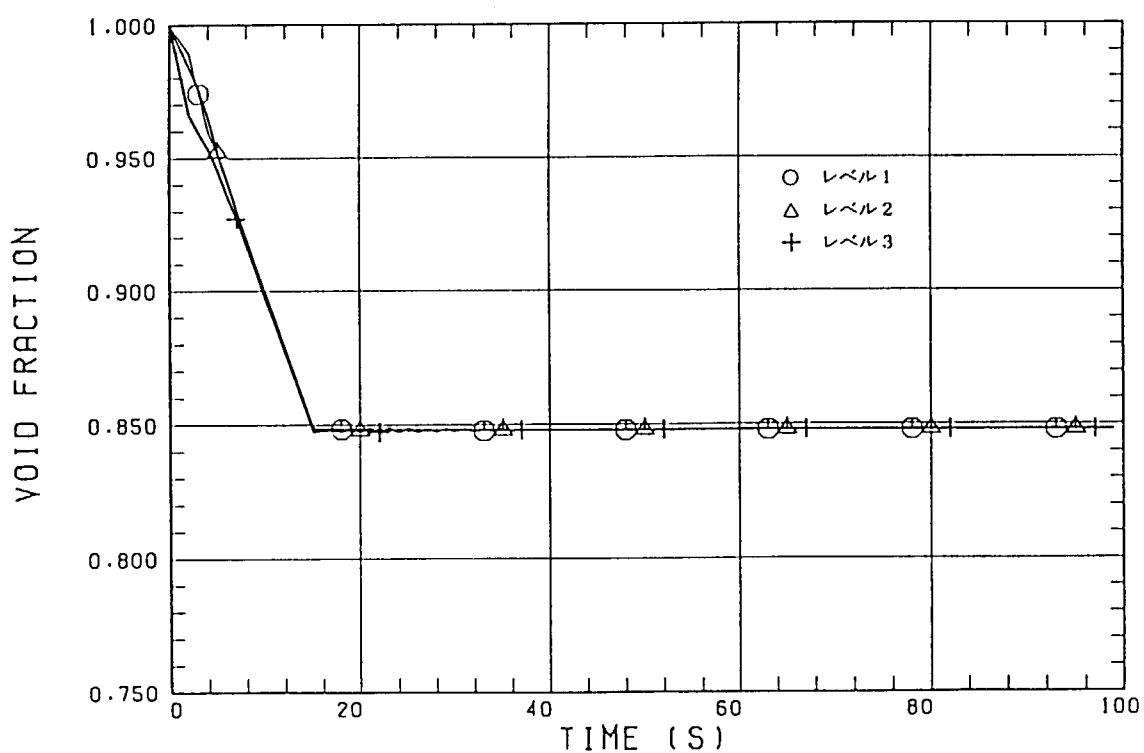


図 2.5.1.4 ボイド率変化（モデル1：重力項修正後 TRAC-BF1）

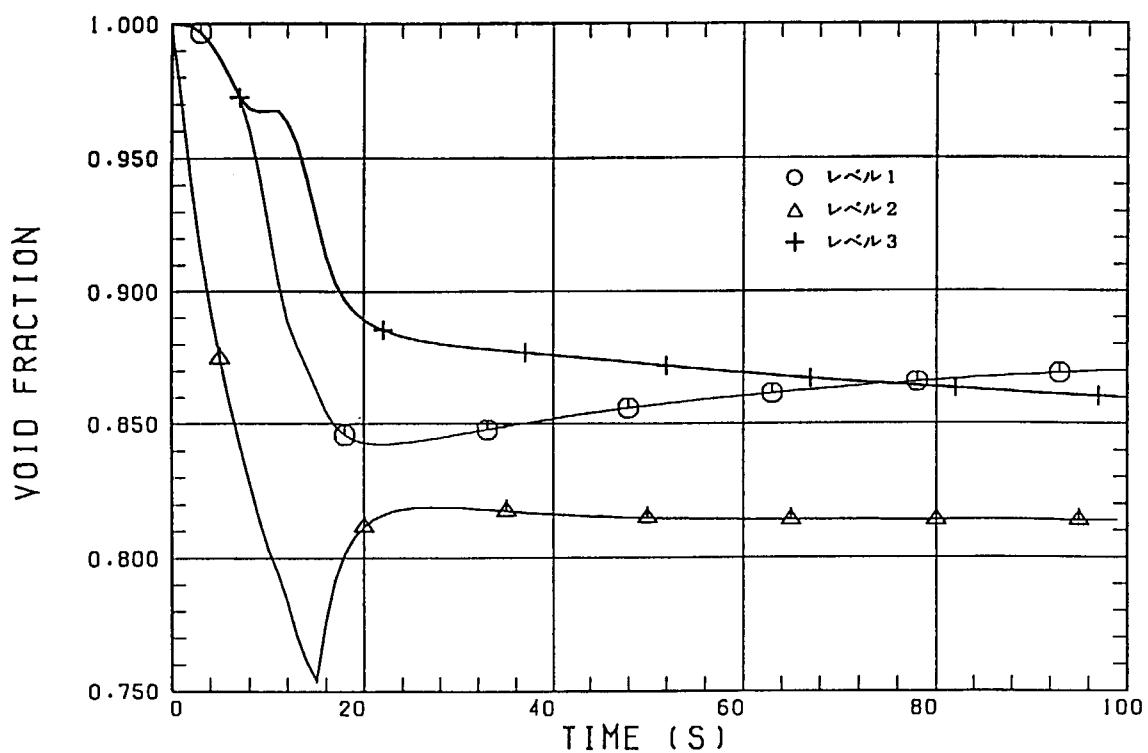


図 2.5.15 ボイド率変化 (モデル 2 : 従来 TRAC-BF1)

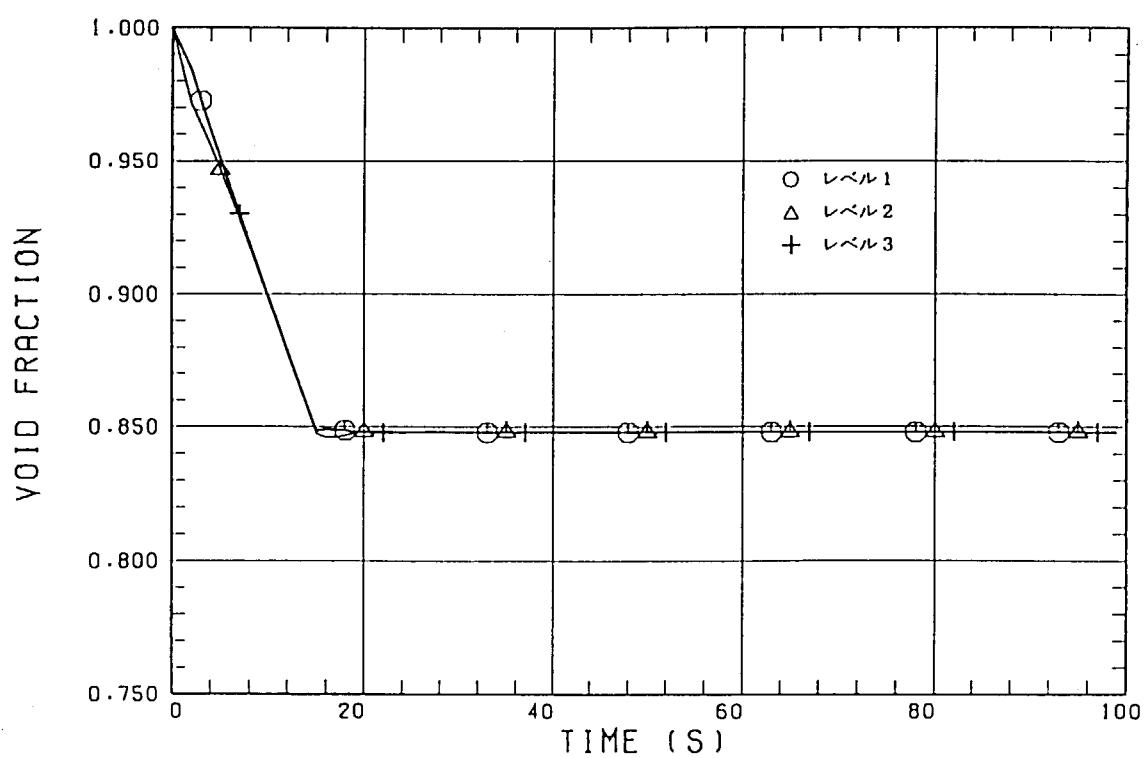


図 2.5.16 ボイド率変化 (モデル 2 : 重力項修正後 TRAC-BF1)

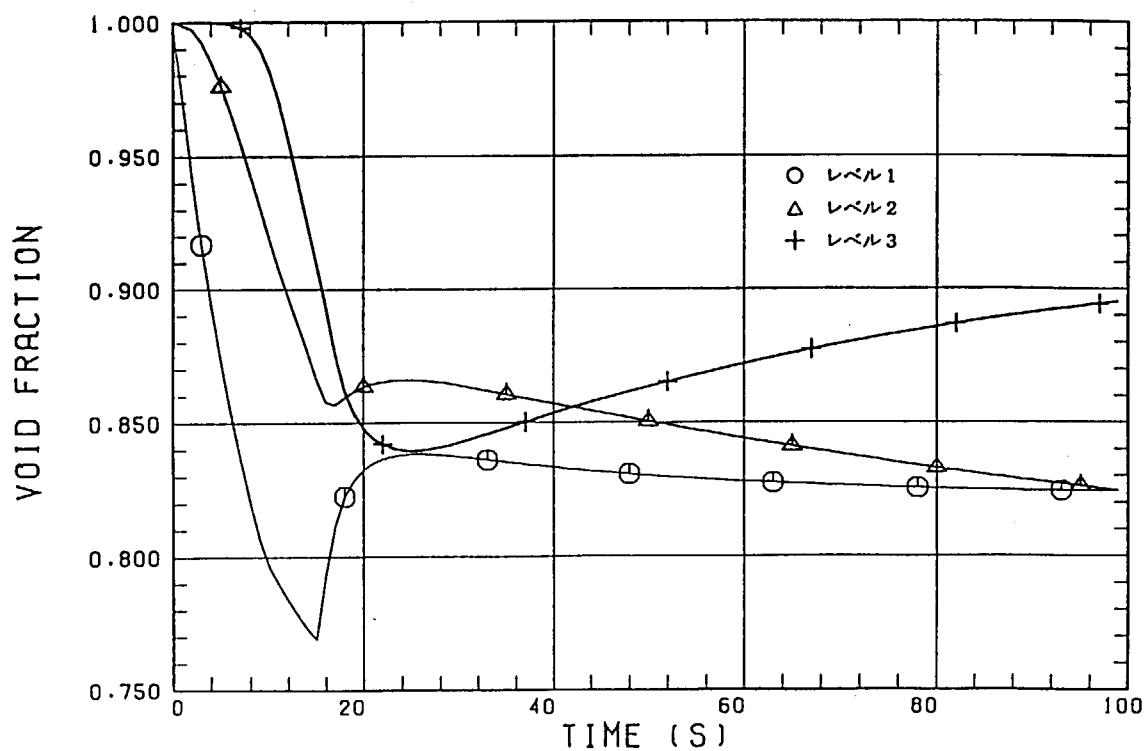


図 2.5.17 ポイド率変化（モデル3：従来 TRAC-BF1）

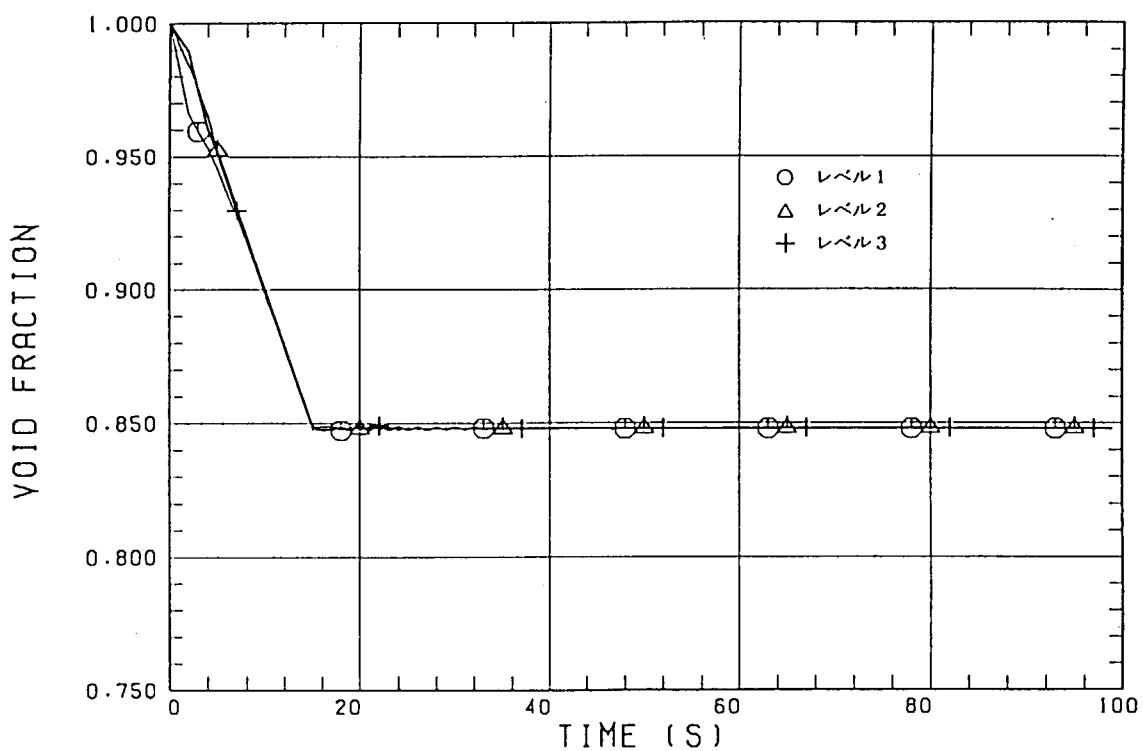


図 2.5.18 ポイド率変化（モデル3：重力項修正後 TRAC-BF1）

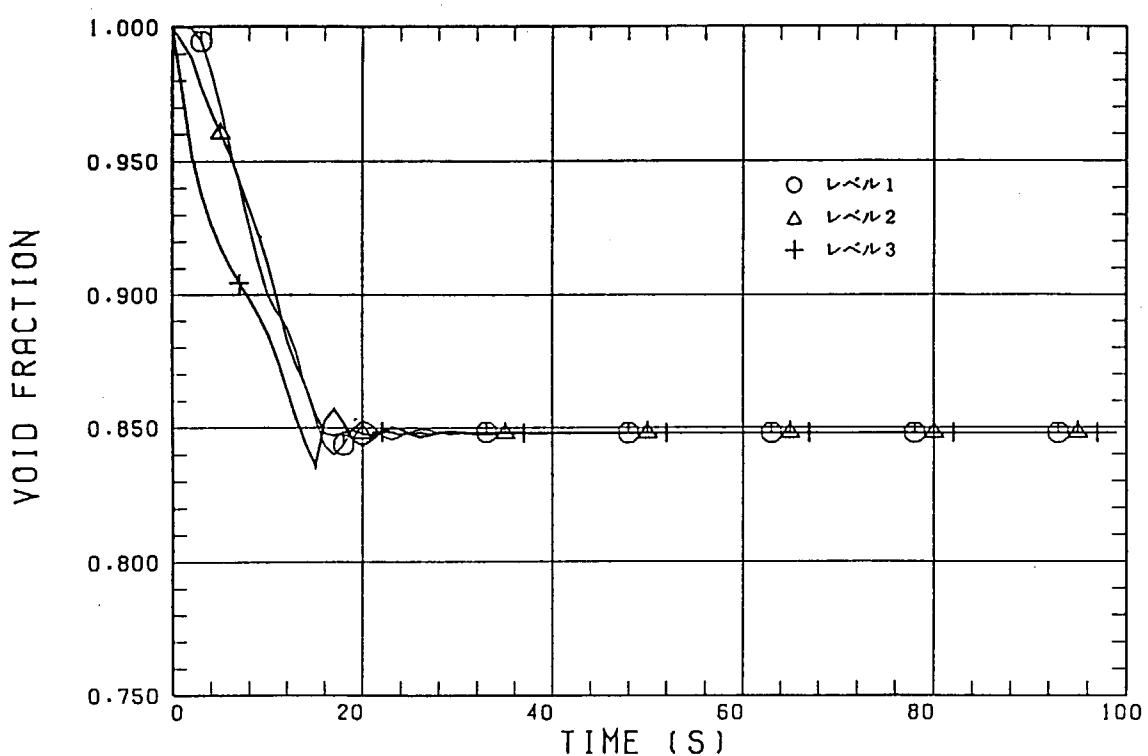


図 2.5.19 ボイド率変化（モデル1：WHEADZ=0.1）

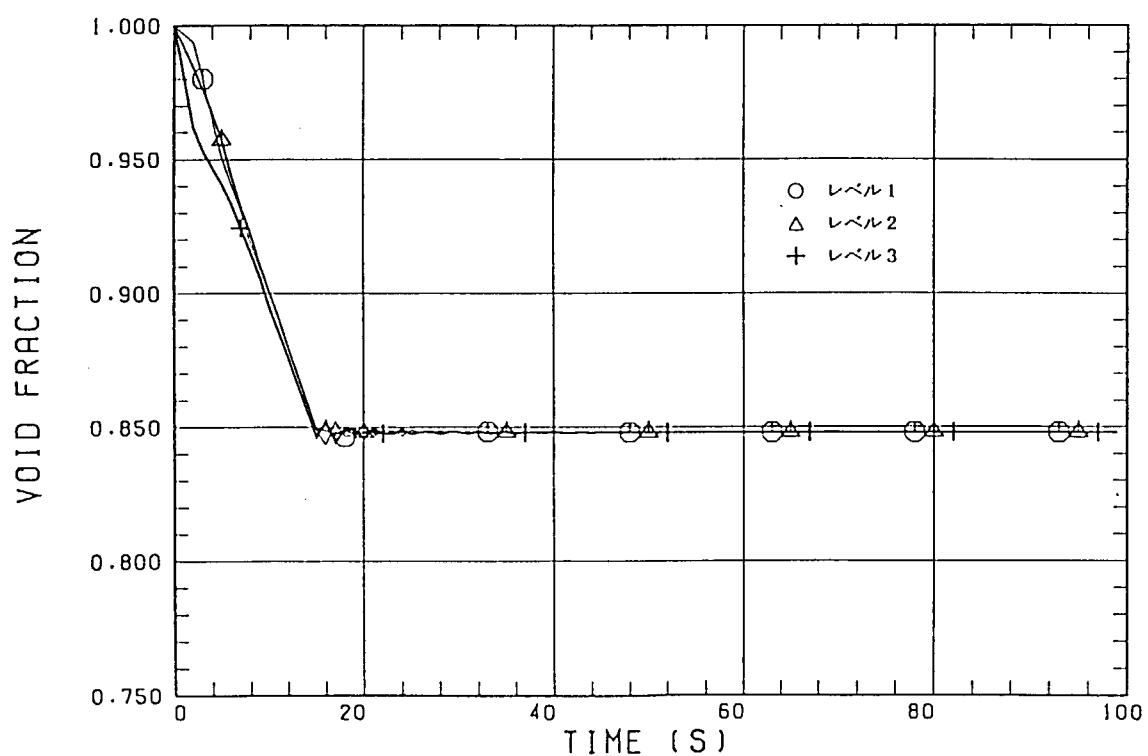


図 2.5.20 ボイド率変化（モデル1：WHEADZ=0.5）

## 2.6 横置き VESSEL 体系の角度方向メッシュの任意化

### (1) 概要

現状の TRAC-BF1 コードは横置き VESSEL 体系時に角度方向等分割を前提としている。解析体系の汎用性を考えると角度方向非等分割の条件でも解析できることが望ましい。そこで、今回の作業において、横置き VESSEL 体系時に角度方向非等分割の条件で解析できるようプログラムを修正した。

