

高温ガス炉の1次冷却系主配管
破断事故時の空気浸入挙動

1997年11月

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

日本原子力研究所研究成果編集委員会

委員長 谷 弘（理事）

委 員

市川 博喜（研究炉部）	鈴木 紀男（炉心プラズマ研究部）
伊藤 均（環境・資源利用研究部）	瀬崎 勝二（大型放射光開発利用研究部）
大岡 紀一（材料試験炉部）	田中 利幸（高温工学試験研究炉開発部）
大久保昌武（アイソトープ部）	棚瀬 正和（先端基礎研究センター）
太田 充（核融合工学部）	長岡 錠（環境安全研究部）
大道 英樹（放射線高度利用センター）	中川 正幸（原子炉工学部）
大山 幸夫（中性子科学研究センター）	南波 秀樹（企画室）
岡崎 修二（NUCEF 試験室）	平松 伸章（研究情報部）
栗山 正明（核融合装置試験部）	松尾 秀人（材料研究部）
鴻坂 厚夫（東海研究所副所長）	村田 幹生（燃料サイクル安全工学部）
古平 恒夫（ホット試験室）	森田 洋右（材料開発部）
塩沢 周策（核熱利用研究部）	柳原 敏（バックエンド技術部）
白石 浩二（燃料研究部）	吉田 真（保健物理部）

Japan Atomic Energy Research Institute

Board of Editors

Hiroshi TANI (Chief Editor)

Nobuaki HIRAMATSU	Hiroki ICHIKAWA	Hitoshi ITOH
Tsuneo KODAIRA	Atsuo KOHSAKA	Masaaki KURIYAMA
Hideto MATSUO	Yohsuke MORITA	Mikio MURATA
Toshi NAGAOKA	Masayuki NAKAGAWA	Hideki NAMBA
Masatake OHKUBO	Hideki OHMICHI	Norikazu OHOKA
Mitsuru OHTA	Yukio OHYAMA	Shuji OKAZAKI
Katsuji SEZAKI	Shusaku SHIOZAWA	Hirotsugu SHIRAISHI
Norio SUZUKI	Toshiyuki TANAKA	Masakazu TANASE
Satoshi YANAGIHARA	Makoto YOSHIDA	

JAERIレポートは、日本原子力研究所が研究成果編集委員会の審査を経て不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申込みください。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。

JAERI reports are reviewed by the Board of Editors and issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1997

編集兼発行 日本原子力研究所

印 刷 日立高速印刷㈱

高温ガス炉の1次冷却系主配管破断事故時の空気浸入挙動

日本原子力研究所大洗研究所

核熱利用研究部

武田哲明

(1997年6月9日受理)

要旨

高温ガス炉は高い固有の安全性を備えた原子炉設計を行うことが比較的容易な炉型であるといえるが、原子炉設計を行う際には想定事故事象の一つである1次冷却系主配管破断事故時の安全性を確保する必要がある。そこで、本研究では、この1次冷却系主配管破断事故時の空気浸入挙動について、実験と数値解析によりその挙動を解明し、高温ガス炉の安全性に関する考察を行った。

主配管破断事故時の炉内流路構成が逆U字型流路となる高温ガス炉では、空気浸入過程に2つの段階が存在することを示した。配管破断事故後の第1段階における空気浸入過程は、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流が律則過程であり、第2段階では流路全体を短時間内に一巡する空気の自然循環流が律速過程となることを明らかにした。

数値解析においては、事故後の第1段階における熱流動解析コードを開発した。本解析コードは多成分気体系の移動現象を1次元の基礎方程式と1次元流路網モデルを用いて解析するものである。本解析コードにより、実機における主配管破断事故時の混合気体密度、各成分気体濃度や第1段階の持続時間等の空気浸入挙動に関する現象の予測が可能となった。

逆U字型の流路を持つ高温ガス炉では、配管破断事故後の第1段階の期間内に空気浸入過程を終了させるような炉心の冷却速度が存在することを示した。さらに、低温側流路に相当する圧力容器の下部等からヘリウムを供給することにより、第2段階における空気の自然循環流が発生しないことを明らかにした。したがって、ヘリウム注入法は、空気の浸入を防止し、黒鉛製構造物の酸化を抑制する有効な方法の一つであることがわかった。

Air Ingress Behavior during a Primary-pipe Rupture Accident of HTGR

Tetsuaki TAKEDA

Department of Advanced Nuclear Heat Technology

Oarai Research Establishment

Japan Atomic Energy Research Institute

Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

Received June 9, 1997

Abstract

The inherent properties of a High Temperature Gas-cooled Reactor (HTGR) facilitates the design of the HTGR with high degree of passive safe performances, compared to other type of reactor. However, it is still not clear if the present HTGR can maintain a passive safe function during a primary-pipe rupture accident, or what would be design criteria to guarantee the HTGR with the high degree of passive safe performances during the accident. To investigate safe characteristics of the HTGR, the present study has been performed experimentally and analytically on the air ingress behavior during the primary-pipe rupture accident.

It was indicated that there are two stages in the primary-pipe rupture accident of the HTGR having a reverse U-shaped channel. In the first stage of the accident, an air ingress process limits molecular diffusion and natural circulation of the gas mixture having a very slow velocity. In the second stage of the accident, the air ingress process limits the ordinary natural circulation of air throughout the reactor.

A numerical calculation code has been developed to analyze thermal-hydraulic behavior during the first stage of the primary-pipe rupture accident of the HTGR. This code provides a numerical method for analyzing a transport phenomena in a multi-component gas system by solving one-dimensional basic equations and using a flow network model. It was possible to predict or analyze the air ingress process regarding the density of the gas mixture, concentration of each gas species and duration of the first stage of the accident.

It was indicated that the safe characteristics of the HTGR from the present experiment as follows. The safety cooling rate that the air ingress process terminates during the first stage of the accident exists in the HTGR having the reverse U-shaped channel. Moreover, the ordinary natural circulation of air can not produce in the second stage of the accident by injecting helium from the bottom of the pressure vessel corresponding the low-temperature side channel. Therefore, it was found that the idea of helium injection is one of useful methods for the prevention of air ingress and of graphite corrosion in the future HTGRs.

Keywords : High Temperature Gas-cooled Reactor, Primary-pipe Rupture Accident, Air Ingress, Molecular Diffusion, Natural Circulation, Numerical Calculation, Multi-component Gas, Graphite Corrosion

目 次

1. 序 論	1
1.1 高温ガス冷却型原子炉と1次冷却系主配管破断事故	1
1.2 研究の現状と本研究の意義	1
2. 2成分気体系の分子拡散と自然循環流	6
2.1 逆U字管流路内への窒素浸入過程	6
2.1.1 実験装置および実験方法	6
2.1.2 数値解析	7
2.1.3 実験および解析結果とその考察	13
2.2 基礎方程式の無次元化に関する考察	27
2.2.1 基礎方程式の無次元数表示	27
2.2.2 2成分混合気体密度の近似式と適用範囲	28
2.2.3 数値解析結果とその考察	32
2.3 逆U字型流路の一方が並列流路の場合の窒素浸入過程	40
2.3.1 実験装置および実験方法	40
2.3.2 実験結果とその考察	41
2.4 局所的な自然対流が窒素浸入過程に及ぼす影響	51
2.4.1 実験装置および実験方法	51
2.4.2 実験結果とその考察	52
2.5 高温ガス炉の流路構成を模擬した実験装置内への空気浸入挙動	57
2.5.1 実験装置および実験方法	57
2.5.2 数値解析	58
2.5.3 実験および解析結果とその考察	60
2.6 本章のまとめ	79
3. 多成分気体系の分子拡散と自然循環流	81
3.1 逆U字管流路内への空気浸入過程	81
3.1.1 実験装置および実験方法	81
3.1.2 実験結果とその考察	83
3.2 化学反応を伴う多成分気体系の物質移動数値解析	97
3.2.1 基礎方程式	97
3.2.2 黒鉛酸化反応	98
3.2.3 基礎方程式の差分化	100
3.2.4 数値解析結果とその考察	105
3.3 逆U字型流路の一方が並列流路の場合の空気浸入過程	113
3.3.1 実験装置および実験方法	113
3.3.2 実験結果とその考察	114
3.4 本章のまとめ	124

4. 高温ガス冷却炉への適用	125
4.1 配管破断模擬実験	126
4.1.1 実験装置および実験方法	126
4.1.2 炉心の黒鉛流路管温度が均一の場合の実験結果	127
4.1.3 炉心の黒鉛流路管温度が非均一の場合の実験結果	130
4.2 高温ガス炉の配管破断事故時における熱物質移動数値解析コード	152
4.2.1 数値解析の概要	152
4.2.2 数値解析結果	153
4.3 高温ガス炉の固有安全特性に関する実験	160
4.3.1 黒鉛流路管温度が時間とともに低下する場合の実験結果	160
4.3.2 空気浸入防止技術に関する実験結果	162
4.4 本章のまとめ	172
5. 総括結論	173
謝　　辞	177
参考文献	178

Contents

1. Introduction.....	1
1.1 High Temperature Gas-cooled Reactor and the Primary-pipe Rupture Accident	1
1.2 Present Status of Research and Significance of this Study	1
2. Molecular Diffusion and Natural Circulation of Two Component Gas System.....	6
2.1 Process of Nitrogen Ingress into Reverse U-shaped Tube	6
2.1.1 Experimental Apparatus and Procedures.....	6
2.1.2 Numerical analysis	7
2.1.3 Experimental and Analytical Results and Discussions	13
2.2 Discussions for Non-dimensional Form of Basic Equations	27
2.2.1 Non-dimensional Form of Basic Equations	27
2.2.2 Estimation Equations of Density of Two Component Gas Mixture and it's Available Range	28
2.2.3 Analytical Results and Discussions	32
2.3 Process of Nitrogen Ingress into Reverse U-shaped Tube Having Parallel Channels	40
2.3.1 Experimental Apparatus and Procedure	40
2.3.2 Experimental Results and Discussions	41
2.4 Effect of Localized Natural Convection for Nitrogen Ingress Process	51
2.4.1 Experimental Apparatus and Procedure	51
2.4.2 Experimental Results and Discussions	52
2.5 Process of Air Ingress into Experimental Apparatus Simulating Flow Channels of HTGR.....	57
2.5.1 Experimental Apparatus and Procedure	57
2.5.2 Numerical Analysis	58
2.5.3 Experimental and Analytical Results and Discussions	60
2.6 Conclusions of Chapter 2	79
3. Molecular Diffusion and Natural Circulation of Multi-component Gas System.....	81
3.1 Process of Air Ingress into Reverse U-shaped Tube	81
3.1.1 Experimental Apparatus and Procedure	81
3.1.2 Experimental Results and Discussions	83
3.2 Numerical Analysis of Mass Transport in a Multi-component Gas System with Chemical Reaction ..	97
3.2.1 Basic Equations	97
3.2.2 Graphite Oxidation Reaction	98
3.2.3 Discritization of Basic Equations	100
3.2.4 Analytical Results and Discussions.....	105
3.3 Process of Air Ingress into Reverse U-shaped Tube Having Parallel Channels	113
3.3.1 Experimental Apparatus and Procedure	113
3.3.2 Experimental Results and Discussions	114
3.4 Conclusions of Chapter 3	124

4.	Application of this Study into Safety Research of High Temperature Gas-cooled Reactor	125
4.1	Experiment of Simulated Primary-pipe Rupture Accident	126
4.1.1	Test Apparatus and Procedure	126
4.1.2	Experimental Results with Uniform Temperature of Simulated Core	127
4.1.3	Experimental Results with Non-uniform Temperature of Simulated Core	130
4.2	Numerical Calculation Code of Mass Transport on the Primary-pipe Rupture Accident of HTGR	152
4.2.1	Outline of Numerical Calculation	152
4.2.2	Numerical Results and Discussions	153
4.3	Experiment on Passive Safe Characteristics of HTGR	160
4.3.1	Experimental Results on Decreasing Reactor Core Temperature after the Accident	160
4.3.2	Experimental Results Regarding Prevention of Air Ingress	162
4.4	Conclusions of Chapter 4	172
5.	Concluding Remarks	173
Acknowledgment		177
References		178

List of tables and figures

Chapter 1

Figure 1.1 Schematic drawing of a High Temperature Gas-cooled Reactor

Figure 1.2 Modeling of flow channels in a HTGR

Chapter 2—Section 1

Figure 2.1.1 Experimental apparatus of a reverse U-shaped tube in a two-component gas system

Figure 2.1.2 Analytical model of the reverse U-shaped tube

Figure 2.1.3 Flow chart of the conjugate and non-conjugate methods

Figure 2.1.4 Mole fraction changes of nitrogen by molecular diffusion (average temperature of the heated pipe : 20°C)

Figure 2.1.5 Mole fraction changes of nitrogen (average temperature of the heated pipe : 256°C)

Figure 2.1.6 Mole fraction changes of nitrogen (average temperature of the heated pipe : 256°C)

Figure 2.1.7 Mole fraction changes of nitrogen (average temperature of the heated pipe : 348°C)

Figure 2.1.8 Distribution of nitrogen mole fraction in the tube

Figure 2.1.9 Analytical results by the conjugate and non-conjugate methods

Figure 2.1.10 Ingress velocity change of nitrogen at the inlet of high-temperature side pipe (average temperature of the heated pipe : 256°C)

Figure 2.1.11 Ingress velocity change of nitrogen at the inlet of high-temperature side pipe (average temperature of the heated pipe : 348°C)

Figure 2.1.12 Time varying of the buoyancy force and the density of the gas mixture in both channels (analytical results)

Figure 2.1.13 Mechanism of nitrogen ingress process

Figure 2.1.14 Relationship between the duration of the first stage and the density ratio

Table 2.1.1 Average temperatures in each region for the analytical model of the reverse U-shaped tube

Chapter 2—Section 2

Figure 2.2.1 Analytical model in the non-dimensional analysis of the reverse U-shaped tube

Figure 2.2.2 Difference between the calculated density of the gas mixture by Eq.(2. 2. 23) and by Soave-Redlich Kwong equation

Figure 2.2.3 Time varying of the mole fraction X_A and Peclet number at the inlet of high-temperature side pipe (by Eq. (2. 2. 23))

Figure 2.2.4 Distribution of the mole fraction X_A in the tube (by Eq. (2. 2. 23))

Figure 2.2.5 Mole fraction changes with constant $Gr_t Sc^2$ (the density of the gas mixture approximated by Eq. (2. 2. 23))

Figure 2.2.6 Mole fraction changes with constant $Gr_c Sc^2$ (the density of the gas mixture approximated by Eq. (2. 2. 23))

Figure 2.2.7 Mole fraction changes with constant $Gr_t Sc^2$ (the density of the gas mixture approximated by Eq. (2. 2. 34))

Figure 2.2.8 Mole fraction changes with constant $Gr_c Sc^2$ (the density of the gas mixture approximated by Eq. (2. 2. 34))

Figure 2.2.9 Relationship between the duration of the first stage of the accident and Grashof number ratio

Chapter 2—Section 3

Figure 2.3.1 Experimental apparatus of a reverse U-shaped tube having parallel channels in a two component gas system

Figure 2.3.2 Measuring points of temperature and gas concentration

Figure 2.3.3 Mole fraction changes of nitrogen (three channels with same temperature condition)

Figure 2.3.4 Wall and gas temperature distributions in the channel-1 (three channels with same temperature condition)

(a) Heated wall temperature distribution in each channel

(b) Gas temperature distribution in each channel

Figure 2.3.5 Mole fraction changes of nitrogen (two channels with same temperature and one with low temperature condition)

Figure 2.3.6 Mole fraction changes of nitrogen (two channels with same temperature and one with high temperature condition)

Figure 2.3.7 Wall and gas temperature distributions in the channel-1 (two channels with same temperature and one with low temperature condition)

(a) Heated wall temperature distribution in the channel-1

(b) Gas temperature distribution in the channel-1

Figure 2.3.8 Wall and gas temperature distributions in the channel-3 (two channels with same temperature and one with low temperature condition)

(a) Heated wall temperature distribution in the channel-3

(b) Gas temperature distribution in the channel-3

Figure 2.3.9 Mole fraction changes of nitrogen (three channels with different temperature condition)

Figure 2.3.10 Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of three channels

Table 2.3.1 Average temperature in each region for the reverse U-shaped tube having parallel channels

Chapter 2—Section 4

Figure 2.4.1 Experimental apparatus of vertical slot

Figure 2.4.2 Density change of the gas mixture in the top of the slot (He-Air)

Figure 2.4.3 Density change of the gas mixture in the top of the slot (N₂-Ar)

Figure 2.4.4 Gas temperature fluctuation in the center of the vertical fluid layer

(a) $\Delta T=10K$

(b) $\Delta T=50K$

Chapter 2—Section 5

Figure 2.5.1 Schematic drawing of test apparatus simulating flow channels of a HTGR

