

JAERI-Research

95-048



大型構造機器実証試験ループ(HENDEL)  
炉内構造物実証試験部(T<sub>2</sub>)による自然循環試験

1995年7月

高田昌二・鈴木邦彦・稻垣嘉之  
井岡郁夫・数土幸夫

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。

入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 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（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒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 Information Division, Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1995

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 いばらき印刷株

大型構造機器実証試験ループ（H E N D E L）  
炉内構造物実証試験部（T<sub>2</sub>）による自然循環試験

日本原子力研究所東海研究所高温工学部

高田 昌二・鈴木 邦彦・稻垣 嘉之

井岡 郁夫・数土 幸夫

(1995年 6月 7日受理)

モジュラー型高温ガス炉（MHTGR）用受動的冷却システムの冷却特性を把握するために、高温ガス炉（H T G R）炉床部（C B S）の実寸大モデルである大型構造機器実証試験ループ（H E N D E L）の炉内構造物実証試験部（T<sub>2</sub> 試験部）により、圧力容器内ヘリウムガス圧力を1.0～3.0MPaの範囲で変えて、冷却材強制循環喪失事故を模擬した自然循環試験を行った。試験により得られたデータを用いて、「H E N D E L-T<sub>2</sub>」による受動的冷却システム試験解析コード「THANPACST2-」の数値解析手法及び数値解析モデルの検証を行うとともに、自然循環時におけるヘリウムガスの伝熱流動特性及び構造物温度の過渡変化挙動を調べ、以下の事項を明らかにした。

- (1) 炉床部黒鉛ブロック間のヘリウムガスの漏れ流れを考慮した過渡解析の結果は、高温・低温ヘリウムガス間の差圧をよく表し、自然循環開始後17時間での圧力容器温度の実験値に対して最高+29%、-11%、20時間後の高温プレナムブロック温度は実験値に対して最高+27%、炉心支持板温度の実験値に対して最高+44%の差であった。
- (2) 構造物温度の過渡変化は、炉床部黒鉛ブロック間のヘリウムガスの漏れ流れ、ヘリウムガス圧力及びH E N D E LとT<sub>2</sub>試験部との間にある高温配管等の高温機器からの放熱の影響を受ける。

Natural Convection Tests with the In-core Structure Test Section ( $T_2$ )  
of the Helium Engineering Demonstration Loop (HENDEL)

Shoji TAKADA, Kunihiko SUZUKI, Yoshiyuki INAGAKI  
Ikuo IOKA and Yukio SUDO

Department of High Temperature Engineering  
Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received June 7, 1995)

Natural convection tests were carried out with the use of In-Core Structure Test Section ( $T_2$ ) of the Helium Engineering Demonstration Loop (HENDEL) with helium gas pressure from 1.0 to 3.0 MPa to investigate thermal hydraulic characteristics inside the reactor pressure vessel of Modular High Temperature Gas cooled reactor (MHTGR) under the condition of loss of forced coolant flow accidents. The HENDEL- $T_2$  is a simulated model of the core bottom structure (CBS) of HTGR. Analytical code -Thermal Analytical Code for Test of Passive Cooling System by HENDEL-T2 (THANPACST2)- was applied to the natural convection test. The analytical results were compared with the test data to verify the validity of analytical method and model. Thermal hydralic characteristics of the transients were investigated by the experimental and the analytical studies. The results are summarized as follows.

- (1) Analytical results in consideration of the leakage of helium gas through the CBS graphite blocks reveal that:
- Pressure difference between cold and hot helium gas agrees with the test results,
  - Temperature distribution on the pressure vessel after 17 hours from the onset of natural circulation is estimated in the range of  $-11\% \sim +29\%$ , compared with the test data,
  - The maximum temperature differences of hot plenum block and core support plate are estimated to be  $+27\%$  and  $+44\%$ , compared with the test data, respectively, after 20

hours.

- (2) Temperature transients of components were affected by the leakage flow of helium gas through the CBS graphite blocks, helium gas pressure and heat losses from high temperature components such as a hot gas duct between HENDEL and T<sub>2</sub> test section.

Keywords: MHTGR, HTGR, Passive Cooling System, HENDEL, T<sub>2</sub> Test Section, Core Bottom Structure, THANPACST2, Leakage Flow, Natural Convection, Heat Loss

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Test Method .....	2
2. 1 Test Method .....	2
2. 2 Test Conditions .....	2
3. Analytical Method .....	3
3. 1 Analytical Code -THANPACST2- .....	3
3. 2 Analytical Model .....	3
3. 3 Analytical Conditions .....	4
4. Results and Discussion .....	6
4. 1 Transient of Pressure Difference between Hot and Cold Helium Gas .....	6
4. 2 Temperature Transients of the Components and Helium Gas of T <sub>2</sub> Test Section .....	6
4. 3 Pressure Transient of Helium Gas .....	7
4. 4 Effects of Helium Gas Pressure .....	9
5. Conclusions .....	10
Acknowledgements .....	11
References .....	11

## 目 次

1. 緒 言 .....	1
2. 試験方法 .....	2
2. 1 試験方法 .....	2
2. 2 試験条件 .....	2
3. 数値解析方法 .....	3
3. 1 数値解析コード -THANPACST2- .....	3
3. 2 数値解析モデル .....	3
3. 3 数値解析条件 .....	4
4. 結果及び考察 .....	6
4. 1 高温・低温ヘリウムガス間差圧の過渡変化 .....	6
4. 2 T <sub>2</sub> 試験部各構造物及びヘリウムガス温度の過渡変化 .....	6
4. 3 ヘリウムガス圧力の過渡変化 .....	7
4. 4 ヘリウムガス圧力の影響 .....	9
5. 結 言 .....	10
謝 辞 .....	11
参考文献 .....	11

# 1. 緒 言

次世代炉の有力な候補であるモジュラー型高温ガス炉(Modular High Temperature Gas cooled Reactor: MHTGR)は、固有の安全性に基づくパッシブセーフティ技術を基盤としている。パッシブセーフティ技術は、核的な要因によるものと除熱特性に基づくものとに大別される。核的特性については、負の反応度係数が大きく、事故時においても炉心に損傷を与えることなく炉を安全な状態に移行できる事故停止特性を有している。

一方、除熱特性については、炉心自体の大きな熱容量のために崩壊熱に対する熱過渡挙動は極めて緩慢である。さらに、MHTGRでは、受動的冷却システム(Passive Cooling System)を全面的に利用して崩壊熱の除去を行わせるパッシブセーフティ概念を採用している。このような受動的冷却システムは、想定し得るあらゆる運転状態、事故状態においても炉心冷却が可能であることを意味し、崩壊熱を放射伝熱と自然対流のみで除去する、いわゆる静的機器のみによる炉心冷却の概念に基づいている。

今まで提案されたMHTGRにおける受動的冷却システムでは、どのような設計基準事故においても、燃料温度をある制限値以下に抑え、被覆燃料粒子からのFP放出を0としている。受動的冷却システムの設計例としては、二種類のシステムが提案されており、インター・アトム(Interatom)社の表面冷却器<sup>1)</sup>、ジェネラル・アトミック(General Atomic)社の炉室冷却系がある<sup>2)</sup>。高温工学試験研究炉(High Temperature engineering Test Reactor: HTTR)では、炉容器冷却設備(冷却パネルシステム)<sup>3)</sup>を設けている。

受動的冷却システムでは、炉心から放出した崩壊熱は原子炉圧力容器、炉室を介して対向する冷却壁(冷却パネルシステム等)へ伝達する。MHTGRの圧力容器内の炉内構造は複雑であるので、事故時における圧力容器内の伝熱流動挙動を予測するのは困難である。

そこで、MHTGRの受動的冷却システムの冷却特性を把握するために、高温ガス炉(High Temperature Gas cooled Reactor: HTGR)炉床部(Core Bottom Structure: CBS)の実寸大モデルである大型構造機器実証試験ループ(Helium Engineering Demonstration Loop: HENDEL)の炉内構造物実証試験部(In-Core Structure Test Section; T<sub>2</sub> Test Section)により冷却材強制循環喪失事故を模擬した自然循環試験を行うとともに、HENDEL-T<sub>2</sub>による受動的冷却システム試験解析コード-THANPACST2(Thermal Analysis Code for Test of Passive Cooling System by HENDEL T<sub>2</sub>)-を開発した<sup>4)</sup>。本数値解析コードにより、MHTGR圧力容器内の伝熱流動特性をよく説明できる簡単な数値解析モデルを提案し、T<sub>2</sub>試験部による実証試験データをもとに、数値解析コードの解析手法及び数値解析モデルの有効性を実証することにより、高温ガス炉の固有の安全性の一つである受動的冷却システムの概念を構築することが重要である。

これまで、数値解析コード-THANPACST2-をHENDEL-T<sub>2</sub>による冷却材強制循環喪失事故を模擬した自然循環試験に適用することにより数値解析コードの検証を行ってきたが、本検証解析に用いたモデルでは、炉床部黒鉛ブロックにおけるヘリウムガスの漏れ流

れを考慮していなかった。そのため、高温側ヘリウムガスと低温側ヘリウムガスとの間の差圧の数値解析結果は、ガス循環機停止後に約6分で0となる実験値と比較して大きくはずれた<sup>4)</sup>。そこで、炉床部黒鉛ブロック間のヘリウムガスの漏れ流路を考慮して数値解析を行い、ヘリウムガスの漏れ流れによるヘリウムガスの伝熱流動及び各構造物への影響を調べた。

また、ヘリウムガス圧力を1.0～3.0MPaの範囲で変化させて試験データから、各構造物温度及び炉床部におけるヘリウムガスの漏れ流れのヘリウムガス圧力による影響を明らかにした。

## 2. 試験方法

### 2.1 試験方法

HENDELのT<sub>2</sub>試験部はHTGR-CBSの実寸大モデルであり、マザー+アダプター(M+A)ループに接続している。HENDELのM+Aループ及びT<sub>2</sub>試験部のフローシートの概要をFig. 2.1に示す。T<sub>2</sub>試験部の圧力容器内には、模擬CBS、流量調整機構、領域別ヒータ、出口二重管等が配置されている。模擬CBSは、Fig. 2.2に示すようにプレナムブロック、炭素ブロック、固定反射体ブロック、側部遮蔽体ブロック、そして、炉心支持機構や炉心拘束機構等の金属構造材により構成されている。出口管は二重管であり、低温及び高温ヘリウムガスは、それぞれ、出口二重管の外管及び内管を流れる。そして、外側の流路と内側の流路との間は厚さ80mmの断熱層により断熱する。M+Aループから試験部に供給される低温(400°C)ヘリウムガスは、出口管を通り上昇して圧力容器内に入り、模擬CBS外表面を冷却した後、入口二重管の外管を通りM+Aループに戻る。M+Aループで930°Cまで加熱した高温ヘリウムガスは、入口側二重管の内管から試験部に流入し、流量調節機構及び領域別ヒータを通りCBSへ流れる。

自然循環試験開始前には、構造物温度が一定になるまでヘリウムガスを循環させる。構造物温度が定常になった後、ヘリウムガス循環機は停止させ、ヘリウムガスの自然循環を防止するために、M+AループとT<sub>2</sub>試験部との間に設けたバルブを閉じる。そして、ガス循環機停止後約100時間の間、6分毎に構造物温度、ヘリウムガス圧力及び高温・低温側ヘリウムガス間の差圧を計測する。温度の計測点をFig. 2.2にのせる。また、ヘリウムガス圧力計及び高温・低温側ヘリウムガス間の差圧計の計測精度は、±0.2% of full scaleで、それぞれのfull scaleは60kgf/cm<sup>2</sup>と3000mmHgである。自然循環試験では、ヘリウムガス圧力は一定値に制御せず、構造物温度とともに低下する。

### 2.2 試験条件

試験条件として、初期条件は、高温及び低温ヘリウムガス温度と質量流量を、それぞれ、700、150°C、そして、1.5kg/sとする。また、ヘリウムガス圧力を1.0から3.0MPaの範囲で設定し、低温側ヘリウムガスを高温側に比べて400mmHg高く設定する。試験条件をTable 2.1にまとめた。

れを考慮していなかった。そのため、高温側ヘリウムガスと低温側ヘリウムガスとの間の差圧の数値解析結果は、ガス循環機停止後に約6分で0となる実験値と比較して大きくはずれた<sup>4)</sup>。そこで、炉床部黒鉛ブロック間のヘリウムガスの漏れ流路を考慮して数値解析を行い、ヘリウムガスの漏れ流れによるヘリウムガスの伝熱流動及び各構造物への影響を調べた。

また、ヘリウムガス圧力を1.0～3.0MPaの範囲で変化させて試験データから、各構造物温度及び炉床部におけるヘリウムガスの漏れ流れのヘリウムガス圧力による影響を明らかにした。

## 2. 試験方法

### 2.1 試験方法

HENDELのT<sub>2</sub>試験部はHTGR-CBSの実寸大モデルであり、マザー+アダプター(M+A)ループに接続している。HENDELのM+Aループ及びT<sub>2</sub>試験部のフローシートの概要をFig. 2.1に示す。T<sub>2</sub>試験部の圧力容器内には、模擬CBS、流量調整機構、領域別ヒータ、出口二重管等が配置されている。模擬CBSは、Fig. 2.2に示すようにプレナムブロック、炭素ブロック、固定反射体ブロック、側部遮蔽体ブロック、そして、炉心支持機構や炉心拘束機構等の金属構造材により構成されている。出口管は二重管であり、低温及び高温ヘリウムガスは、それぞれ、出口二重管の外管及び内管を流れる。そして、外側の流路と内側の流路との間は厚さ80mmの断熱層により断熱する。M+Aループから試験部に供給される低温(400°C)ヘリウムガスは、出口管を通り上昇して圧力容器内に入り、模擬CBS外表面を冷却した後、入口二重管の外管を通りM+Aループに戻る。M+Aループで930°Cまで加熱した高温ヘリウムガスは、入口側二重管の内管から試験部に流入し、流量調節機構及び領域別ヒータを通りCBSへ流れる。

自然循環試験開始前には、構造物温度が一定になるまでヘリウムガスを循環させる。構造物温度が定常になった後、ヘリウムガス循環機は停止させ、ヘリウムガスの自然循環を防止するために、M+AループとT<sub>2</sub>試験部との間に設けたバルブを閉じる。そして、ガス循環機停止後約100時間の間、6分毎に構造物温度、ヘリウムガス圧力及び高温・低温側ヘリウムガス間の差圧を計測する。温度の計測点をFig. 2.2にのせる。また、ヘリウムガス圧力計及び高温・低温側ヘリウムガス間の差圧計の計測精度は、±0.2% of full scaleで、それぞれのfull scaleは60kgf/cm<sup>2</sup>と3000mmHgである。自然循環試験では、ヘリウムガス圧力は一定値に制御せず、構造物温度とともに低下する。

### 2.2 試験条件

試験条件として、初期条件は、高温及び低温ヘリウムガス温度と質量流量を、それぞれ、700、150°C、そして、1.5kg/sとする。また、ヘリウムガス圧力を1.0から3.0MPaの範囲で設定し、低温側ヘリウムガスを高温側に比べて400mmHg高く設定する。試験条件をTable 2.1にまとめた。

### 3. 数値解析方法

#### 3. 1 数値解析コード-THANPACST2-

数値解析コード-THANPACST2-は二次元非定常の伝熱流動解析コードで、放射伝熱、熱伝導及び自然対流熱伝達を同時に考慮して、流動と各構造物の温度分布を同時に解くことができる。基本方程式は、非圧縮性流体に関する運動量、連続及びエネルギーの式を用いており、浮力の項にはブジネ近似を用いる。各方程式は、コントロールボリューム法により離散化した。また、数値解析モデルの離散化にはスタガーフィニットを適用し、各セルの中心で温度及び流体圧力を、セル表面において流体の速度を求める。構造物セルと流体セル間の局所熱伝達率は、

$$Nu = C_1 \cdot Re^{C_2} \cdot Pr^{C_3} + C_4 \quad (3. 1)$$

により定義され、Re数及びNu数の代表長さがメッシュの対角長さであり、代表温度は構造物表面温度と構造物表面に隣り合う流体セルの温度である。流動計算には、一次精度の風上近似及び圧力補正法を適用し、各セル表面及び中心点での各種変数を求める。流体の密度、粘性係数、熱伝導率及びプラントル数等の物性値は温度及び圧力の関数により定義した。構造物の熱伝導率は温度等に依存しない一定値と仮定した。

各セルの表面温度は、セル表面における放射伝熱、熱伝導及び対流伝熱による熱収支を考慮して求める。構造物表面1から表面2への放射伝熱量は、以下の式により求める<sup>5)</sup>。

$$Q_{1,2} = A_1 \cdot \varepsilon \cdot \sigma \cdot F_{1,2} \cdot (T_1^4 - T_2^4), \quad (3. 2)$$

$$\varepsilon = 1 / (1 / \varepsilon_1 + A_1 / A_2 \cdot (1 / \varepsilon_2 - 1)), \quad (3. 3)$$