横置き体系における VESSEL コンポーネントの重力項の各方向成分はサブルーチン T F 3 E で計算される。現状のコーディングでは、通常の重力項を GC とすると、VESSEL の傾斜方向を与える入力変数 VSLGRV を用いて、軸方向の重力項 GCZ、径方向の重力項 GCR 及び周方向の重力項 GCT は (2.6.1) ~ (2.6.3) 式で計算される。

$$GCZ = GC \cdot \cos(VSLGRV) \quad (2.6.1)$$

$$GCR = -GC \cdot \sin(VSLGRV) \cdot \cos\left[(IT-1) * \frac{2\pi}{NTSX}\right] \quad (2.6.2)$$

$$GCT = GC \cdot \sin(VSLGRV) \cdot \sin\left(IT * \frac{2\pi}{NTSX} - \frac{\pi}{NTSX}\right) \quad (2.6.3)$$

上記の (2.6.2) ~ (2.6.3) 式において、変数 NTSX が周方向のセル分割数であり、これによって角度方向等分割を仮定している。

図 2.6.1 にメッシュ分割不均一での GCR、GCT の分割例を示す。従来のコーディングと同様に上向きを重力の正方向とする。この場合、角度方向非等分割でも計算可能なように、(2.6.2) ~ (2.6.3) 式を以下のように修正した。

$$GCR = -GC \cdot \sin(VSLGRV) \cdot \cos(DTHG1) \quad (2.6.4)$$

$$GCT = GC \cdot \sin(VSLGRV) \cdot \sin(DTHG2) \quad (2.6.5)$$

ただし、

$$IT = 1 \quad DTHG1(1) = 0$$

$$DTHG2(1) = \frac{\theta_1}{2}$$

$$IT > 1 \quad DTHG1(IT) = DTHG1(IT-1) + \frac{\theta_{IT-1}}{2} + \frac{\theta_{IT}}{2}$$

$$DTHG2(IT) = DTHG2(IT-1) + \theta_{IT}$$

軸方向の重力項 GCZ 計算式の変更はない。

### (2) プログラムの修正

プログラムの修正内容を以下に示す。

#### (a) 重力項の計算

サブルーチン T F 3 E において、横置き VESSEL 体系の重力項の径方向成分及び周方向成分を計算する際に任意の角度分割に対応できるよう修正した。

#### (b) ヒータモデルに関する修正

サブルーチン H S L A B 、 I V S L において、これまでに追加したヒータモデルについても、角度方向等分割を前提としたコーディングを修正した。

## (c) 横置き VESSEL 体系での水頭圧計算での制限値の追加

サブルーチン T F 3 Eにおいて、周方向のセル 1 の角度が  $\pi$  以上の時は水頭圧をゼロとし、横置き VESSEL 体系の水頭圧による流速項が働くないようにプログラムを修正した。

## (3) テスト計算

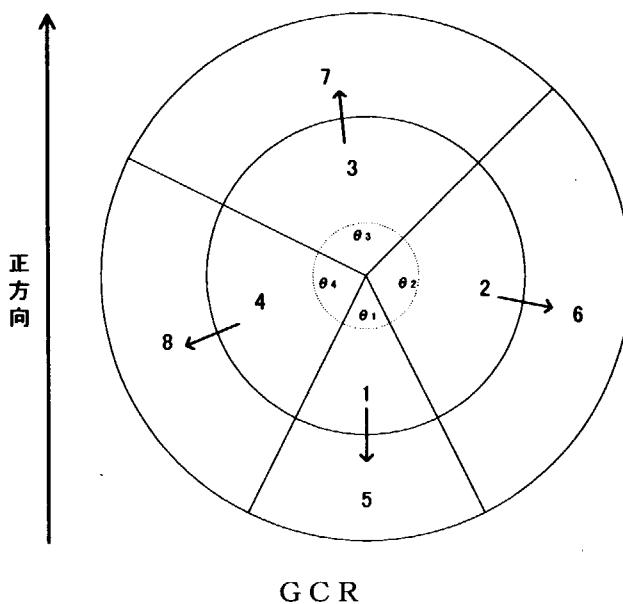
## (a) テスト計算モデル

ソースプログラム改修の妥当性をチェックするためのテスト計算を行った。先に水頭圧のチェックに使用したものに基にしてテスト計算モデルを作成した。テスト計算モデルを図 2.6.2 及び図 2.6.3 に示す。軸方向を 3 レベルに分割した円柱容器を横置きにし、横置き時に底面となるセル 5 にセル 1 との径方向境界から低流量 (0.001kg/s) の水を 15 秒間注入する。気体は非凝縮性とし、ヒートスラブからの熱の流入による水の蒸発がない条件を設定する。注入するレベルを 3, 2, 1 と変化させて、底面セルへの蓄水状況を調べる。

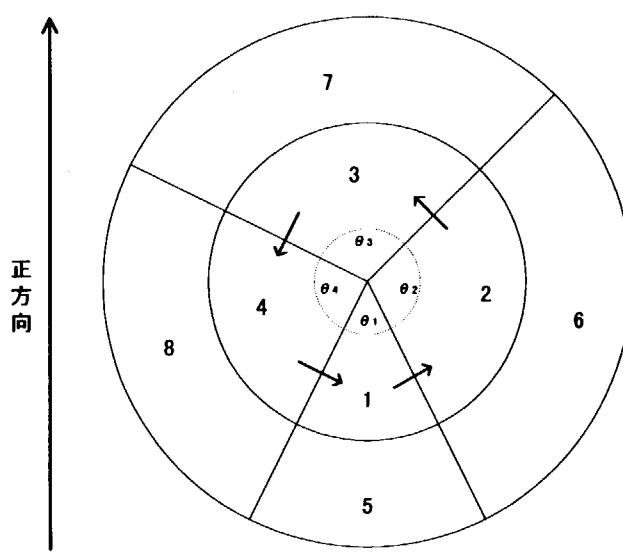
テスト計算では、周方向を 90 度ずつ等分割したモデル（図 2.6.2）と角度方向のメッシュ分割を不均一としたモデル（図 2.6.3）での底部セルのボイド率を比較する。角度方向非等分割モデルでは、セル 1 ~ 4 の周方向分割角度をそれぞれ 45 度、135 度、90 度、90 度とした。これにより、角度方向非等分割モデルのセル 5 の体積は、角度方向等分割モデルのセル 5 の半分になる。したがって、同じ注水条件でレベル 1 ~ 3 のセル 5 のみに蓄水があるとすれば、角度方向非等分割モデルのセル 5 の水率は角度方向等分割モデルの場合の 2 倍になるはずである。

## (b) テスト計算結果

テスト計算モデル 1 ~ 3 について、角度方向等分割モデルでのボイド率を図 2.6.4, 2.6.6, 2.6.8 に、角度方向非等分割モデルでのボイド率を図 2.6.5, 2.6.7, 2.6.9 にそれぞれ示す。注入流量条件から計算されるセル 5 のボイド率の値は、角度方向等分割モデルで 0.848、角度方向非等分割モデルで 0.696 であり、計算結果はこれに一致した。水率で表すと、セル 5 の水率は角度方向等分割モデルで 0.152、角度方向非等分割モデルで 0.304 であり、予想された結果（2 倍）となることを確認した。なお、図 2.6.3 の角度方向非等分割モデルによる計算において、レベル 1 ~ 3 のセル 5 以外のセルボイド率は全て 1.0 であり、セル 5 以外に水は存在しない。