Figure 2.5.2 Cross section of the simulated core and measuring points in the flow channels

- Figure 2.5.3** Schematic drawing of the outer inlet and outlet pipes
- Figure 2.5.4** Analytical model of the test apparatus without the outer inlet and outlet pipes
- Figure 2.5.5** Time varying of the mole fraction of air and ingress velocity (the center and peripheral regions with uniform temperature condition)
- Figure 2.5.6** Mole fraction changes of air in the lower plenum (the center and peripheral regions with uniform temperature condition)
- Figure 2.5.7** Mole fraction changes of air in the top space (the center and peripheral regions with uniform temperature condition)
- Figure 2.5.8** Mole fraction changes of air in the bottom space (the center and peripheral regions with uniform temperature condition)
- Figure 2.5.9** Mole fraction changes of air (the center and peripheral regions with non-uniform temperature condition)
- Figure 2.5.10** Mole fraction changes of air in the lower plenum (the center and peripheral regions with non-uniform temperature condition)
- Figure 2.5.11** Mole fraction changes of air in the top space (the center and peripheral regions with non-uniform temperature condition)
- Figure 2.5.12** Mole fraction changes of air in the bottom space (the center and peripheral regions with non-uniform temperature condition)
- Figure 2.5.13** Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of the central region in the simulated core
- Figure 2.5.14** Mole fraction changes of air in the case of the central and peripheral regions with uniform temperature (without the outer inlet and outlet pipes)
- Figure 2.5.15** Mole fraction changes of air in the case of the center and peripheral regions with non-uniform temperature (without the outer inlet and outlet pipes)
- Figure 2.5.16** Mole fraction changes of air in the case of the center and peripheral regions with non-uniform temperature (without the outer inlet and outlet pipes)
- Figure 2.5.17** Analytical results using the ordinary diffusion coefficient in the binary gas system
- Figure 2.5.18** Analytical results using the effective diffusion coefficient in the annular passage and the top space
- Table 2.5.1** Main specifications of the test apparatus
- Table 2.5.2** Average temperature in each region of the test apparatus

Chapter 3—Section 1

- Figure 3.1.1** Experimental apparatus of a reverse U-shaped tube in a multi-component gas system
- Figure 3.1.2** Wall temperature distribution of the vertical heated pipe along the tube axis (average temperature of the heated pipe : 758°C, 555. 3°C, 379. 7°C)
- Figure 3.1.3** Density changes of the gas mixture (filling with nitrogen condition)
- Figure 3.1.4** Wall temperature distribution of the vertical heated pipe along the tube axis (average temperature of the heated pipe : 767. 7°C, 569. 1°C, 376. 6°C)
- Figure 3.1.5** Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of the heated pipe

- Figure 3.1.6** Mole fraction changes of oxygen in the lower part of the heated pipe (1)
Figure 3.1.7 Mole fraction changes of oxygen in the graphite pipe (2)
Figure 3.1.8 Mole fraction changes of oxygen in the upper part of the heated pipe (3)
Figure 3.1.9 Mole fraction changes of oxygen in the cooled pipe (4)
Figure 3.1.10 Mole fraction changes of carbon dioxide in the lower part of the heated pipe (1)
Figure 3.1.11 Mole fraction changes of carbon dioxide in the graphite pipe (2)
Figure 3.1.12 Mole fraction changes of carbon dioxide in the upper part of the heated pipe (3)
Figure 3.1.13 Mole fraction changes of carbon dioxide in the cooled pipe (4)
Figure 3.1.14 Mole fraction changes of carbon monoxide in the lower part of the heated pipe (1)
Figure 3.1.15 Mole fraction changes of carbon monoxide in the graphite pipe (2)
Figure 3.1.16 Mole fraction changes of carbon monoxide in the upper part of the heated pipe (3)
Figure 3.1.17 Mole fraction changes of carbon monoxide in the cooled pipe (4)
Table 3.1.1 Distance of the temperature and concentration measurement points from the end of the heated pipe
Table 3.1.2 Calibration results of the analyzers for carbon monoxide and dioxide
Table 3.1.3 Temperature in each part of the tube and the duration of the first stage of the accident (filling with nitrogen condition)
Table 3.1.4 Temperature in each part of the tube and the duration of the first stage of the accident (filling with air condition)
Table 3.1.5 Average temperatures of whole heated pipe and graphite pipe

Chapter 3—Section 2

- Figure 3.2.1** Analytical model of the reverse U-shaped tube
Figure 3.2.2 Flow chart of heat and mass transport analysis in the multi-component gas system with chemical reaction
Figure 3.2.3 Wall temperature distribution in the reverse U-shaped tube (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)
Figure 3.2.4 Density changes of the gas mixture (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)
Figure 3.2.5 Density distribution of the gas mixture (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)
Figure 3.2.6 Mole fraction changes of oxygen (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)
Figure 3.2.7 Mole fraction changes of carbon dioxide (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)
Figure 3.2.8 Mole fraction changes of carbon monoxide (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)
Figure 3.2.9 Mole fraction distribution of carbon dioxide (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)
Figure 3.2.10 Mole fraction distribution of carbon monoxide (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

Chapter 3—Section 3

- Figure 3.3.1** Experimental apparatus of a reverse U-shaped tube having parallel channels in a multi-component gas system
Figure 3.3.2 Measuring points of the temperature and concentration in the apparatus
Figure 3.3.3 Temperature distribution along the tube axis in the central and peripheral heated pipes
Figure 3.3.4 Mole fraction changes of CO, O₂ and CO₂ ($T_{LP}=803^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=696^{\circ}\text{C}$)

- Figure 3.3.5** Mole fraction changes of CO, O₂ and CO₂ ($T_{LP}=600^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=547^{\circ}\text{C}$)
- Figure 3.3.6** Mole fraction changes of CO, O₂ and CO₂ ($T_{LP}=505^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=456^{\circ}\text{C}$)
- Figure 3.3.7** Mole fraction changes of oxygen in the lower plenum (C1)
- Figure 3.3.8** Mole fraction changes of carbon dioxide in the lower plenum (C1)
- Figure 3.3.9** Mole fraction changes of carbon monoxide in the lower plenum (C1)
- Figure 3.3.10** Mole fraction changes of oxygen in the cooled pipe (C4)
- Figure 3.3.11** Relationship between the average temperature of the simulated core and the duration of the first stage of the accident
- Figure 3.3.12** Density changes of the gas mixture ($T_{LP}=605^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=540^{\circ}\text{C}$)
- Figure 3.3.13** Density changes of the gas mixture ($T_{LP}=755^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=680^{\circ}\text{C}$)

Chapter 4—Section 1

- Figure 4.1.1** Process of air ingress during the primary-pipe rupture accident of HTGR
- Figure 4.1.2** Schematic drawing of the test apparatus simulating the primary-pipe rupture accident
- Figure 4.1.3** Temperature distributions of the central and peripheral flow pipes (just after the simulated pipe rupture)
- Figure 4.1.4** Time varying of the density of the gas mixture and the ingress velocity of air at the outlet pipe (average temperature of the graphite pipe : 1046°C)
- Figure 4.1.5** Density changes of the gas mixture in the outlet pipe and the high-temperature plenum
- Figure 4.1.6** Density changes of the gas mixture in the inlet pipe and the top space
- Figure 4.1.7** Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of all graphite pipes
- Figure 4.1.8** Mole fraction changes of each gas species (average temperature of the graphite pipe : 956°C)
 - (a) Mole fraction changes of O₂
 - (b) Mole fraction changes of CO
 - (C) Mole fraction changes of CO₂

Figure 4.1.9 Mole fraction changes of each gas species in the top space

- (a) Mole fraction changes of O₂
- (b) Mole fraction changes of CO
- (C) Mole fraction changes of CO₂

Figure 4.1.10 Mole fraction changes of each gas species in the high-temperature plenum

- (a) Mole fraction changes of O₂
- (b) Mole fraction changes of CO
- (C) Mole fraction changes of CO₂

Figure 4.1.11 Mole fraction changes of each gas species in the outlet pipe

- (a) Mole fraction changes of O₂
- (b) Mole fraction changes of CO
- (C) Mole fraction changes of CO₂

Figure 4.1.12 Density changes of the gas mixture

- (a) 1000°C - 900°C experiment and 900°C experiment
- (b) 850°C - 750°C experiment and 750°C experiment

Figure 4.1.13 Mole fraction changes of each gas species

- (a) Mole fraction changes of O₂
- (b) Mole fraction changes of CO₂
- (C) Mole fraction changes of CO

Figure 4.1.14 Wall and gas temperature distributions in the annular passage (1000°C-900°C experiment)

Figure 4.1.15 Wall temperature distribution in the flow pipe (1000°C-900°C experiment)

Figure 4.1.16 Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of the flow pipe

Table 4.1.1 Main specification of the test apparatus simulating the primary-pipe rupture accident

Table 4.1.2 Temperature in each part of the test apparatus just after the simulated pipe rupture (graphite flow pipes with uniform temperature condition)

Table 4.1.3 Temperature in each part of the test apparatus just after the simulated pipe rupture (graphite flow pipes with non-uniform temperature condition)

Chapter 4—Section 2

Figure 4.2.1 Flow chart of the FLOWGR code

Figure 4.2.2 Numerical model of the test apparatus

Figure 4.2.3 Density changes of the gas mixture (average temperature of the graphite pipe : 900°C)

Figure 4.2.4 Mole fraction changes of oxygen (average temperature of the graphite pipe : 900°C)

Figure 4.2.5 Mole fraction changes of carbon dioxide (average temperature of the graphite pipe : 900°C)

Figure 4.2.6 Mole fraction changes of carbon monoxide (average temperature of the graphite pipe : 900°C)

Table 4.2.1 Initial condition in each region for the numerical analysis by the FLOWGR code

Chapter 4—Section 3

Figure 4.3.1 Temperature changes of the graphite flow pipe (the simulated core with uniform temperature condition)

Figure 4.3.2 Temperature changes of the graphite flow pipe (the simulated core with cooling condition)

Figure 4.3.3 Density changes of the gas mixture

- (a) Cooling speed : 1. 94°C/h (exp.6)
- (b) Cooling speed : 5. 82°C/h (exp.8)

Figure 4.3.4 Mole fraction changes of oxygen

- (a) Cooling speed : 1. 94°C/h (exp.6)
- (b) Cooling speed : 5. 82°C/h (exp.8)

Figure 4.3.5 Mole fraction changes of carbon dioxide

- (a) Cooling speed : 1. 94°C/h (exp.6)
- (b) Cooling speed : 5. 82°C/h (exp.8)

Figure 4.3.6 Mole fraction changes of carbon monoxide

- (a) Cooling speed : 1. 94°C/h (exp.6)
- (b) Cooling speed : 5. 82°C/h (exp.8)

Figure 4.3.7 Temperature changes of various measuring points in the apparatus

- (a) Cooling speed : 1. 94°C/h (exp.6)
- (b) Cooling speed : 5. 82°C/h (exp.8)

Figure 4.3.8 Temperature distribution in the graphite pipe (Cooling speed : 5. 82°C/h (exp.8))

- (a) Elapsed time after the simulated pipe rupture : 0. 16h
- (b) Elapsed time after the simulated pipe rupture : 108h

Figure 4.3.9 Air ingress velocity change at the outlet pipe on the helium injection experiment

- (a) During helium supply from the low-temperature side channel
- (b) After stop of helium supply

Table 4.3.1 Experimental condition just after the simulated pipe rupture (the simulated core with cooling condition)

記 号 表

$a(T_K)$: Soave-Redlich-Kwong 式の定数 (式(2.1.8))
A	: 密度の積分値 (式(2.1.26))
A_e	: 流路断面積
b	: Soave-Redlich-Kwong 式の係数 (式(2.1.9))
c_p	: 定圧比熱
C	: モル密度
D_{AB}	: 2成分気体系拡散係数
D_e	: 等価直径
D_{eff}	: 実効拡散係数 (式(2.4.17))
D_{i-m}	: 多成分気体系拡散係数
D_w	: 流体層の幅
E_0, E_1, E_2	: 活性化エネルギー
f	: 摩擦係数
F_{DTC}	: 実効係数 (式(2.4.18))
g	: 重力加速度
Gr_C	: 濃度のグラスホフ数 (式(2.2.13))
Gr_h	: グラスホフ数, $\left(= \frac{g(\Delta\rho/\rho)h^3}{\nu^2} \right)$
Gr_T	: 温度のグラスホフ数 (式(2.2.12))
h	: 逆U字管流路の高さ
k	: 領域
K	: 出入口損失係数
K_0, K_1, K_2	: 式(3.2.8) (3.2.9), (3.2.22) の反応定数
K_r	: 化学反応定数
L_h	: 有効加熱長
M, M_A, M_B	: 成分気体の分子量
M_C	: 炭素の分子量
N	: モル数
Nu	: ヌセルト数, $\left(= \frac{\alpha D e}{\lambda} \right)$
p	: 静圧
p^*	: 無次元圧力 (式(2.2.4))
p_c	: 臨界圧力
p_{O2}	: 酸素の分圧
Pe	: ペクレ数
Pe_c	: セルペクレ数 (式(2.1.21))
Pr	: プラントル数, $\left(= \frac{\nu}{a} \right)$
Q	: 発生消滅項 (式(3.2.1))

r_{C-O}, r_{CO-O_2}	: 反応速度定数 (式(3.2.8), 式(3.2.22))
R, R_0	: 気体定数
Ra	: レイリ一数, $\left(= \frac{g(\Delta\rho/\rho)h^3}{\nu a} = Gr Pr \right)$
Re_d	: レイノルズ数, $\left(= \frac{uDe}{\nu} \right)$
Gr_T	: グラスホフ数比, $\left(= \frac{Gr_T}{Gr_C} \right)$ (式(2.2.49))
R_p	: 流路温度差と流路内外気体の種類による密度差の比 (式(2.1.62), (2.1.65))
S	: 一様温度勾配 (2.4節) または黒鉛の酸化速度 (3.1節)
Sc	: シュミット数, $\left(= \frac{\nu_0}{D_0} \right)$ (式(2.2.14))
t	: 時間
t^*	: 無次元時間 (式(2.2.2))
t_{in}^*	: 第1段階の持続時間 (無次元) (式(2.2.50))
T	: 気体温度
T^*	: 無次元温度 (式(2.2.5))
T^{**}	: 無次元温度 (式(2.2.43))
T_0	: 管外気体温度
T_c	: 臨界温度または逆U字管における低温側流路の温度
T_h	: 逆U字管における高温側流路の温度
T_K	: 絶対温度
T_w	: 壁温度
u	: 質量平均速度
u^*	: モル平均速度 (2.1節) または無次元流速 (2.2節) ($u^* = D^*/L^*$)
u_0	: 拡散に基づく流速 (D_0/L_0)
u_{ref}	: 局所的な自然対流流速
v	: Soave-Redlich-Kwong 式における比体積 (式(2.1.7))
x	: 距離
x^*	: 無次元距離 (式(2.2.1))
X_A, X_B	: 成分気体のモル分率
X_B^*	: 無次元濃度 (式(2.2.6))
X_B^{**}	: B成分気体の無次元モル分率 (式(2.2.44))
y^*	: 鉛直流体層の無次元流路幅
α	: 热伝達率
α_u	: 不足緩和係数 (式(2.4.11))
β_C	: 濃度膨張係数 (式(2.2.21) または式(2.2.41))
β_T	: 热膨張係数 (式(2.2.20))
γ	: 成層パラメータ (式(2.4.20))
$\Delta\rho_T$: 逆U字管流路内の温度差による密度差
$\Delta\rho_C$: 逆U字管内外気体の種類による密度差

ε_i	: 比例係数
λ	: 热伝導率
μ	: 粘性係数
ν	: 動粘性係数
θ	: 流れ方向の傾き
ρ	: 気体密度
ρ_C	: 黒鉛の密度
$\bar{\rho}$: 密度の流路長さに対する積分平均値
τ	: 無次元鉛直温度勾配 (式(2.4.19))
ω_A	: A 成分気体の質量分率
ξ	: 摩擦損失項の積分値 (式(2.1.28))
ζ_i	: Pitzer の偏心因子 (式(2.1.8))