$A_1, A_2$ : 表面1, 2の表面積

$\varepsilon_1, \varepsilon_2$ : 表面1, 2の熱放射率

$\sigma$ : Stefan-Boltzmann定数

$T_1, T_2$ : 表面1, 2の表面温度

放射伝熱の計算では、構造物一つのメッシュに対して最高で30個のメッシュを対応させ、形態係数 $F_{1,2}$ は幾何学的考察<sup>5)</sup>から求めた。

#### 3. 2 数値解析モデル

数値解析モデルのメッシュ図をFig. 3. 1(a)、(b)に示す。数値解析モデルは圧力容器内の模擬CBS、炉心支持機構、炉心拘束機構、内部隔壁及びガス配管等の構造物を二次元円柱座標系で $18 \times 56$ のスタガーフィニットで離散化している。圧力容器の外面は断熱材により覆われており、熱はこの断熱材を通り大気へ放熱する。数値解析モデルで用いた各構造物の熱物性値をTable 3.1にまとめた。

黒鉛ブロック間には、Fig. 3. 2に示すように、隙間やブロックの角の面取り部からなるヘリウムガスの漏れ流路を構成する<sup>6)</sup>。模擬CBSのヘリウムガスの漏れ流路は、流体と固体の性質を有するポーラスボディセルにより模擬する。ここで、ヘリウムガスの漏れ流量と高温側・低温側ヘリウムガス間の差圧との関係は、

$$\Delta P = \zeta \cdot 1/2 \cdot \rho \cdot v^2, \quad (3.4)$$

$\Delta P$  : 高温・低温側ヘリウムガス間差圧

$\zeta$  : ヘリウムガス漏れ流路の抵抗係数

$\rho$  : ヘリウムガス密度

$v$  : ヘリウムガス漏れ流れ流速

とする。ここで、 $\zeta$ は初期条件におけるヘリウムガスの漏れ流れの実験データより計算する。

放射伝熱については、圧力容器と内部隔壁、コアバレル及び炉心支持機構との間、側部遮蔽体とコアバレル、固定反射体ブロックとの間、そして、炉心支持機構と炉心支持盤との間での熱交換を考慮している。内部隔壁、圧力容器、側部遮蔽体、コアバレル、炉心支持盤及び炉心支持機構の熱放射率は0.79と仮定した。

領域別ヒータ、固定反射体及び側部遮蔽体間の環状流路、コアバレルと圧力容器間の環状流路及び出口二重管の外管はヘリウムガス流路と金属構造物の等価な性質を有するポーラスボディセルにより模擬する。側部遮蔽体とコアバレル間の炉心拘束バンドはスリットにより模擬する。断熱材と金属板からなる内部隔壁の熱伝導率は等価な値により表す。

### 3. 3 数値解析条件

高温及び低温ヘリウムガスの入口境界では、ヘリウムガスの等価流速及び温度を初期条件として与える。ヘリウムガス流速と温度が一定値となる定常解析の後、高温及び低温流路の出入り口を閉じて、ヘリウムガスの入口流速をゼロとして熱過渡解析を始める。数値解析における初期条件は、実験結果を以下の通りに換算して求める。

#### [試験条件]

高温側 入口温度 TH206:	726.9°C
流量	1.5kg/s
低温側 二重管入口温度 TH202:	145.1°C
流量 FH202:	1.129kg/s
ノズル入口温度 TH203:	144.8°C
流量 1.5-FH202:	0.371kg/s
圧力:	1.1MPa
室温:	25.2°C

#### [流量の流速換算]

$$\text{高温側: } \rho_{726.9} = 0.4809 \text{ kg/m}^3$$

$$v = 1.5 / (0.4809 \times 2 \times \pi \times 1.4 \times 0.4) = 0.89 \text{ m/s}$$

$$\text{低温側: 二重管側}$$

$$\rho_{145.1} = 1.1475 \text{ kg/m}^3$$

$$v = 1.129 / (1.1475 \times \pi (0.3^2 - 0.178^2)) = 5.37 \text{ m/s}$$

$$\text{ノズル側}$$

$$\rho_{144.8} = 1.1483 \text{ kg/m}^3$$
$$v = 0.371 / (1.1483 \times \pi (1.6^2 - 1.4^2)) = 0.1714 \text{ m/s}$$

構造物表面における自然対流熱伝達式(3.1)の係数 $C_1$ 、 $C_2$ 、 $C_3$ には、各々、0.019、0.8、0.5を用いる<sup>7)</sup>。これらの値は、環状流路における強制循環時の乱流熱伝達率である。定数 $C_4$ はセルの半径方向長さに対する濡れぶち長さの比であり8.0とする。

原研所有のスーパーコンピュータFACOM VP-260による、定常解析及び20時間の過渡解析に費やしたCPU時間は、それぞれ、2時間10分13秒と16時間6分34秒であった。

## 4. 結果及び考察

### 4. 1 高温・低温ヘリウムガス間差圧の過渡変化

高温・低温ヘリウムガス間差圧の過渡変化をFig. 4. 1に示す。試験により得られた高温・低温ヘリウムガス間差圧は、炉床部の黒鉛ブロックの間を流れるヘリウムガスの漏れ流れにより自然循環開始後約6分で0になりそのまま持続する。炉床部の漏れ流路を考慮した高温・低温ヘリウムガス間差圧の数値解析結果は、初期状態でマイナス値になるものの実験結果をよく表している。一方、炉床部の漏れ流路を考慮しない高温・低温ヘリウムガス間差圧の数値解析結果は、時間とともに増加して実験結果から大きくはずれる<sup>4)</sup>。これは、炉床部の漏れ流れを考慮しない場合、高温側のヘリウムガスの圧力がガス温度の減少とともに減少する一方で、低温側のヘリウムガスの圧力がガス温度の増加とともに増加して、結果的に差圧が大きくなるためである。このことから、自然循環時には高温側ヘリウムガスと低温側ヘリウムガスとの間で、均圧条件を保持するように、ガスの温度変化がもととなってヘリウムガスの漏れ流れが生じていることがわかる。

### 4. 2 T<sub>2</sub>試験部各構造物及びヘリウムガス温度の過渡変化

数値解析により得られた、定常状態、自然循環開始後1時間、10時間及び20時間における速度ベクトル図と等温線図（構造物と流体）を、それぞれ、Fig. 4. 2～4. 5に示す。

自然循環時のヘリウムガスは、中央部の領域別ヒータを上昇し、側部の領域別ヒータを下降して大きな循環流を形成する。低温のヘリウムガスは炉床部及び高温隔壁に沿って圧力容器に沿って下降する。炉床部の漏れ流路を流れるヘリウムガスの流速は、非常に微弱であり自然循環時にその流れる方向は変わる。

等温線図から、自然循環時には高温及び低温ヘリウムガスの温度勾配は、低温ヘリウムガスの漏れ流れが流入する高温プレナム部以外では緩やかとなり、ヘリウムガス温度は上部で高温、下部で低温となる。構造物温度については、領域別ヒータ中心部で最も温度が高くなる。温度勾配は高温隔壁及び圧力容器外部の断熱層で急勾配となり、炉床部の黒鉛ブロックで緩やかとなる。炉床部黒鉛ブロックにおける温度勾配から、上方の中心部で最も温度が高くなり、側部の側部遮蔽体やコアバレル、圧力容器、そして、下部の炉心支持板等の金属構造材へ向かうほど低くなる。

そこで、ヘリウムガス温度及び構造物温度についての数値解析結果と実験結果との比較では、計測点のある場所で、かつ、最も温度の高くなる場所である炉床部上部の高温プレナム内のヘリウムガス、高温プレナムブロック、炉心拘束機構、そして、最も温度の低くなる場所である炉心支持板及び圧力容器の温度を選択した。

はじめに、最も温度の高くなる場所である炉床部上部の各構造物の温度変化の試験及び数値解析結果をFig. 4. 6に示す。高温プレナム内のヘリウムガスと高温プレナムブロック温度は単調減少し、炉心拘束機構の温度は自然循環開始後約15時間でピーク温度となった。ヘリウムガス温度は、約10時間でプレナムブロックと同じ温度になっ

た。

ヘリウムガス温度は自然循環開始後の数分で急激に降下した。これは、炉床部を通る低温のヘリウムガスの漏れ流れによるものであると考えられる。ヘリウムガス、高温プレナムブロック及び固定反射体ブロック温度の数値解析結果は、実験値に対して保守的評価となり、自然循環開始後約20時間では実験値に対して、それぞれ、85、70、42°C高くなつた。炉心拘束機構の温度の数値解析結果は、実験結果を比較的よく表し、自然循環試験開始後約20時間で実験値に対して14°C低くなり、ピーク温度には到達せず増加した。

圧力容器表面の温度分布の過渡変化をFig.4.7に示す。圧力容器の温度分布は、炉床部上方のE点で最も高くなり、自然循環開始後約17時間でピーク温度となつた。自然循環開始後17時間における、炉床部黒鉛ブロック間のヘリウムガスの漏れ流れを考慮した数値解析結果は実験結果を比較的よく表しており、最も温度の高くなるE点で実験値に対して20°C低くなり、温度が低くなるフランジ部のC点で実験値に対して+52°C高くなり保守的評価であった。一方、炉床部黒鉛ブロック間のヘリウムガスの漏れ流れを考慮しない数値解析結果<sup>4), 5)</sup>は、漏れ流れを考慮した場合と比較してE点付近で30°C程度低くなつた。このことから、自然循環時には、圧力容器は、炉床部黒鉛ブロック間からの高温ヘリウムガスの漏れ流れにより加熱されることがわかつた。

ここで、炉床部黒鉛ブロック間でのヘリウムガスの漏れ流れを考慮したときの数値解析において、自然循環開始後17時間における圧力容器E点近傍のセル表面でのNu数は  $Nu_c = 46$  であった。実験値を用いて Thomas-de Vahl Davis の同軸二重円筒の内筒加熱、外筒冷却の経験式<sup>6)</sup>、

$$Nu_m = 0.286 \cdot Ra^{0.258} \cdot Pr^{0.006} \cdot H^{-0.238} \cdot K^{0.442} \quad (4.1)$$

Ra : レーリー数

Pr : プラントル数

H : アスペクト比( $=L/(r_o - r_i)$ )

L : 円筒高さ

$r_o$  : 外筒半径

$r_i$  : 内筒半径

K : 外筒と内筒の半径比( $=r_o/r_i$ )

から求めた、この領域の平均Nu数は  $Nu_m = 15$  であり、代表長さ、代表温度等の換算からセル表面におけるNu数を求める  $Nu_c = 30$  であり数値解析でのセル表面におけるNu<sub>c</sub>に近い値であった。

炉心支持板温度の過渡変化をFig.4.8に示す。炉心支持板温度の実験結果は自然循環開始後上昇するものの、数値解析結果は約6時間でピークとなる。自然循環開始後20時間での数値解析結果は実験値に対して93°C高く保守的評価となつた。

#### 4. 3 ヘリウムガス圧力の過渡変化

ヘリウムガス圧力の過渡変化をFig.4.9に示す。自然循環開始後のヘリウムガス圧力の試験結果は減少するが、数値解析結果は初期値で約7%実験値より高く、その過渡変化はほぼ一定値をとつた。原因としては、数値解析モデルで考慮しているT<sub>2</sub>圧力容器

を覆う断熱層から系外への熱損失が小さく、ヘリウムガス圧力を減少させるだけの内部エネルギー損失には不十分であると考えられる。

ここで、系統の容積は一定であるので、ヘリウムガスが等積変化を起こすと仮定して、ヘリウムガスの圧力変化量から、系統外への熱損失によるヘリウムガスの内部エネルギーの変化量を試算してみる。自然循環開始後20時間における高温側ヘリウムガス温度及び圧力の数値解析結果は、それぞれ、400°C、1.1MPaである。一方、高温側ヘリウムガスの圧力の実験結果は0.92MPaである。等積変化の仮定から、

$$P_1/T_1 = P_2/T_2 \quad (4.2)$$

$P_1$  : 状態1におけるヘリウムガス圧力

$T_1$  : 状態1におけるヘリウムガス温度

$P_2$  : 状態2におけるヘリウムガス圧力

$T_2$  : 状態2におけるヘリウムガス温度

であるので、400°C、1.1MPaのヘリウムガスは290°C、0.92MPaとなり、ヘリウムガス温度の実験値315°Cを比較的よく表す。ここで、このときのヘリウムガスの内部エネルギーの変化量は、

$$q_v = c_v(T_2 - T_1) \quad (4.3)$$

$q_v$  : 単位体積あたりの内部エネルギーの変化量

$c_v$  : 等積比熱

の関係式と、高温・低温配管を含めたHENDEL-T<sub>2</sub>試験部の空間容積204m<sup>3</sup>及びヘリウムガス密度から換算して56817kJ=16kW·hであった。一方、T<sub>2</sub>試験部の高温側内部構造物温度もヘリウムガスと一緒に400°Cから290°Cに下がると仮定すると、約2739770kcal=3186kW·hの内部エネルギーの損失が試算される。ヘリウムガスと構造物の失う熱損失の合計3202kW·hは、数値解析結果から得られたT<sub>2</sub>試験部断熱層からの20時間分の放熱量320kW·hと比較して10倍程度大きくなる。このことから、数値解析モデルで考慮しているT<sub>2</sub>試験部断熱層から空気への放熱だけでは不十分であることがわかる。

この放熱源としては、T<sub>2</sub>試験部とM+Aループの閉じられたバルブとの間にある高温配管、ヘリウムガス冷却器及びウォータージャケット付きのヘリウムガスヒータを考えられる。ウォータージャケット付きのヘリウムガスヒータからの放熱量は、計算に必要な実験データの不足から得ることはできなかったので、以下では、高温配管とヘリウムガス冷却器からの放熱量を試算する。自然循環試験中に冷却器の冷却水のエンタルピー変化から求めた放熱量は平均で239kWで、20時間で失った熱量は4780kW·hの放熱量であった。このときの計測器の計測誤差は0.7%程度である。出口側高温配管での放熱量は、ヘリウムガス温度として最も低くなる冷却器入口温度の時間平均である100°Cとして計算すると7.12kWであり、20時間で失った熱量は142kW·hであった。入口側高温配管からの放熱量は、ヘリウムガス温度として最も低くなるヒータ出口温度の時間平均である300°Cとして計算すると18.6kWであり、20時間で失った熱量は372kW·hであった。従って、自然循環試験の20時間で冷却器、高温配管から失われる熱量は5294kW·hとなり、ヘリウムガスと構造物の失う熱損失の合計3202kW·hを上回った。

以上の試算から、自然循環時におけるT<sub>2</sub>試験部からの放熱は数値解析モデルで考慮している断熱層から空気への放熱だけでは不十分であり、T<sub>2</sub>試験部とHENDEL-M+Aルー

プの閉じられたバルブとの間にある高温配管、ヘリウムガス冷却器及びウォータージャケット付きのヘリウムガスヒータからの放熱を考慮する必要があり、冷却器からの放熱が90%を占めることがわかった。T<sub>z</sub>試験部の高温側内部構造物の数値解析結果が実験値に対して高めに見積もられたのは、これらの機器からの放熱を考慮していないためであるといえる。

#### 4. 4 ヘリウムガス圧力の影響

ヘリウムガス圧力を変化させた試験により得られた炉床部黒鉛ブロック及び圧力容器温度(Fig. 4. 3における点E, G, B)の過渡変化を、それぞれ、Fig. 4. 10及びFig. 4. 11に示す。

炉床部黒鉛ブロックの初期温度は、ヘリウムガス圧力が高いほど低い値となった。これは、Table 2. 1に示すように、低温側のヘリウムガスの漏れ流れの流量がヘリウムガス圧力の増加により増すためである。圧力容器温度の過渡変化については、最高到達温度がヘリウムガス圧力が高いほど低くなり、かつ、最高到達温度に到達する時間が短くなった。

それぞれの条件でのヘリウムガス圧力の過渡変化をFig. 4. 12に示す。それぞれの条件でヘリウムガス圧力は同様に減少しており、放熱によるヘリウムガスの内部エネルギーの損失がみられる。

このことから、ヘリウムガス圧力が高いほどヘリウムガスの自然循環量が増え、その結果、前節で述べたように、M+Aループの閉じられたバルブとの間にある高温配管、ヘリウムガス冷却器及びウォータージャケット付きのヘリウムガスヒータからの放熱が増えるために構造物の温度がより早く冷えるものと考えられる。

## 5. 結 言

HENDEL-T<sub>2</sub>試験部における自然循環試験及び数値解析コード-THANPACST2-による炉床部黒鉛ブロック間に流れるヘリウムガスの漏れ流れを考慮した数値解析により得られた結果を以下にまとめた。

(1)高温・低温ヘリウムガス間差圧は、炉床部黒鉛ブロック間の隙間を流れるヘリウムガスの漏れ流れにより自然循環開始後約6分で0となり均圧化する。炉床部黒鉛ブロック間の隙間を流れるヘリウムガスの漏れ流れを考慮した数値解析結果は実験値をよく表した。