G C R



G C T

図 2.6.1 メッシュ分割不均一でのGCR、GCT

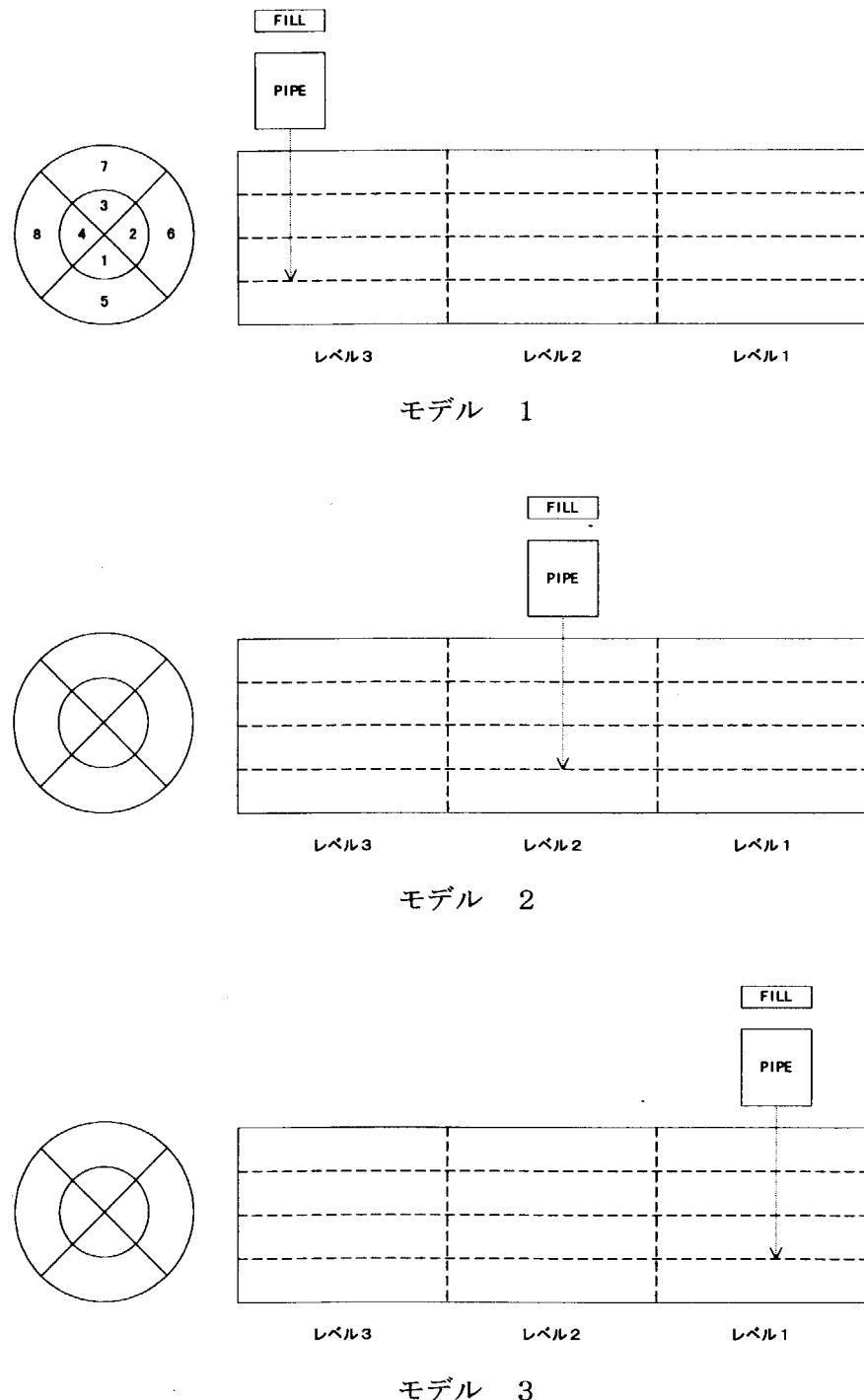


図2.6.2 テスト計算モデル（周方向メッシュ分割均一体系）

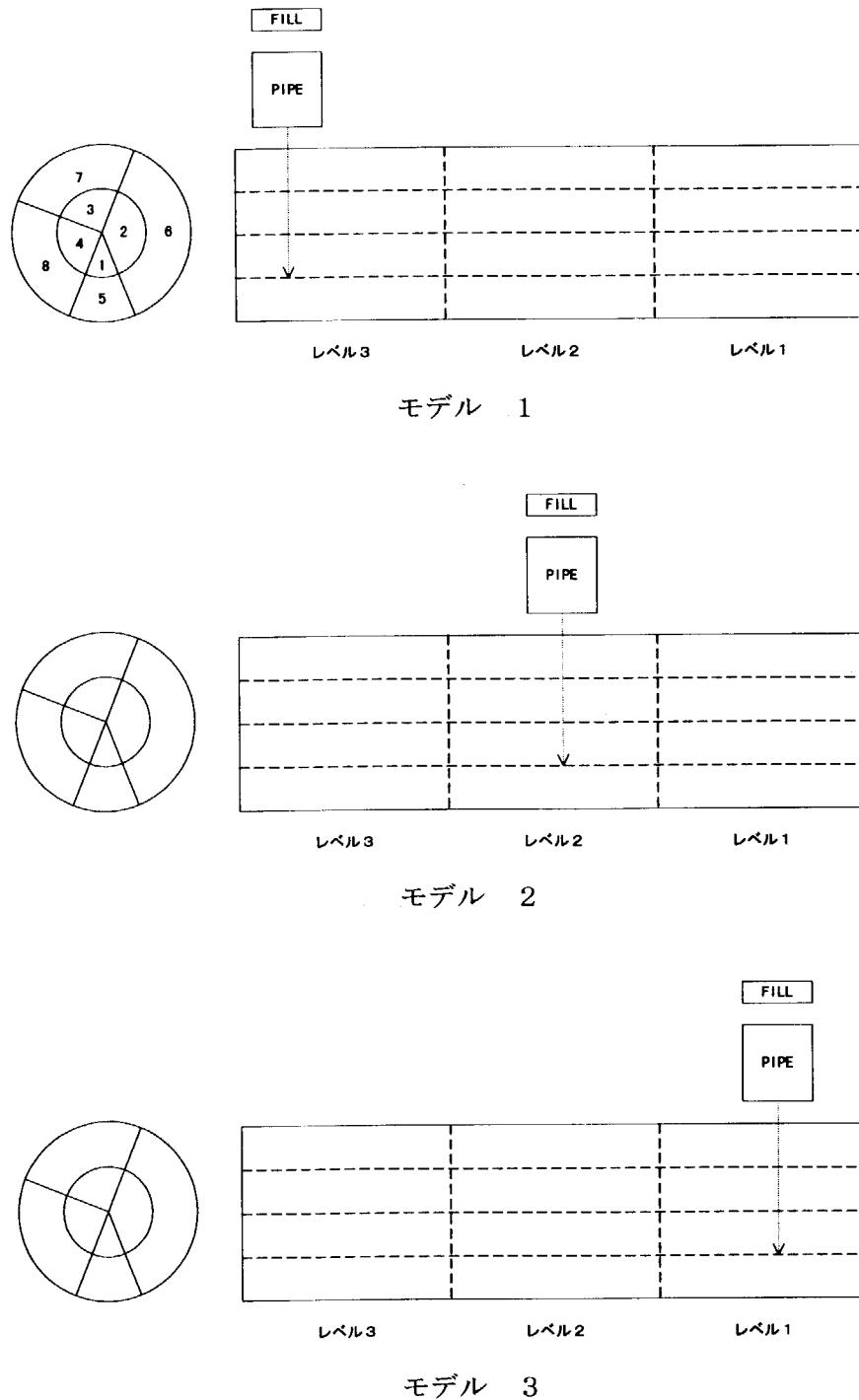


図 2.6.3 テスト計算モデル（周方向メッシュ分割不均一体系）

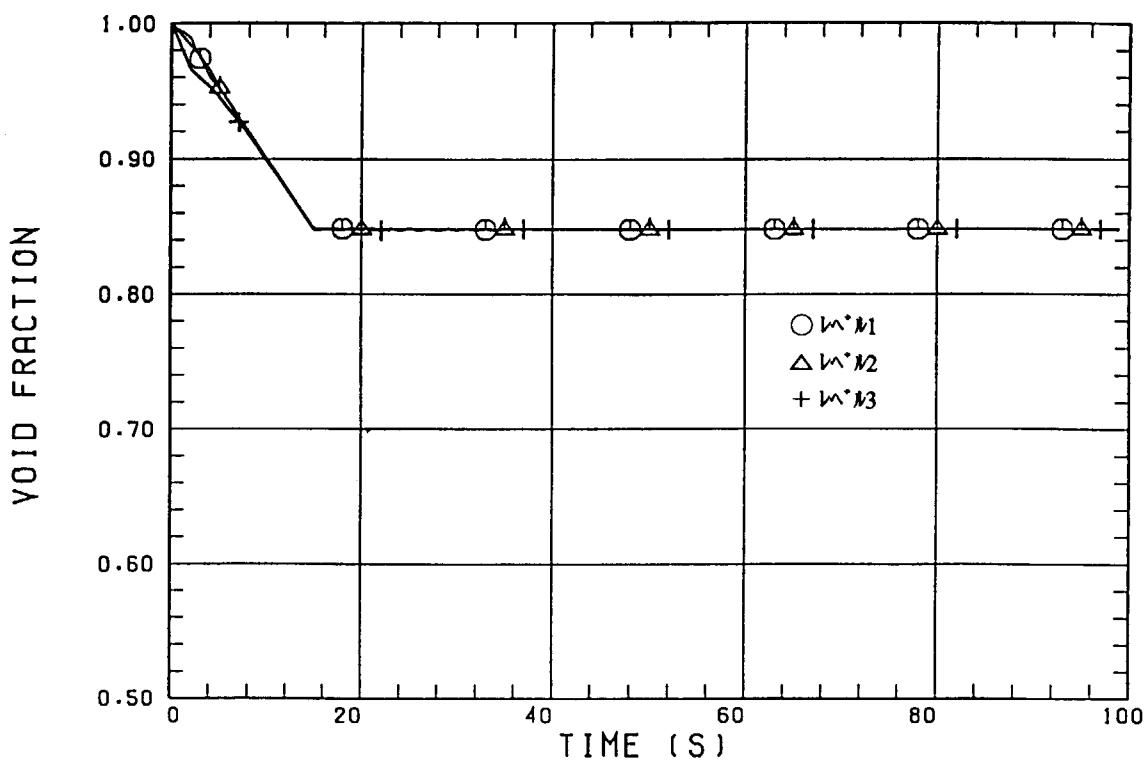


図 2.6.4 ボイド率変化（モデル 1：角度方向等分割）

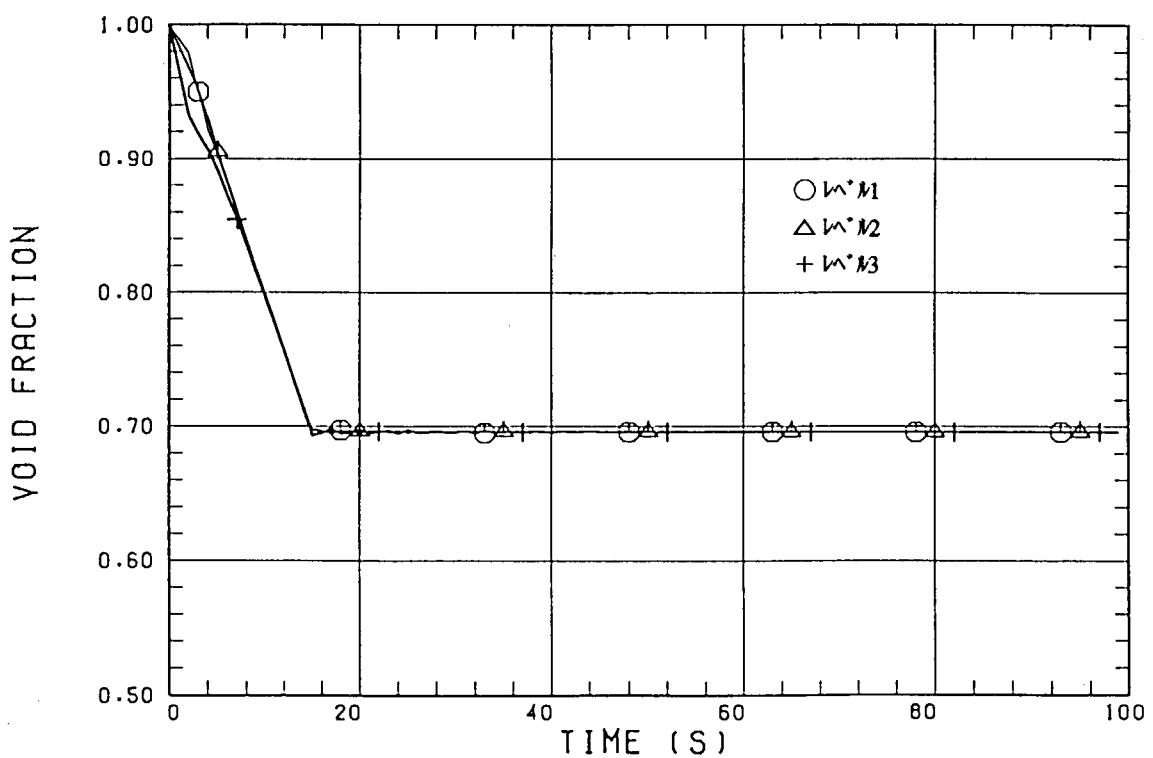


図 2.6.5 ボイド率変化（モデル 1：角度方向非等分割）

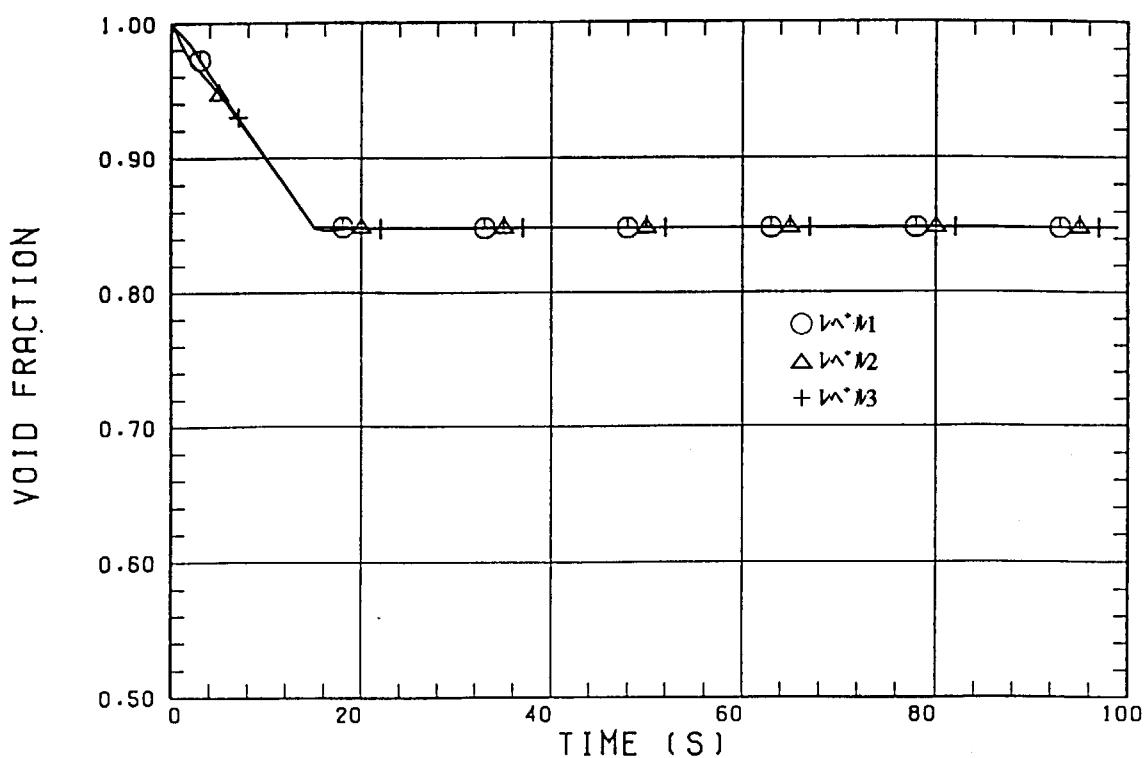


図 2.6.6 ボイド率変化（モデル2：角度方向等分割）

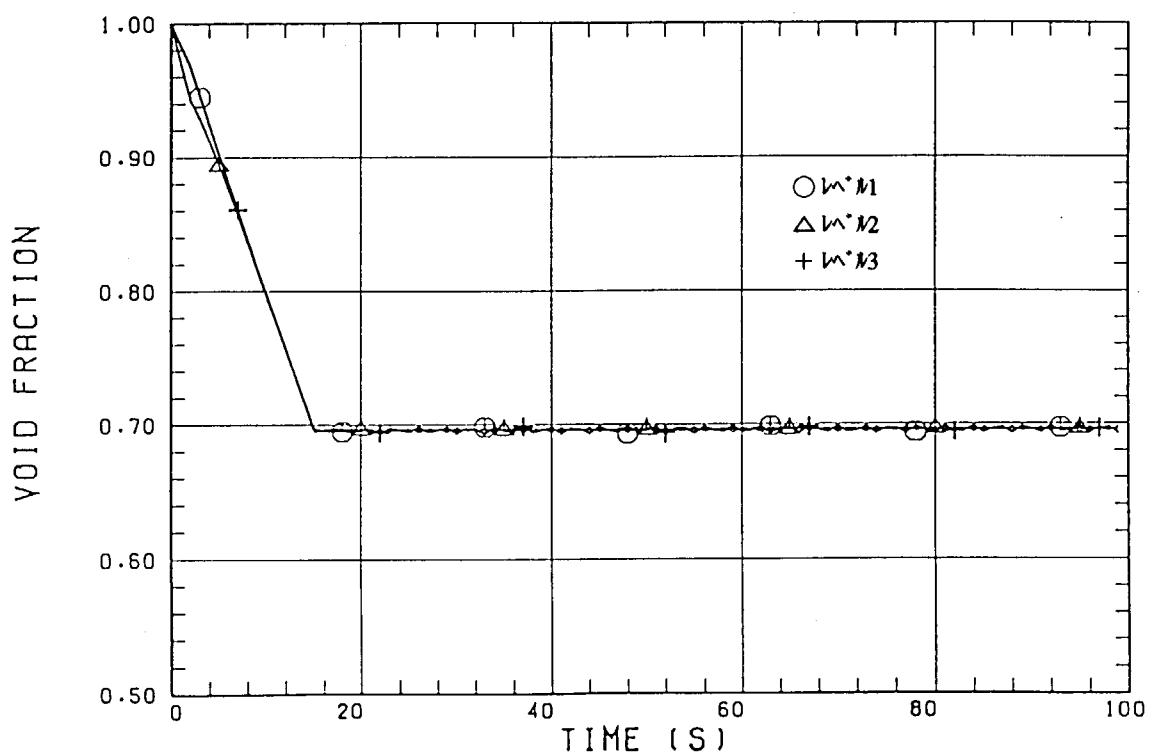


図 2.6.7 ボイド率変化（モデル2：角度方向非等分割）

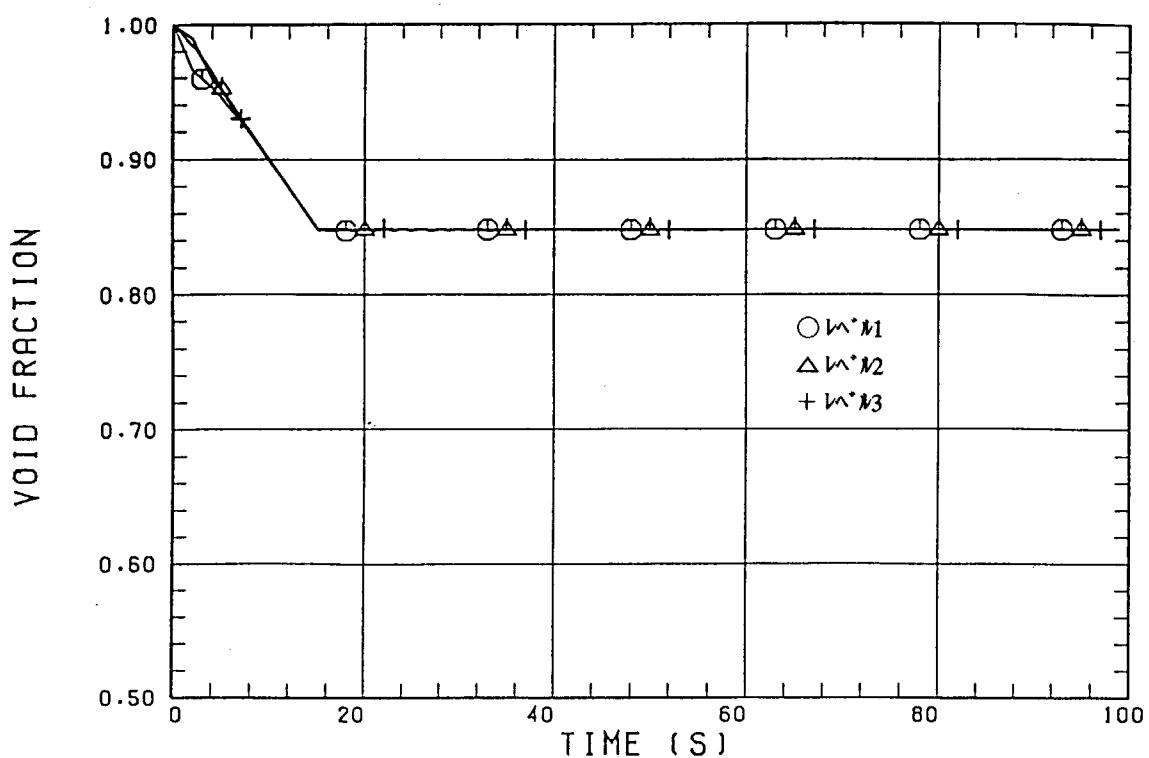


図 2.6.8 ポイド率変化（モデル3：角度方向等分割）

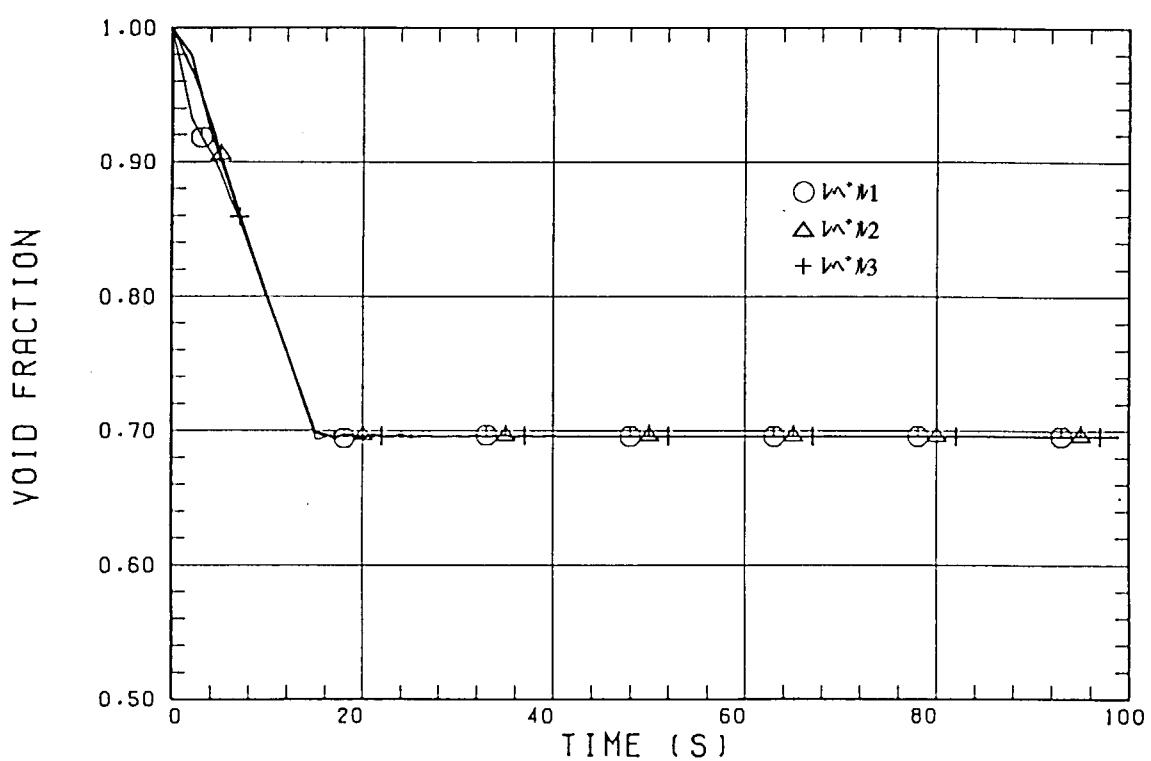


図 2.6.9 ポイド率変化（モデル3：角度方向非等分割）

### 3. 真空容器内冷却材侵入事象の解析評価

#### 3.1 ICE 実験データを用いた解析評価

##### 3.1.1 解析条件

解析体系は、図 3.1.1 に示すように TRAC-BF1 コードに付随する 10 個のコンポーネントで構成される。すなわち、真空容器(VESSEL01)と高温高圧水を供給する加圧水注入系(BREAK02, PIPE03, VALVE04)、隔離弁を介して蒸気を圧力抑制タンクへ放出する真空排気系(PIPE05, PIPE06, VALVE07, PIPE08, PIPE09, FILL10)から構成されている。

このうち、真空容器は ICE 実験装置に合わせて横置きにした VESSEL コンポーネントで模擬し、軸方向を 3 分割、径方向を 5 分割、周方向を 4 分割のセル体系で 3 次元化した。また、真空容器構造材は内側に銅、外側にステンレス鋼を配置し、その間にニクロムを模擬した。さらに、2.2 節で述べたように真空容器構造材の一部に内部発熱を考慮できるようコードを改良したことにより、このニクロムに熱容量を付加して容器壁を一定に保つためのヒータによる加熱を模擬し、実験に相当する壁温度条件を設定した。

加圧水注入系は、ボイラー、水注入器、及び配管に相当するものを BREAK、VALVE、PIPE コンポーネントで模擬し、真空排気系は、排気管、隔離弁、及び圧力抑制タンクに相当するものを PIPE、VALVE、FILL コンポーネント等で模擬した。VESSEL コンポーネント内への注入水流量は、実験で測定した流量が分かっていることから VALVE コンポーネントの開口率でこれに相当する流量となるようにノズル口径を設定した。

なお、図 3.1.1 に示す加圧水注入系配管(PIPE03)は配管外雰囲気温度を与え、配管構造材の外側境界と配管外雰囲気温度との熱伝達係数を非常に大きな値である  $10^{10}\text{W/m}^2\text{K}$  として、配管外周壁温度を配管外雰囲気温度と同一の一定温度に保てる方法を採用した。これにより、ICE 実験で配管に保温材を巻いた断熱状態を模擬した。