1. 序 論

1.1 高温ガス冷却型原子炉と1次冷却系主配管破断事故

高温ガス炉は高い固有の安全性、高温の熱供給、燃料の高燃焼度などの優れた特徴を有する原子炉である^[1, 2, 3]。特に固有の安全性については、燃料に酸化ウラン等の核燃料を高密度熱分解炭素層、SiC 層等で四重に被覆した被覆燃料粒子、減速材に黒鉛、冷却材には不活性気体であるヘリウムを用いることにより、優れた特徴を有する。まず、出力密度が小さく大量の黒鉛により熱容量が大きいため、反応度の上昇や冷却能力の低下などの熱的過渡変化が生じても炉心の温度変化が緩慢であることから、強制冷却喪失や1次冷却系主配管が破断した場合にも、原子炉で発生する崩壊熱は原子炉容器の外側からの自然放熱（熱放射、自然対流等）によって除去することが可能であり、特別な非常冷却手段を講じなくても原子炉の温度が許容温度以上に上昇することはない。また、中性子寿命が長く、反応度の温度係数が負であり、大きな反応度が印加されても出力の急上昇がないことや炉心が高温になっても燃料被覆や炉心構造物は溶融することなく、炉心溶融がないことがあげられる。さらには、ヘリウムは化学的に不活性であり、燃料や構造材との化学的相互作用が少なく、ヘリウム、黒鉛は放射化されにくいので、被爆線量が低く、放射性廃棄物の発生量が少ない等の特徴を有している。そこで、1969 年以来、日本原子力研究所（原研）において核熱利用を主目的とした多目的高温ガス実験炉の設計と要素技術の開発が進められ、原研では高温ガス炉技術基盤の確立と高度化を図るとともに、高温に関する先端的基礎研究が行える原子炉として、熱出力 30MW、原子炉出口冷却材温度 950°Cを目指した高温工学試験研究炉（High-Temperature engineering Test Reactor, HTTR）の建設を進めている^[4, 5, 6]。

以上のように、高温ガス炉は固有安全性を備えた原子炉設計を行うことが比較的容易な炉型であるが、原子炉設計を行う際には想定事故事象の一つである1次冷却系主配管破断事故時の安全性を確保する必要がある。この事故は、炉心下部に位置する1次冷却系主配管の内外管が同時に破断することにより炉心内へ空気が浸入し燃料要素等の黒鉛製炉心構造物が酸化するもので、燃料要素の酸化損耗による FP 放出の可能性や炉心構造物の酸化損耗によって炉心形状を損う可能性がある高温ガス炉に特有な事故である。

1.2 研究の現状と本研究の意義

これまで、高温ガス炉の1次冷却系主配管破断事故時の安全性に関する研究において、空気浸入挙動の観点から行われた研究は全くなかったため、事故時に発生する現象の詳細は不明であった。そこで、高温工学試験研究炉（HTTR）の設計においては、炉心冷却の観点から1次冷却系主配管破断事故を設計基準事故として取り上げ、保守的な仮定の下に安全解析を行ってきた。その結果、冷却系の主配管が破断して炉心の強制冷却が喪失しても、崩壊熱は原子炉圧力容器外側の自然放熱によって除去することが可能であり、軽水炉の ECCS に相当するような非常冷却手段を講じなくても原子炉内が許容温度以上に上昇することがないことが安全解析で示してきた。この想定事故事象では、事故後直ちに空気が浸入するという仮定のもとに安全解析が進められてきた。ところが、本報告の第2章で示した基本的な体系における実験と解析の結果から、直ちに空気の自然循環流が発生しない可能性が高いことが明らかになった。そのため、事故後の炉心温度解析の結果では炉内の最高温度点が時間の経過とともに変化することから、事故後直ちに空気が浸入するという仮定が必ずしも安全でないことがわかつ

てきた。そこで、HTTR の安全解析では、本報第 2 章 5 節に示す 2 成分系の解析コードを用いて、HTTR における空気の自然循環流発生時刻を予想し、この時間後れをパラメータにとって、炉心の黒鉛酸化による損耗が最も厳しい条件において安全が確かめられた。

図1.1 に高温ガス炉の概略図を示すが、HTTR のような体系の原子炉で 1 次冷却系主配管破断事故を想定した場合には空気は次のようにして炉内に浸入すると予想できる。事故が発生すると、まず炉内の約 4 MPa の He (ヘリウム) ガス冷却材が破断口から格納容器内に噴出するが、この減圧段階は僅か数十秒程度で終了し炉内外は均圧する。1 次冷却系主配管は炉心下部に位置するため、減圧段階が終了した時点では、破断面より上方の炉内には比較的密度の小さな He (950°C , 0.25 MPa で約 0.098 kg/m^3) が充満しており、破断面より下方の格納容器内には He に比べて密度の大きな空気と He の混合気体 (He のモル分率を 0.5 として、 27°C , 0.25 MPa で約 1.654 kg/m^3) が充満しているため、全体の系は安定である。減圧段階終了後も圧力容器が除熱されることを考えると、炉内の内側流路が外側流路に比べて高温となるため、内外流路の温度差によって浮力が発生すると予想されるが、炉内には He が充満しているため、内外流路の気体密度差により発生する浮力は、格納容器内の空気と He の混合気体を吸い込んで、炉内を循環させるだけの力にはならないと考えられる。したがって、減圧段階が終了しても直ちに多量の空気が自然循環流によって炉内に浸入することはない予想できる。しかしながら、たとえ自然循環流が直ちに発生しない場合でも、空気は分子拡散により浸入するため、時間の経過に伴い炉内の混合気体密度が大きくなり、内外流路間の密度差が大きくなつて、最終的には短時間内に炉内を一巡する自然循環流が発生すると考えられる。

そこで、配管破断後直ちに自然循環流が発生しないと仮定した場合について、この自然循環流発生までの期間を第 1 段階、発生後を第 2 段階と呼ぶこととする。もし、この第 1 段階が長時間にわたって持続する場合には、その持続時間が高温ガス炉の安全解析において重要な問題となる。すなわち、減圧事故後の炉心温度は時間の経過とともに変化するため、空気浸入に伴う黒鉛構造物の酸化状態を評価する際には、どの時点で多量の空気が自然循環流によって浸入するかを知る必要があり、この第 1 段階の持続時間が重要なファクターの 1 つとなる。

前述のように、HTTR の安全審査においては、直ちに自然循環流が発生して格納容器内の多量の空気が浸入し、黒鉛構造物が酸化しても構造物の健全性が維持できることが確かめられた。さらに、本報告の第 2 章に示した第 1 段階の存在については、第 2 章 5 節の解析コードを用いて第 1 段階の持続時間を予想し、この持続時間をパラメータとして解析を行い、安全であることが確かめられた。しかしながら、HTTR の安全解析において得られた経験から、1 次冷却系主配管破断事故時の空気浸入過程を詳細に解明するとともに、空気の浸入量、自然循環流の発生時間、空気浸入挙動に及ぼす黒鉛酸化と多成分気体の影響等を予測することができる解析コードを開発しておくことは、高温ガス炉の安全性を高めるために、また経済性の観点からも正確な安全裕度を知るために重要なことであり、将来の固有安全炉を目指した高温ガス炉の開発や安全評価を行う上で重要な研究であると位置付けられる。

本研究では、まず、図1.2 に示すように HTTR のような高温ガス炉の炉内流路はノズル部二重管の内管－高温出口管－高温プレナム－炉心等で構成される内側流路と、炉心と圧力容器との間の環状流路－下鏡部－ノズル部二重管の外管で構成される外側流路が原子炉圧力容器の上部（上鏡部）で接続され、全体的には逆U字型流路を形成していることに着目した。そこで、配管破断事故時の基本的な空気浸入挙動を調べるために、原子炉を最も基本的な形状である逆U字管流路でモデル化し、化学反応を伴わない 2 成分気体系の研究を進めた。

逆U字型流路内に比較的密度の小さい気体、流路の下部には比較的密度の大きい気体が存在して安定成層を形成し、各成分気体が分子拡散と温度の異なる 2 つの並列流路間に発生する自然循環流によって移動する場合、これは一種の二重拡散対流現象と考えることができる。この二重拡散対流については古くから研究されており、Turner^[7, 8]と Huppert^[9]が詳しく解説している。特に液体を用いた二重拡散対流現象は伝熱流動や安定性解析の分

野において数多くの研究が詳細に行われてきた。塩水を用いた熱と濃度による二重拡散対流を熱塩対流と呼んでいるが、これら液体を対象とした場合は、液体の密度に対する温度依存性や濃度依存性が気体に比べて小さいため、数値解析においては Boussinesq 近似を用い、温度のレイリー数（またはグラスホフ数）と濃度のレイリー数に分離して現象の検討が行われている場合がほとんどである。Zvirin^[10, 11]は自然循環ループにおける二重拡散対流の安定性解析を行っているが、この場合も流体の密度は温度と濃度に関してそれぞれ線形に変化するとして定義し、Boussinesq 近似を用いて解析している。ところが、本研究のように気体を対象とした場合、特に密度が成分気体によって大きく変化するときは一般に温度と濃度のレイリー数に分離することが困難となり、もしこれらを分離して取り扱う場合は、密度変化が限定された狭い範囲でしか取り扱うことができない。また、実験においても液体の場合は可視化実験など数多くの報告が見られるが、気体の場合は主に1成分気体の自然対流に関するもので、密度の異なる気体を用いた二重拡散対流現象を可視化した研究は過去には見当たらない。また、配管破断事故時の空気浸入過程においては、その空気浸入挙動に加えて高温流路内で黒鉛酸化反応を伴うため、気体の発生・消滅による多成分気体の移動現象が重畠することになる。

本研究の目的は、密度の異なる2成分気体系あるいは多成分気体系において、比較的密度の小さい気体が充填されている逆U字型流路内に密度の大きい気体が浸入する過程を明らかにするとともに、将来の高温ガス炉の設計開発に備えて、配管破断事故時の空気浸入挙動を実験的に解明し、さらには固有安全特性に関連した空気浸入防止技術の開発を行うことである。また、本研究で蓄積された実験データと開発した数値解析コードによって、将来の高温ガス炉の1次冷却系主配管破断事故時の空気浸入数値解析コードの開発に役立てることを目的としている。

以上のことから、本報告では、最も基本的と考えられるヘリウム-窒素の2成分気体系における窒素浸入過程について、1次元的な流路における浸入挙動の解明、並列流路間で発生する局所的な自然循環流の窒素浸入過程に及ぼす影響、2成分混合気体密度の近似法および無次元数の考察、局所的に発生する3次元的自然対流が浸入挙動に及ぼす影響を述べる。さらに、2成分気体系の研究結果を基に、黒鉛酸化反応による気体の発生・消滅が空気浸入過程に及ぼす影響と多成分気体系における各成分気体の挙動、黒鉛酸化反応と一酸化炭素の燃焼反応を考慮した多成分気体系の分子拡散と自然循環流に関する解析について述べる。

最後に、高温ガス炉への適用を目的として、黒鉛製構造物を内蔵した実機により近い流路構成を持ち、黒鉛温度を1100°Cまで昇温することができる試験装置（配管破断模擬試験装置）を用いた空気浸入挙動の実験結果について考察する。また、これまでの数値解析を基に開発した、実機を対象とする主配管破断事故時の空気浸入挙動数値解析コードとその解析結果について考察を行う。さらに、将来の固有安全性を備えた高温ガス炉の開発を目的とする空気浸入防止技術の開発に関する実験では、配管破断事故後の炉心部温度が時間の経過とともに降下する場合の空気浸入挙動と多量の空気が浸入する自然循環流が発生しても、事故後の原子炉圧力容器からヘリウムを一定量注入することにより、空気の自然循環流の発生を防止する方法について述べる。

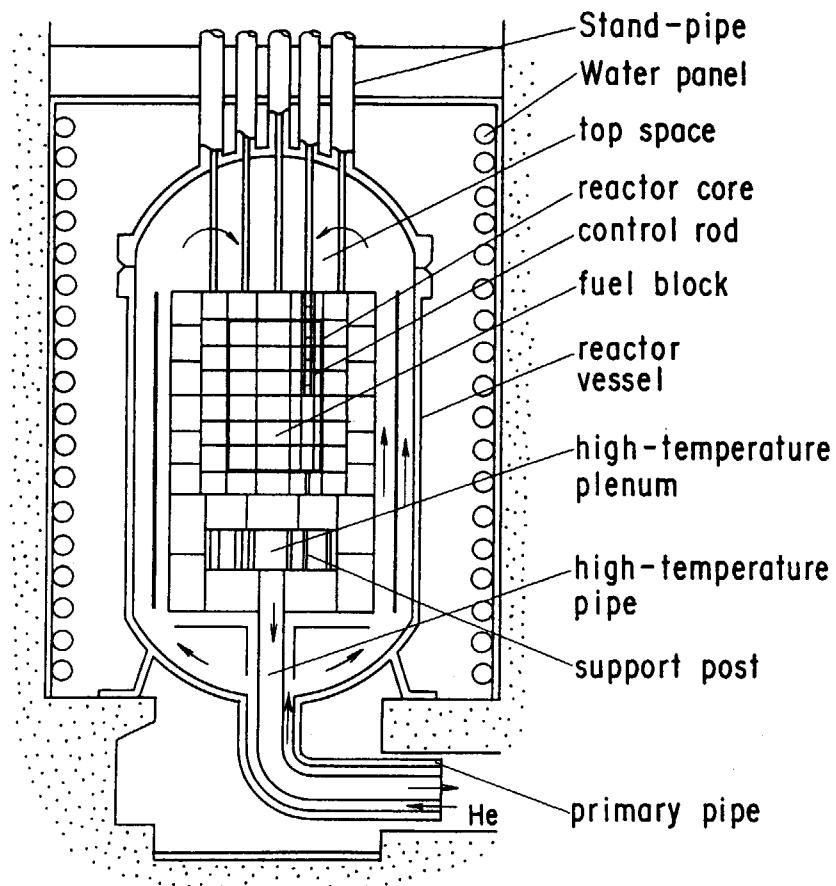


Figure 1.1 Schematic drawing of a High Temperature Gas-cooled Reactor

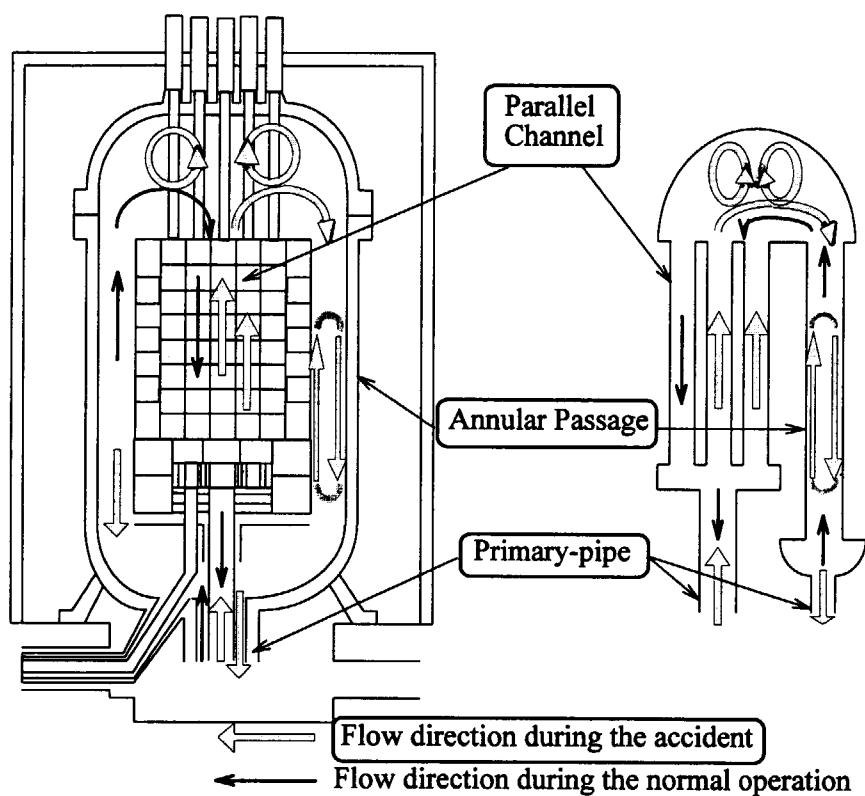


Figure 1.2 Modeling of flow channels in a HTGR

2. 2成分気体系の分子拡散と自然循環流

本章では、密度の異なる2成分気体系において、一方を加熱した逆U字型流路内に比較的密度の小さい気体を充填し、この流路内に密度の大きい気体が分子拡散と自然循環流により浸入する過程について考察する。2.1節ではヘリウムを充填した逆U字管流路の一方を加熱、もう一方を冷却した場合の窒素浸入過程を実験と数値解析により調べた結果を、2.2節では2成分気体の挙動を記述する基礎方程式を無次元化した数値解析結果を述べる。2.3節では逆U字型流路の高温側が並列流路の場合に温度の異なる並列流路間に発生する自然循環流が、窒素浸入過程に及ぼす影響について調べた実験結果を、2.4節では局所的に発生する3次元的な自然対流が、高温ガス炉の流路構成を簡単に模擬した実験装置内への空気浸入過程に及ぼす影響を実験と1次元流路網解析により調べた結果を述べる。

2.1 逆U字管流路内への窒素浸入過程^[12, 13]