(2)ヘリウムガス、高温プレナムブロック及び固定反射体ブロック温度の数値解析結果は、実験値に対して保守的評価となり、自然循環開始後約20時間では実験値に対して、それぞれ、38%、27%、14%高くなつた。構造物温度が最高38%程度実験値と異なる理由としては、数値解析モデルでは(6)に示すように、放熱源となるT<sub>2</sub>試験部とHENDEL-M+Aループとの間の高温機器を考慮していないためである。また、炉床部黒鉛ブロックの初期温度は、ヘリウムガス圧力が高いほど低温側のヘリウムガスの漏れ流れの流量が増加して低い温度になつた。

(3)炉心拘束機構の数値解析結果は、実験結果を比較的よく表すものの、自然循環試験開始後約20時間で実験値に対して6%低くなり、実験結果に見られるピーク温度には到達しなかつた。

(4)圧力容器の温度分布については、自然循環試験中最も温度が高くなる自然循環開始後17時間において、炉床部黒鉛ブロック間のヘリウムガスの漏れ流れを考慮した数値解析結果は実験結果に対して最高+29%、-11%の精度で予測が可能であった。また、自然循環時において、圧力容器は炉床部黒鉛ブロック間からの高温ヘリウムガスの漏れ流れにより加熱される。

(5)炉心支持板温度の数値解析結果は、自然循環開始後20時間において実験値に対して44%高く保守的評価となつた。炉心支持板温度が最高44%程度実験値と異なる理由としては、(2)で示した理由と同様に、数値解析モデルでは放熱源となるT<sub>2</sub>試験部とHENDEL-M+Aループとの間の高温機器を考慮していないためである。

(6)自然循環時におけるT<sub>2</sub>試験部からの放熱は、数値解析モデルで考慮している断熱層から空気への放熱だけでは不十分であり、T<sub>2</sub>試験部とHENDEL-M+Aループの閉じられたバルブとの間にある高温配管、ヘリウムガス冷却器及びウォータージャケット付きのヘリウムガスヒータからの放熱を考慮する必要がある。

(7)圧力容器温度は、最高到達温度がヘリウムガス圧力が高いほど低くなり、かつ、最高到達温度に到達する時間が短くなつた。これは、ヘリウムガス圧力が高いほどヘリウムガスの自然循環量が増え、その結果、ヘリウムガスの高温機器からの放熱量が増えて構造物の温度がより早く冷えるものと考えられる。

## 謝 辞

本試験計画の実現に御援助頂いた高温工学部長の宮本喜晟氏、本試験を行うに当たって御協力していただいたHENDEL管理室及び（株）原子力エンジニアリングの諸氏に感謝いたします。また、数値解析コードTHANPACST2の開発及び本数値解析モデルの作成にご協力していただいたCSDの和田穂積氏、末森 真知子氏の諸氏に感謝いたします。

## 参考文献

- 1)H. Frewer et. al., Nucl. Sci. Eng., 90, 411(1985).
- 2)USNRC, NUREG-1338, 5(1989).
- 3)"1988年度版高温工学試験研究の現状", 21(1988).
- 4)高田他, "HENDEL-T<sub>z</sub>による受動的冷却システム試験解析コード-THANPACST2-", JAERI-Data/Code 95-005(1995).
- 5)Siegel-Howell, "Thermal radiation heat transfer", McGraw-Hill Kogakusya, Ltd., 219-282(1972).
- 6)K. Kunitomi et. al., Nucl. Eng. Des., 108(1988), 359.
- 7)Dalle Donne, M. and Meerweald, E., "Convective Heat and Mass Transfer (2nd ed.)", (1980), 243, McGraw-Hill.
- 8)M. Keyhani et.al., Trans ASME, 105, 454(1983).

## 謝 辞

本試験計画の実現に御援助頂いた高温工学部長の宮本喜晨氏、本試験を行うに当たって御協力していただいたHENDEL管理室及び（株）原子力エンジニアリングの諸氏に感謝いたします。また、数値解析コードTHANPACST2の開発及び本数値解析モデルの作成にご協力していただいたCSDの和田穂積氏、末森 真知子氏の諸氏に感謝いたします。

## 参考文献

- 1)H. Frewer et. al., Nucl. Sci. Eng., 90, 411(1985).
- 2)USNRC, NUREG-1338, 5(1989).
- 3)"1988年度版高温工学試験研究の現状", 21(1988).
- 4)高田他, "HENDEL-T<sub>z</sub>による受動的冷却システム試験解析コード-THANPACST2-", JAERI-Data/Code 95-005(1995).
- 5)Siegel-Howell, "Thermal radiation heat transfer", McGraw-Hill Kogakusya, Ltd., 219-282(1972).
- 6)K. Kunitomi et. al., Nucl. Eng. Des., 108(1988), 359.
- 7)Dalle Donne, M. and Meerweald, E., "Convective Heat and Mass Transfer (2nd ed.)", (1980), 243, McGraw-Hill.
- 8)M. Keyhani et.al., Trans ASME, 105, 454(1983).

Table 2.1 Test conditions

Test No.		No.1	No.2	No.3
Helium gas pressure [MPa]		1.1	2.1	2.9
Hot Helium gas				
Temperature	[ °C ]	700	700	700
Flow rate	[kg/s]	1.5	1.5	1.5
Cold Helium gas				
Temperature	[ °C ]	150	150	150
Flow rate	[kg/s]	1.5	1.5	1.5
Leakage flow rate	[kg/s]	0.0307	0.0468	0.0587

Table 3.1 Thermo-physical properties of components(1)

材 料 No	領 域 説 明	領 域 尺 度 (mm)	R 方 向 Z 方 向	比 重 (kg/m <sup>3</sup> )	熱 量 比 (Kcal/kg°C)	熱 伝導 率 (Kcal/m·hr°C)	輻 射 率	補 足 脱 明	図 号 対 応
① 炭素鋼 構造材	圧力容器本体 上鏡部、外脛部及び下鏡部の 外脣部	0 1332.5	0 ~1580	7850	0.164	30.5	0.79	上鏡部の容積4.0 m <sup>3</sup> を保存し、短形で形状模 擬、又、Z方向肉厚を80mmとしている。	Fig. 3.1(b)①
	上 鏡 部	2307.5	2200	同	同	同	同	形状通りに模擬。(但し、ノズル、計測用の ウエル等は無視)	Fig. 3.1(b)①
	外 脣 部	~2404.5	~13392.5	同	同	同	同	上鏡部と同様の考え方で、ノード形状固定	Fig. 3.1(b)①
	下 統 部	0 120	~2404.5 ~2200	同	同	同	同	上鏡部と同様の考え方で、ノード形状固定	Fig. 3.1(b)①
サポート、プレート部	300 ~1900	2607.5 ~2707.5	同	同	同	同	サポートプレート部は肉厚100mmの炭素鋼と して扱う。 実形状とはほぼ一致	Fig. 3.1(b) ①	
ダイヤグリッド及び下部コアパネル	0 ~2000	1400 ~2500	同	同	同	同	カーブプレート、ダイヤグリッド、下部コア パネルの全体の体積3.25m <sup>3</sup> 分をカバーする 以下のみ構造として図5.1-2に示す如く、 横模様している。 形状的には一致していないが、体積は一致 又、形状的にもダイヤグリッド構造のイメージを模擬	Fig. 3.1(b) ①	
① カオウール	断熱層	2404.5 ~ 2704.5	120 ~ 16580	160	0.255	0.75	—	Fig. 3.1(b) の①	

Table 3.1 Thermo-physical properties of components(2)

材 料 No	價 増 域 説 明	領域寸法 (mm)		等価材料物性値			補足説明	図番対応
		R 方 向	Z 方 向	比重 (kg/m <sup>3</sup> )	比熱 (Kcal/m <sup>3</sup> ·hr·°C)	熱伝導率 (Kcal/m·hr·°C)		
(2)	内部隔壁部 ・上鏡部 ・上部ブレナム ・船側隔壁 ・ヒータ隔壁 この部分は炭素鋼(外壁) ハスティロイ及びカオールより 構成される混在部 材料物性値を等面的に算出し ている。	0 ~1760	12162.5 ~13392.5	963.2	0.162	0.75	0.79	Fig. 3.1(b)① 実形状から算出されたが部材重量をメッシュ 容積にて際して、比重を算出。 比熱は面積平均で算出。 又、熱伝導率はオールで代表、総割率は表 面材料の炭素鋼の値
	上部プレナム ・ヒータ隔壁 この部分は炭素鋼(外壁) ハスティロイ及びカオールより 構成される混在部 材料物性値を等面的に算出し ている。	1400 ~1760	9612.5 ~12162.5	同 上	同 上	同 上	同 上	Fig. 3.1(b)② 上鏡部と沿干舷は異なるが、同じくみな して、データ設定
	ヒータ周囲 隔壁	1000 ~1760	6507.5 ~9612.5	同 上	同 上	同 上	同 上	Fig. 3.1(b)②-2
(3)	中心領域 ヒータ部 中心隔壁のヒータ部で、He 流路とヒータ材黒鉛 停滞He 気体、周辺金属からなるボーラスマル 部	0 ~178	6507.5 ~9600	40.44	0.39	黒鉛の値 —	• R = 0 ~ 178までは停滞He と黒鉛+停滯 He の混在(ボーラスマル)としてモデル化 • 等面物性は外壁平均(外面材) 面積平均 (比熱)としている。熱伝導率は黒鉛の値	Fig. 3.1(b)③
(4)	③の等価 混合材料と ④のHe 流路 からなる。	178 ~300	6507.5 ~9600	87	0.186	黒鉛の値 —	• R = 178 ~ 300までは現在材料とし、停滯 He とハステロイからなる等面物性を用い ている。	Fig. 3.1(b)④

Table 3.1 Thermo-physical properties of components(3)

材 料 №	領 域 説 明	領 域 尺 法 R 方 向 Z 方 向	比 热 (Kcal/m <sup>2</sup> )	等価材 物 性 値	辐 射 率 (Kcal/m <sup>2</sup> hr°C)	辐 射 重	捕 足 設 明	図 番 对 応
⑤	中心領域ヒータの周囲隔壁部 中心ヒータと領域別ヒータの間にある断熱材構造の 隔壁	300 ~500	6507.5 ~3600	205.3 0.234	0.75	—	構成材は断熱材と、それをラバーステロイド 料であるが、等価な混合材としている。 熱伝導率はカオールの値	Fig. 3.1(b)⑤
⑥	領域別ヒータの周囲隔壁 ⑥と同様の構成材であるが、この部分は全てカオー ルとしている。	500 ~800	6507.5 ~3600	160 0.255	0.75	—	等価な混合材料としている。	Fig. 3.1(b)⑥
⑦	領域別ヒータ部 He 流路と領域別ヒータ構成材からなるボーラスノ ード ヒータ構成材は好都合で、黒鉛からなる。	800 ~1000	6507.5 ~3600	12.07 0.5895	0.24	—	He 流路の占有率は 7 %、残りは混合材料と している。	Fig. 3.1(b)⑦

Table 3.1 Thermo-physical properties of components(4)

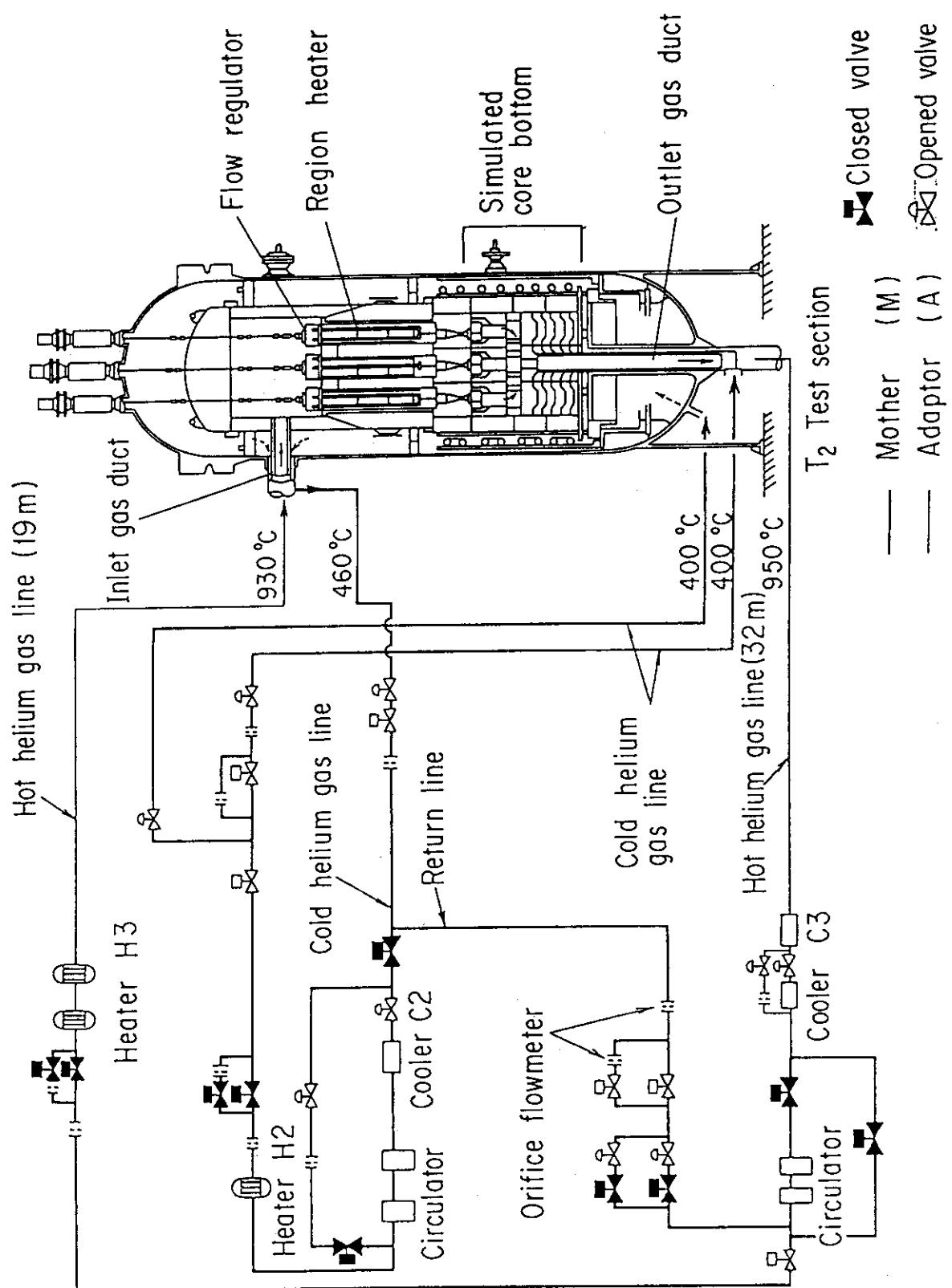
材 料 No.	領 域 説 明	領 域 尺 度 (mm)		等 値 材 物 性 値			補 足 設 明	図 番 対 応
		R 方 向	Z 方 向	一 重 量 (kg/m <sup>3</sup> )	比 热 (Kcal/kg°C)	熱 伝 导 率 (Kcal/m hr°C)		
③ 及び ③ と ③	流路側定ブロック～炭素ブロックまでの遮熱材部 ・流路側定ブロック+固定反射体 ・シール用耐温ブレナムブロック+固定反射体 ・キー結合耐温ブレナムブロック+固定反射体 ・高温ブレナムブロック+固定反射体 ・ブレナム下部ブロック+固定反射体 ・炭素ブロック+固定反射体 ・下端ブロック+固定反射体	0 ～1760	2707.5 ～6507.5				① R = 0～178 及び R = 300～1000 のノードは He 流路と黒鉛からなるボーラスマッシュ、その他の、黒鉛材料としている。 ② 高温ブレナムブロックは底部 (Z = 4478～Z = 4668) が He 流路となり、合流部である。 ③ ブレナム下部ブロックは R = 0～300 が He 流路、又、R = 300～R = 500 は He と黒鉛のボーラスマッシュ にて計算する。	Fig. 3.1(b)⑤ 及び ③ と ③
①	炉床部へリウムガス の流れ流路	1000～ 1760	6000～ 6507.5				断面積比 99.99% が黒鉛ブロック、 0.01% がヘリウムガスの流れ流路 抵抗係数 $\zeta = 3 \times 10^3$	Fig. 3.1(b) の①