真空排気系の圧力抑制タンクを模擬した PIPE09 は、構造材温度、外部温度を  $20^\circ\text{C}$  とし、壁と外部間の熱伝達係数に大きな値 ( $10^{10}\text{W/m}^2\text{K}$ ) を用いることで PIPE コンポーネントから外部への放熱を模擬できるようにした。

ITER-JCT が中心となって各極が所有している熱流動解析コードの検証を目的として ICE 実験を基に国際ベンチマーク解析を行った。ITER-JCT により、ICE 実験のベンチマーク解析として、表 3.1.1 に示すように 8 ケースの解析条件が設定された。

Case 1 は、注入水温度、真空容器の構造材温度等がそれぞれ Case 2 と同じ条件で、容器内圧力が  $0.2\text{MPa}$  に達すると隔離弁を開き、蒸気を圧力抑制タンクへ逃がす条件を設定した。同様に Case 7 は、注入水温度、真空容器の構造材温度等がそれぞれ Case 8 と同じ条件で、容器内圧力が  $0.2\text{MPa}$  に達すると隔離弁を開き、蒸気を圧力抑制タンクへ逃がす条件を設定した。

また、Case 3 は Case 2 と同じ注入水温度で、真空容器の構造材温度を 100°C に低下させた条件を設定した。Case 5 は Case 2 と同じ注入水温度、真空容器の構造材温度でヒータによる構造材の内部発熱を考慮しない条件とした。

一方、Case 6.1, Case 6.2 は Case 8 と同じ注入水温度、真空容器の構造材温度で、ノズル口径を 2.0mm から 0.5mm に変更した。このうち、Case 6.1 は注入時間を 10sec と設定し、Case 6.2 は 160sec 間の注入を設定した。なお、表 3.1.1 に記載されていない Case 4 は、Case 3 と全く同じ条件で行った再現実験であったために、解析ケースから削除した。

### 3.1.2 解析結果

#### (1) Case 2 (Tw20Tv25N) 及び Case 1 (Tw20Tv25V)

##### (a) 真空容器内圧力

図 3.1.2 及び図 3.1.3 に実験と解析で求めた真空容器内中央部の圧力変化を比較して示す。Case 2 は、高温高圧水 (200°C, 3.5MPa) が真空容器内に注入され、ターゲット壁面及び容器側壁面下部での蒸発により圧力が上昇する。その後、注入水が 10 秒で注入停止すると圧力上昇は緩やかとなり、約 0.7MPa でピーク値となっている。一方、Case 1 は真空容器内の圧力が 0.2MPa に達すると隔離弁を開放して、蒸気を圧力抑制タンクへ放出されることにより、真空容器内の圧力が急激に低下する。解析結果は、高温高圧水注入が終了する 10 秒までの圧力上昇割合が解析結果と実験値とほぼ同じ傾向となる。

図 3.1.3 に示す Case 1 は、注水後 10 秒以内に真空容器内圧力が 0.2MPa に達し隔離弁が開くことで、ほぼ実験結果をシミュレーションできているが、図 3.1.2 に示す Case 2 は、隔離弁が閉じたままであるため、注入停止後の圧力上昇に差が生じている。実験結果では注入停止後圧力上昇が緩やかとなる。一方、解析結果では注入水が停止するにも関わらず、圧力上昇が継続されている。これは、噴出した水が容器内の底面部に流入し、排気ラインへ排出する過程で、真空容器底面部における蒸発効果が長く続くためと考えられる。

##### (b) 改良前モデルとの比較

図 3.1.2 及び図 3.1.3において、細線で示した改良前（既報告書<sup>(3)</sup>の記載結果）に比べて、太線で示した改良後では初期の圧力上昇がかなり実験値に近いものとなった。その理由としては、第 2 章で述べた TRAC-BF1 コードの改良に加え、真空容器をモデル化した VESSEL コンポーネントのターゲット壁面及び容器側壁面下部に隣接するセルのボリュームを小さなメッシュ分割で模擬できるようにしたことが挙げられる。

TRAC-BF1 コードでは均質流モデルとして計算セル内でのボイドを均一に扱うため、壁面に隣接するセル内のボイドが拡散してしまい分布を持つことができない。実験では一度に噴出した水がターゲット壁面に当たった場合気液界面の拡散はおこるもの、中心部分での拡散は抑えられると考えられる。そこで、モデル化にあたっては、ターゲット壁面

及び容器側壁面下部に隣接するセルのボリュームを小さなメッシュ分割で考慮することにより、実験結果をシュミレーションすることとした。

これによって、注入水がターゲット壁面及び真空容器内側壁面下部を緩やかに移動することで、壁からの熱によって蒸発する圧力上昇過程の支配因子の影響が解析でも確認できることとなった。

ただし、解析では、「ターゲット壁面での蒸発」よりは「真空容器底面部での蒸発」による圧力上昇効果が大きいと考えられる。本解析でのモデル体系では、ターゲット部のボイド率を低下させるために、図3.1.1に示したようにレベル1のセル長さおよび $r(1)$ の半径を極力小さくした結果、ターゲット部でのボイド率は低下し熱伝達率も上昇したが、セルの体積も小さいため、正味の蒸発量としては、それほど寄与していないと思われる。ちなみに、レベル1の $r(1)$ のセルと、レベル3の $r(5)$ のセルの体積を比較すると、レベル3の $r(5)$ の体積の方が10000倍以上大きくなっている。

このように考えると、解析では「真空容器底面部（レベル3またはレベル2の $r(5)$ ）での蒸発」割合が相対的に大きく、注入が停止し、注入水が直接ターゲット部にあたらなくなっていても、横置き容器の底部に存在する水の蒸発で、圧力が上昇し続けている可能性がある。

したがって、圧力上昇過程の支配因子の影響について、さらに壁面個々の割合を明らかにすることによって、壁面温度変化のシュミレーションも明らかになってくると考える。

#### (c) ターゲット壁面温度

図3.1.4及び図3.1.5に実験と解析で求めた真空容器内ターゲット壁面温度変化を比較して示す。Case1及びCase2とも、ターゲット壁面温度は注入水が到達することにより低下するものの、その後ゆるやかに上昇する。

Case2は、ほぼ実験値をシュミレーションできているが、Case1は、隔壁弁が開くと容器内ボイド率が高くなり、熱伝達率が小さく壁からの熱の放出がなくなる。それによって壁面温度の低下が抑えられ、タイミングが早いために壁面温度の最下点が実験値より高くなっている。すなわち、TRAC-BF1コードによるモデル化ではボリュームを小さくすることで壁からの熱伝達率を詳細に計算するものの、容器全体の熱水力挙動を見た場合はその効果が顕著に現れやすくなり、Case2で真空容器の15倍の容量の排気タンクが接続することによって、容器全体にしめる水の割合が低くなるためと考える。

#### (d) 真空容器内側壁面温度

図3.1.6及び図3.1.7に実験と解析で求めた真空容器内側壁面温度変化を比較して示す。Case1及びCase2とも、容器内中央部側壁面温度は注入水が落下することにより低下していくが、実験値に比べ低下開始が早い傾向にある。これは、実験で測定している点が解析体系上では軸方向3分割の注入側セルと同じ位置に含まれるため、メッシュ分割の影

響により注入側セルに注入した水が直ぐに最外周セルに落下し壁面温度が低下することによる。

#### (2) Case 3 (Tw20Tv10N)

図3.1.8に実験と解析で求めた真空容器内中央部の圧力変化を比較して示す。本ケースは、容器内壁温を100°C、注入水水温を200°Cに設定したものであり、容器内壁温が注入水温度より低いため、注入された水が凝縮する傾向にある。この場合、容器壁内側表面で蒸気の凝縮が起こり、熱は流体側から容器壁側に移動するので、圧力上昇に寄与されない。その結果、圧力のピーク値は隔離弁が開く設定圧(0.2MPa)に到達しないことが確認できた。

解析結果は、時刻4~5秒でターゲット及び容器底部壁面温度が液相温度及び飽和温度よりも低くなり、これに伴い壁面表面で凝縮が起こるようになる。しかし、容器底部においては、注入された高温水が飽和温度を上回り、壁面での凝縮より流体側での蒸発の効果が大きいため、実験値に比べて高温高圧水注入が終了する10秒までの圧力が高い傾向を示していると考える。

#### (3) Case 5 (Tw20Tv25N)

図3.1.9に実験と解析で求めた真空容器内中央部の圧力変化を比較して示す。本ケースは、容器内壁温、注入水温度ともCase 2と同じ条件を設定し、注入と同時に容器壁温を一定に保つヒータを切る条件に基づいたものである。

実験結果は、Case 2とほぼ同じ挙動を示しており、注入と同時にヒータを切った場合でも、ある程度構造材に蓄積された熱によって、ほぼヒータを考慮した場合と大差ない結果となっている。一方、解析結果もCase 2とほぼ同じ挙動を示しており、実験値との差はCase 2で示したように真空容器底面部での蒸発によって圧力上昇が継続されている効果が大きく同様の傾向を示している。

#### (4) Case 6.1 (Tw16Tv23N) 及び Case 6.2 (Tw16Tv23N)

図3.1.10及び図3.1.11に実験と解析で求めた真空容器内中央部の圧力変化を比較して示す。両ケースは、ノズル口径が0.5mmで容器内壁温を230°C、注入水水温を160°Cに設定したものである。Case 6.1は、注入水が10秒で注入停止するまで、圧力が上昇しつづけるものの、ノズル口径が小さく注入水が少ないために、圧力上昇はわずかである。一方、Case 6.2は、ノズル口径が小さく注入水が少ないので、160秒間注入していることで、緩やかに圧力が上昇しつづける。

Case 6.1の解析結果は、10秒以降も容器側壁面下部での蒸発による効果が大きいため、

実験に比べ高くなるものの、ピーク値の圧力差は約 0.025MPa 程度と大差ない。また、Case 6.2 の解析結果は、160 秒間注入している間に壁面に到達した注入水が落下してターゲット側壁面下部に流入し、そこで蒸発による効果が大きく圧力が上昇している。圧力のピーク値は注入が停止する 160 秒で実験値とほぼ同じとなることを確認した。

#### (5) Case 8 (Tw16Tv23N) 及び Case 7 (Tw16Tv23V)

図 3.1.1.2 及び図 3.1.1.3 に実験と解析で求めた真空容器内中央部の圧力変化を比較して示す。Case 8 は、高温高圧水 (160°C, 3.5MPa) が真空容器内に注入され、ターゲット壁面及び容器側壁面下部での蒸発により圧力が上昇する。その後、注入水が 10 秒で注入停止すると圧力上昇は緩やかとなり、約 0.6MPa で最大となっている。解析結果は、高温高圧水注入が終了する 10 秒までの圧力上昇割合が解析結果と実験値とでほぼ同じ傾向となるものの、実験値に比べて遅れる傾向となる。一方、Case 7 は解析結果と実験値とも注水後 10 秒以内に真空容器内の圧力が 0.2MPa に達すると、隔壁弁を開設して蒸気を圧力抑制タンクへ放出させることにより、真空容器内の圧力が急激に低下する。

図 3.1.2 と図 3.1.1.2 を比較してみると、実験結果は Case 2 より Case 8 の方が壁面温度、注入水温度が低いにもかかわらず、圧力上昇が早くなる傾向にある。一方、解析結果は Case 2 より Case 8 の方が遅くなる傾向にある。

解析結果で Case 8 の方が Case 2 より圧力上昇が遅くなる傾向は、注水後のフラッシング蒸発の影響によるもので、Case 8 の方が Case 2 より注水温度が低いため、容器内液相温度が飽和温度を上回っている時間が短くなり、注水時の蒸発効果が小さいためと考えられる。

#### 3.1.3 解析結果のまとめ

改良 TRAC-BF1 コードを用いて ICE 実験データを基に、水の沸騰蒸発挙動、容器内の圧力上昇速度等を定量的に評価した。その結果、3 次元 VESSEL コンポーネントで模擬した ICE 実験装置の真空容器において、注水後のフラッシング蒸発、及びターゲット壁面、容器下部壁面での水の沸騰による容器内圧力挙動を概ねシミュレーション出来るようになった。

Case2 と Case5 の実験結果では、注水が停止した後に圧力上昇が緩やかとなり偏曲点が生じている。一方、解析結果では、容器底部に滞留する水の蒸発により、圧力が上昇し続いている効果が大きいため、注水停止後も圧力上昇が継続されることになる。ただし、最終的な到達圧力はほぼ実験結果と同程度になることが確認できた。

今回の解析結果の特徴としては、横置き VESSEL 体系の真空容器とすることで、ICE 実験装置のターゲット壁面を含め、3 次元的に取り扱うことが可能になった。ただし、圧力上昇過程の支配因子の影響については、注水後のフラッシング蒸発やターゲット壁面、容器下部壁面での水の沸騰割合がどの程度になるか、実験でも明らかになっていない部分もある。解

析結果における個々の壁面で生じる沸騰割合は、かならずしも実現象に即しているものとは限らない。また、真空容器内に高温水が噴出した際に液滴が飛散していく現象を取り扱うことが出来ない等の問題もある。

こうした問題点を踏まえて、これまでの ICE 事象解析のためのコード改良及び計算体系のモデル化を工夫することで、真空容器内圧力変化の全体的な挙動が把握できるようになった。

表3.1.1 ICE実験データを用いたプラインド解析ケース

項目	Case1	Case2	Case3	Case5	Case6.1	Case6.2	Case7	Case8
初期圧力 (MPa)	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001
壁面温度 (°C)	250	250	100	250	230	230	230	230
噴出水温度 (°C)	200	200	200	200	160	160	160	160
ノズル口径 (mm)	2	2	2	2	0.5	0.5	2	2
注入時間 (sec)	10	10	10	10	10	160	10	10
プロチャーティング 開閉	0.2MPaで開 無し	無し	無し	無し	無し	0.2MPaで開 無し		
ヒーター ON/OFF	ON	ON	ON	OFF	ON	ON	ON	ON
備考								

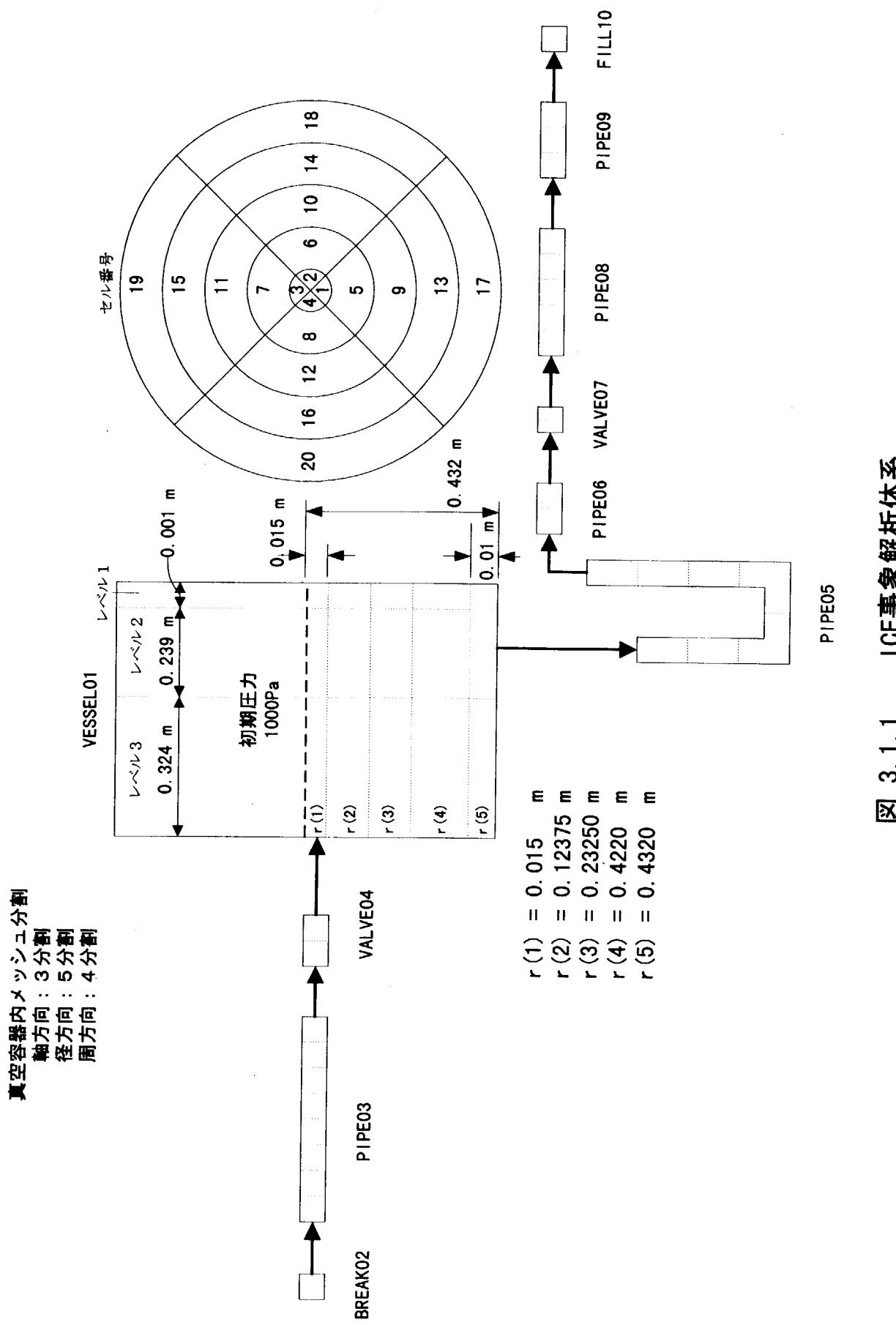


図 3.1.1 ICE事象解析体系

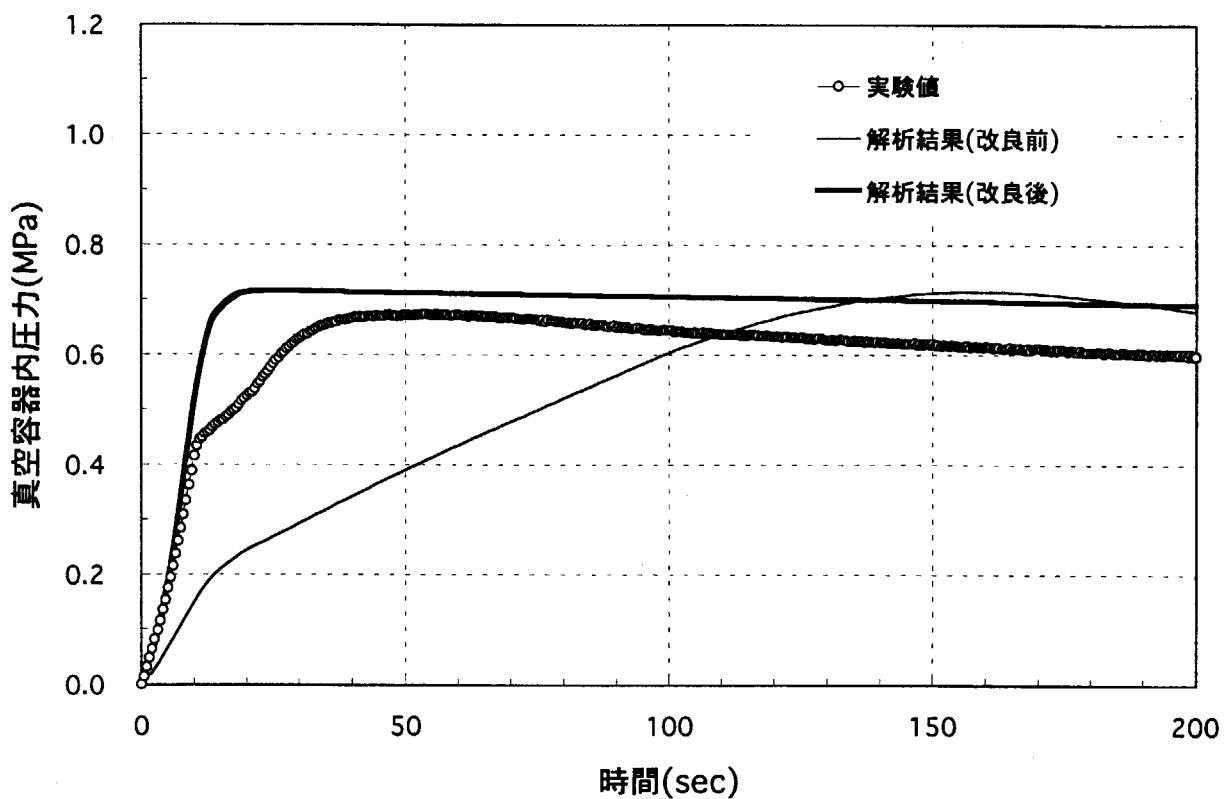


図 3.1.2 ICE実験解析におけるコード改良前後の圧力変化比較 (Case 2)