2.1.1 実験装置および実験方法

実験装置の概略を図2.1.1に示す。本装置は逆U字管の両端を、円筒形の充填容器に遮断弁（ボール弁）を介して接続したものである。充填容器の影響を少なくするため、容積は逆U字管の約70倍とした。逆U字管流路は内径52.7mm、長さ1000mmの2本の円管を内径52.7mm長さ300mmの直管及び曲管で接続して構成した。鉛直管の一方と水平管にシーズヒータを巻き付け、最高450°Cまで加熱することができる。冷却管の外側には銅管を巻き付けて水冷した。逆U字管内の窒素モル分率は、2成分混合気体の音速を測定することによって求めた。図2.1.1に測定点（◎）を示すが、逆U字管内各部の混合気体をポンプによって内径40mm、長さ100mmの円筒形測定容器に連続的に吸引し、この容器内で測定した音速から、混合気体が理想気体の状態方程式に従うと仮定して、窒素モル分率を求めた^[14, 15]。音速は気体の温度及び圧力によって変化するため、測定容器に流入する混合気体の温度及び圧力を実験中一定値に保持した。また、測定気体を吸引することによって、逆U字管内の流れを乱さないように吸引流量はできる限り少なくすると共に（約1000cc/h），測定を終えたガスは吸引孔付近に戻した。測定気体を吸引しない場合の自然循環流発生時間、温度分布と比較した結果、吸引流量による実験結果への影響がないことを確認した。温度測定点は、加熱、冷却管壁温度、加熱管内気体温度、充填容器内気体温度、音速測定容器内気体温度とした。図2.1.1に示す17点の逆U字管壁温度と鉛直方向10点の加熱管内気体温度を測定した。窒素の浸入流速を測定するために、加熱管側の端部に熱線風速計を挿入した。この風速計の低流速測定限界は約1cm/sである。

実験は以下の手順で行った。まず遮断弁を閉じて、逆U字管内にヘリウムを、充填容器に窒素を充填した。鉛直管及び水平管を加熱し、壁温度を所定の温度に保持した。加熱中は逆U字管に設けた均圧弁を開いて、管内を大気圧に保持した。加熱管の壁温及び管内気体温度が定常状態に達した後、2つの遮断弁を同時に開いて実験を開始した。実験中は加熱管壁温度を時間的に一定値に保持するとともに、管内を一巡する窒素の自然循環流が発生し、管内各部の温度及び窒素モル分率、浸入流速が定常状態に達するまで実験を継続した。

2.1.2 数値解析

基礎方程式

2成分系混合気体の物質、運動量及びエネルギーの輸送過程を求めるためには、一般に混合気体及び各成分気体の質量保存式、運動量及びエネルギーの保存式並びに流体の状態方程式を解くことが必要である。また、運動量保存式中の重力項における密度は、気体温度や混合気体の組成によって変化するため、これらの方程式を連成して解かなければならない。しかしながら本解析では、後述する実験結果から解析対象とする期間における混合気体の自然循環流速が極めて遅く、気体温度は壁温度に等しいと仮定し、エネルギー保存式は連立させて解かなかった。

本解析で対象とした系は図2.1.1に示すように、逆U字型流路の一方を高温、もう一方を低温とした1次元流路であり、流路断面積は一定とした。解析に当たっては、以下の仮定を設けた。

- (1) 流路内の流れは、各領域内で一様流速を持つ1次元層流である。
- (2) 2成分系拡散係数(D_{AB})は温度及び圧力のみの関数で、濃度に依存しない。
- (3) 運動量保存式において、質量平均流速(u)の代わりにモル平均流速(u^*)が使用できる。
- (4) 各領域内の気体温度 T 、モル密度 C 、拡散係数 D_{AB} 、摩擦係数 f はそれぞれの領域内で一様である。
- (5) 各領域内の気体温度、モル密度は時間の経過に対し一定値である。

本解析において速度にモル平均流速^[16]を用いたのは次の理由による。例えばA成分気体が充填された温度と圧力が一定である容器内にB成分気体が分子拡散によって浸入する等モル拡散現象を考えた場合、速度にモル平均流速を用いると、ある界面を横切ってモル中心が移動する流速は、常に0とすることができます。しかしながら、同じ現象において質量平均流速を考えた場合、密度の異なる分子が拡散によって移動することにより、質量中心が移動するため、界面を横切る質量平均流速は必ずしも0にならない。そこで、本解析では運動量保存式において質量平均流速の代わりにモル平均流速を用いたことによる誤差は十分小さいと考え、解析領域を温度と圧力が等しい領域に分割することにより領域内ではモル平均流速が一定であるとした。

以上の仮定の下で、基礎式、初期条件、境界条件は以下のようになる。

混合気体の連続の式：

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{\partial(Cu^*)}{\partial x} = 0 \quad (2.1.1)$$

仮定(5)を用いると式(2.1.1)は下式となる。

$$\frac{\partial(Cu^*)}{\partial x} = 0 \quad (2.1.2)$$

A成分気体のモル数保存式：

$$\frac{\partial X_A}{\partial t} + u^* \frac{\partial X_A}{\partial x} = D_{AB} \frac{\partial^2 X_A}{\partial x^2} \quad (2.1.3)$$

ここで、拡散係数は2成分気体系の拡散理論から導かれる理論式を用いた^[14]。

混合気体の運動量保存式：

$$\rho \frac{\partial u^*}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial x} \mp \rho g - \frac{1}{2} \rho u^* |u^*| \left(\frac{f}{De} + K \right) \quad (2.1.4)$$

図2.1.2に示す各領域内で $u^* = const.$ の関係より式(2.1.4)を積分すると次式を得る。

$$\frac{du^*}{dt} \int \rho dx = - \int dp \mp g \int \rho dx - \frac{1}{2} \left(\int \rho \frac{f}{De} dx + \sum_j \rho_j K_j \right) u^* |u^*| \quad (2.1.5)$$

ここで、 f は発達した層流の摩擦係数^[17]、 K は流路出入口における損失係数で逆U字管の出入口で $K=1$ 、その他

の流路では $K=0$ とした。混合気体の粘性係数は Wilke の近似式^[14, 18]から求めた。

理想気体を仮定した場合、混合気体密度とモル分率との間には次式の関係がある。

$$\rho = C \{ X_A M_A + (1 - X_A) M_B \} \quad (2.1.6)$$

解析では、混合気体密度は Soave-Redlich-Kwong 式（式 2.1.7）^[14, 19]から推算した。

$$p = \frac{RT_K}{v - b} - \frac{a(T_K)}{v(v + b)} \quad (2.1.7)$$

ここで、

$$a(T_K) = 0.42747 \frac{R^2 T_c^2}{p_c} \left\{ 1 + \left(0.48 + 1.574 \zeta_i - 0.176 \zeta_i^2 \right) \left(1 - T_r^{0.5} \right) \right\}^2 \quad (2.1.8)$$

$$b = 0.08664 \frac{RT_c}{p_c} \quad (2.1.9)$$

混合気体に対しては、

$$a_m = \left[\sum_{i=1}^n X_i \{ a_i(T_K) \}^{0.5} \right]^2 \quad (2.1.10)$$

$$b_m = \sum_{i=1}^n X_i b_i \quad (2.1.11)$$

本実験と数値解析におけるレイノルズ数とグラスホフ数の範囲を求めるとき、流路管の等価直径を代表長とした $Re_d \left(= \frac{u \cdot De}{v} \right)$ は $0 \leq Re_d \leq 5$ 、流路管の高さを代表長とした $Gr_h \left(= \frac{g(\Delta\rho/\rho)h^3}{v^2} \right)$ は $2 \times 10^8 \leq Gr_h \leq 4 \times 10^{10}$ となる

（代表長を等価直径とした場合は、 $1 \times 10^4 \leq Gr_d \leq 2 \times 10^6$ ）。このような低 Re 数における円管流では壁温一定条件のとき、約 $0.037 \times DeRePr^{[20]}$ 程度の距離で温度境界層が発達する。本解析が着目する解析範囲では $RePr \approx 1$ であり、管内直径が 53mm のとき温度境界層は約 2mm で発達することから、気体温度は壁温度に等しいと仮定した。したがって、本解析ではエネルギー保存式は解かず、気体温度は測定した壁温度に等しいと仮定した。

初期条件と境界条件は以下のように設定した。まず、初期条件は、

モル分率：

$$\begin{aligned} x_0 \leq x < x_I; X_{Ai} &= 1, (N_2) \\ x_I \leq x < x_g; X_{Ai} &= 0, (He) \\ x_g < x \leq x_g; X_{Ai} &= 1, (N_2) \end{aligned} \quad (2.1.12)$$

流速：

$$x_0 \leq x \leq x_g; u_k^* = 0 \quad (2.1.13)$$

圧力：

$$\begin{aligned} x_j = x_0; p_j &= p_0 \text{ (atmospheric pressure)} \\ x_j = x_I \rightarrow x_4; p_j &= p_0 - g \int_{x_0}^{x_j} \rho dx \\ x_j = x_5; p_5 &= p_0 - g \int_{x_0}^{x_4} \rho dx \\ x_j = x_6 \rightarrow x_g; p_j &= p_0 - g \int_{x_0}^{x_4} \rho dx + g \int_{x_5}^{x_j} \rho dx \end{aligned} \quad (2.1.14)$$

温度 :

$$\begin{aligned} x_0 \leq x < x_4: T_k = T_l \rightarrow T_4 \\ x_4 \leq x \leq x_5: T_k = T_5 \\ x_5 < x \leq x_9: T_k = T_6 \rightarrow T_9 \end{aligned} \quad (2.1.15)$$

境界条件は、逆U字管の両端において、

$$x = x_0, x = x_9: X_A = I(N_2), p = p_0 \quad (2.1.16)$$

各領域の境界面において、

$$D_{AB,k} C_k \frac{dX_{A,j-}}{dx} = D_{AB,k+1} C_{k+1} \frac{dX_{A,j+}}{dx} \quad (2.1.17)$$

ここで、 X_A は A 成分気体のモル分率、 p は気体圧力、 T は混合気体の温度、 T_k は各領域における混合気体の平均温度、 ρ は混合気体の密度、 g は重力加速度、 R_0 は気体定数、添字 j は領域の境界面の番号、添字 k は領域の番号である。また、本解析では A 成分気体を窒素、B 成分気体をヘリウムとした。流速は高温側から低温側に向かう方向を正とした。

基礎方程式の差分化と数値解法

u_k^*, p_j, X_A は式 (2.1.2) , (2.1.3) , (2.1.5) を連立して解くことにより求めた。領域内でモル平均流速が一定であるので、式 (2.1.2) より次の関係を得る。

$k=1\sim 4, 6\sim 8$,

$$C_k \Delta u_k^* - C_{k+1} \Delta u_{k+1}^* = 0 \quad (2.1.18)$$

$k=5$,

$$C_k \Delta u_k^* + C_{k+1} \Delta u_{k+1}^* = 0 \quad (2.1.19)$$

式 (2.1.3) の差分化をオイラーの陰解法で行うと以下のようになる。

$$\frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai}^n}{\Delta t} + u_k^* \frac{X_{Ai+1}^{n+1} - X_{Ai-1}^{n+1}}{2\Delta x} = D_k \frac{X_{Ai+1}^{n+1} - 2X_{Ai}^{n+1} + X_{Ai-1}^{n+1}}{(\Delta x)^2} \quad (2.1.20)$$

ここで、下付き添字 i は x 方向メッシュの番号で、上付き添字 n は時刻を示す。以後 $n+1$ 時刻の X_A については添字を省略し、 n 時刻についてのみ表す。

本解析では式 (2.1.20) の左辺第2項に中心差分を適用したが、セルペクレ数 Pe_C を次式のように定義するとき、

$$Pe_C = \frac{u_k^* \Delta x}{D_k} \quad (2.1.21)$$

$Pe_C > 2$ のときは解が振動して収束しなかった。そこで $Pe_C \geq 2$ となった時点で空間に1次精度の風上差分に切り変えて計算を継続した。式 (2.1.20) に風上差分を適用すると以下の差分式が得られる。

$$\frac{Pe_C \geq 2, u_k^* > 0}{\frac{X_{Ai} - X_{Ai}^n}{\Delta t} + u_k^* \frac{X_{Ai} - X_{Ai-1}}{\Delta x} = D_k \frac{X_{Ai+1} - 2X_{Ai} + X_{Ai-1}}{(\Delta x)^2}} \quad (2.1.22)$$

$$Pe_C \geq 2, u_k^* < 0$$

$$\frac{X_{A_i} - X_{A_i}^n}{\Delta t} + u_k^* \frac{X_{A_{i+1}} - X_{A_i}}{\Delta x} = D_k \frac{X_{A_{i+1}} - 2X_{A_i} + X_{A_{i-1}}}{(\Delta x)^2} \quad (2.1.23)$$

領域境界面における、式(2.1.17)は以下のように差分化した。

$$-C_k D_k \frac{X_{A_{i-1}} - X_{A_i}}{\Delta x} = -C_{k+1} D_{k+1} \frac{X_{A_i} - X_{A_{i+1}}}{\Delta x} \quad (2.1.24)$$

次に式(2.1.5)の差分化を示す。領域1では、

$$\frac{du_I^*}{dt} \int_I \rho^n dx = - \int_I dp - g \int_I \rho^{n+1} dx - \frac{1}{2} u_I^* |u_I^*| \left(\int_I \rho^n \frac{f}{De} dx + \sum \rho K_I \right) \quad (2.1.25)$$

であるから、ここで、

$$A_I = \int_I \rho^n dx \quad (2.1.26)$$

$$\delta p_I = \int_I dp \quad (2.1.27)$$

$$\xi_I = \frac{1}{2} \left(\int_I \rho^n \frac{f}{De} dx + \sum \rho K_I \right) \quad (2.1.28)$$

とすれば、

$$A_I \frac{du_I^*}{dt} = -\delta p_I - g \int_I \rho^{n+1} dx - \xi_I u_I^* |u_I^*| \equiv F_{u,I} \quad (2.1.29)$$

文献^[21]の陰解法を採用すると、

$$\frac{\Delta u_k^*}{\Delta t} = \frac{1}{A_k} \left\{ F_{u,k} + \frac{\partial F_{u,k}}{\partial (\delta p_k)} \Delta (\delta p_k) + \frac{\partial F_{u,k}}{\partial u_k^*} \Delta u_k^* \right\} \quad (2.1.30)$$

$$\frac{\partial F_{u,k}}{\partial (\delta p_k)} \Big|_n = -1 \quad (2.1.31)$$

$$\frac{\partial F_{u,k}}{\partial (u_k^*)} \Big|_{n+1} = -2 \xi_k^{n+1} \Big| u_k^{n+1} \Big| \quad (2.1.32)$$

以上の関係式を式(2.1.29)に代入し、重力項は領域内各点の密度の和とすれば、

$$\Delta u_I^* = \left(\frac{p_0 - p_I}{A_I} - \frac{g}{A_I} \sum \rho^{n+1} \Delta x - \frac{\xi_I}{A_I} u_I^* |u_I^*| - \frac{1}{A_I} \Delta (\delta p_I) - \frac{2 \xi_I}{A_I} |u_I^*| \Delta u_I^* \right) \Delta t \quad (2.1.33)$$

または、

$$\left(1 + \frac{2 \xi_I}{A_I} |u_I^*| \Delta t \right) \Delta u_I^* + \frac{\Delta t}{A_I} \Delta (\delta p_I) = \left(\frac{p_0 - p_I}{A_I} - \frac{g}{A_I} \sum \rho^{n+1} \Delta x - \frac{\xi_I}{A_I} u_I^* |u_I^*| \right) \Delta t \quad (2.1.34)$$

となる。

ここで、右辺第2項に現れる密度 ρ^{n+1} は、式(2.1.6)を用いてモル分率に書き直すと次式のようになる。

$$\begin{aligned} & \left(1 + \frac{2 \xi_I}{A_I} |u_I^*| \Delta t \right) \Delta u_I^* + \frac{\Delta t}{A_I} \Delta p_I + \frac{g \Delta x \Delta t}{A_I} (M_A - M_B) C_I (X_{A_{I,1}} + X_{A_{I,2}} + \dots + X_{A_{I,n}}) \\ &= \frac{p_0 - p_I}{A_I} \Delta t - \sum_{L=1}^N \left(\frac{g \Delta x \Delta t}{A_I} C_I M_B \right) - \frac{\xi_I}{A_I} u_I^* |u_I^*| \Delta t \end{aligned} \quad (2.1.35)$$