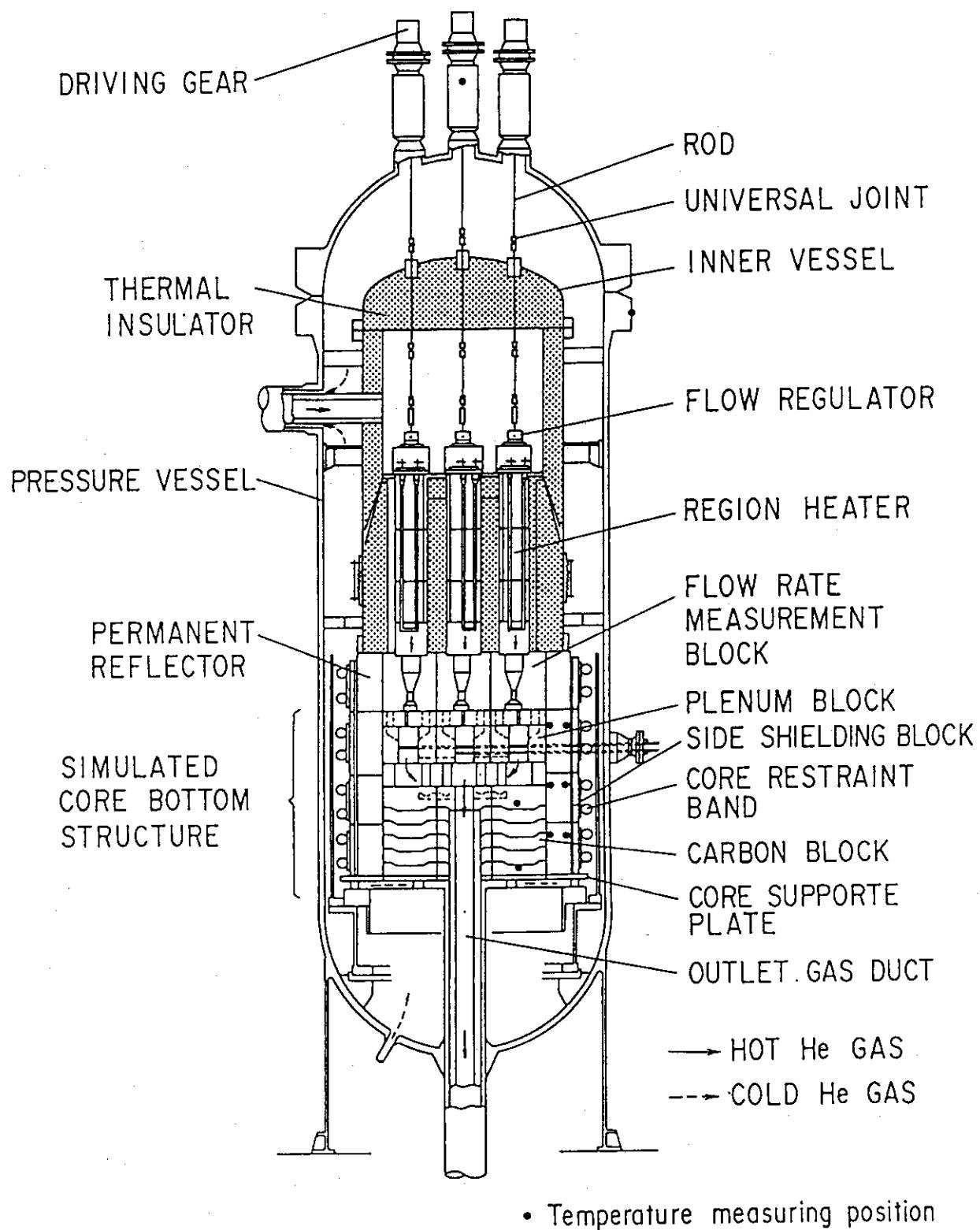
Table 3.1 Thermo-physical properties of components(5)

材 料 №	領 域 説 明	領 域 尺 法 (mm)	R 方 向	Z 方 向	比 重 (kg/m <sup>3</sup> )	等 離 材 料 物 性 値	補 足 説 明	図 号 対 応	
(3) と (9)	サポート、ブレート部ヒカル アートヒート部ヒカル	0 2500	0 ~178	2500 ~2607.5	H e の 物 性 値	熱伝導率 (Kcal/m·hr·°C) 熱容量 (Kcal/kg·°C)	輻 射 率	Fig. 3.1(b)③	
	下部高温出口管								
	二重管断熱部	178 ~300		2500 ~2607.5	1970	0.167 0.75	ライナー材、カオールの混合材料及びH e流 路とのボーラスマッシュ	Fig. 3.1(b) ③と①	
	H e 流 路	300		2500 ~2607.5	H e の 物 性 値				
(3) と (9)	下部出入口二重管	0 ~178	0 ~2500		H e の 物 性 値			Fig. 3.1(b)③	
	下部低温出口管								
	下部低温入口管	178 ~300	0 ~2500		1970	0.167 0.75	(ライナーの 段差鋼)	Fig. 3.1(b)③	
(1) と (3)	コアバレル	2225	2200 ~2307.5	7850 ~6507.5	0.144 0.144	30.5	0.79	ライナー、カオールの混合材料でのH eとの ボーラスマッシュ	Fig. 3.1(b) ③と①
	コアバレルとH e流路からなるボーラスマッシュ コアバレル部は放熱鋼よりなる。								

Table 3.1 Thermo-physical properties of components(6)

材 料 No.	領 域 説 明	領 域 尺 法 (mm)		等 価 材 料 物 性 値			補 足 説 明	図 番 対 応
		R 方 向	Z 方 向	比 重	熱 伝 导 率	輻 射 率		
③ と ⑩ と ① と 飛船 カオール材, SUS材等の構造 と He流路からな る。	側部反射体 固定反射体と側部反射体との 間のHe流路及び側部反射体、 拘束バンド、そしてコアバレ ル間の隔壁から領域	1760 2850	~1900 ~6507.5	1357 0.2765	0.75		混合材料とHe流路からなるボーラスマッ シュHe流路は31.7% 混合材料は飛船、カオール、SUS材よりな る。	Fig. 3.1(b) ③+⑩+①の部分
	側部反射体	1900	2850	~2000 ~6507.5			側部反射体の接縫部 拘束バンド等の構造	
	拘束バンド と He流路	2000	2850 ~2225	~6507.5 He 流 路			軸方向にスリットを入れ、流路が空かれてい るとする。その割合は1.6%のみ、軸方向流 路があいている。 (スリット開口部は2 メッシュ開口)	