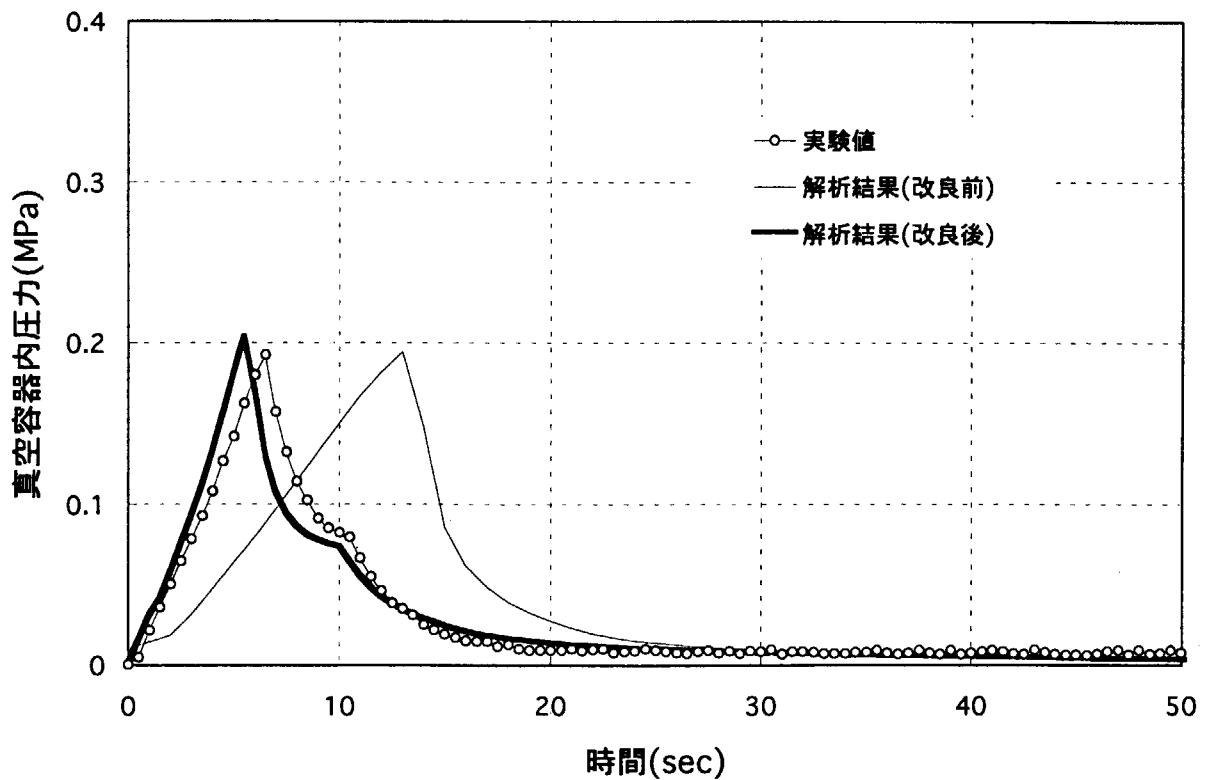


図 3.1.3 ICE実験解析におけるコード改良前後の圧力変化比較 (Case 1)

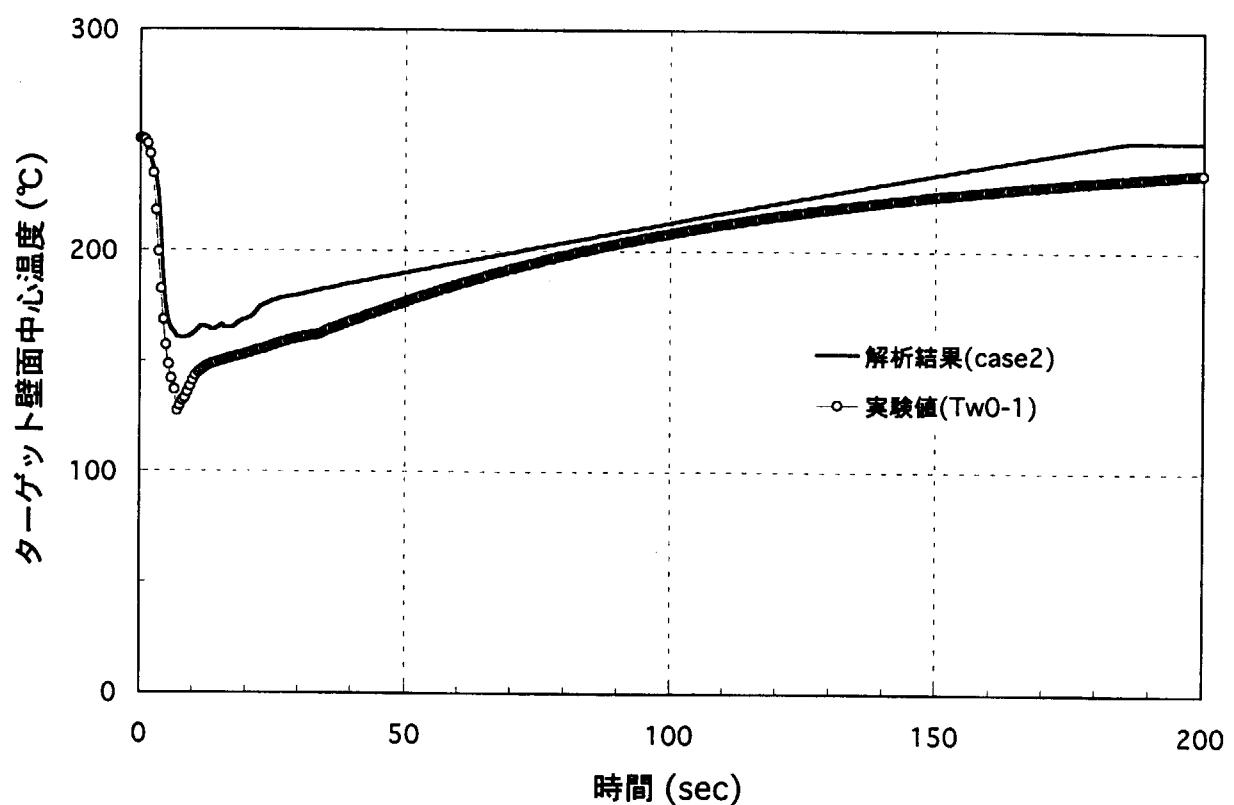


図 3.1.4 ICE実験解析における真空容器内ターゲット壁面温度変化の比較 (Case 2)

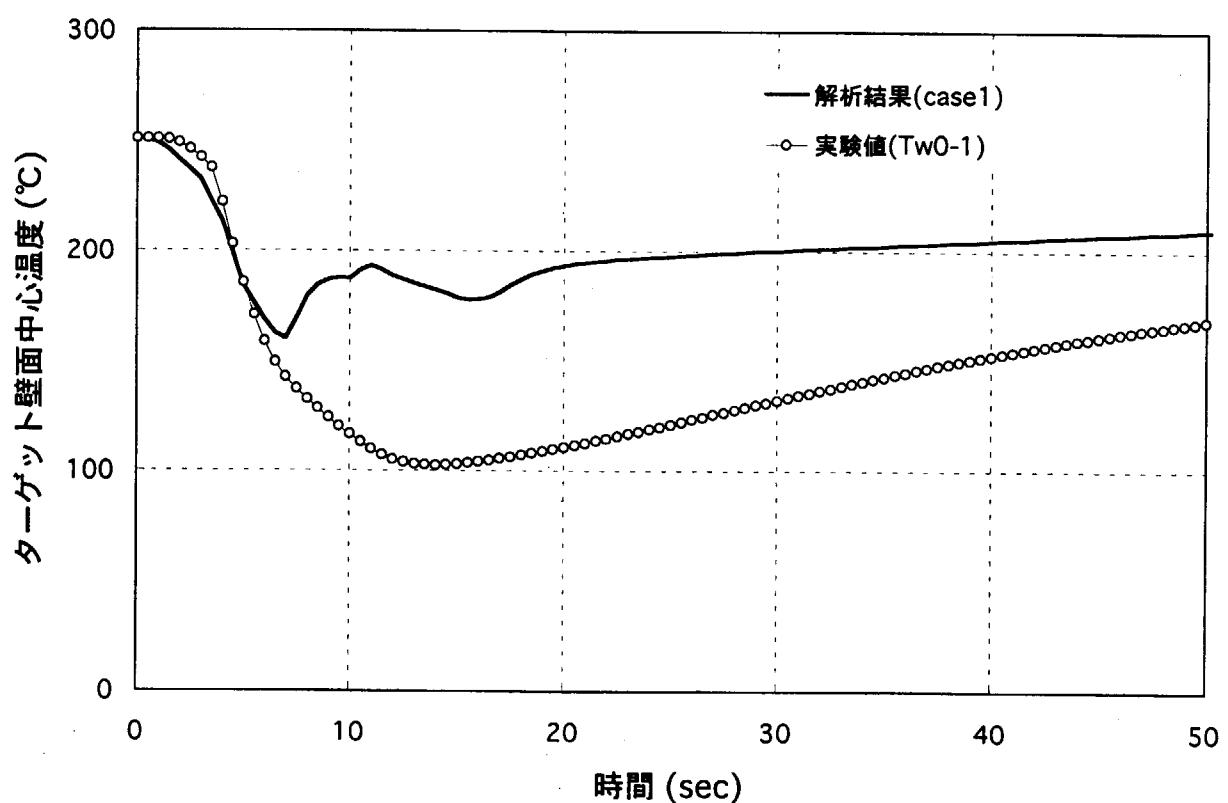


図 3.1.5 ICE実験解析における真空容器内ターゲット壁面温度変化の比較 (Case 1)

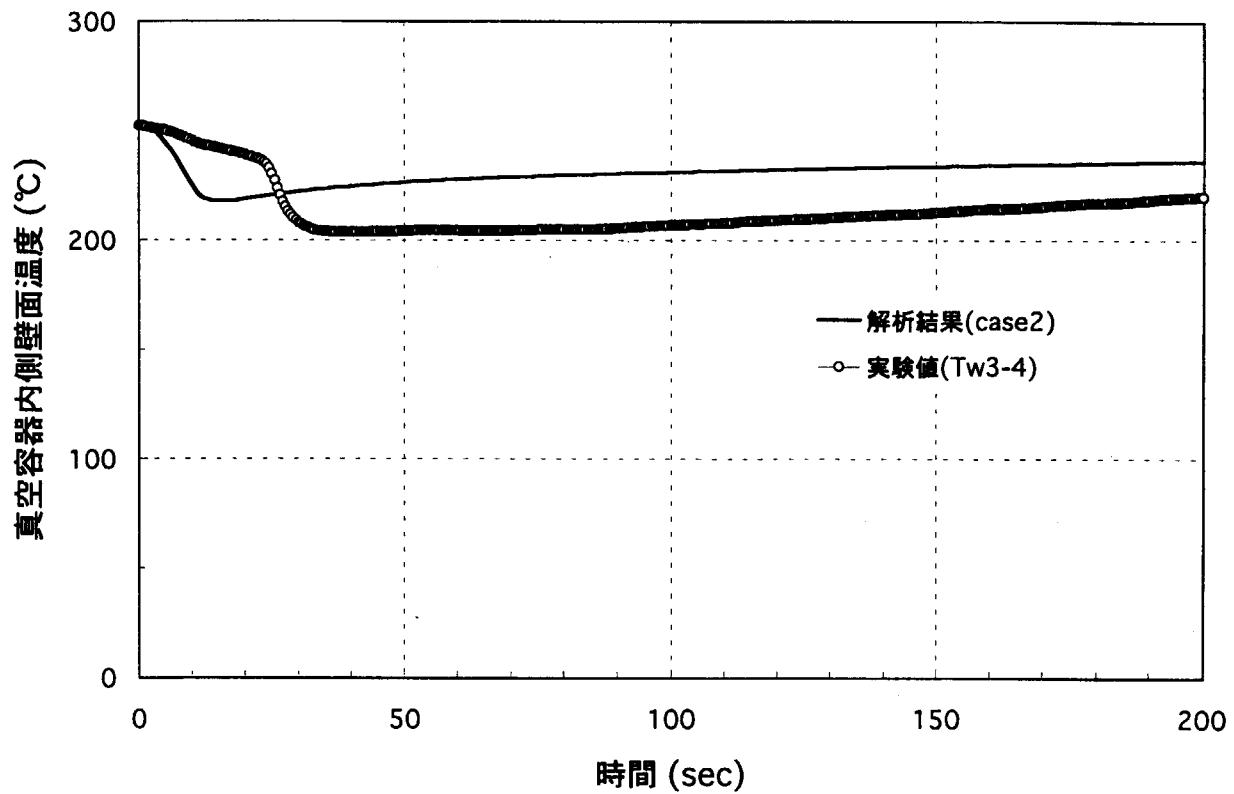


図 3.1.6 ICE実験解析における真空容器内側壁面温度変化の比較 (Case 2)