結局、領域2~9については、以下のようになる。

$k=2 \sim 4$,

$$\begin{aligned} & \left(I + \frac{2\xi_k}{A_k} |u_k^*| \Delta t \right) \Delta u_k^* - \frac{\Delta t}{A_k} \Delta p_{j-1} + \frac{\Delta t}{A_k} \Delta p_j + \frac{g \Delta x \Delta t}{A_k} (M_A - M_B) C_k (X_{Ak,1} + X_{Ak,2} + \dots) \\ & = \frac{p_{j-1} - p_j}{A_k} \Delta t - \sum_{L=1}^N \left(\frac{g \Delta x \Delta t}{A_k} C_k M_B \right) - \frac{\xi_k}{A_k} u_k^* |u_k^*| \Delta t \end{aligned} \quad (2.1.36)$$

k=5,

$$\begin{aligned} & \left(I + \frac{2\xi_k}{A_k} |u_k^*| \Delta t \right) \Delta u_k^* - \frac{\Delta t}{A_k} \Delta p_{j-1} + \frac{\Delta t}{A_k} \Delta p_j \\ & = \frac{p_{j-1} - p_j}{A_k} \Delta t - \frac{\xi_k}{A_k} u_k^* |u_k^*| \Delta t \end{aligned} \quad (2.1.37)$$

k=6~8,

$$\begin{aligned} & \left(I + \frac{2\xi_k}{A_k} |u_k^*| \Delta t \right) \Delta u_k^* - \frac{\Delta t}{A_k} \Delta p_{j-1} + \frac{\Delta t}{A_k} \Delta p_j - \frac{g \Delta x \Delta t}{A_k} (M_A - M_B) C_k (X_{Ak,1} + X_{Ak,2} + \dots) \\ & = \frac{p_{j-1} - p_j}{A_k} \Delta t + \sum_{L=1}^N \left(\frac{g \Delta x \Delta t}{A_k} C_k M_B \right) - \frac{\xi_k}{A_k} u_k^* |u_k^*| \Delta t \end{aligned} \quad (2.1.38)$$

k=9,

$$\begin{aligned} & \left(I + \frac{2\xi_k}{A_k} |u_k^*| \Delta t \right) \Delta u_k^* - \frac{\Delta t}{A_k} \Delta p_{j-1} - \frac{g \Delta x \Delta t}{A_k} (M_A - M_B) C_k (X_{Ak,1} + X_{Ak,2} + \dots) \\ & = \frac{p_{j-1} - p_0}{A_k} \Delta t + \sum_{L=1}^N \left(\frac{g \Delta x \Delta t}{A_k} C_k M_B \right) - \frac{\xi_k}{A_k} u_k^* |u_k^*| \Delta t \end{aligned} \quad (2.1.39)$$

これらの差分式を Gauss-Jordan 法で解き、時間ステップ Δt 間の流速と圧力の増分、 Δu_k^* , Δp_j , X_{Ai} が一定値以下に収束するまで繰り返し計算を行った後、時間を進めた。収束の判定条件は、

$$\max \left| \varepsilon \left(\frac{u_k^{n+1} - u_k^n}{u_k^n} \right), \varepsilon \left(\frac{p_j^{n+1} - p_j^n}{p_j^n} \right), \varepsilon \left(\frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai}^n}{X_{Ai}^n} \right) \right| \leq 1 \times 10^{-5} \quad (2.1.40)$$

とした。本解析のフローシートを図 2.1.3(a)に示す。

数値解法の簡略化^[22]

これまで述べた数値解法は、式 (2.1.5) の運動量保存式中の重力項に現れる密度をモル分率に書き換えた差分式を式 (2.1.3) の成分気体モル数保存式と連立させ、1つのマトリックスを構成して解く方法であった。この場合、三角優位行列にならないため、解を収束させるのに計算時間を要し、マトリックス解法の点からは有利でない。そこで、式 (2.1.3) と式 (2.1.5) をそれぞれ、交互に解くことにより計算を進める方法を検討した。以下にこの解法の概要を述べる。

本解析法のフローシートを図 2.1.3(b)に示す。まず、式 (2.1.5) を次式のように書き直す。

$$A_k \frac{du_k^*}{dt} = -\delta p_k \mp g \rho_k - \xi_k u_k^* |u_k^*| \equiv F_{u,k} \quad (2.1.41)$$

ここで、

$$A_k = \int_k \rho dx \quad (2.1.42)$$

$$\delta p_k = \int_k dp \quad (2.1.43)$$

$$\rho_k = \int_k \rho dx \quad (2.1.44)$$

$$\xi_k = \frac{1}{2} \left(\int_k \frac{f}{De} \rho dx + \sum \rho K \right) \quad (2.1.45)$$

式 (2.1.41) の微分方程式は、先程と同様の陰解法を用いて次式で書き表される。

$$\frac{\Delta u_k^*}{\Delta t} = \frac{1}{A_k} \left\{ F_{u,k} + \frac{\partial F_{u,k}}{\partial (\delta p_k)} \Delta (\delta p_k) + \frac{\partial F_{u,k}}{\partial \rho_k} \Delta \rho_k^* + \frac{\partial F_{u,k}}{\partial u_k^*} \Delta u_k^* \right\} \quad (2.1.46)$$

$$\left. \frac{\partial F_{u,k}}{\partial (\delta p_k)} \right|_n = -1 \quad (2.1.47)$$

$$\left. \frac{\partial F_{u,k}}{\partial (\rho_k^*)} \right|_n = \mp g \quad (2.1.48)$$

$$\left. \frac{\partial F_{u,k}}{\partial (u_k^*)} \right|_{n+1} = -2 \xi_k^{n+1} \left| u_k^{*n+1} \right| \quad (2.1.49)$$

以上の関係式を式 (2.1.46) に代入すると、次式を得る。

$$\frac{\Delta u_k^*}{\Delta t} = \frac{1}{A_k^n} \left\{ -\delta p_k^n - \Delta (\delta p_k) \mp g \rho_k^n \mp g \Delta \rho_k^* - \xi_k^{n+1} u_k^{*n+1} \left| u_k^{*n+1} \right| - 2 \xi_k^{n+1} u_k^{*n+1} \left| \Delta u_k^* \right| \right\} \quad (2.1.50)$$

ここで、添字 n は一つ前の時間における値を示し、 Δ は時間ステップ Δt 間のそれぞれの値の増分を示す。

各領域では、 Δt 間に $u^* \Delta t$ だけ流体が移動することによってのみ密度分布が変化し、その密度分布によって浮力が得られると仮定して、式 (2.1.50) の重力項における密度の増分を以下のように近似する。

$$\Delta \rho_k^* = \rho_{kin}^n \left(u_k^{*n} + \Delta u_k^* \right) \Delta t - \rho_{kout}^n \left(u_k^{*n} + \Delta u_k^* \right) \Delta t \quad (2.1.51)$$

ここで、 ρ_{kin} 、 ρ_{kout} はそれぞれ領域の入口と出口の密度である。

$$\rho_k^* = A_k^n \quad (2.1.52)$$

$$\xi_k^n = \left(\rho_{kin}^n - \rho_{kout}^n \right) g \Delta t \quad (2.1.53)$$

とすると、次式を得る。

$$\left(\frac{1}{\Delta t} + \frac{2 \xi_k^{n+1} \left| u_k^{*n+1} \right|}{A_k^n} \pm \frac{\xi_k^n}{A_k^n} \right) \Delta u_k^* + \frac{\Delta (\delta p_k)}{A_k^n} = -\frac{\delta p_k^n}{A_k^n} \mp g \mp \frac{\xi_k^n u_k^{*n+1}}{A_k^n} - \frac{\xi_k^{n+1} u_k^{*n+1} \left| u_k^{*n+1} \right|}{A_k^n} \quad (2.1.54)$$

領域内でモル平均流速が一定であるので、モル数が保存されることを考えれば、次の関係を得る。

$k = 1, 2, 3, 4, 6, 7, 8$

$$C_k \Delta u_k^* - C_{k+1} \Delta u_{k+1}^* = 0 \quad (2.1.55)$$

$k = 5$

$$C_k \Delta u_k^* + C_{k+1} \Delta u_{k+1}^* = 0 \quad (2.1.56)$$

式 (2.1.54) ~ (2.1.56) を式 (2.1.17) の境界条件の下に解いて、 Δu^* 、 $\Delta p (\Delta (\delta p_k) = \Delta p_j - \Delta p_{j-1})$ を計算する。得られた Δu^* 、 Δp から u^* 、 p を求め、繰り返し式 (2.1.54) ~ (2.1.56) を解く。以上の手順を Δu^* 、 Δp が十分小さくなつて、次式の収束条件を満たすまで繰り返し計算を進めた。

$$\max \left| \epsilon \left(\frac{\Delta u_k^*}{u_k^*} \right), \epsilon \left(\frac{\Delta p_j}{p_j} \right) \right| \leq 1 \times 10^{-5} \quad (2.1.57)$$

得られた u^* , p を用いて、A成分気体のモル数保存式（式（2.1.3））を解いて、求まったA成分気体のモル分率から、混合気体の密度を求めて計算を Δt 時間進めた。

風上差分法の適用

本解析においても、 $Pe_C < 2$ の場合は中心差分法を用いたが、 $Pe_C \geq 2$ の場合は風上差分法を適用し、 $2 \leq Pe_C < 30$ までは、Roberts-Weiss の対流差分法（convective-difference scheme）^[23]を、 $Pe_C \geq 30$ については1次精度の風上差分法（upwind-difference scheme）を用いて解析を行った。本解析では、流速が非常に遅く、対流により運ばれる空気量が十分小さい場合における状態での解析精度が重要であり、特に Re が大きくなる自然循環流発生後の流動に着目したものではない。そこで、解析では Pe_c が 2 を超える付近から急激に流速が早くなる場合を安定に解析するため、風上差分法を適用した。自然循環流が発生した時点が解析の終了であり、風上差分による数値粘性効果が第1段階の持続時間に及ぼす影響は十分小さい。

式（2.1.3）を Roberts-Weiss 対流差分法で差分化すると次式を得る。

$$\begin{aligned} & \frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai}^n}{\Delta t} + \frac{u_i^* + |u_i^*|}{4} \left(\frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai-1}^{n+1}}{\Delta x} + \frac{X_{Ai+1}^n - X_{Ai}^n}{\Delta x} \right) \\ & + \frac{|u_i^* - u_i^*|}{4} \left(\frac{X_{Ai+1}^{n+1} - X_{Ai}^{n+1}}{\Delta x} + \frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai-1}^n}{\Delta x} \right) \\ & = \frac{D_{AB}}{2} \left\{ \frac{X_{Ai-1}^{n+1} - 2X_{Ai}^{n+1} + X_{Ai+1}^{n+1}}{(\Delta x)^2} + \frac{X_{Ai-1}^n - 2X_{Ai}^n + X_{Ai+1}^n}{(\Delta x)^2} \right\} \end{aligned} \quad (2.1.58)$$

また、式（2.1.30）を1次の風上差分法で差分化すれば、

$$\begin{aligned} & \frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai}^n}{\Delta t} + \frac{u_i^* + |u_i^*|}{2} \left(\frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai-1}^{n+1}}{\Delta x} \right) + \frac{|u_i^* - u_i^*|}{2} \left(\frac{X_{Ai+1}^{n+1} - X_{Ai}^{n+1}}{\Delta x} \right) \\ & = D_{AB} \left\{ \frac{X_{Ai-1}^{n+1} - 2X_{Ai}^{n+1} + X_{Ai+1}^{n+1}}{(\Delta x)^2} \right\} \end{aligned} \quad (2.1.59)$$

となる。

2.1.3 実験および解析結果とその考察

実験と解析結果

逆U字管全体を 20°C に保った場合の実験と数値解析の結果を図 2.1.4 に示す。横軸は遮断弁開放後の経過時間、縦軸は窒素モル分率である。図中の記号が実験値で、実線が計算値である。この実験では、逆U字管の温度が一様であるため、窒素は分子拡散によって、逆U字管の両下端から浸入し、両端から等しい位置における窒素モル分率は等しい。実験結果は、 $u^* = 0$ として式（2.1.3）を解いて求めたモル分率の結果と良く一致した。なお、式（2.1.3）の代わりに質量基準で表わした拡散の式

$$\frac{\partial(\rho\omega_A)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho\omega_A u)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho D \frac{\partial\omega_A}{\partial x} \right) \quad (2.1.60)$$

（但し、 $\omega_A = \rho_A / \rho$ は A成分気体の質量分率）

で、 $u = 0$ として求めた計算結果を図 2.1.4 の破線で示すが、実験結果と差が生じた。これは、分子拡散により窒素が浸入する場合でも、分子の移動に伴う質量移動による局所質量平均速度は 0 でないことが原因である。質量基準の式では、等温等圧の系でも混合気体の密度は流路管の軸方向に分布を持つが、モル基準の式では混合気

体のモル密度は一定となるため、軸方向に一様となって解析上の取り扱いは簡単になる。

鉛直加熱管の平均温度が 256°C の場合の窒素モル分率の時間変化を図 2.1.5, 2.1.6 に、平均温度が 348°C の場合を図 2.1.7 に示し、各領域の平均温度を表 2.1.1 に示す。図中の記号は実験結果で、実線及び破線は計算結果である。実線は式 (2.1.3) と (2.1.5) を解いた場合のモル分率変化を示し、破線は $u^* = 0$ として式 (2.1.3) のみを解いた結果である。図 2.1.5 中の (△), (○) は、逆U字管の両端から 600mm の位置における高温側流路 H-1, 低温側流路 C-1 の窒素モル分率の時間変化を示しているが、高温側の窒素モル分率の方が低温側より高い値を示した。式 (2.1.3) において $u^* = 0$ として求めた解析結果と一致しないことから、モル分率変化に分子拡散以外の浸入過程による影響が現れていることがわかる。破線の計算結果には既に拡散係数の温度依存性の効果が考慮されているが、それでも実験結果を再現できないことから、実験開始後の初期段階から逆U字管内の密度差に伴い発生する浮力により高温側から低温側に向かう極めて流速の遅い混合気体の自然循環流が発生し、この循環流による窒素の輸送量が無視できず、高温側の窒素モル分率は、分子拡散により浸入する場合に比べて高い値を示したと考えられる。この実験では、約 210 分頃から窒素モル分率の増加勾配が上昇し、約 215 分後にして逆U字管全体が窒素に置換された。実線の解析結果はこの急激なモル分率の増加過程を忠実に再現している。図 2.1.8 に、逆U字管内の窒素モル分率分布の時間発展を示す。実線が計算値で記号は実験値である。これより、遮断弁開放直後は、逆U字管の両側から窒素が浸入していることがわかる。高温側のモル分率は時間の経過とともに上昇するが、低温側は極めて流速の遅い混合気体の自然循環流によってモル分率の上昇が押さえられている様子がわかる。

窒素モル分率の時間変化及び窒素の自然循環流発生時刻について、計算と実験結果が良く一致したことから、モル平均流速を混合気体の運動量保存式に用いたことによる誤差は十分小さく、妥当な仮定であると考えている。計算と実験結果の若干の差違は、主として、計算では各領域内の混合気体温度は一定であると仮定しているが、実際には領域内に温度分布が生じていることに起因するものと考えている。

Table 2.1.1 Average temperatures in each region for the analytical model of the reverse U-shaped tube

Region	T-1	T-2	T-3	T-4	T-5	T-6	T-7	T-8	T-9
Fig.2.1.4,2.1.5	19.3	19.3	256.4	154.0	124.1	59.2	26.3	17.7	17.7
Fig.2.1.6	20.8	20.8	348.0	245.0	207.0	96.2	32.4	19.5	19.5

非連成法による解析結果

前述の解析結果は、式 (2.1.2), (2.1.3) および (2.1.5) を連成させ、1つのマトリックスを構成して Gauss-Jordan 法を用いて、 u_k^* , p_j , X_{Ai} を解いたものであるが、この場合、その係数マトリックスが高々 150 × 150 程度であっても、1 ケースの計算に 1 時間以上 (FujitsuM780) の CPU 時間を要した。この解析法を用いて、実機における主配管破断事故時の空気浸入過程を解析する場合には、対象となる流路構成は複雑であり、化学反応を伴う多成分気体系を取り扱うこととなるため、連続の式と運動量保存式等を連立させて解を求めるには、より多くの計算時間が必要となる。一般に Gauss-Jordan 法は、Gauss 消去法の約 1.5 倍の基本演算を必要とし、逐次的な計算機システムでは演算回数がそのまま計算時間に反映されるため、次元数が大きくなるとこの差は無視できなくなる^[24]。元来 Gauss-Jordan 法は、並列計算機向きの解法であるといわれているが、たとえ並列計算機システムを用いても、実機に対して、本方法で計算することは非常に多くの CPU 時間を要することになる。そこで、2.1.2 項で述べたように運動量保存式中の重力項に現れる密度に仮定を加え、個々の方程式を交互に解く方法により計算時間の短縮と解析精度の検討を行った。