Fig. 2.1 Flowsheet of HENDEL M+A sections and T<sub>2</sub> test section

Fig. 2.2 Schematic drawing of  $T_2$  test section

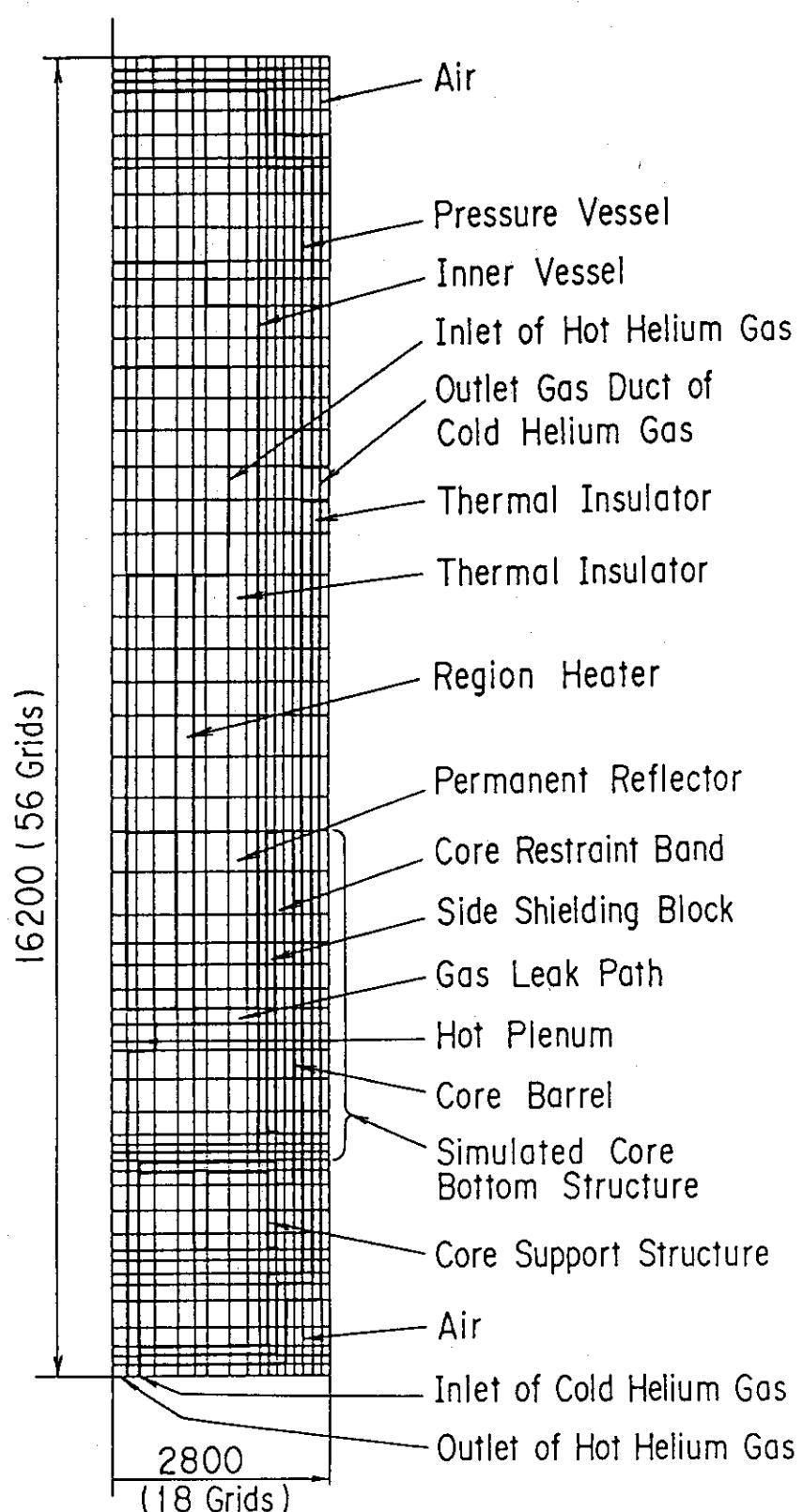


Fig. 3.1(a) Differential scheme of numerical model

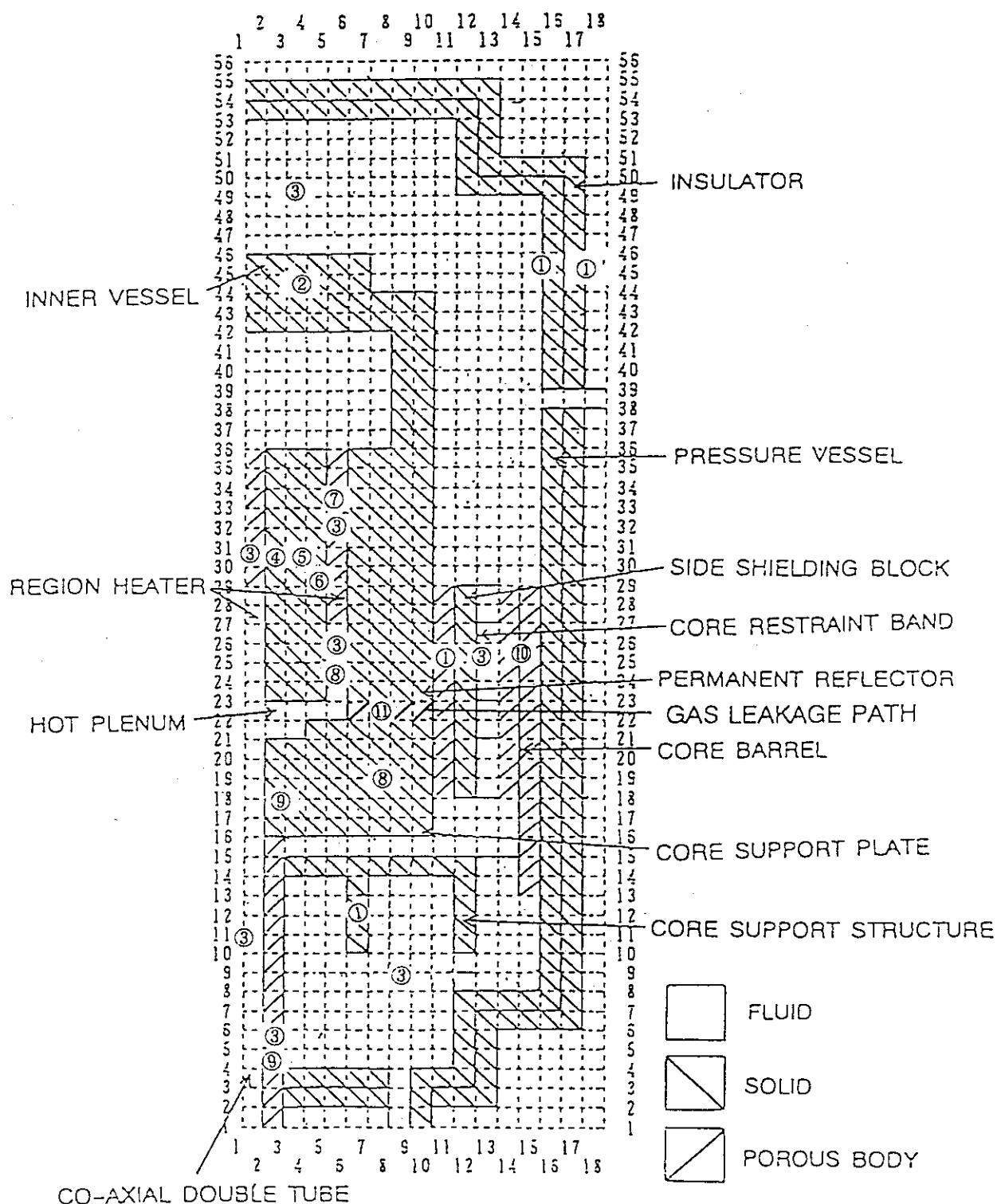


Fig. 3.1(b) Differential scheme of numerical model

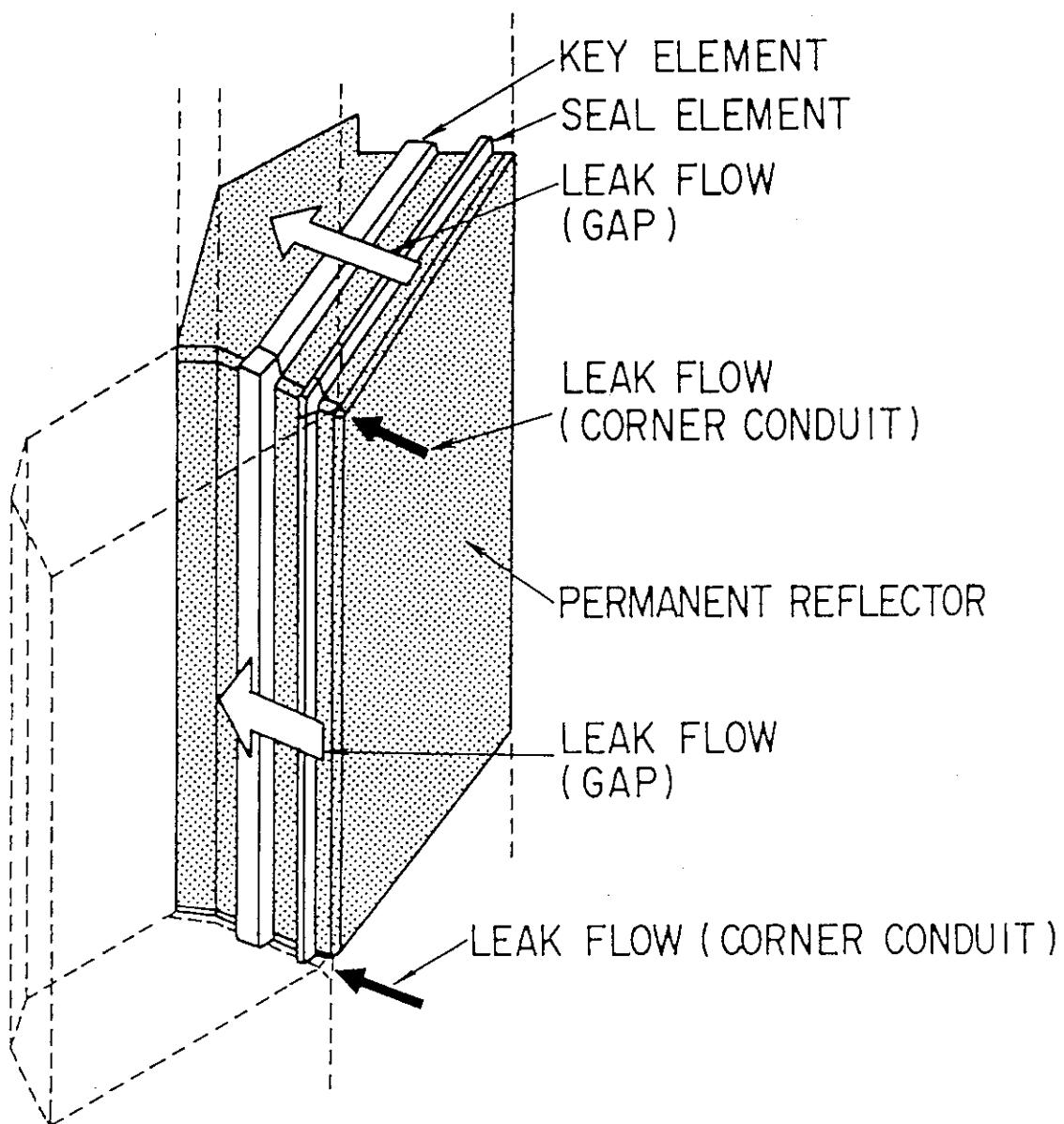


Fig. 3.2 Leakage flow between CBS graphite blocks

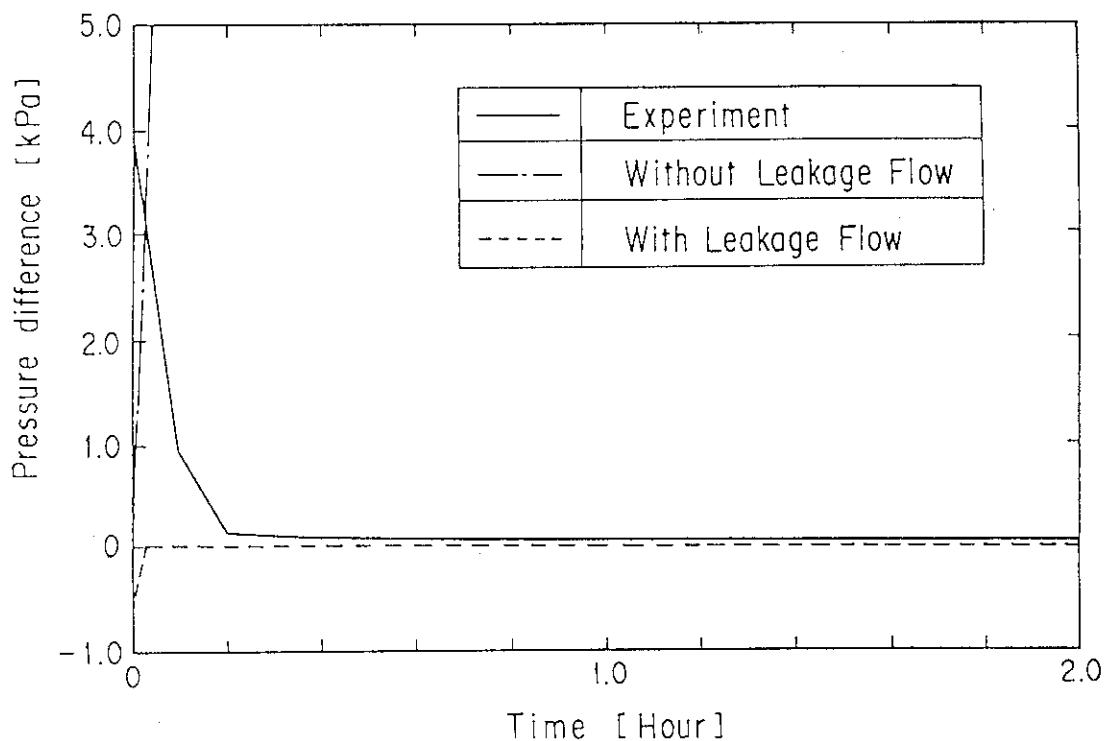


Fig. 4.1(a) Transient of the pressure difference between cold and hot helium gas (0~20Hours, Test No. 1)

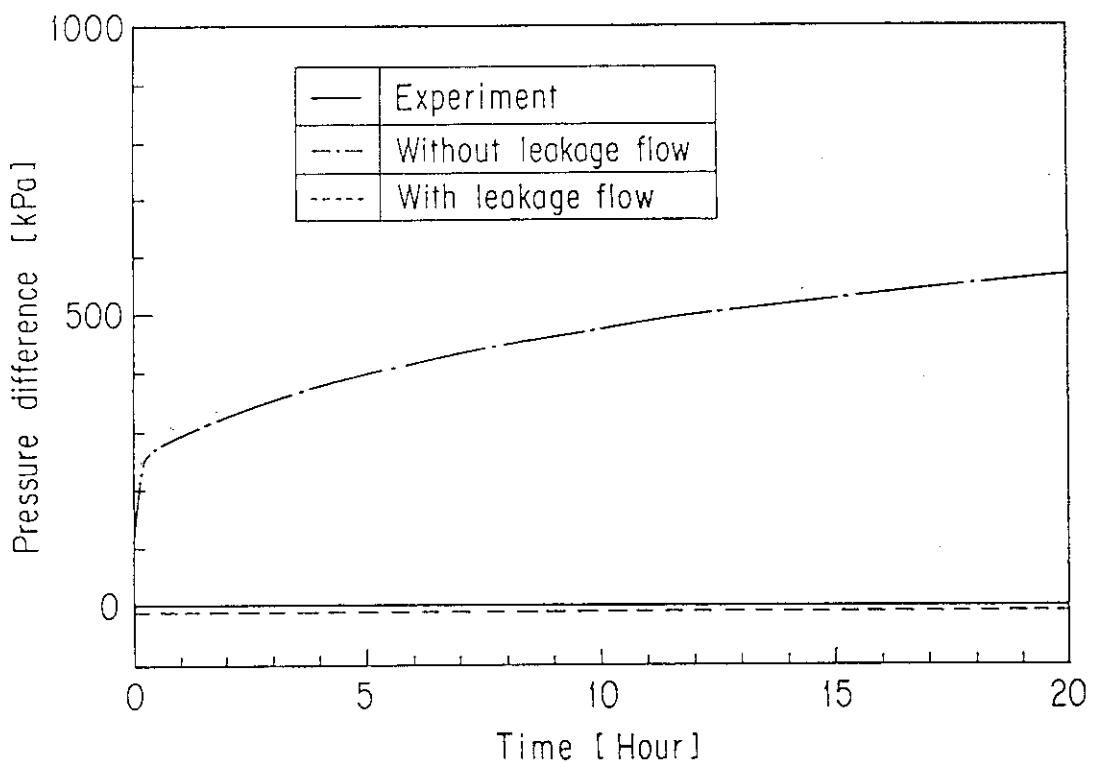


Fig. 4.1(b) Transient of the pressure difference between cold and hot helium gas (0~20Hours, Test No. 1)

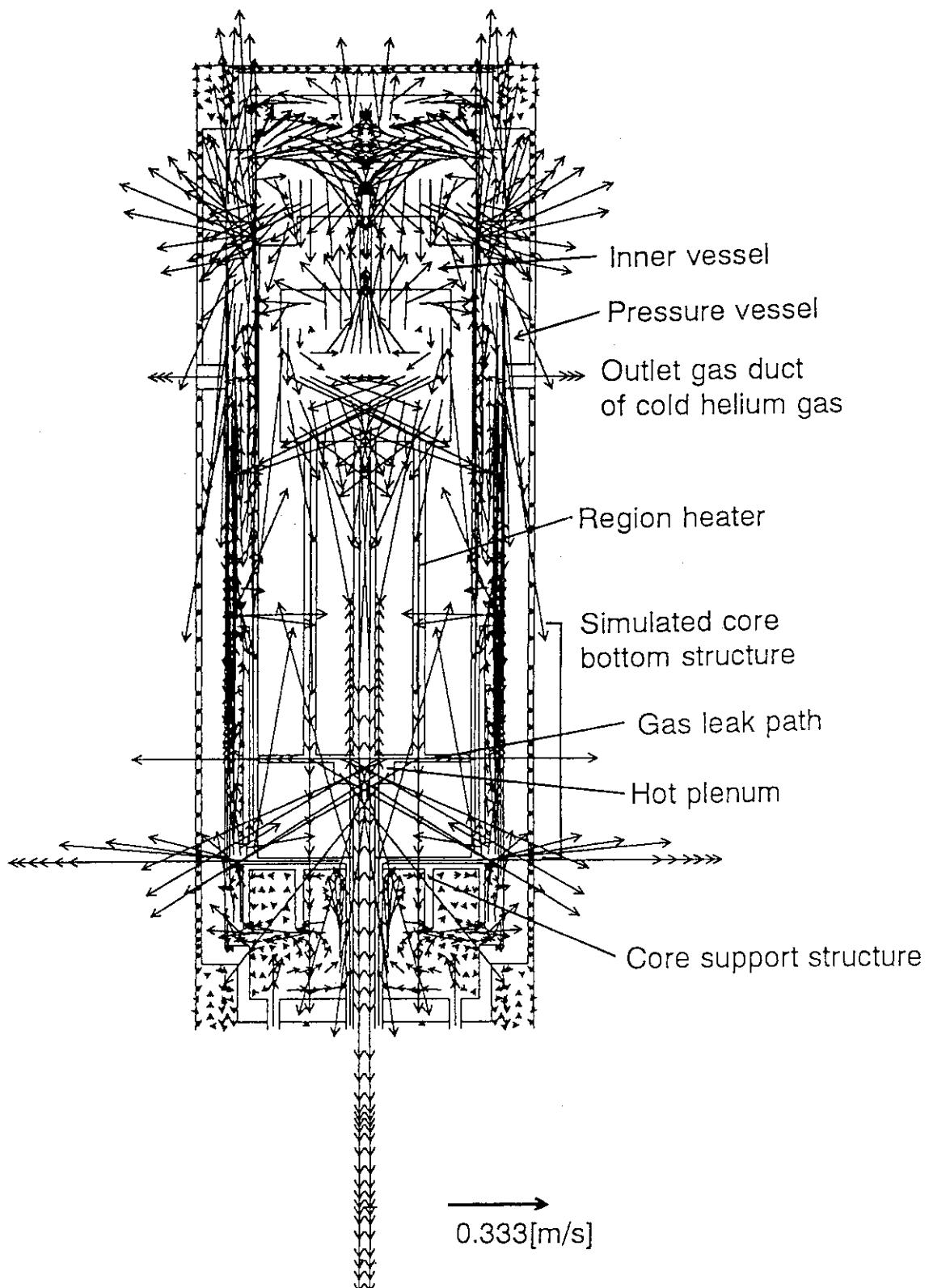


Fig. 4.2 Numerical results (Static calculation)  
(a) Velocity vector

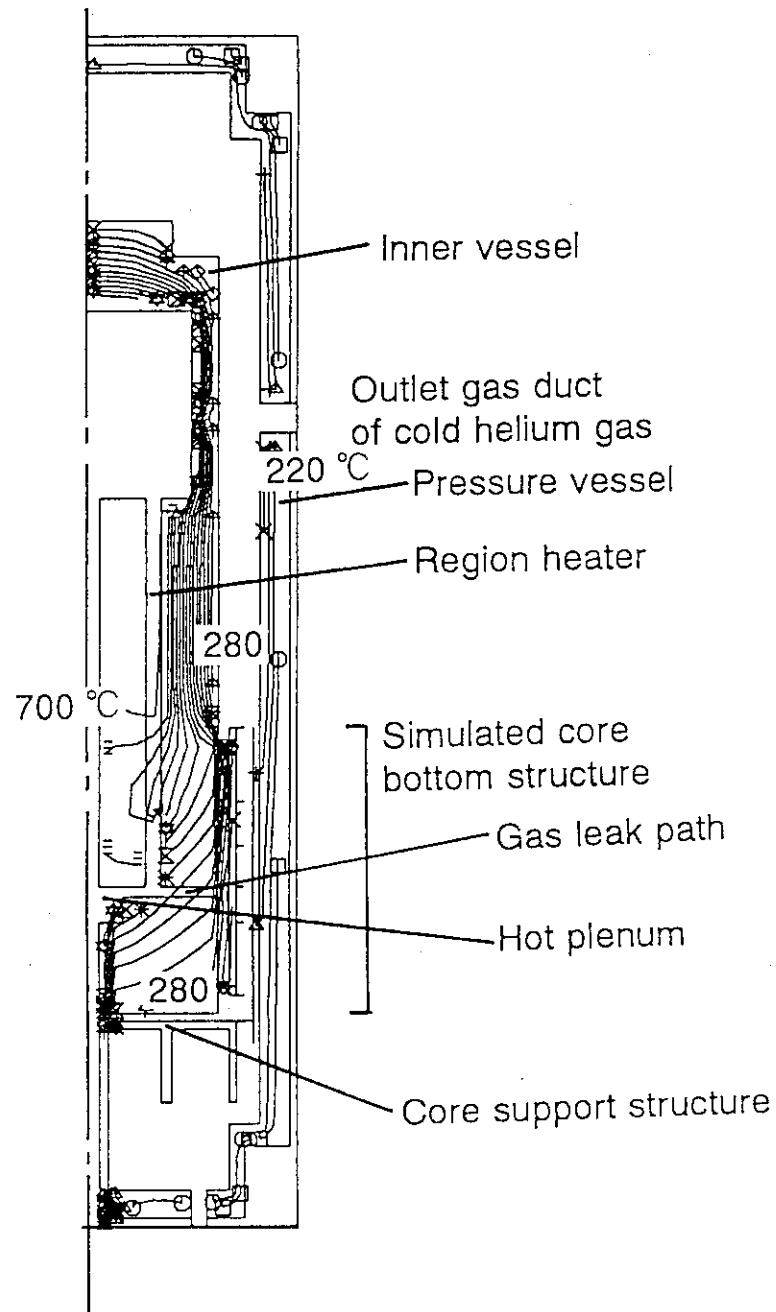


Fig. 4.2 Numerical results (Static calculation)  
(b) Temperature contour of the components