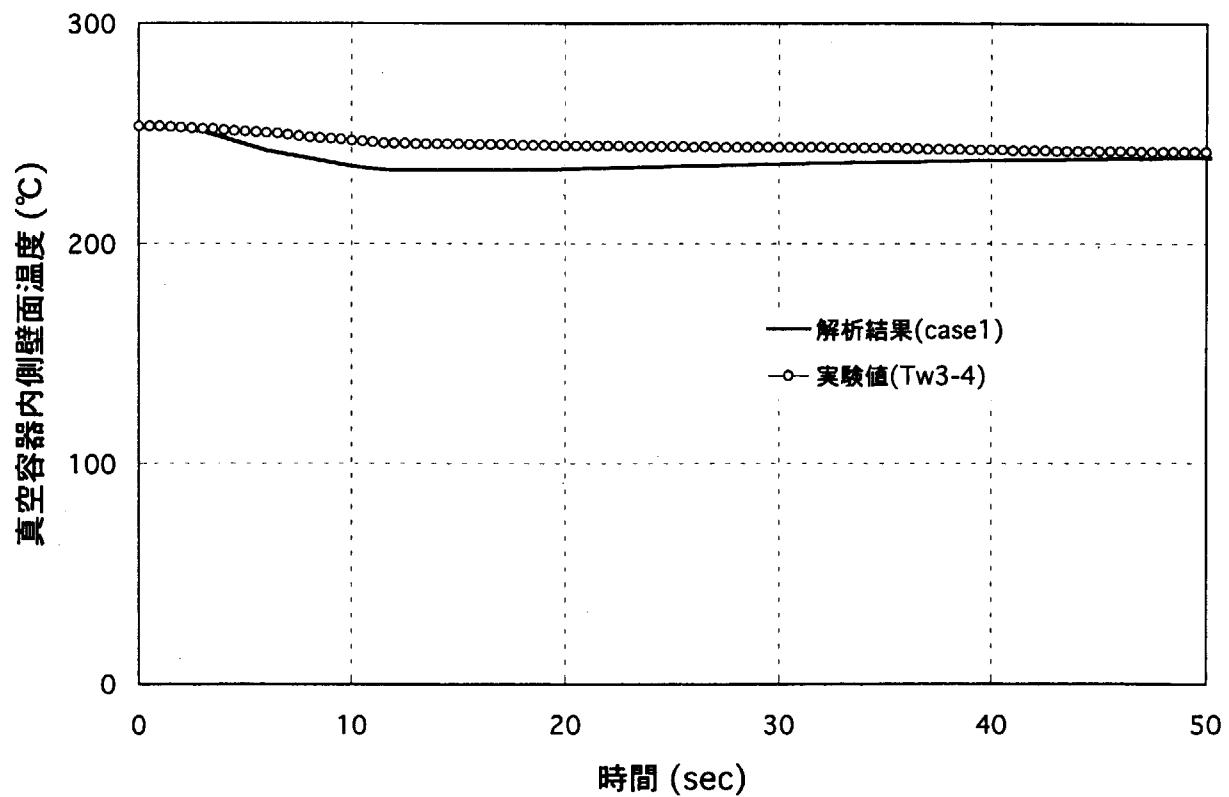
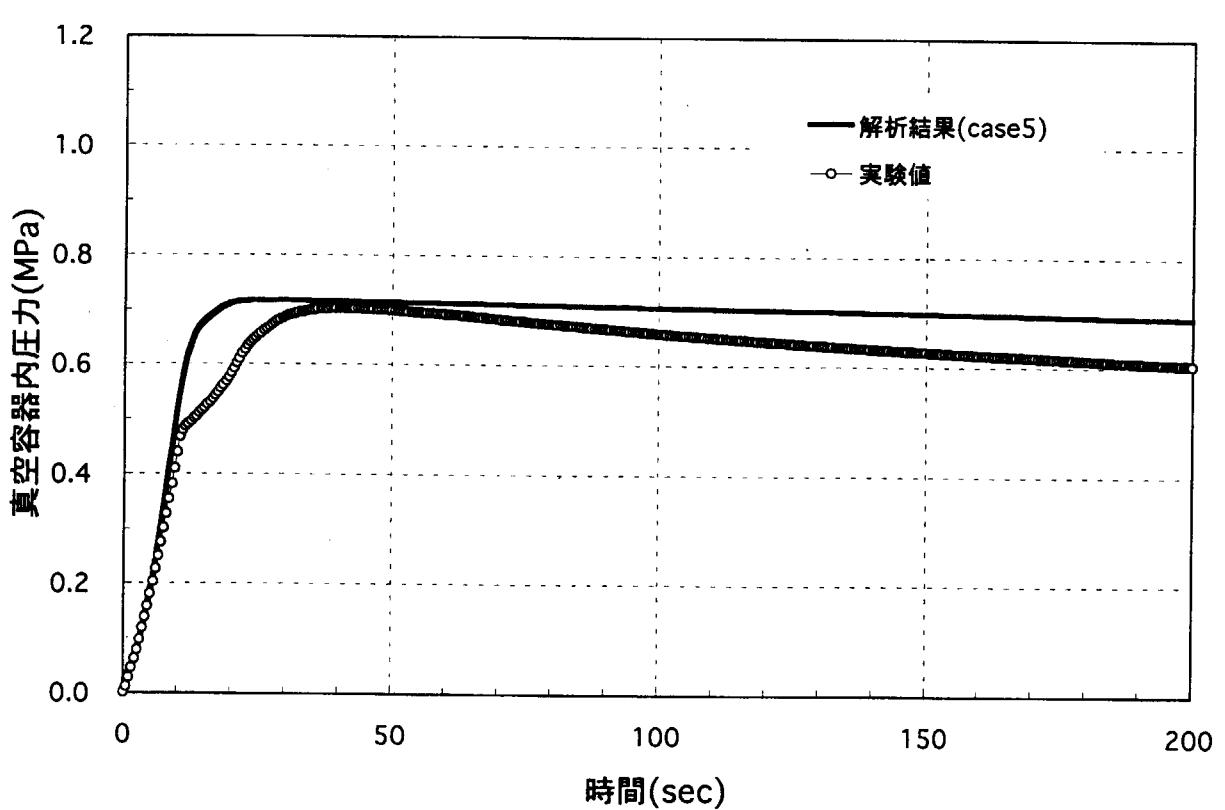
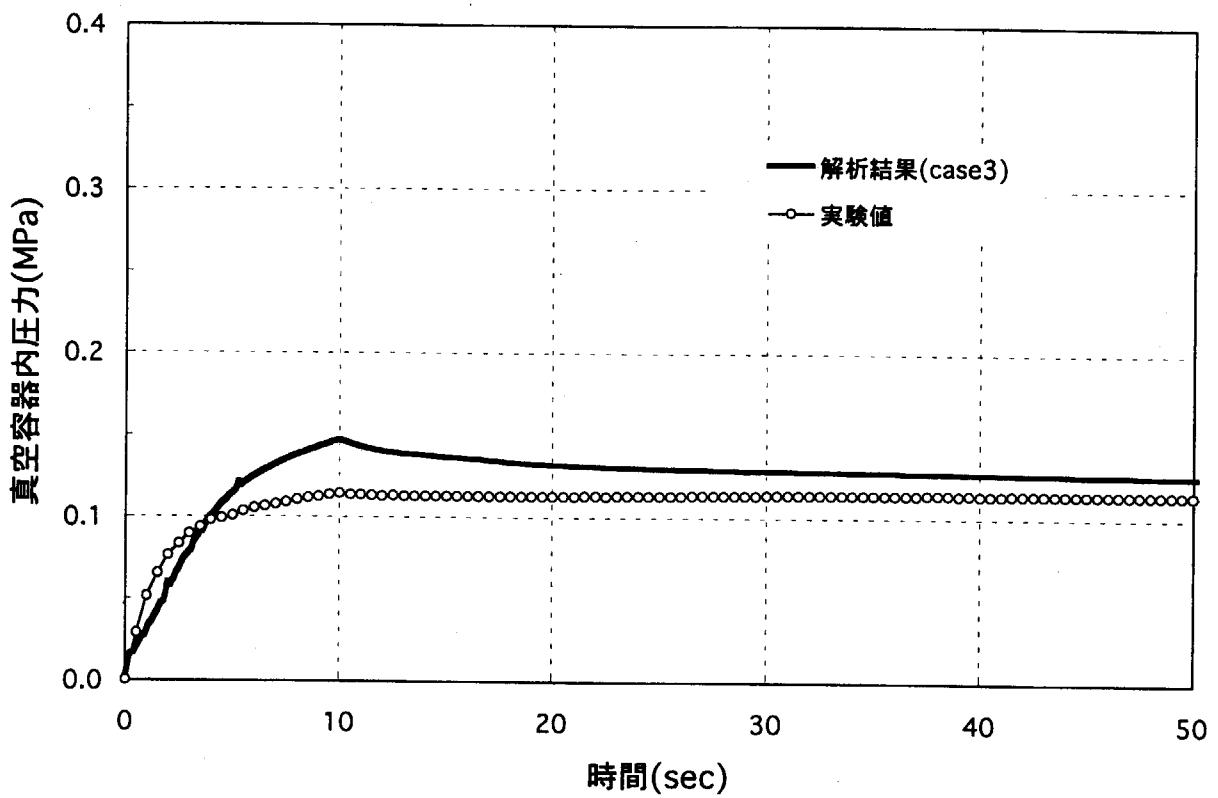
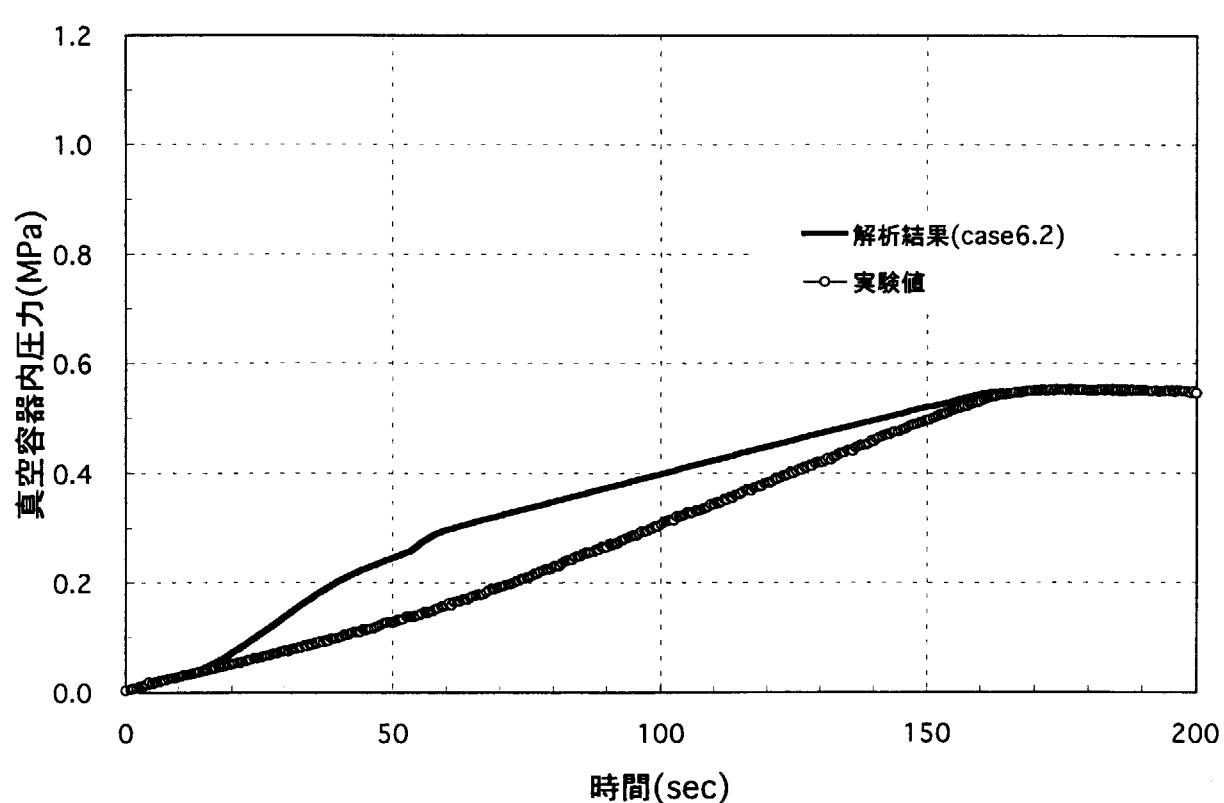
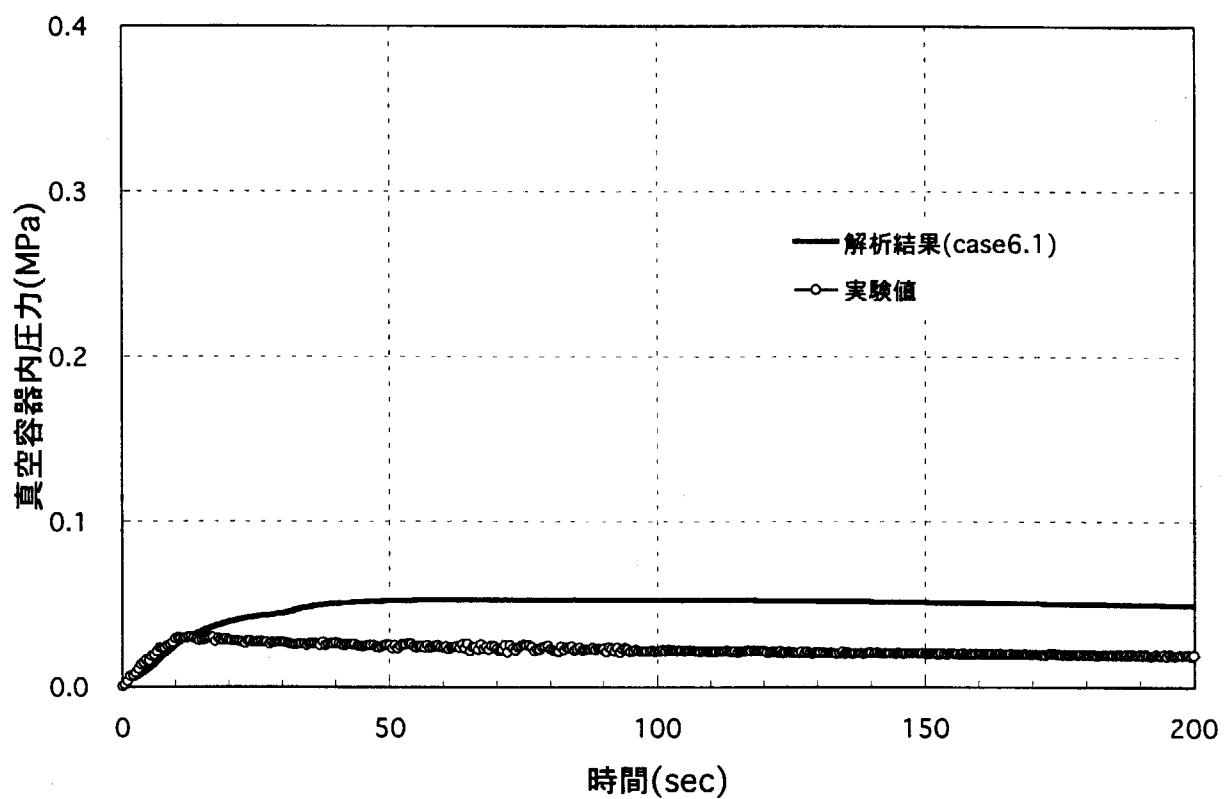
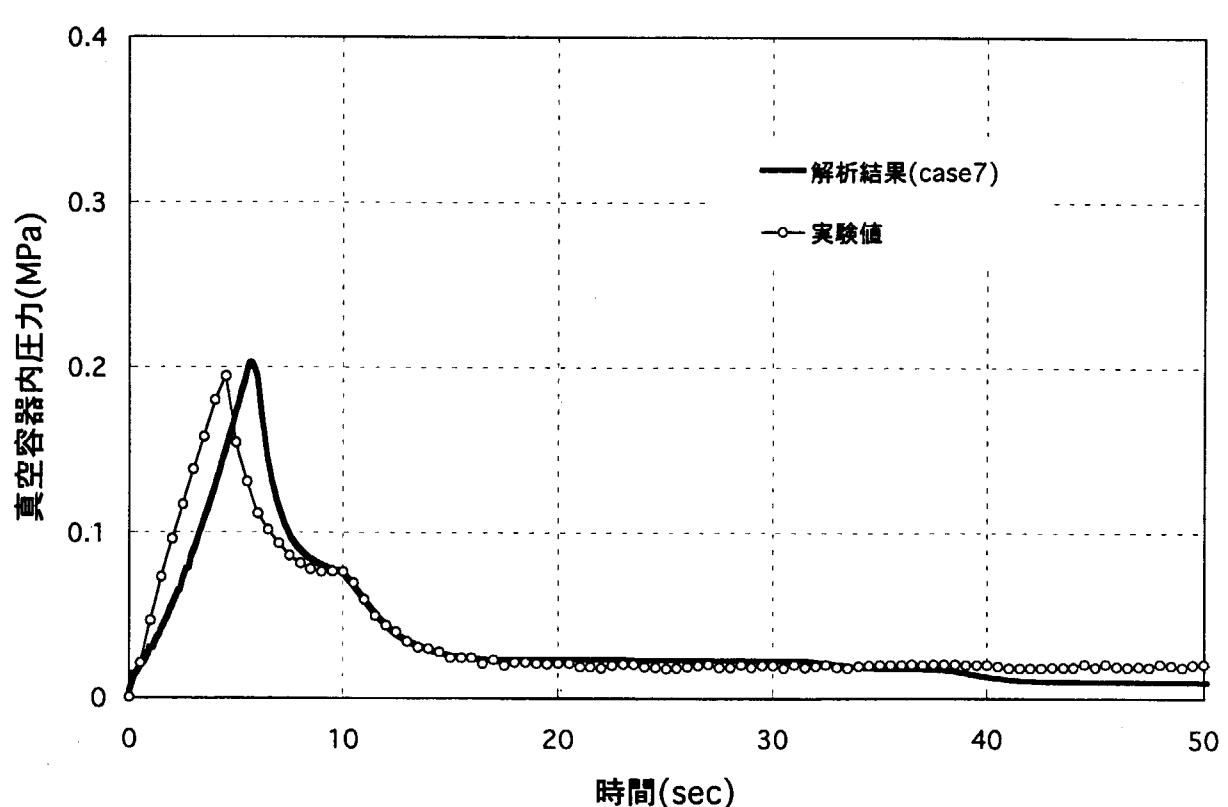
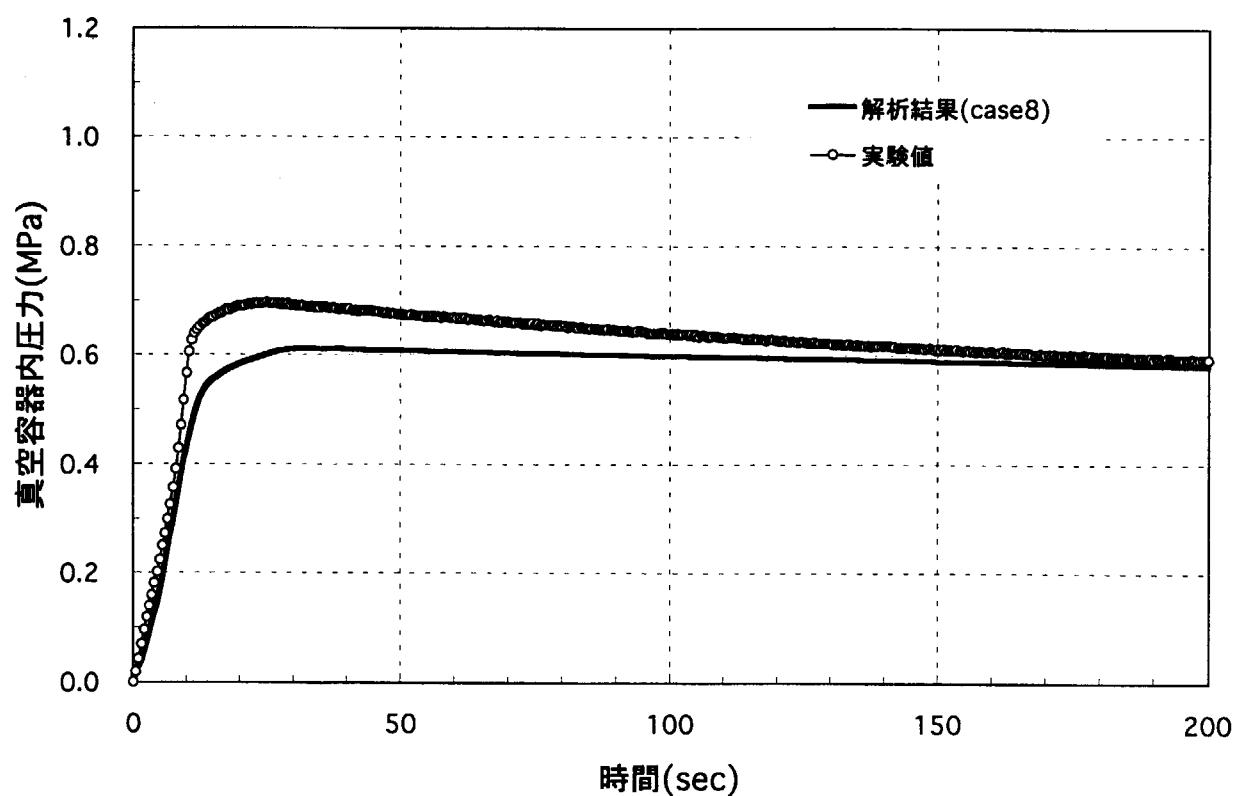