軸方向メッシュ長さ Δx は等しく固定して、時間ステップ巾 Δt のみを変化させた場合の両解析の比較結果を図2.1.9に示す。横軸はバルブ開放後の経過時間、縦軸は窒素モル分率である。ここではH-2, H-3, C-2, C-3におけるモル分率について比較した。図に示すように連成法と同じ $\Delta t = 1s$ として計算した場合の誤差は0.2%以下であり、このときのCPU時間は約1/6に短縮された。 $\Delta t = 5s$ のとき、窒素モル分率、自然循環流発生時刻についての誤差は0.5%以下であった。 Δt が大きくなるに連れて、窒素モル分率分布の発達は遅れ、第1段階の持続時間が長くなつた。 $\Delta t = 60s$ のとき、窒素モル分率は連成法の結果より5%小さくなり、第1段階の持続時間は10%長くなつた。本解析方法では比較的大きな時間ステップを用いることができるが、連成法と同じ時間ステップを用いても、十分計算時間を短縮することができ、その場合の計算誤差は0.2%以下であった。以上のことから、実機を解析対象とした場合の計算方法として有効であることがわかつた。

窒素浸入過程の考察

図2.1.10, 2.1.11に加熱管入口に設けた熱線風速計による流速を管内の流速分布が層流であると仮定して求めた断面内平均流速の時間変化を示す。図2.1.10は加熱管平均温度が256°Cの場合であるが、遮断弁開放直後、それまで逆U字管の両流路間の密度差により発生していた浮力に等しいだけの高さまで高温側流路内に窒素が浸入するため流速が急激に上昇するが、同時に浮力が小さくなつて流速は減少し、ゼロに漸近する。この状態が約210分まで継続し、突然窒素の自然循環流が発生した。流速が0m/sから約0.16m/sに達するのに要した時間はわずか10秒であり、自然循環流が発生するまでに210分要したことを考えれば、現象は急激であるといえる。このときの窒素の自然循環流の平均流速は定常状態で約0.15m/s、 $Re_d \approx 500$ であった。

数値解析においては、遮断弁開放後の初期段階における流速の計算値は約 $10^5 m/s$ のオーダーであり、窒素の自然循環流速の計算値は0.14m/sであった。そこで、逆U字管高さ(L)を代表長さとして、ペクレ数 $Pe = \frac{u^* L}{D_{AB}}$ を求めるとき、遮断弁開放から窒素の自然循環流が発生するまでは $0.1 < Pe < 3$ の範囲であり、式(2.1.3)における対流項と拡散項による窒素の移動量はほぼ同程度であると考えることができる。また、数値解析結果から、逆U字管の鉛直部分についてそれぞれ密度の積分平均値を求め、両流路の $\bar{\rho}gh$ を計算して密度差に伴う浮力($\Delta\bar{\rho}gh = (\bar{\rho}_c - \bar{\rho}_h)gh$)を求めた。この浮力と各流路の密度積分値の時間変化を図2.1.12に示すが、逆U字管の両側から窒素が浸入することによって浮力が打ち消されるため、窒素の自然循環流が発生しないことが分かる。自然循環流の発生直前では、低温側流路の密度積分値が大きくなつて浮力が増大していることから、低温側流路の密度積分値が高温側流路の密度積分値の最大値よりも大きくなつて窒素の自然循環流の発生に至っている。

以上のことから、逆U字型流路内への窒素浸入挙動のメカニズムについて考察した。図2.1.13に窒素浸入過程の概略を示す。破断直後は両流路にヘリウムが充填され、一方が高温、もう一方が低温であり、逆U字管の下部には常温でヘリウムの約7倍も密度の大きい窒素が存在している。この状態では窒素が逆U字管内を一巡するような自然循環流を発生させるだけの浮力は発生せず、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流により窒素が浸入する。時間の経過とともに両流路の混合気体密度が大きくなるが、前述のように密度差に伴う浮力は大きくならない。また、高温側流路における混合気体密度は、たとえ流路内がすべて窒素に置換されても高温による密度低下のため、その温度に対する窒素密度よりも大きくなることはない。したがつて、低温側の混合気体密度の積分値が高温側の密度積分値の最大値よりも大きくなると、浮力が大きくなり窒素の自然循環流が発生する。

本節以降では、遮断弁開放から窒素の自然循環流が発生するまでの分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流により、気体が浸入する過程を第1段階と呼び、窒素の自然循環流が発生して多量の窒素が浸入する過程を第2段階と呼ぶこととする。

次に、これまで行った実験について、窒素の自然循環流発生時間と逆U字管流路内の温度差による密度差と

管内と管外気体の種類による密度差の比 R_p により整理したものが図 2.1.14 である。この場合、密度差の比は、成分気体を理想気体であると仮定すると、

$$R_p = \frac{\Delta\rho_T}{\Delta\rho_C} = \frac{\rho_c - \rho_h}{\rho_o - \rho_c} = \frac{M_{He} \left(\frac{1}{T_c} - \frac{1}{T_h} \right)}{\frac{M_{N2}}{T_o} - \frac{M_{He}}{T_c}} \quad (2.1.61)$$

ここで、高温側流路平均温度 T_h 、低温側 T_c 、管外温度 T_o とし、本実験では $T_c = T_o$ と仮定しているので、式 (2.1.61) は

$$R_p = \frac{\frac{T_h - T_o}{T_h}}{\frac{M_{N2} - M_{He}}{M_{He}}} = \frac{\beta_T \Delta T \frac{T_o}{T_h}}{\beta_C \frac{M_{N2}}{M_{He}}} \quad (2.1.62)$$

となる。ここで、

$$\beta_T = \frac{1}{T_o}, \beta_C = 1 - \frac{M_{He}}{M_{N2}} \quad (2.1.63)$$

である。

管外気体が混合気体のときは、

$$\rho_o = \frac{pM_{N2}}{RT_o} X_{N2} + \frac{pM_{He}}{RT_o} (1 - X_{N2}) \quad (2.1.64)$$

であるから、式 (2.1.62) は

$$R_p = \frac{\beta_T \Delta T \frac{T_o}{T_h}}{\beta_C X_{N2} \frac{M_{N2}}{M_{He}}} \quad (2.1.65)$$

とできる。図から考察すると、第1段階の持続時間は一般に式 (2.1.65) の R_p すべての場合を一つの曲線で整理することができないが、 R_p の分母である $\Delta\rho_C$ を一定に保持しながら $\Delta\rho_T$ を変化させる場合は、第1段階の持続時間をある程度予測することができる。図中の○はヘリウム-窒素、△はヘリウム-ヘリウム・窒素混合気体、□は窒素-アルゴンの場合であるが、ヘリウム-窒素系に限っても、一方の気体が混合気体のときは、 $\Delta\rho_C$ が異なるため、同じ R_p の値に対しても第1段階の持続時間が異なる。

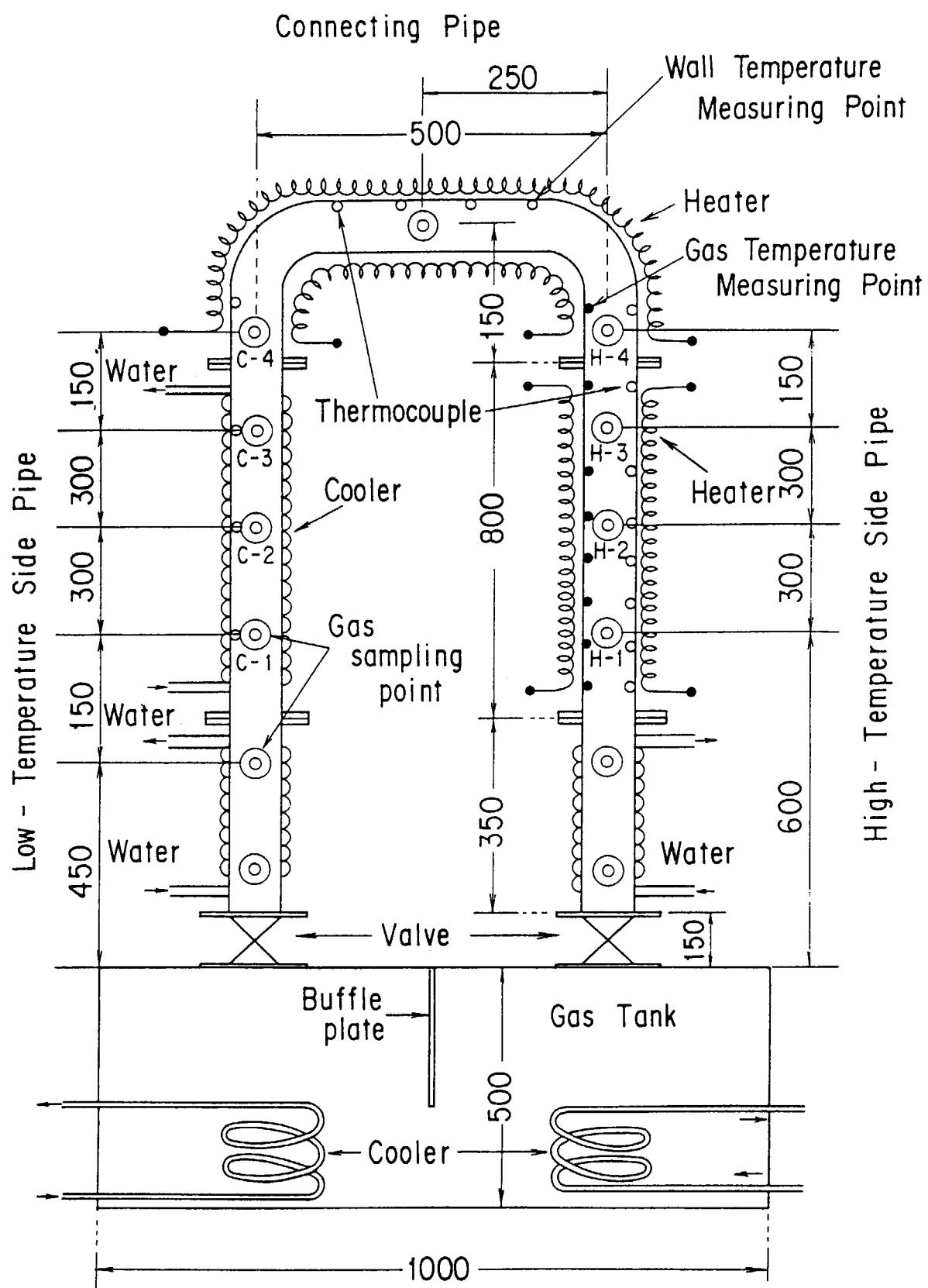


Figure 2.1.1 Experimental apparatus of a reverse U-shaped tube in a two-component gas system

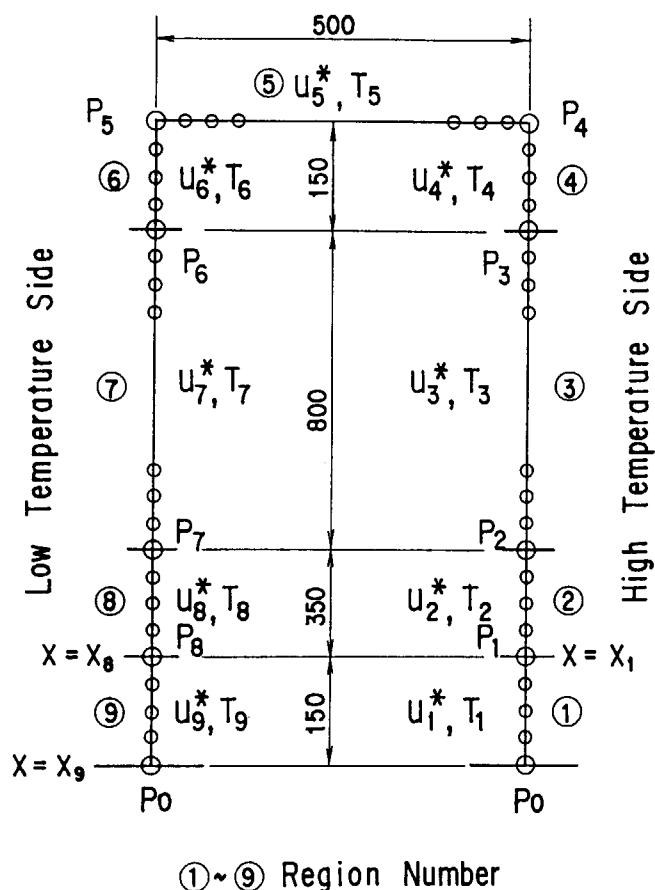


Figure 2.1.2 Analytical model of the reverse U-shaped tube

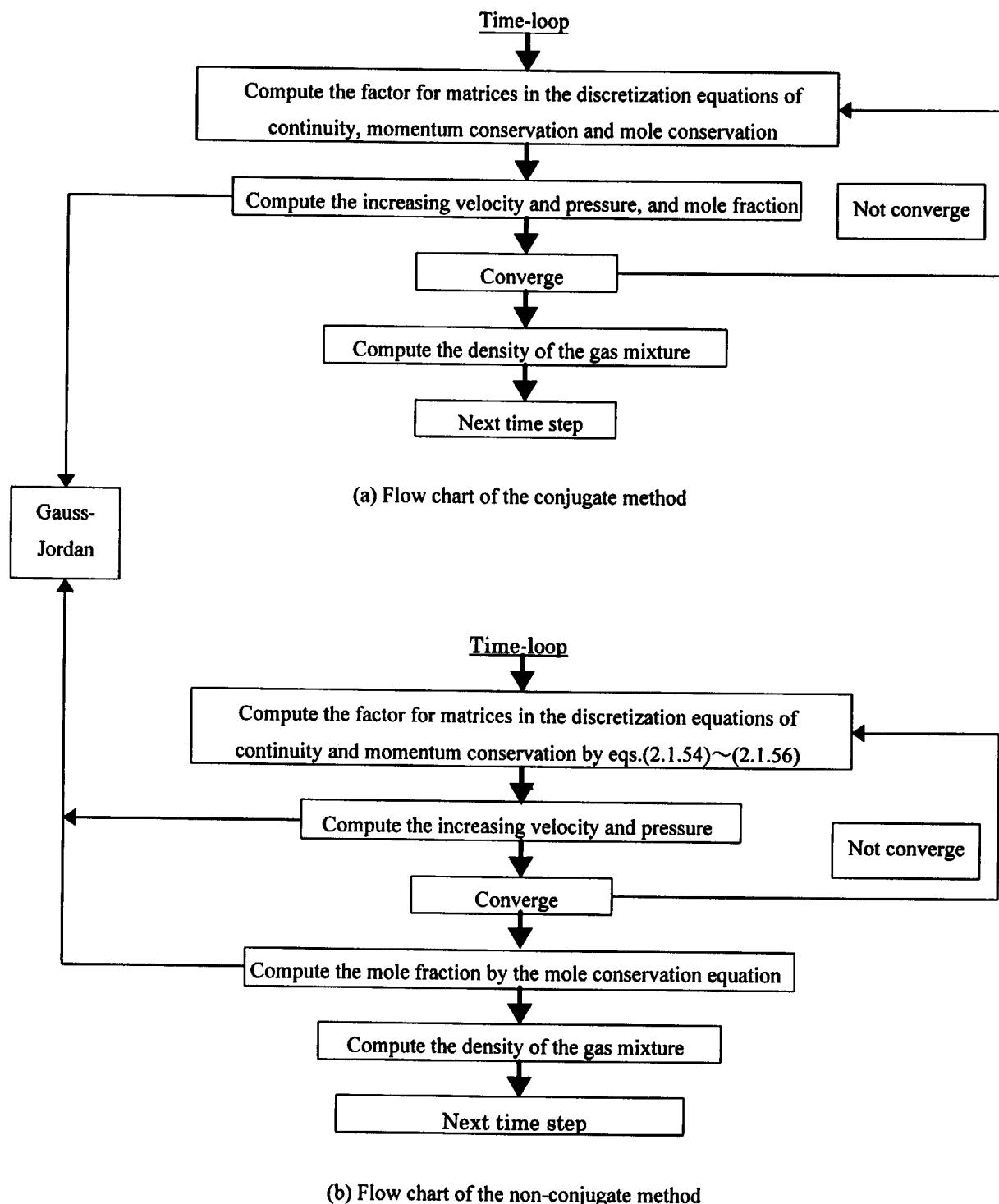


Figure 2.1.3 Flow chart of the conjugate and non-conjugate methods

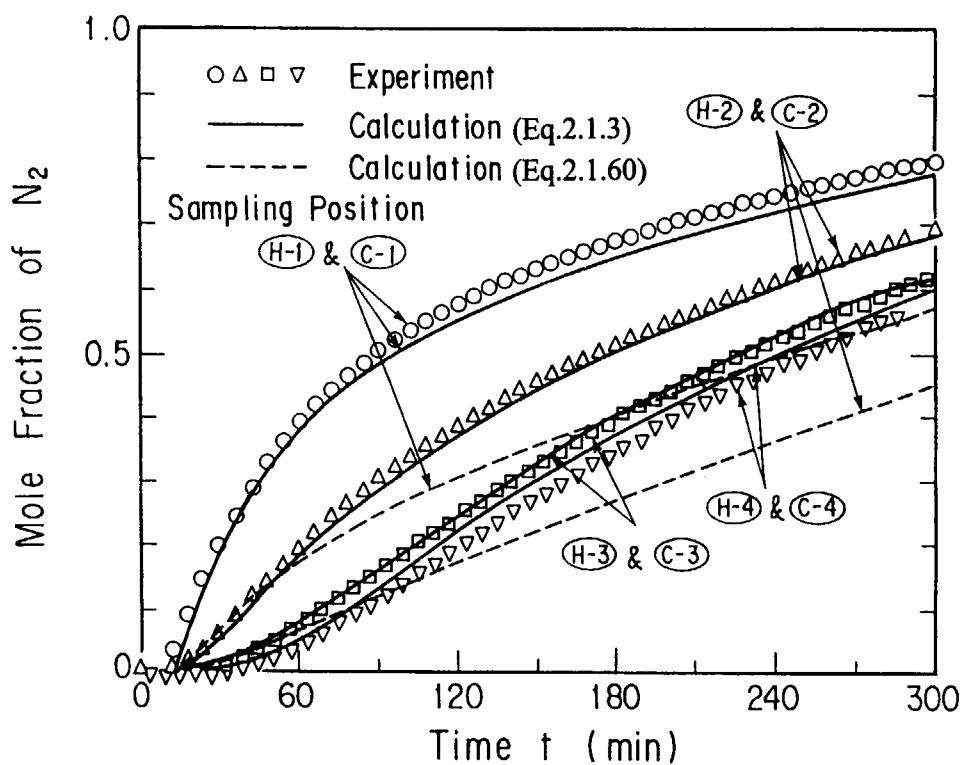


Figure 2.1.4 Mole fraction changes of nitrogen by molecular diffusion (average temperature of the heated pipe : 20°C)