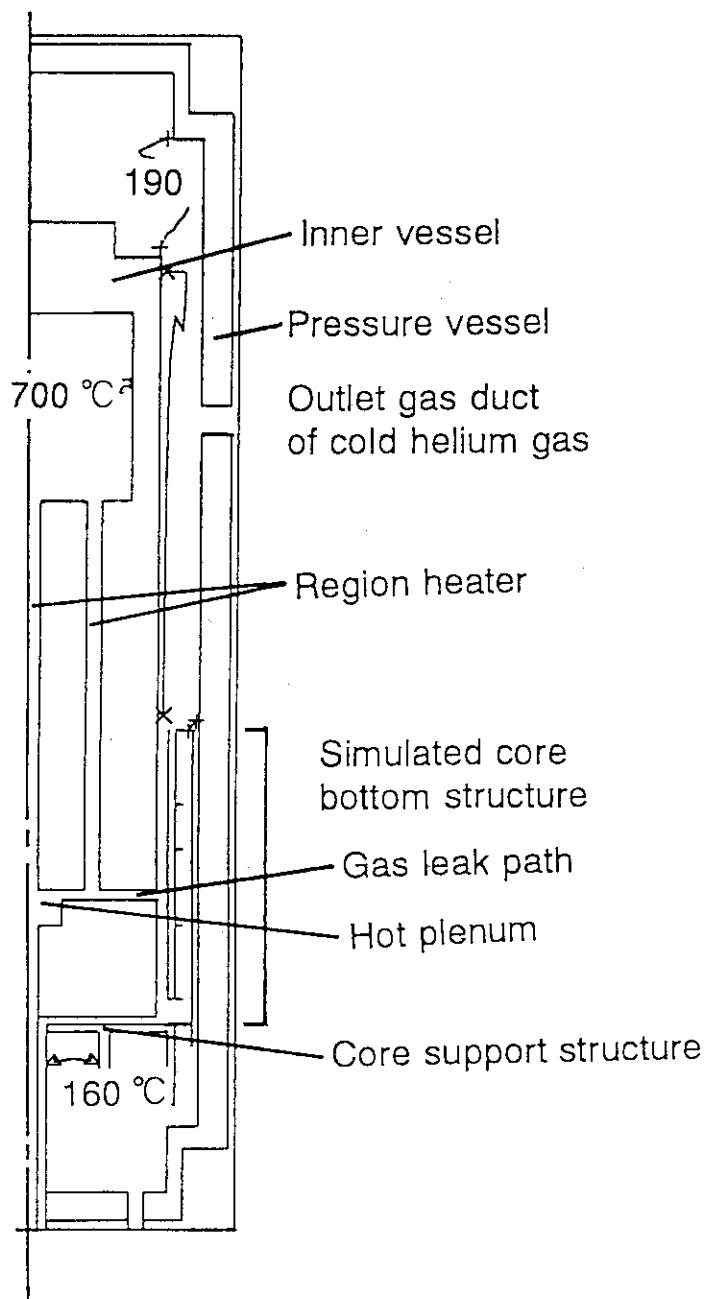


Fig. 4.2 Numerical results (Static calculation)  
(c) Temperature contour of gas

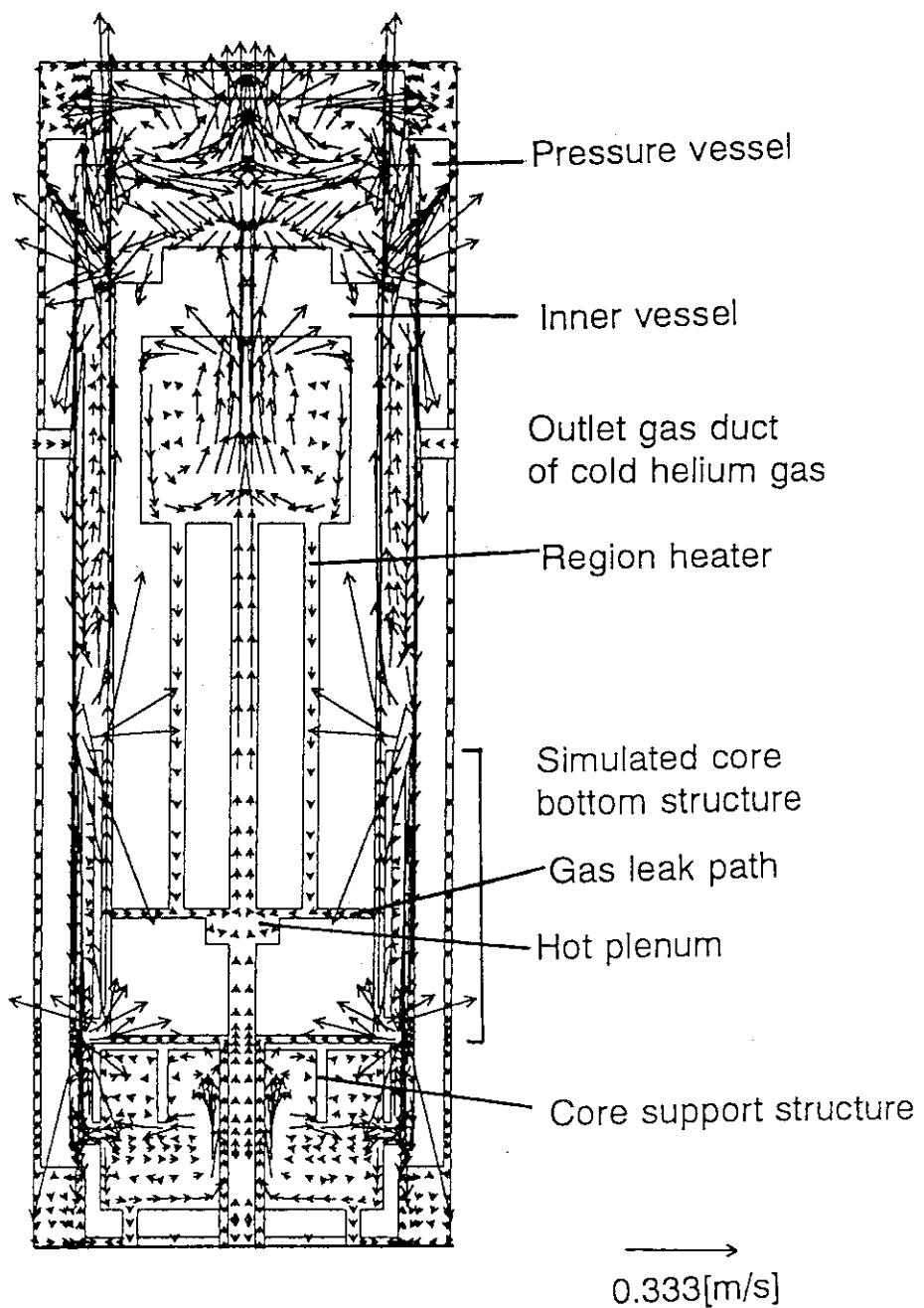


Fig. 4.3 Numerical results (at 1 hour after the starting point of the transient calculation)  
 (a) Velocity vector

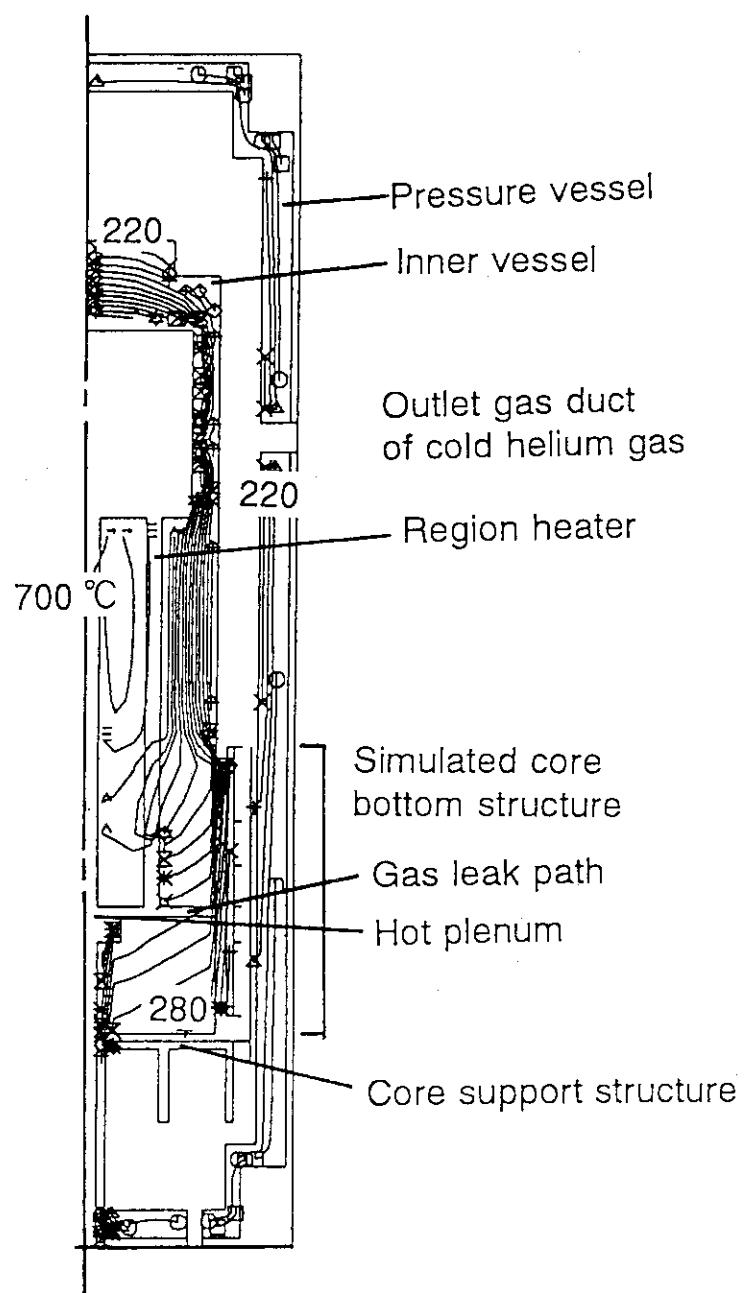


Fig. 4.3 Numerical results (at 1 hour after the starting point of the transient calculation)  
(b) Temperature contour of the components

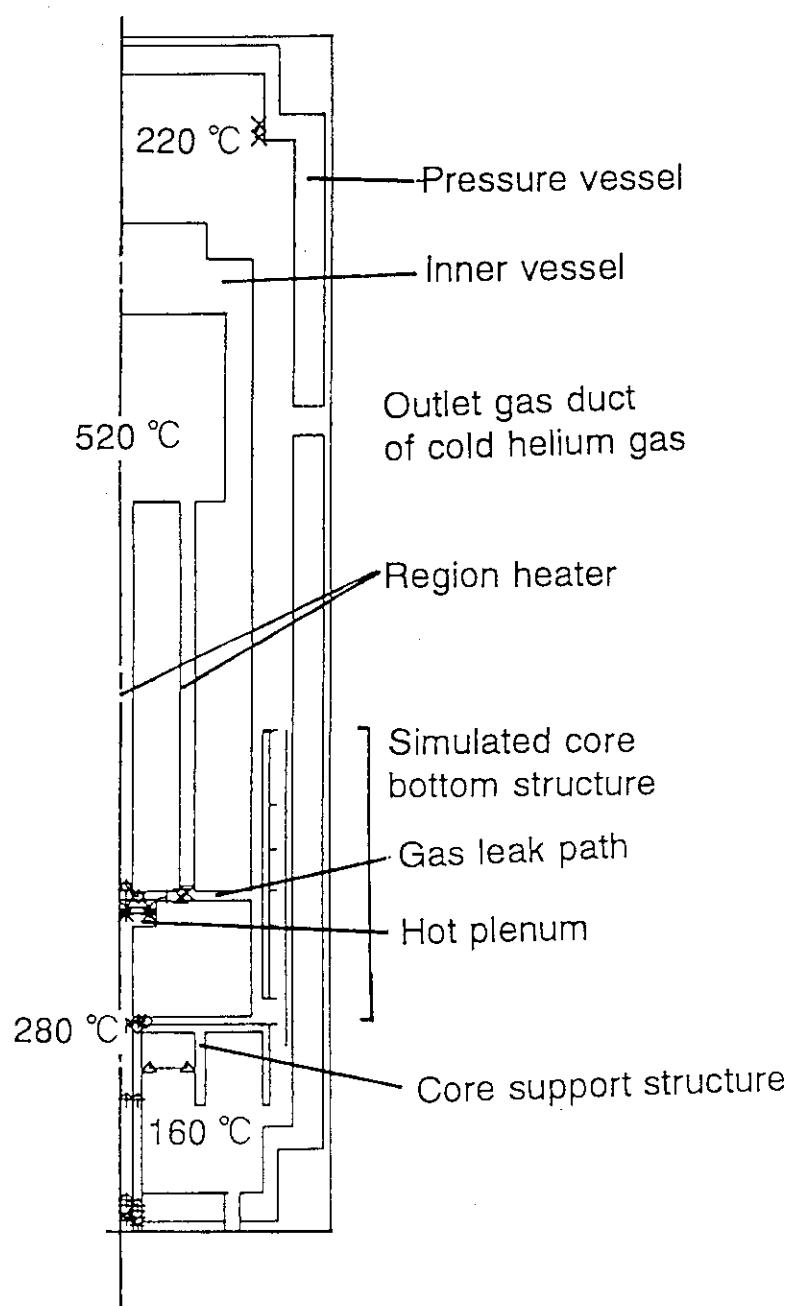


Fig. 4.3 Numerical results (at 1 hour after the starting point of the transient calculation)  
(c) Temperature contour of gas

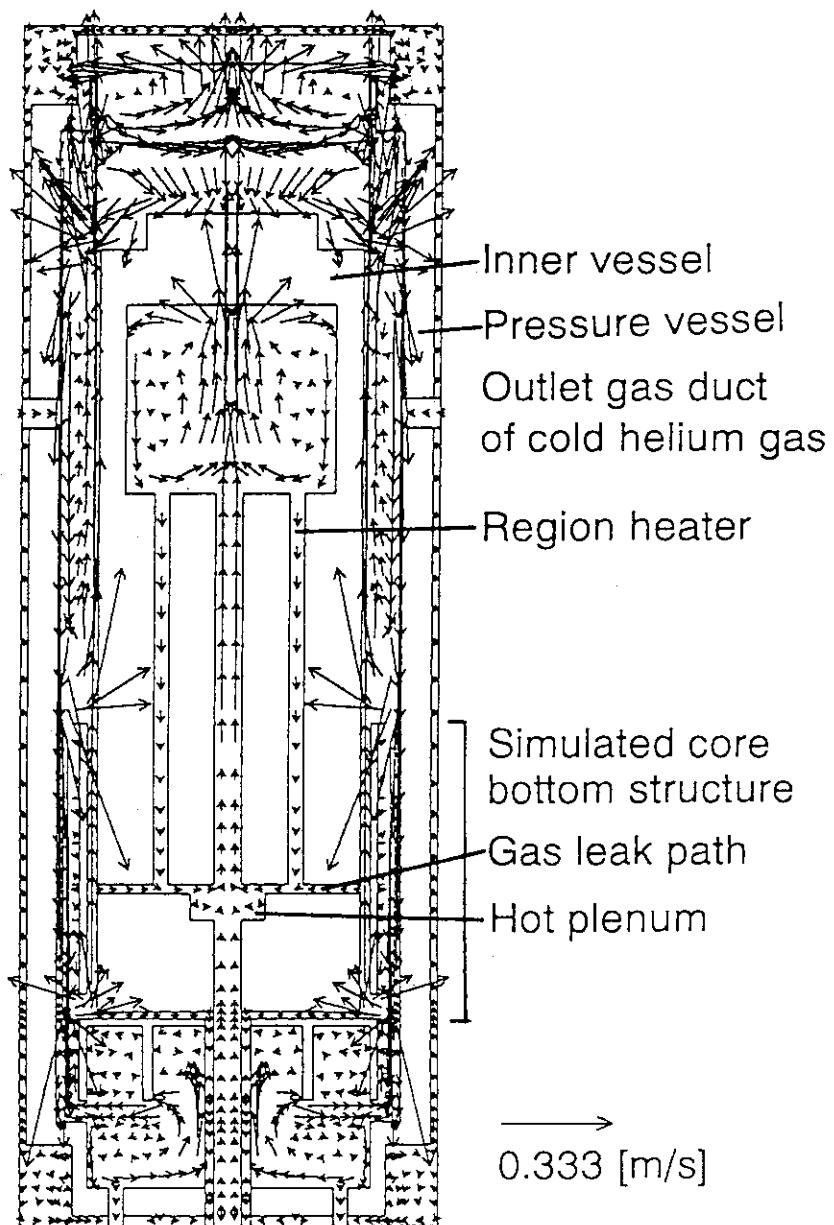


Fig. 4.4 Numerical results (at 10 hours after the starting point of the transient calculation)  
(a) Velocity vector

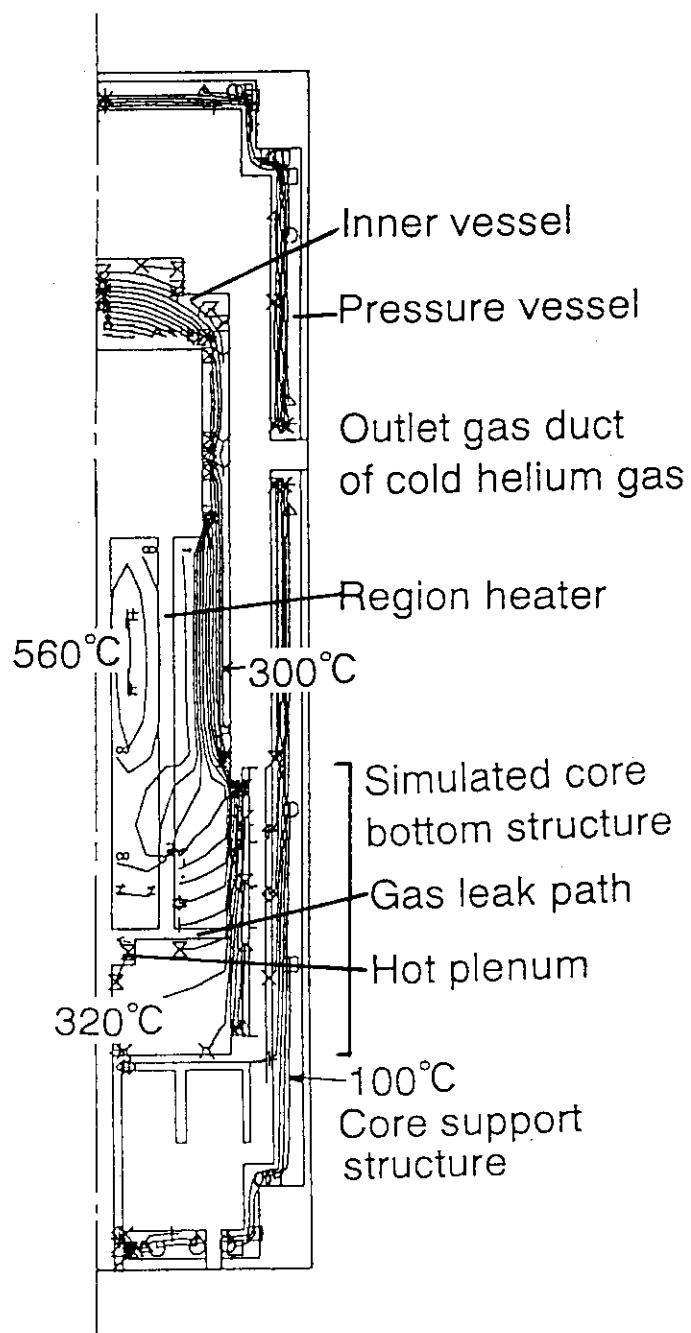


Fig. 4.4 Numerical results (at 10 hours after the starting point of the transient calculation)  
(b) Temperature contour of the components