図 3.1.7 ICE実験解析における真空容器内側壁面温度変化の比較 (Case 1)







### 3.2 核融合実験炉(ITER)の最終設計報告書データを用いた解析評価

核融合炉においては、真空容器に接続する各種の冷却配管が何らかの原因で破断した場合、真空容器内に流入した高温高圧水が容器内の高温壁と接し蒸発が生じることから容器内の圧力が上昇する。現在、ITER 工学設計 (EDA) の安全解析に採用されている MELCOR コード<sup>(5)</sup>によって核融合実験炉(ITER)の設計データを用いた解析が進められている。1997 年には最終設計報告書(FDR: Final Design Report)<sup>(6)</sup>が提出された。この 2 次元体系の MELCOR コードによる解析をベースに、改良した TRAC-BF1 コードでトカマク型の円筒容器の ITER-FDR 相当モデルを 3 次元的に構築し、解析を行ったので以下に結果を示す。

#### 3.2.1 解析条件

##### (1) 全体モデル

解析体系は、図 3.2.1 に示すように縦置き 3 次元 VESSEL コンポーネントにより真空容器、圧力抑制タンクおよびリリーフパイプヘッダを模擬した。真空容器とリリーフパイプヘッダ間のラブチャディスクとリリーフパイプは VALVE コンポーネントで、また、リリーフパイプヘッダと圧力抑制タンク間のオルガンパイプは PIPE コンポーネントで模擬した。リリーフパイプとオルガンパイプの本数は、VESSEL コンポーネントの周方向分割数に合わせてそれぞれ 4 本とした。熱水注入部は FILL コンポーネントによる流量境界条件を適用し、MELCOR コードの解析で用いた注入流量と同じ流量を設定した。熱水注入位置は真空容器上部とした。

##### (2) 真空容器

真空容器および圧力抑制タンクの解析モデルを図 3.2.2 に示す。VESSEL コンポーネントのセル分割数を径方向 6、周方向 4 および軸方向 13（総セル分割数 312）とした。このうち、径方向セル 2～6、周方向セル 1～4、軸方向レベル 6～13 の部分が真空容器に該当する。すなわち、真空容器部に関しては、径方向 5、周方向 4、軸方向 8 のセル分割とした。また、トカマク型真空容器の円筒二重容器形状は、径方向セル 1 のセル体積率をゼロとすることにより模擬し、各セルの軸方向高さと半径方向長さについては、MELCOR コードの入力データのエレベーションおよび体積と一致するように定めた。真空容器内部の初期圧力は、MELCOR コードの設定値にあわせて 1000Pa とした。

##### (3) 圧力抑制タンク

実際の圧力抑制タンクの形状は半径 15.15m のドーナツ型であるが、本解析では、VESSEL コンポーネントの半径に一致させて、半径 11.279m の円筒形状で模擬するものとした。ただし、軸方向高さと半径方向長さを調整することにより、圧力抑制タンクのエレベーションおよび体積を MELCOR コードの値と一致するように設定した。圧力抑制タンク部を軸方向 4 分割、周方向 4 分割、径方向 4 分割とし、軸方向最上部のセルをリリーフパイプヘッダー部とした。圧力抑制タンク内部の初期圧力は、MELCOR コードの設定

値にあわせて 2300Pa とした。

#### (4) リリーフパイプとラプチャーディスク

真空容器部の 3 次元化に伴い、リリーフパイプとラプチャーディスク部を 90 度間隔の 4 つにそれぞれ設置した。リリーフパイプの総流路面積は MELCOR コードでの使用値と同じ  $8.0\text{m}^2$  とした。ラプチャーディスクは真空容器内圧力と圧力抑制タンク内圧力の差圧が 0.2MPa に到達すると破裂することから、真空容器内圧力のモニタをプランケット外側下部領域で検出するものとした。真空容器内圧力のモニタとラプチャーディスクの破裂は 4 VALVE コンポーネントそれぞれに個別のトリップ信号で動作させるものとした。

#### (5) オルガンパイプ

オルガンパイプを 4 PIPE コンポーネントで模擬した。オルガンパイプの総流路面積は MELCOR コードによる解析での使用値と同じ  $8.31\text{m}^2$  とした。

### 3.2.2 解析結果

真空容器内圧力、真空容器注入流量、及びリリーフパイプヘッダ部圧力変化を MELCOR コードの解析結果<sup>(6)</sup>と比較して図 3.2.3～図 3.2.5 にそれぞれ示す。

注入流量は、図 3.2.3 に示すように MELCOR コードの解析結果から得られた流量を読み取り、TRAC-BF1 コードの FILL コンポーネントによる境界条件として直接与えることで同じ結果となっている。

リリーフパイプヘッダ部内圧力変化は、図 3.2.4 に示すようにラプチャーディスクの破損時刻約 5.5 秒（真空容器内プランケット下部圧力が 0.2MPa に到達）以降、真空容器内の蒸気が流入するため圧力が上昇する。ラプチャーディスクの開放時間は、真空容器内圧力と圧力抑制タンク内圧力の差圧が 0.2MPa に到達すると破損する設定条件から、このタイミングが MELCOR 解析結果の熱水注入開始後約 3.7 秒に対し約 5.5 秒と遅くなっている。これは、解析体系上、プランケット外側下部領域のモデル化や真空容器内圧力モニタ方法が各コードによって若干異なるため、差が生じる結果になったと考える。

真空容器内圧力は、図 3.2.5 に示すように熱水注入開始から 16 秒程度まで MELCOR コードの解析結果を下回るが、その後 TRAC-BF1 コードの解析結果が高くなり、熱水注入開始後 23 秒後に最大 0.42MPa に達する。最大圧力値は、MELCOR コードの解析結果（時刻 21 秒で最大圧力 0.38MPa）より TRAC-BF1 コードの解析結果がわずかに高くなる結果が得られた。これは、ラプチャーディスクの開放時間が若干遅れることによって、真空容器内に注入された水がプランケット、ダイバータを模擬したスラブ壁面で蒸発する割合が多くなり、圧力が上昇していると考える。

真空容器の VESSEL コンポーネント内の熱流動挙動を見ると、図 3.2.2 に示す軸方向レベル 1 2 へ注入された水はレベル 8 に到達するまでに各セルの径方向及び周方向境界でそれ

ぞれ拡散しながら落下しており、特に周方向境界面での流速が大きいために注入したセクターとは反対側のセクターに流入する傾向がある。また、中空円筒上の内側（図 3.2.2 のリング 3）に注入されるため、壁と反対側の外周部へ向かって流入する傾向がある。したがつて、真空容器下部領域における外周部側面スラブと流体との熱伝達率がもっとも大きくなっている。

また、TRAC-BF1 コードではラプチャーディスクの破裂を 4 VALVE コンポーネントそれに個別のトリップ信号で動作させるものとし、真空容器内圧力モニタをプランケット外側下部領域（図 3.2.2 のレベル 6、リング 6）で検出した。解析結果は、周方向に設定した 4 つの VALVE コンポーネントによるラプチャーディスクの開放時刻が熱水注入開始後 5.436～5.438 秒（時刻差の最大 2msec）となる。

本結果では、3 次元 VESSEL コンポーネントにおける各セクター毎の圧力差が極めて小さいことが確認された。しかし、各セクター毎に流入してくる水の割合がそれぞれ異なり、壁面と流体との熱伝達率も異なることから、壁面温度条件によって圧力への影響が生じる可能性もあり、3 次元的なモデル体系が有効となることが明らかになった。

### 3.2.3 解析結果のまとめ

改良 TRAC-BF1 コードで核融合実験炉(ITER)の設計データを用いた ITER-FDR 解析モデルとして、真空容器を 3 次元 VESSEL コンポーネントで構築し、圧力抑制タンクを含めた ITER-FDR の ICE 事象のシミュレーション解析を行った。その結果、3 次元 VESSEL コンポーネントで模擬した解析体系においても、真空容器内圧力が最高約 0.4MPa 程度になり、先行している MELCOR 解析結果とほぼ同等の結果となることを確認できた。

改良 TRAC-BF1 コードは、真空容器を 3 次元化することで、冷却管破断側から真空容器へ流入した高温高压水が容器底部の周方向 4 力所に設定したラプチャーディスクを介して、圧力抑制タンクへ蒸気を放出する際の排気ライン位置と破断口位置との関係に起因する事象の解明にも有効となる。また、各セクター毎の壁面温度は熱流動挙動によって異なることから、温度条件の影響を検討する際にも有効となる。