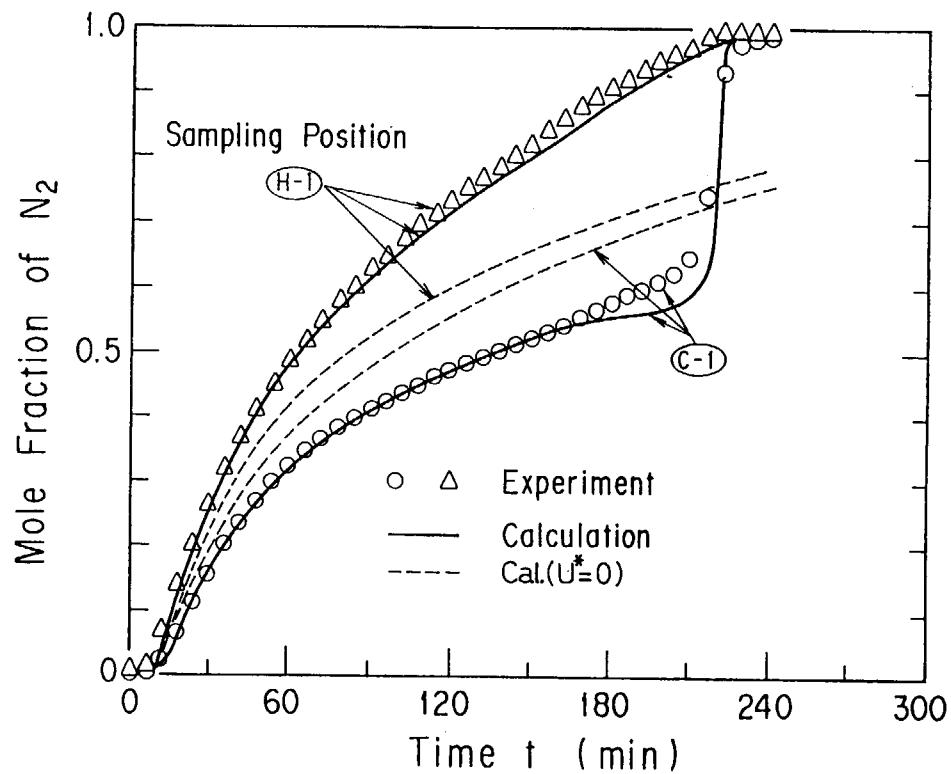


Figure 2.1.5 Mole fraction changes of nitrogen (average temperature of the heated pipe : 256°C)

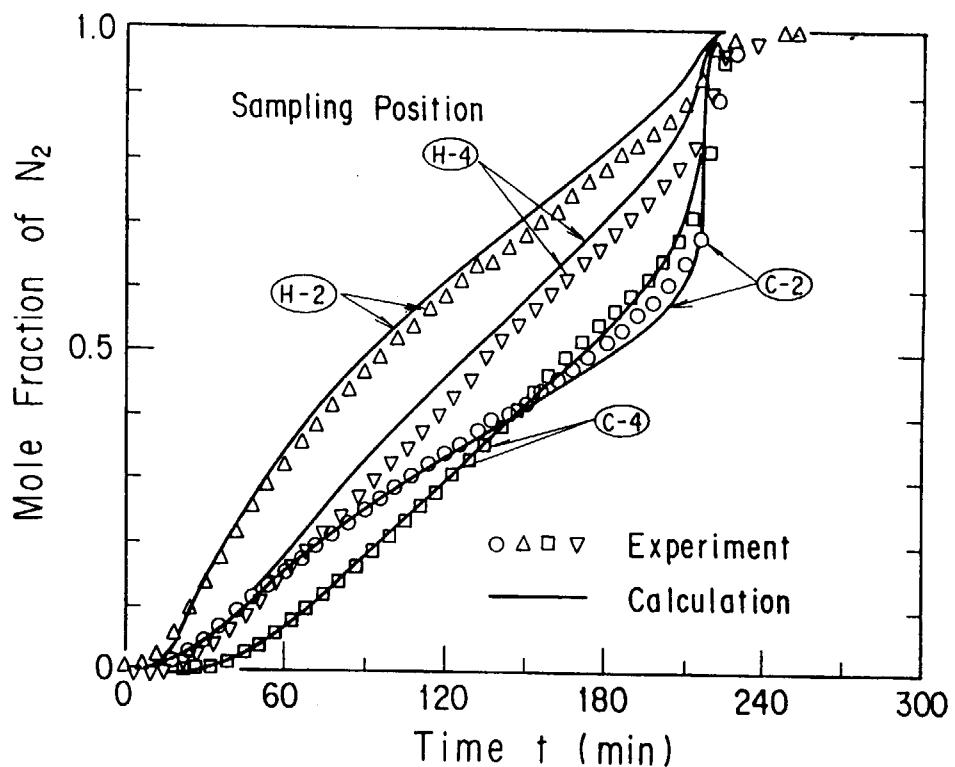


Figure 2.1.6 Mole fraction changes of nitrogen (average temperature of the heated pipe : 256°C)

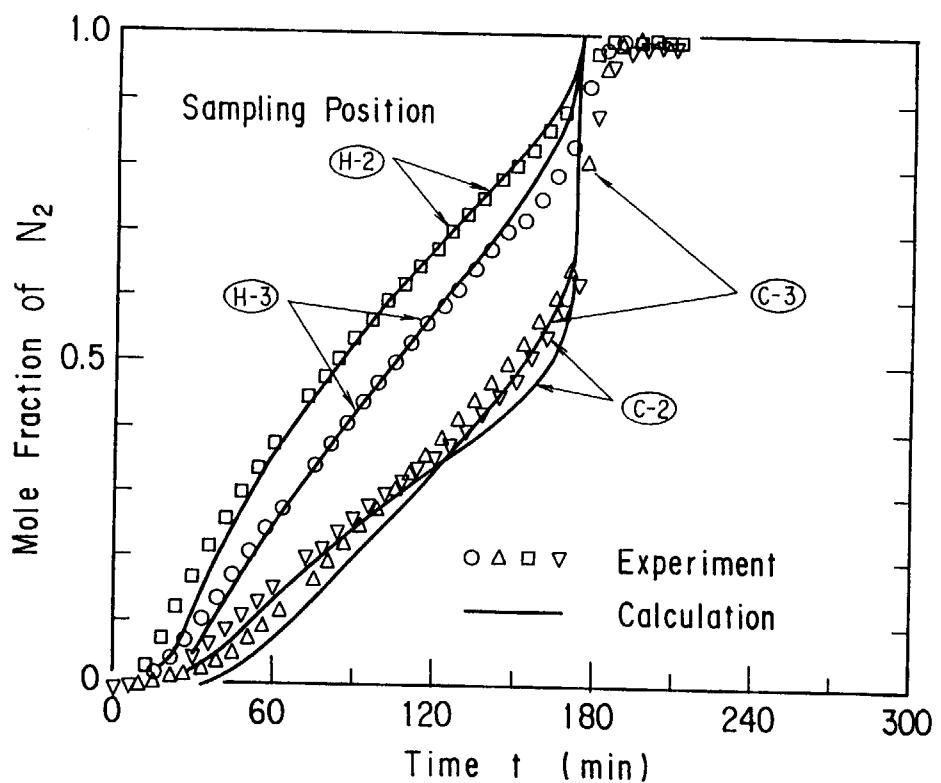
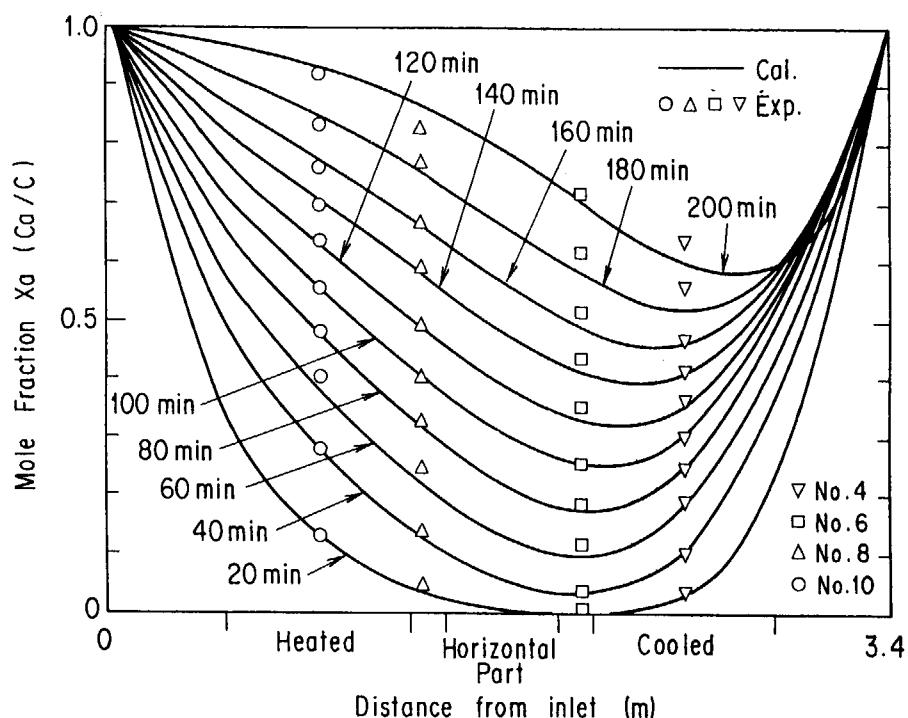


Figure 2.1.7 Mole fraction changes of nitrogen (average temperature of the heated pipe : 348°C)



Time variation of the mole fraction distribution

Figure 2.1.8 Distribution of nitrogen mole fraction in the tube

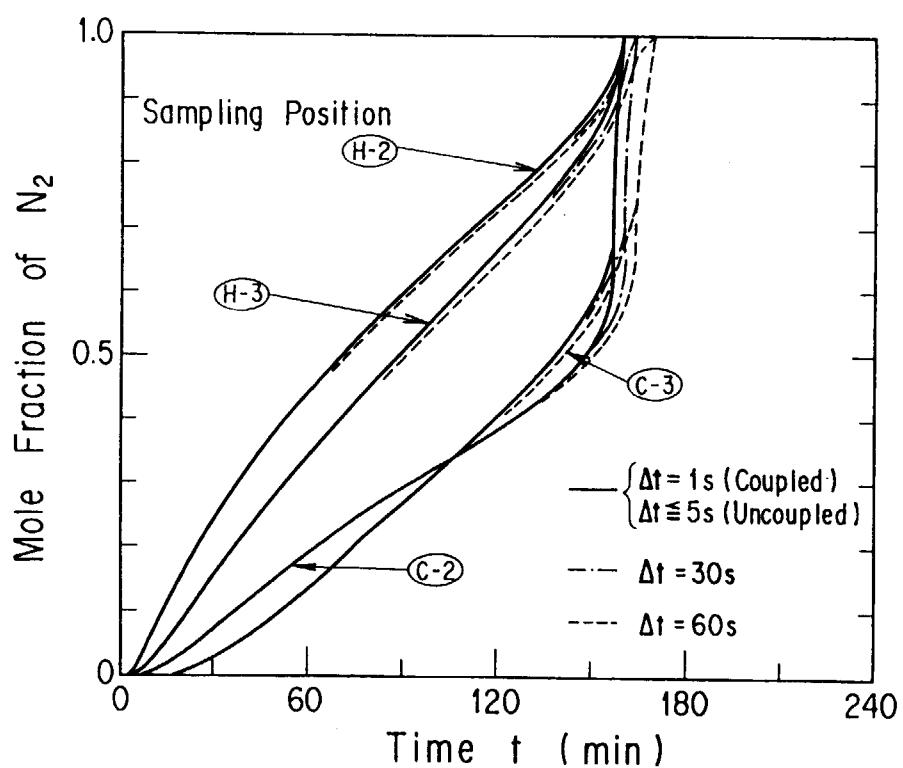


Figure 2.1.9 Analytical results by the conjugate and non-conjugate methods

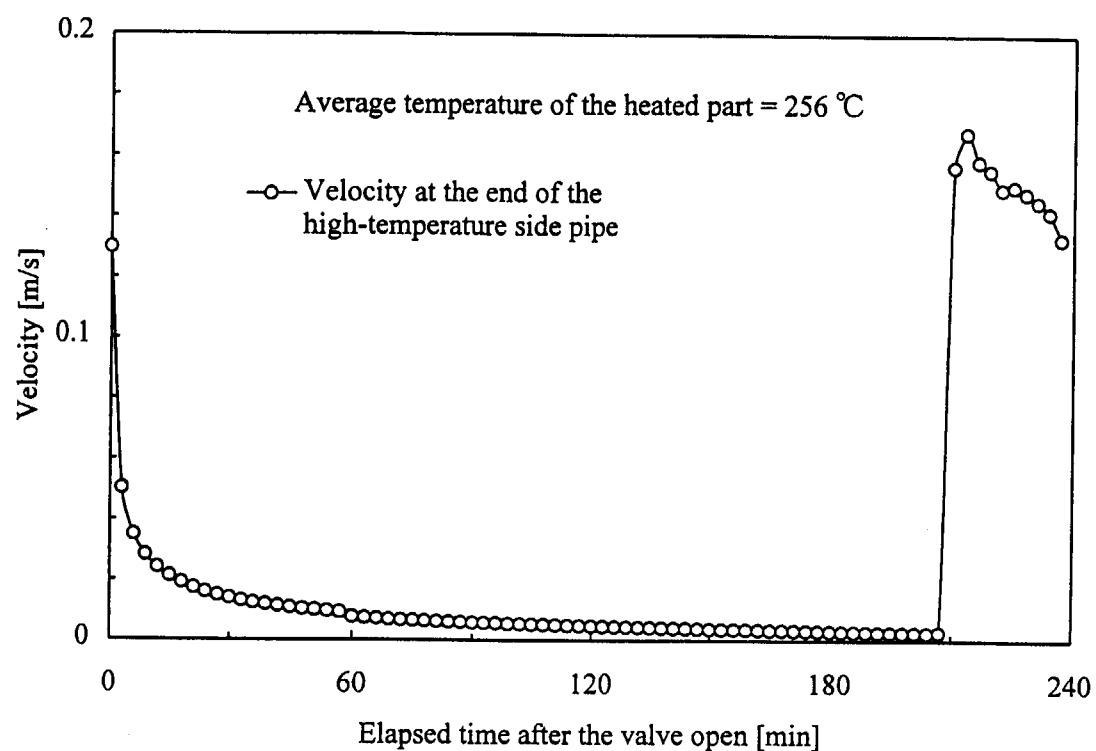


Figure 2.1.10 Ingress velocity change of nitrogen at the inlet of high-temperature side pipe (average temperature of the heated pipe : 256°C)