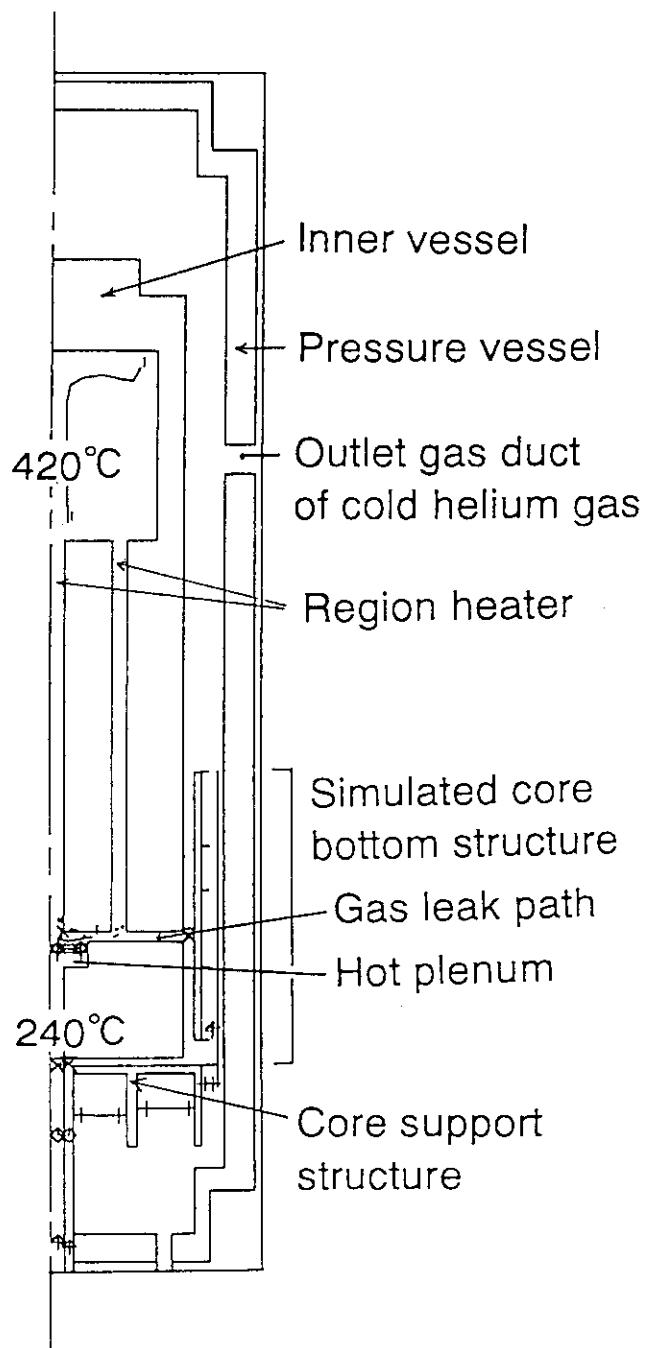


Fig. 4.4 Numerical results (at 10 hours after the starting point of the transient calculation)  
(c) Temperature contour of gas

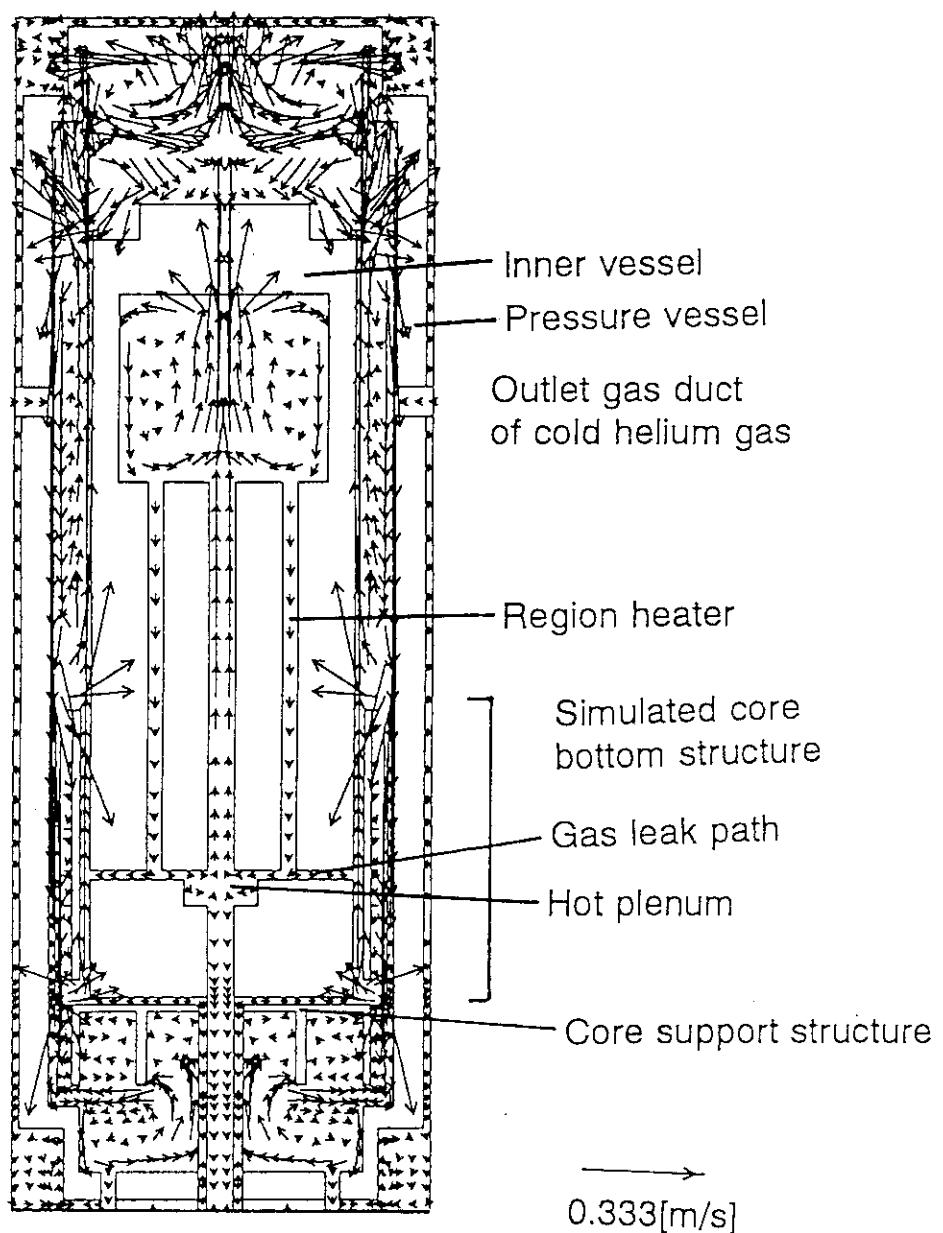


Fig. 4.5 Numerical results (at 20 hours after the starting point of the transient calculation)  
(a) Velocity vector

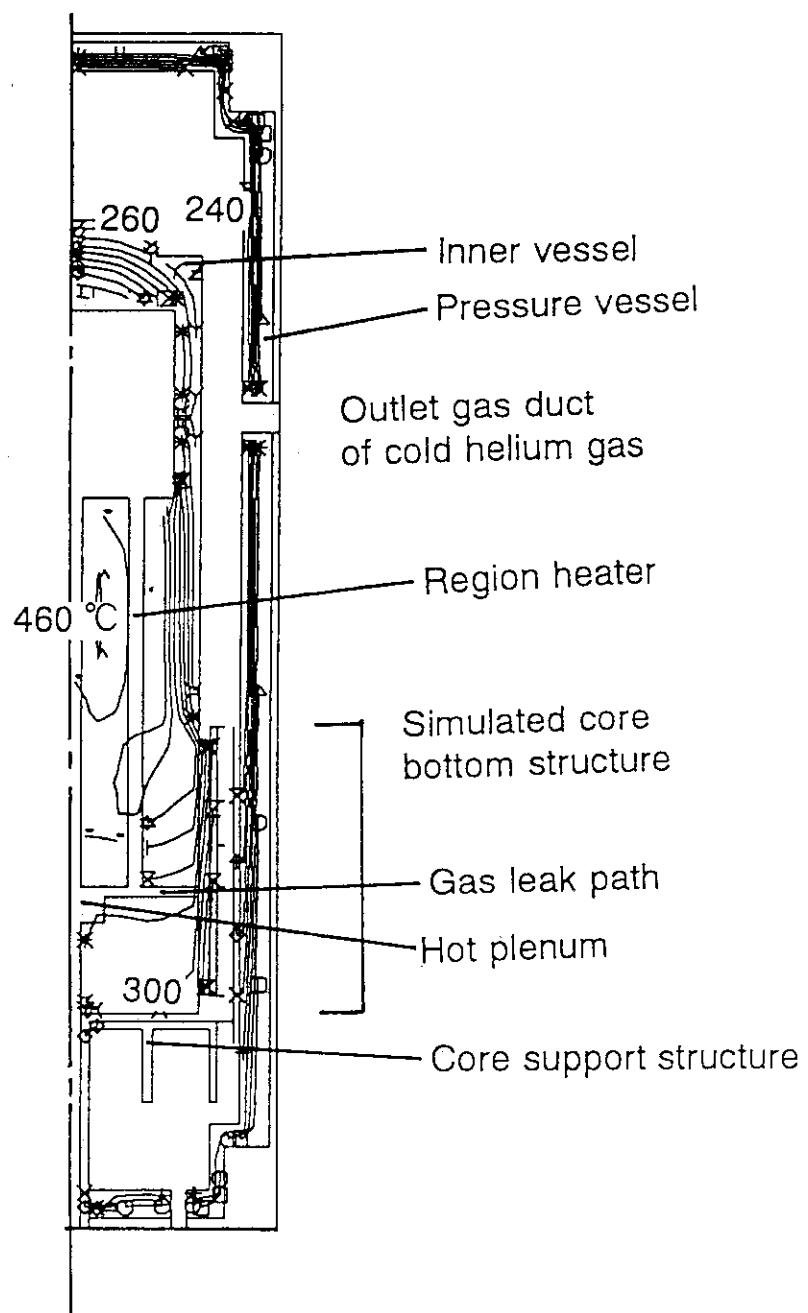


Fig. 4.5 Numerical results (at 20 hours after the starting point of the transient calculation)  
(b) Temperature contour of the components

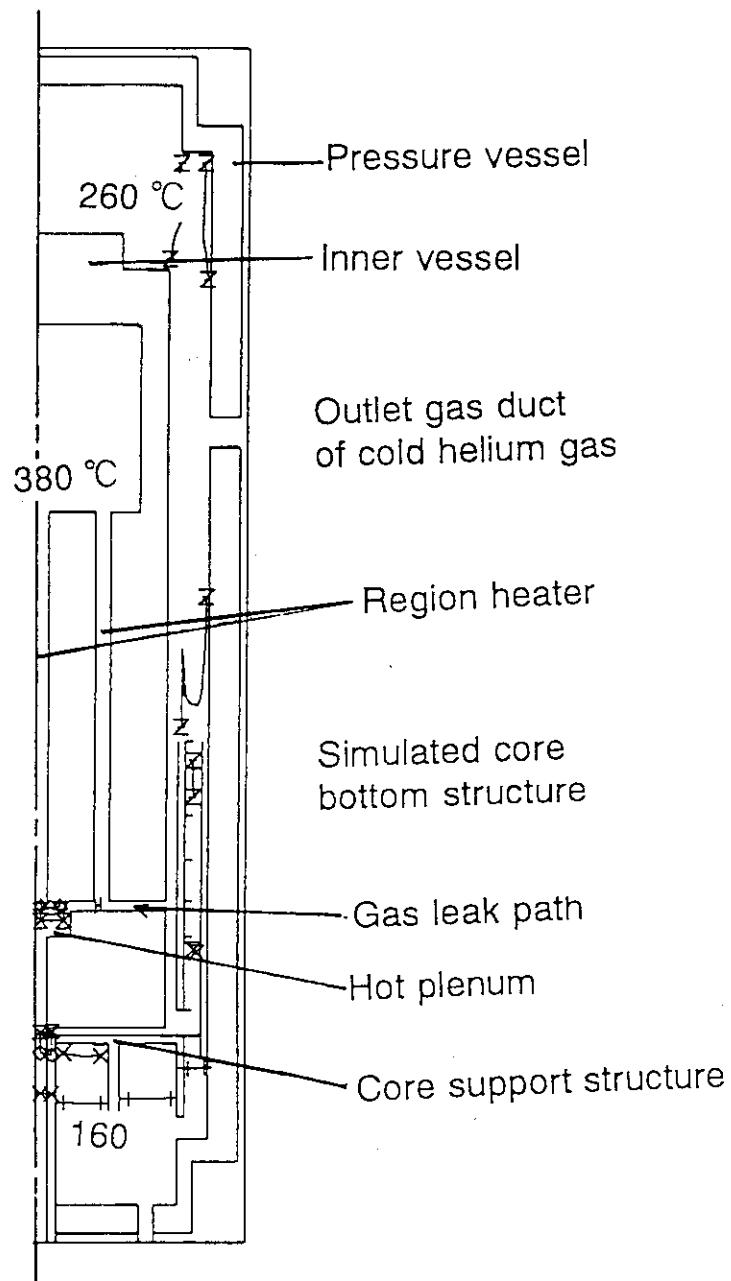


Fig. 4.5 Numerical results (at 20 hours after the starting point of the transient calculation)  
(c) Temperature contour of gas

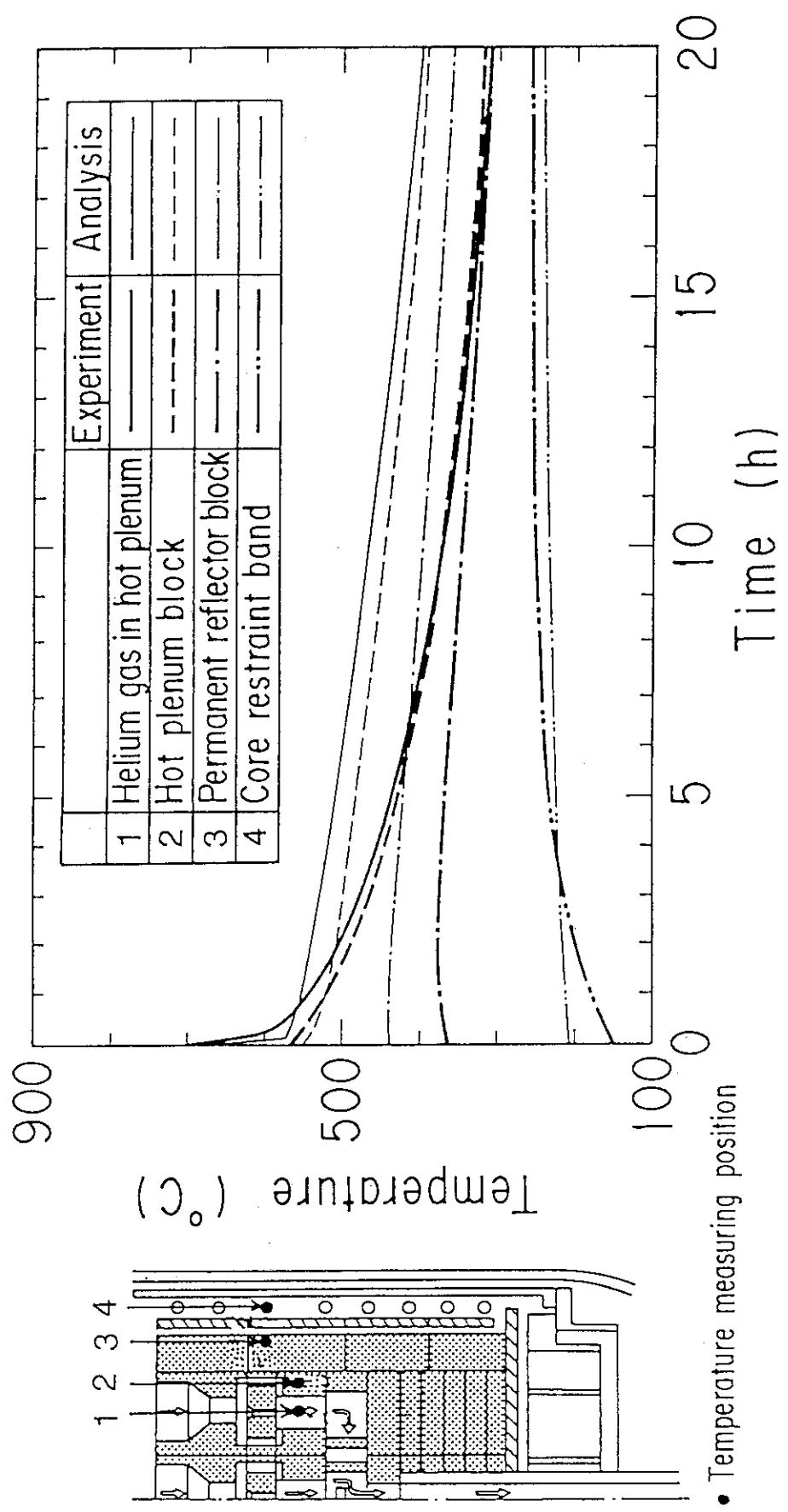


Fig. 4.6 Temperature transients of the hot helium gas, hot plenum block,  
permanent reflector block and core restraint band