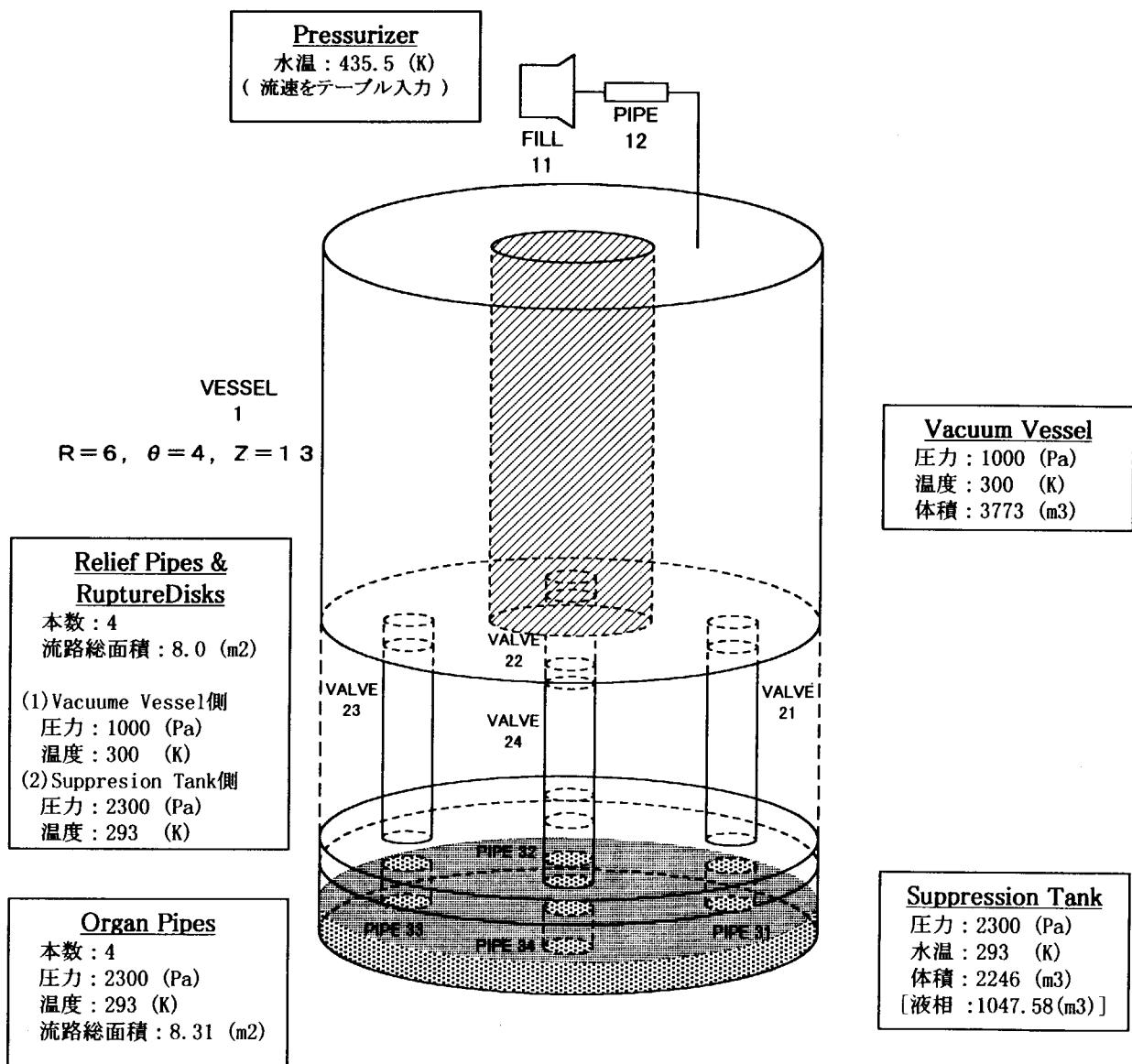


図 3.2.1 解析体系図

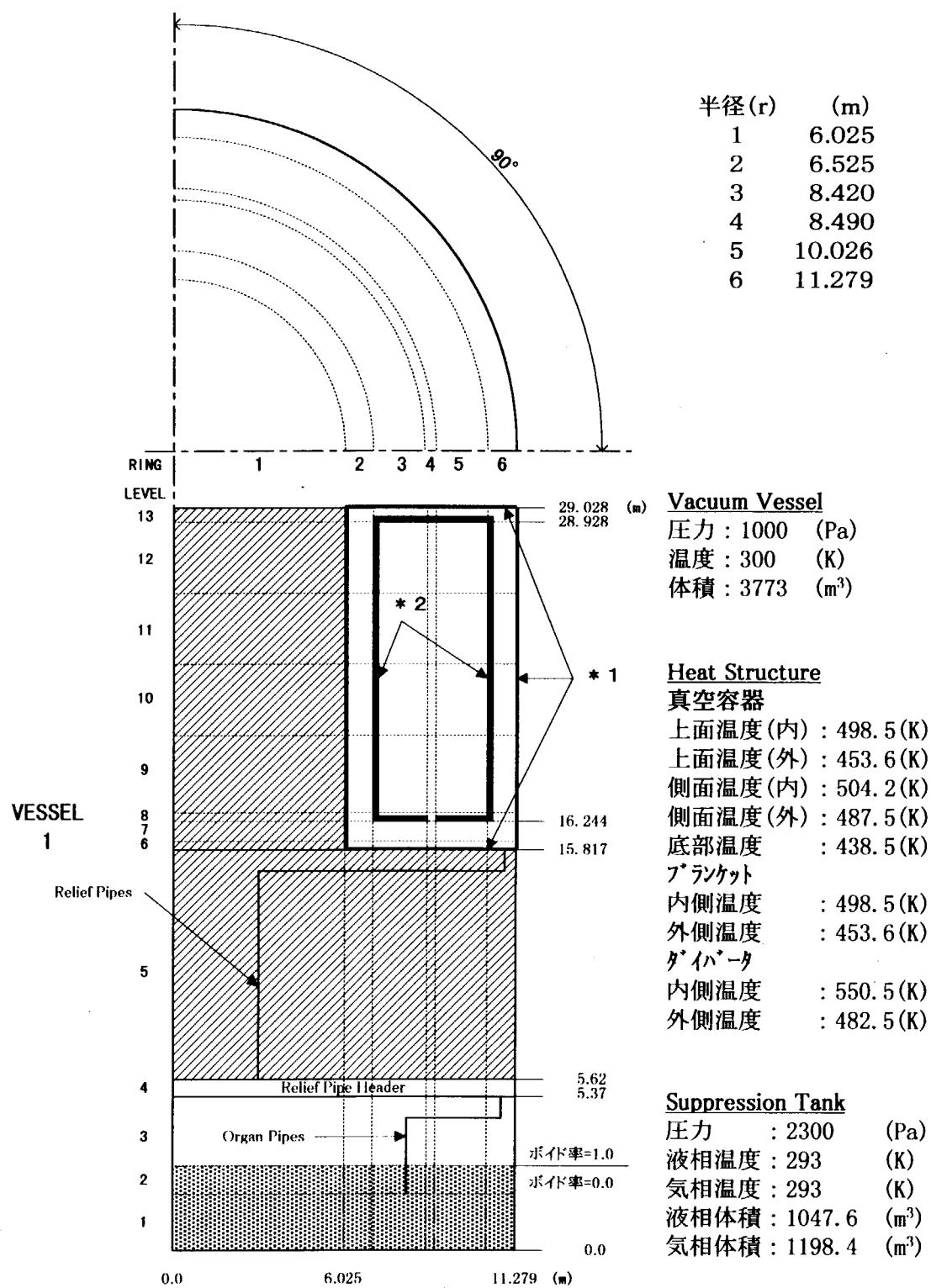


図 3.2.2 真空容器および圧力抑制タンク部

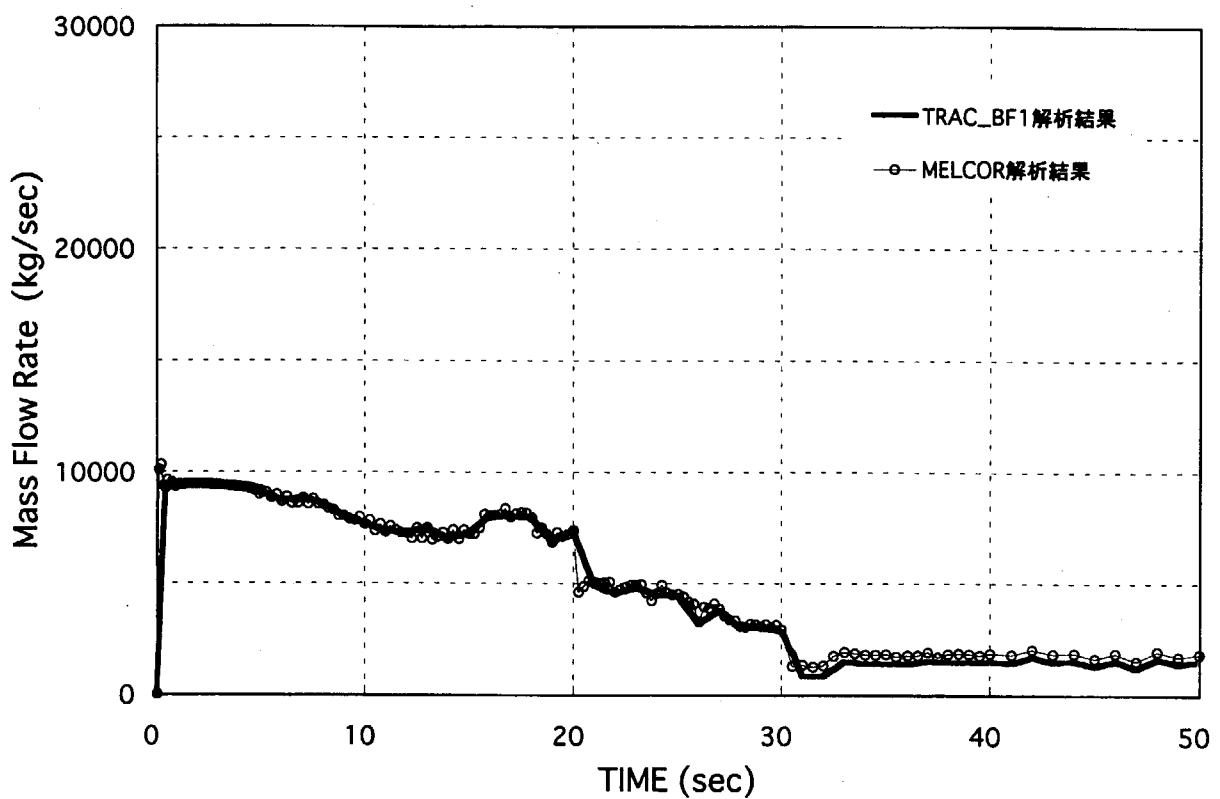


図 3.2.3 核融合炉実機解析における注入流量変化の比較（注入流量：MELCOR計算値使用）

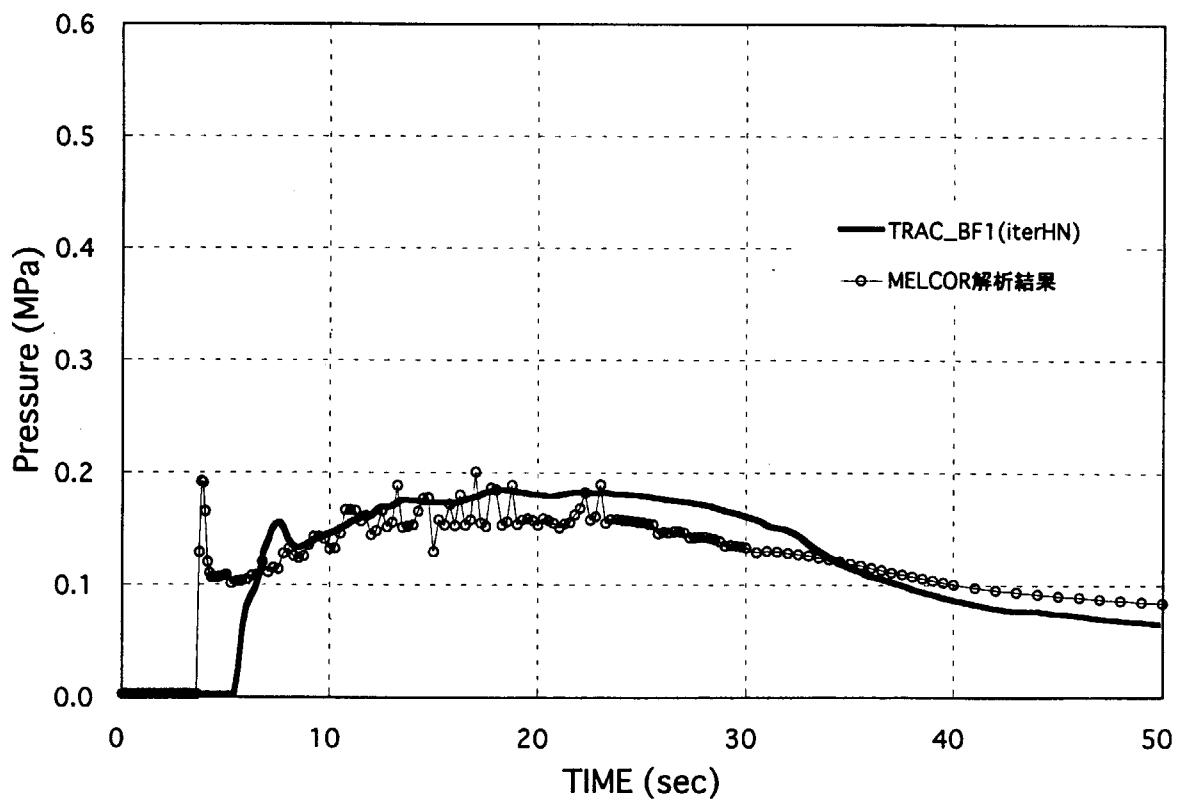


図 3.2.4 核融合炉実機解析におけるリーフパイプ ヘッド部圧力変化の比較（注入流量：MELCOR計算値使用）

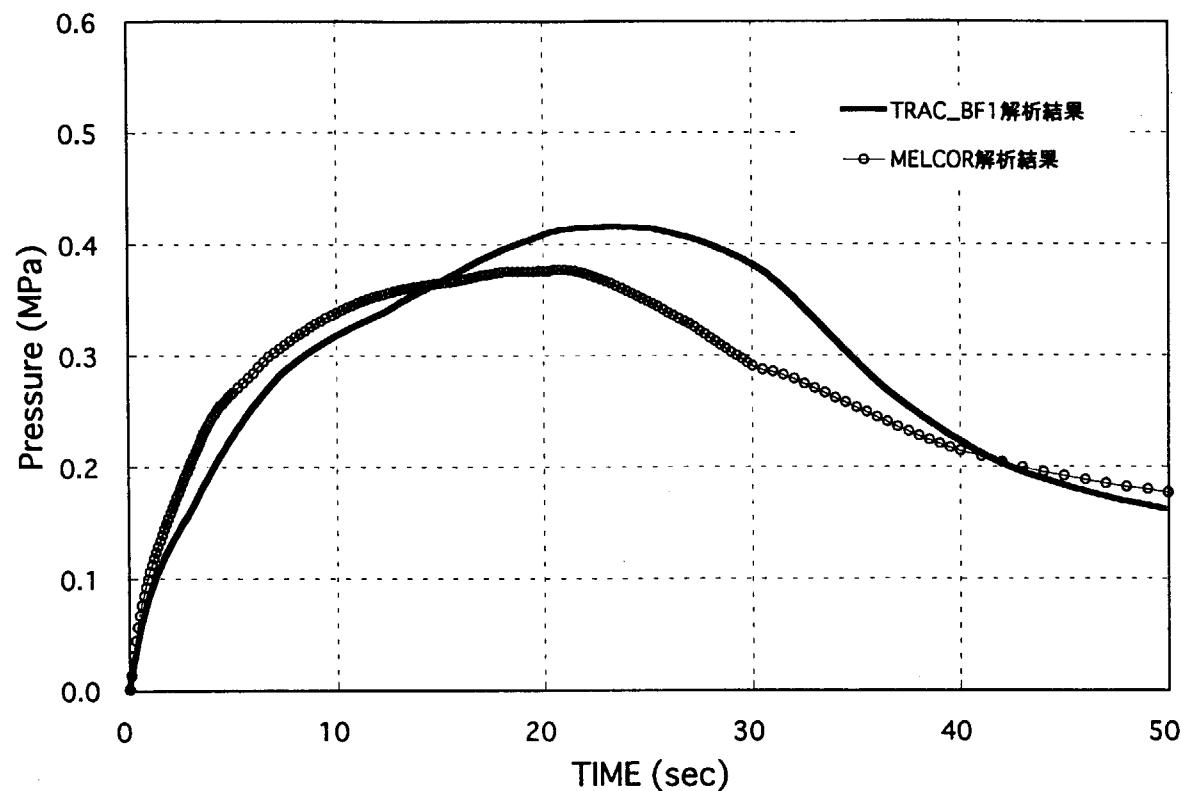


図 3.2.5 核融合炉実機解析における真空容器内圧力変化の比較（注入流量：MELCOR計算値使用）

#### 4.まとめ

今回、前報以降に実施した TRAC-BF1 コードの改良項目についてそれぞれの機能を確認した。また、改良した TRAC-BF1 コードを用いて、ICE 予備実験データによる解析を行った。

その結果、前報で報告した解析結果に比べて、真空容器内に高温高圧水が噴出した際の圧力上昇挙動をほぼシミュレーションできることを確認した。また、核融合実験炉の ITER-FDR 相当モデルを構築し、圧力抑制タンクを含めた ICE 事象を解析し、MELCOR 解析結果とほぼ同等の解析評価が行えることを確認した。

以下に、本報で紹介した TRAC-BF1 コードの改良点をまとめる。

- (1) VESSEL コンポーネントのセル上面部、底面部のダブルスラブ内を複数にメッシュ分割し、真空容器の多層構造材モデルの解析が可能となった。
- (2)VESSEL コンポーネントのダブルスラブ内に内部発熱を扱えるように改良したこと、ICE 予備実験装置の電気ヒータをモデル化した解析が可能となった。
- (3)VESSEL コンポーネントの軸方向境界スラブに熱放射モデルを追加することによって、側面スラブに加えて、底面スラブと軸方向境界スラブ間についても熱放射による熱伝達を考慮することが可能になった。
- (4) 真空容器内の低圧域での圧力初期値設定を行えるようにプログラムを改良するため、計算の安定性を考慮して、圧力 1000Pa 以上の領域での計算を可能とした。
- (5) VESSEL コンポーネントの横置き体系時の水平方向に隣接するセル間の水頭差圧に起因する流体の移動が扱えるように改良した。
- (6) VESSEL コンポーネントの横置き体系時の角度方向の分割方法を見直し、角度方向非等分割の条件でも解析ができるように改良した。

次に、ICE 予備実験解析ではこれまでモデル化できていなかった構造材データの入力方法を物性値、メッシュ幅など詳細に入力できるようになったこと、さらに、メッシュの一部に熱容量を与えることでヒータによる加熱を模擬できるようにしたことで、改良前に比べて改良後の初期の圧力上昇がかなり実験値に近いものとなった。

改良 TRAC-BF1 コードでの真空容器の 3 次元化がトカマク型の水冷却型核融合炉の ICE 事象を評価していく上で有効であることが判った。

### 謝 辞

ICE 解析用に TRAC-BF1 コードを改良するにあたり、東海研究所 エネルギーシステム研究部 热流体研究グループの高瀬和之氏からは ICE 予備実験結果の提供をいただき、貴重な助言を賜りましたことに感謝いたします。また、TRAC-BF1 コードの改良にあたり、アイ・ティ・ジェイ（株）の榎本雅巳氏をはじめとする皆さまに多大なる助力を賜りましたことに感謝いたします。また、MELCOR コードの取扱い方法の教示、入力データと解析結果の提示をいただいた INEEL の Richard Moore 氏のご協力に深く感謝いたします。

最後に、炉心プラズマ研究部の植田脩三次長及び核融合炉システム研究室の牛草健吉室長をはじめ室員各位には貴重な助言を賜りましたことに感謝いたします。

### 参考文献

- (1) R.W.Shumway et al., TRAC-BF1/MOD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Transient Analysis, Volume 2: Users Guide, NUREG/CR-4356, EGG-2626, June 1992.
- (2) D.D.Taylor et al., TRAC-BF1/MOD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Transient Analysis, Volume 1: Model Description, NUREG/CR-4356, EGG-2626, August 1992.
- (3) 安島 俊夫 他4名：“真空容器内冷却材侵入事象解析用 TRAC-BF1 コードの改良”, JAERI-Data/Code 97-034 (1997) .
- (4) 甲藤 好郎 “伝熱概論” 養賢堂、385p
- (5) L.N. Topilski, et al., "Validation and Verification of ITER safety computer codes" Proc. of SOFE(Symposium on Fusion Engineering), San Diego(1997).
- (6) IAEA, "Technical Basis for The ITER Final Design Report, Cost Review and Safety Analysis (FDR) " Chapter IV: Safety Assessment (1997) .

## 記号表

$T$	スラブ温度	(K)
$\rho$	スラブ密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$C_p$	スラブ比熱	(J/kg·K)
$k$	スラブ熱伝導率	(W/m·K)
$t$	時刻	(s)
$r$	半径方向位置	(m)
$z$	軸方向位置	(m)
$q'''$	スラブ内部の発熱量	(W/m <sup>3</sup> )
$Q_{12}$	面1と面2の間の正味放射熱量	(W)
$Q_{1 \rightarrow 2}$	面1から面2に向かう放射熱量	(W)
$Q_{2 \rightarrow 1}$	面2から面1に向かう放射熱量	(W)
$\sigma$	ステファン・ボルツマン定数	(=5.6687×10 <sup>-8</sup> W/m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )
$\varepsilon_1$	スラブ面1の放射率	(-)
$\varepsilon_2$	スラブ面2の放射率	(-)
$T_1$	スラブ面1の表面温度	(K)
$T_2$	スラブ面2の表面温度	(K)
$A_1$	スラブ面1の表面積	(m <sup>2</sup> )
$A_2$	スラブ面2の表面積	(m <sup>2</sup> )
$F_{12}$	スラブ面1とスラブ面2間の形態係数	(-)
$P_1$	セル1の圧力	(Pa)
$P_2$	セル2の圧力	(Pa)
$h_1$	セル1の水頭高さ	(m)
$h_2$	セル2の水頭高さ	(m)
$g$	重力加速度	(m/sec <sup>2</sup> )
$V$	流速	(m/sec)
$C_i$	界面剪断応力係数	(kg/m <sup>4</sup> )
$C_w$	壁面剪断応力係数	(kg/m <sup>4</sup> )
$\alpha$	ボイド率	(-)
$\Delta z$	$z$ 方向長さ	(m)

## 添字

$\ell$ : 液相	$r$ : $r$ 方向成分	$\theta$ : $\theta$ 方向成分
$g$ : 気相	$z$ : $Z$ 軸方向成分	

## 国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光强度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s <sup>-1</sup>
力	ニュートン	N	m·kg/s <sup>2</sup>
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m <sup>2</sup>
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N·m
功率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	A·s
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m <sup>2</sup>
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m <sup>2</sup>
放射能	ベクレル	Bq	s <sup>-1</sup>
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名 称	記 号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	L, l
トントン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

1 eV=1.60218×10<sup>-19</sup>J

1 u=1.66054×10<sup>-27</sup>kg

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 <sup>18</sup>	エクサ	E
10 <sup>15</sup>	ペタ	P
10 <sup>12</sup>	テラ	T
10 <sup>9</sup>	ギガ	G
10 <sup>6</sup>	メガ	M
10 <sup>3</sup>	キロ	k
10 <sup>2</sup>	ヘクト	h
10 <sup>1</sup>	デシ	d
10 <sup>-2</sup>	センチ	c
10 <sup>-3</sup>	ミリ	m
10 <sup>-6</sup>	マイクロ	μ
10 <sup>-9</sup>	ナノ	n
10 <sup>-12</sup>	ピコ	p
10 <sup>-15</sup>	フェムト	f
10 <sup>-18</sup>	アト	a

(注)

- 表1～5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC開催理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換 算 表

力	N(=10 <sup>3</sup> dyn)	kgf	lbf	压	MPa(=10bar)	kgf/cm <sup>2</sup>	atm	mmHg(Torr)	lbf/in <sup>2</sup> (psi)
1	0.101972	0.224809		1	10.1972	10.1972	9.86923	7.50062×10 <sup>3</sup>	145.038
9.80665	1	2.20462		0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233	
4.44822	0.453592	1		0.101325	1.03323	1	760	14.6959	
粘度 1Pa·s(N·s/m <sup>2</sup> )=10 P(ボアズ)(g/(cm·s))				1.33322×10 <sup>-4</sup>	1.35951×10 <sup>-3</sup>	1.31579×10 <sup>-3</sup>	1	1.93368×10 <sup>-2</sup>	
動粘度 1m <sup>2</sup> /s=10 <sup>4</sup> St(ストークス)(cm <sup>2</sup> /s)				6.89476×10 <sup>-3</sup>	7.03070×10 <sup>-2</sup>	6.80460×10 <sup>-2</sup>	51.7149	1	

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 <sup>7</sup> erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV	1 cal= 4.18605J (計量法) = 4.184J (熱化学) = 4.1855J (15°C) = 4.1868J (国際蒸気表) 仕事率 1 PS(仮馬力) = 75 kgf·m/s = 735.499W		
1	0.101972	2.77778×10 <sup>-7</sup>	0.238889	9.47813×10 <sup>-1</sup>	0.737562	6.24150×10 <sup>18</sup>				
9.80665	1	2.72407×10 <sup>-6</sup>	2.34270	9.29487×10 <sup>-3</sup>	7.23301	6.12082×10 <sup>19</sup>				
3.6×10 <sup>6</sup>	3.67098×10 <sup>5</sup>	1	8.59999×10 <sup>5</sup>	3412.13	2.65522×10 <sup>6</sup>	2.24694×10 <sup>25</sup>				
4.18605	0.426858	1.16279×10 <sup>-6</sup>	1	3.96759×10 <sup>-3</sup>	3.08747	2.61272×10 <sup>19</sup>				
1055.06	107.586	2.93072×10 <sup>-4</sup>	252.042	1	778.172	6.58515×10 <sup>21</sup>				
1.35582	0.138255	3.76616×10 <sup>-7</sup>	0.323890	1.28506×10 <sup>-3</sup>	1	8.46233×10 <sup>18</sup>				
1.60218×10 <sup>19</sup>	1.63377×10 <sup>-20</sup>	4.45050×10 <sup>-6</sup>	3.82743×10 <sup>-20</sup>	1.51857×10 <sup>-22</sup>	1.18171×10 <sup>-19</sup>	1				

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad
1	2.70270×10 <sup>-11</sup>	1	1	100	
3.7×10 <sup>10</sup>	1		0.01	1	

照射線量	C/kg	R
1	3876	
2.58×10 <sup>-4</sup>	1	

線量率	Sv	rem
1	100	
0.01	1	