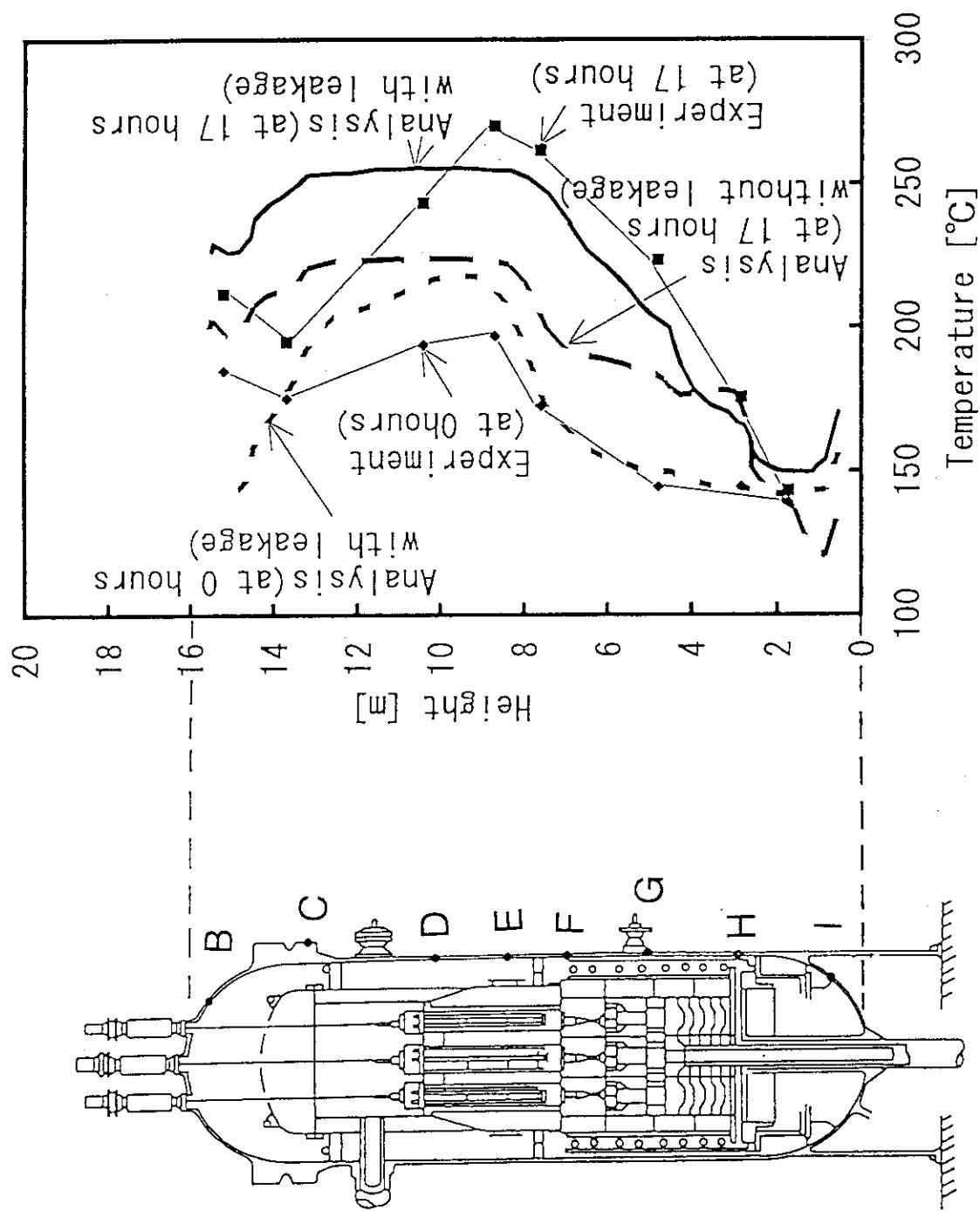


Fig. 4.7 Transient of temperature distribution of the pressure vessel

- Temperature measuring position

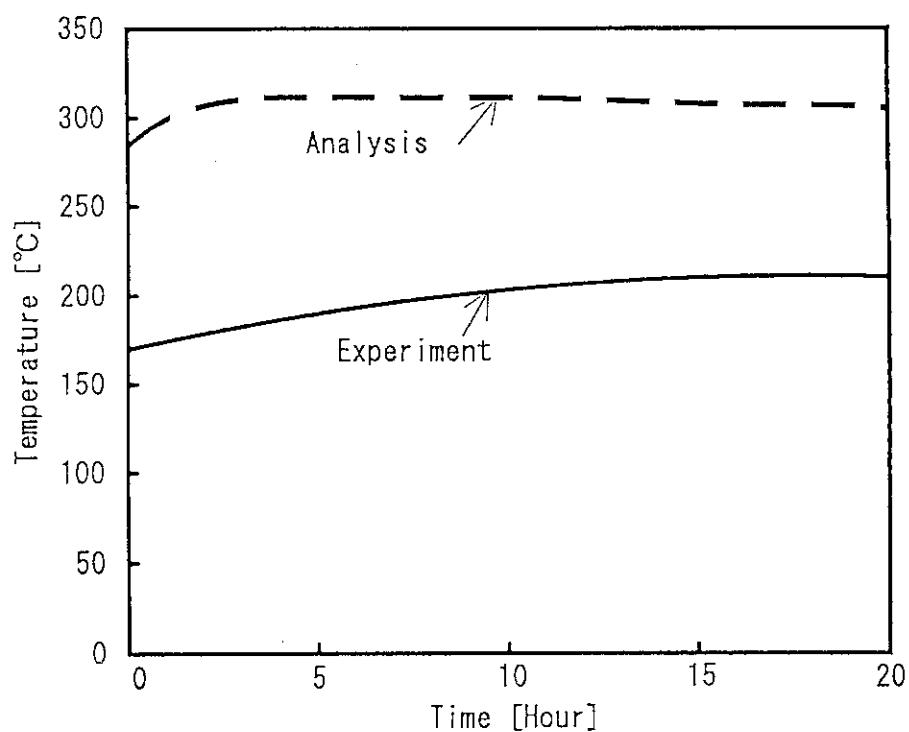


Fig. 4.8 Temperature transient of the core support plate

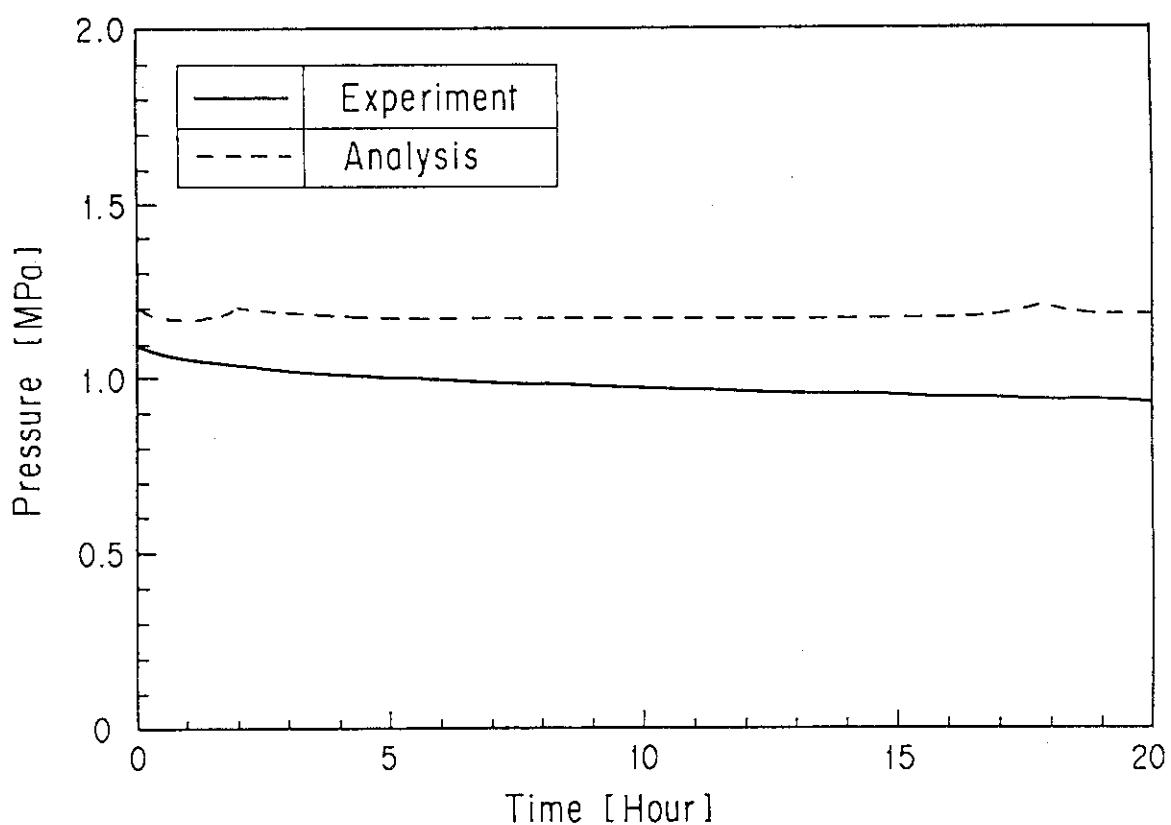


Fig. 4.9 Pressure transient of the helium gas

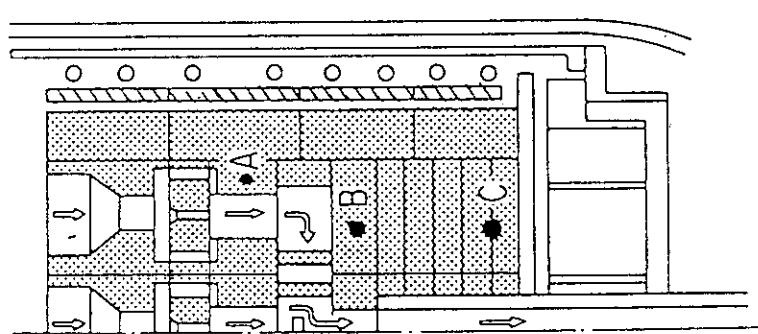
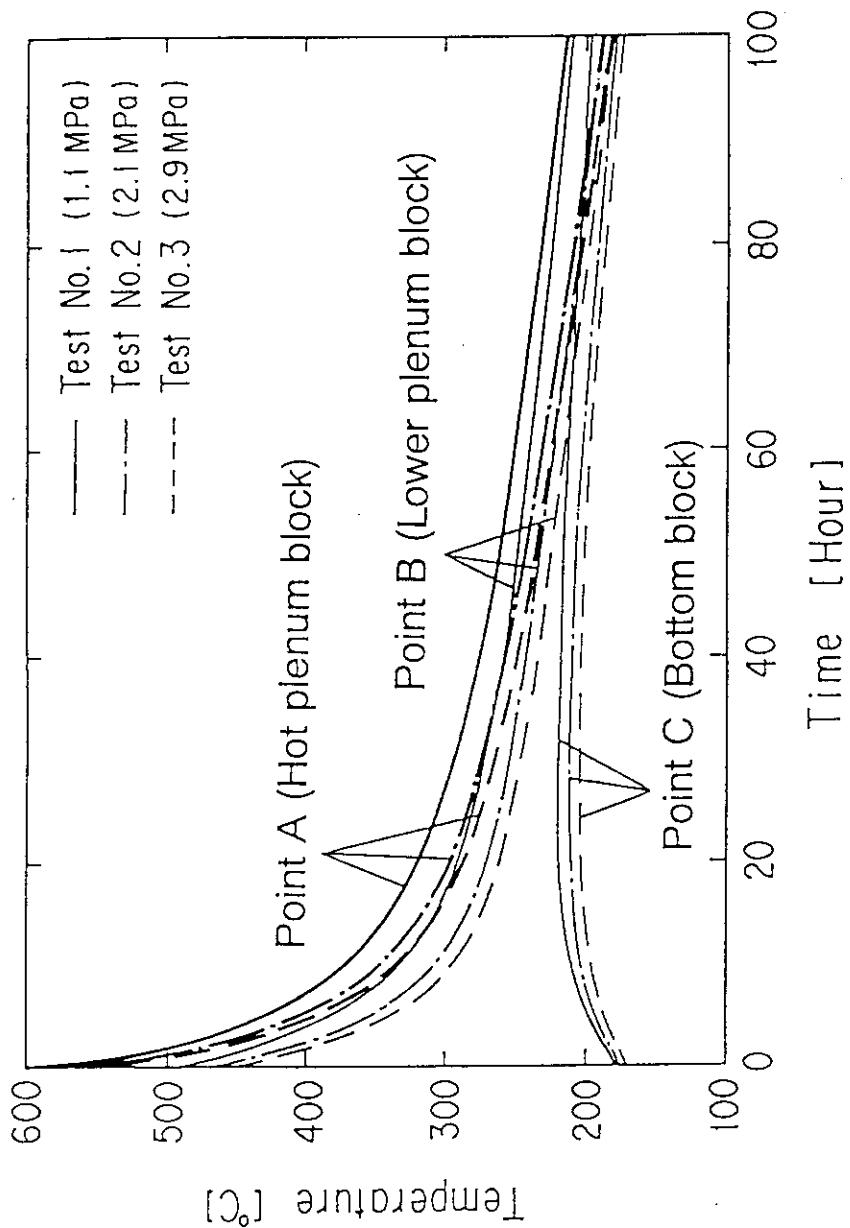


Fig. 4.10 Temperature transients of the CBS graphite blocks (Test No. 1~3)

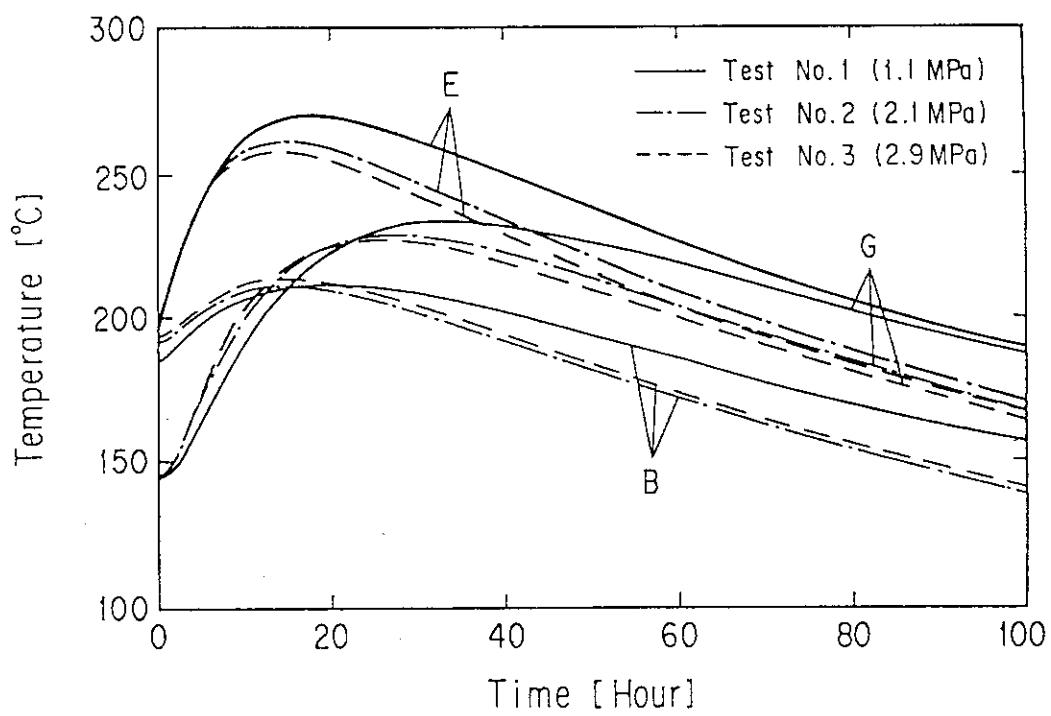


Fig. 4.11 Temperature transient of the pressure vessel  
(Test No. 1~3, point B, E, G in Fig. 4.7)

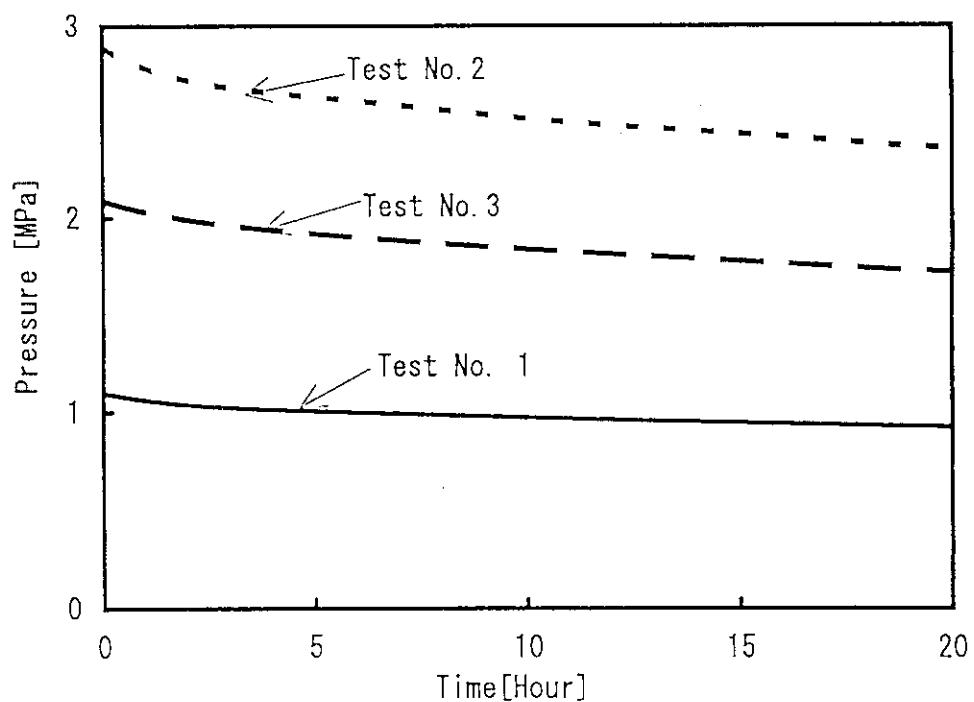


Fig. 4.12 Pressure transients of the helium gas (Test No. 1~3)