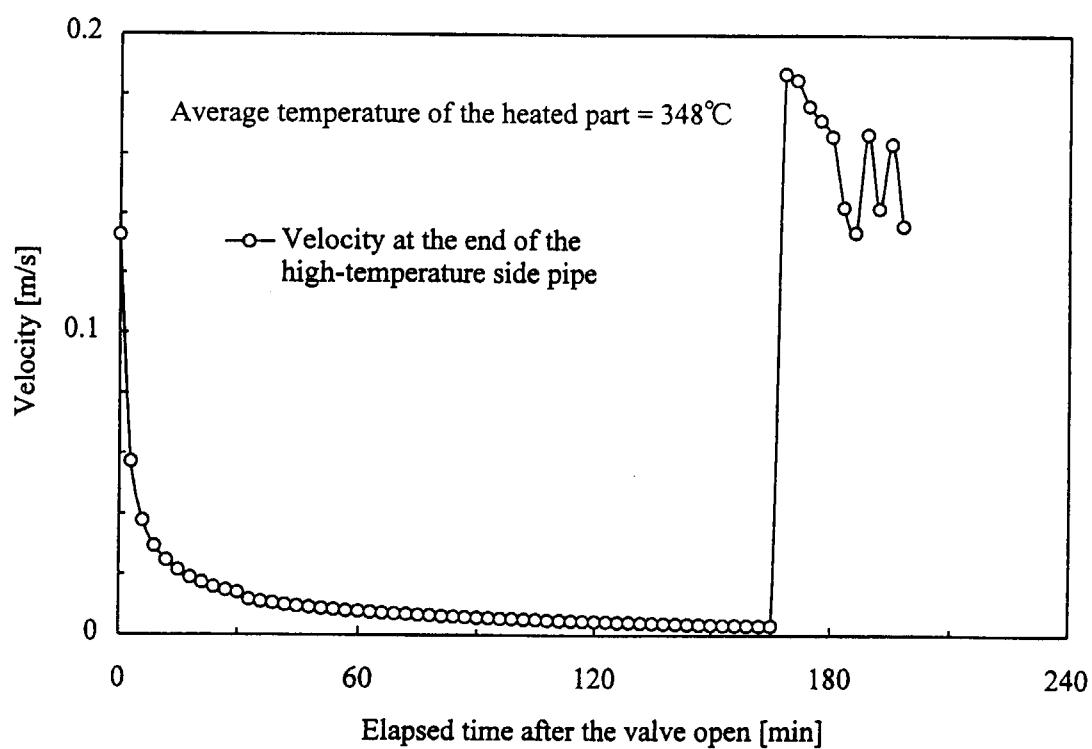


Figure 2.1.11 Ingress velocity change of nitrogen at the inlet of high-temperature side pipe (average temperature of the heated pipe : 348°C)

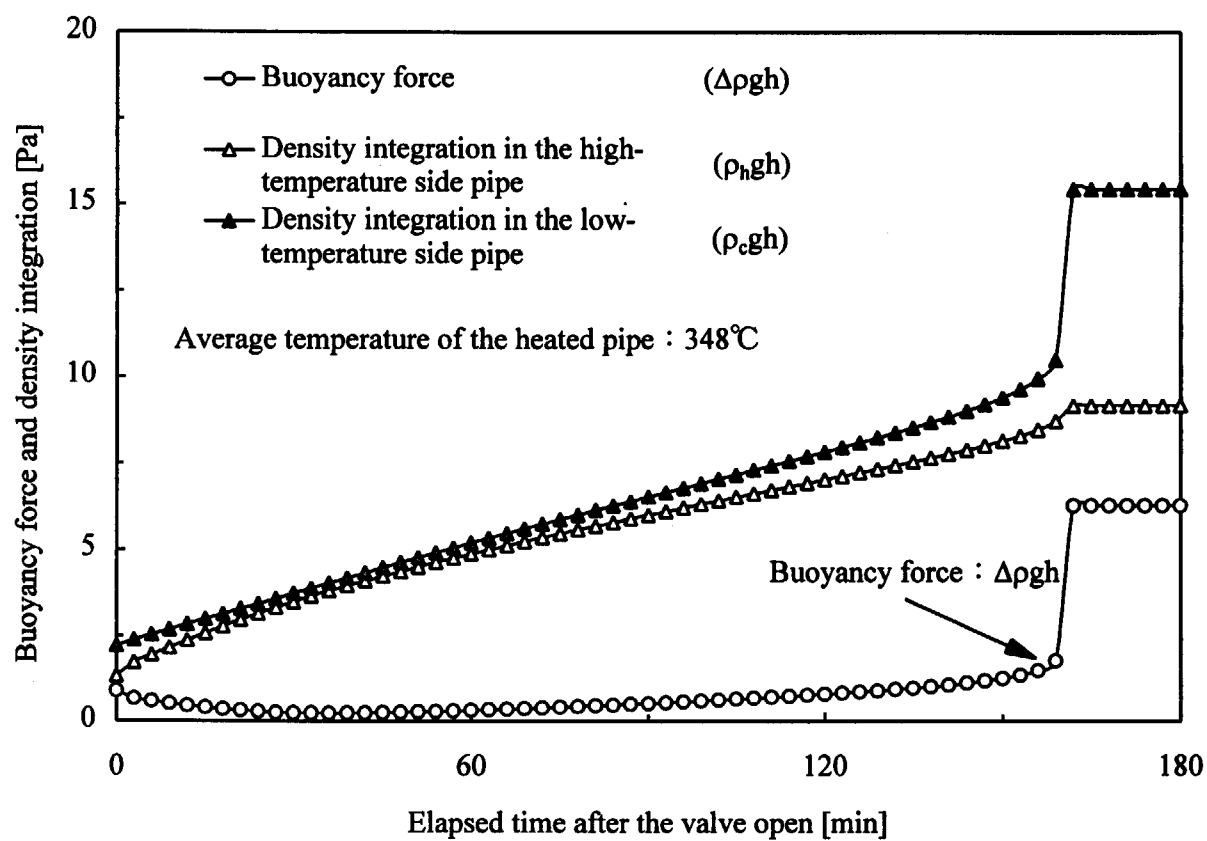


Figure 2.1.12 Time varying of the buoyancy force and the density integration of the gas mixture in both channels (analytical results)

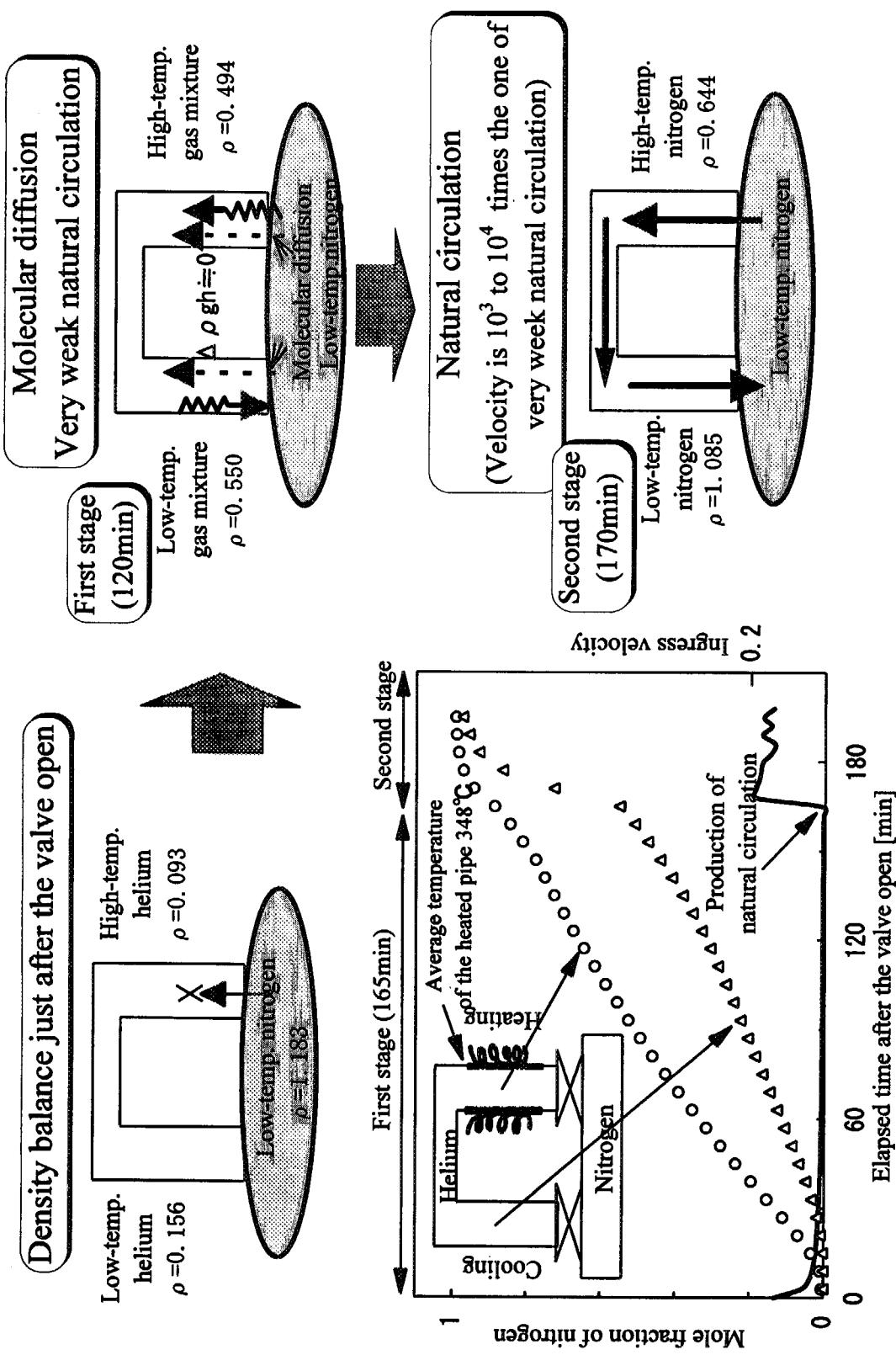


Figure 2.1.13 Mechanism of nitrogen ingress process

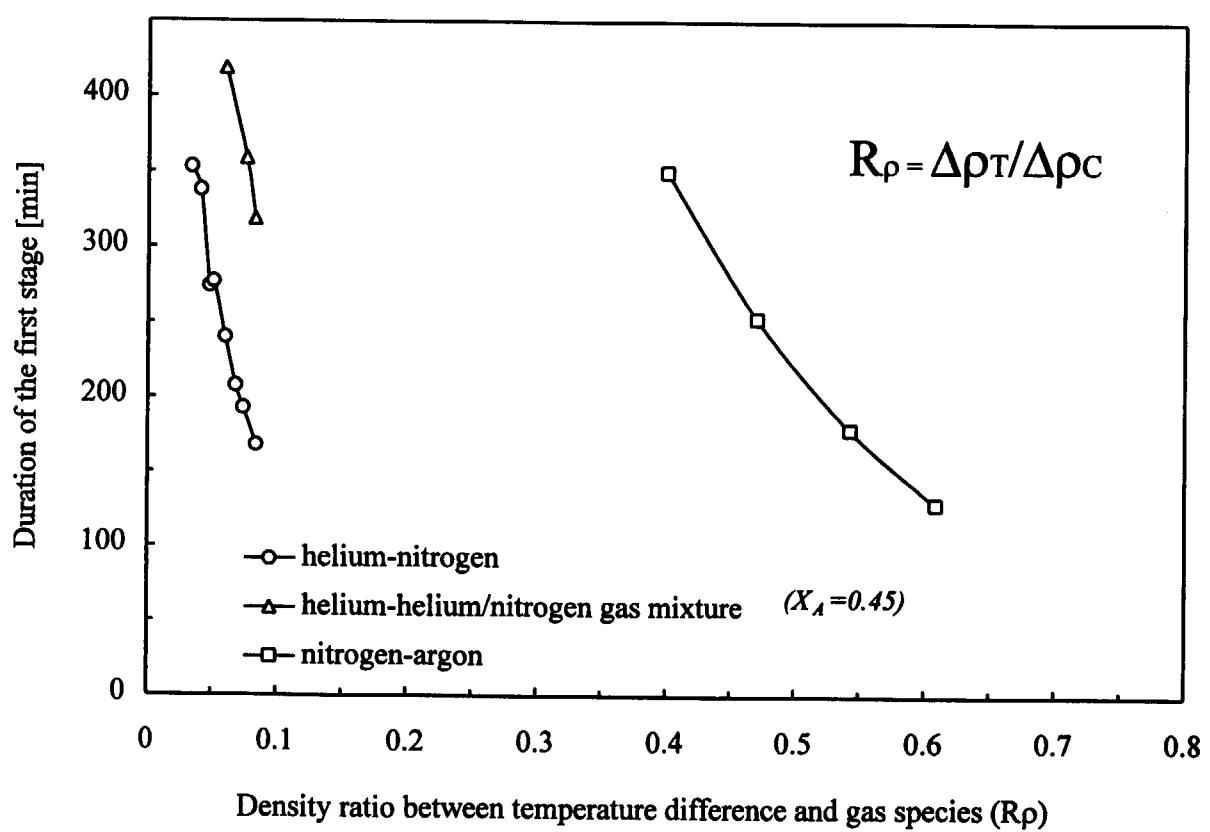


Figure 2.1.14 Relationship between the duration of the first stage and the density ratio

2.2 基礎方程式の無次元化に関する考察^[25]

2.1 節の数値解析では、連続の式、運動量保存式と成分気体のモル数保存式を連立させて1つのマトリックスを構成して解く方法と運動量保存式を独立に解く方法を検討した。しかしながら、これらはいずれも次元量を用いた解析であるため、解析結果に一般性を持たせることができ難であった。そこで本節では、2成分気体系の分子拡散と自然循環流による移動現象を無次元数で整理するために、混合気体密度を2種類の近似式で表した場合の数値解析を行い、浸入過程の検討を行った。

2.2.1 基礎方程式の無次元数表示

解析モデルを図2.2.1に示すが、逆U字型流路を温度の異なる2つの領域に分け、一方を高温、もう一方を低温とした流路を解析の対象とした。両流路の下端はそれぞれ無限空間に開放されていると仮定した。本解析では2.1.2項と同様の仮定を設け、無次元変数を以下のように決めた。

$$\text{無次元距離: } x^* = \frac{x}{L_0} \quad (2.2.1)$$

$$\text{無次元時間: } t^* = \frac{u_0 t}{L_0} = \frac{D_0 t}{L_0^2} \quad (2.2.2)$$

$$\text{無次元流速: } u^* = \frac{u}{u_0} = \frac{u L_0}{D_0} \quad (2.2.3)$$

$$\text{無次元圧力: } p^* = \frac{p}{(\rho_0 u_0^2)} = \frac{p L_0^2}{(\rho_0 D_0^2)} \quad (2.2.4)$$

$$\text{無次元温度: } T^* = \frac{(T - T_0)}{(T_h - T_c)} \quad (2.2.5)$$

$$\text{無次元濃度: } X_B^* = \frac{(X_B - X_{B\min})}{(X_{B\max} - X_{B\min})} \quad (2.2.6)$$

ここで、 L_0 は逆U字管の高さ、 T_h は逆U字管の高温側流路の温度、 T_0 は管外気体の温度、 ρ_0 は管外気体の密度、 D_0 は T_0 における2成分気体の相互拡散係数、 $u_0 = D_0/L_0$ は拡散に基づく流速である。

以上の無次元数を用いると、2成分気体の挙動を表す基礎式は次のように書ける。

混合気体の連続の式：

$$\frac{\partial C}{\partial t^*} + \frac{\partial(Cu^*)}{\partial x^*} = 0 \quad (2.2.7)$$

ここで、温度(T)、圧力(p)、モル密度(C)は時間的に一定と仮定することから、式(2.2.7)は次式となる。

$$\frac{\partial(Cu^*)}{\partial x^*} = 0 \quad (2.2.8)$$

B成分気体のモル数保存式：

$$\frac{\partial X_B^*}{\partial t^*} + u^* \frac{\partial X_B^*}{\partial x^*} = D^* \frac{\partial^2 X_B^*}{\partial x^{*2}} \quad (2.2.9)$$

混合気体の運動量保存式：

$$\frac{\partial u^*}{\partial t^*} = -\frac{\partial p^*}{\partial x^*} + Gr_T Sc^2 T^* + Gr_C Sc^2 X_B^* - \frac{I}{2} Sc \frac{f^*}{De^*} u^* |u^*| \quad (2.2.10)$$

式 (2. 2. 10) を各領域内で積分すると、 u^* は x^* の関数ではないので、次式となる。

$$\frac{\partial u^*}{\partial t} \int dx^* = - \int dp^* + Gr_T Sc^2 \int T^* dx^* + Gr_C Sc^2 \int X_B^* dx^* - \frac{1}{2} \frac{Sc}{De} u^* |u^*| \int \frac{f^*}{De} dx^* \quad (2. 2. 11)$$

ここで、基礎式における無次元数を以下のように定義する。

$$\text{グラスホフ数: } Gr_T = \frac{g\beta_T(T_h - T_0)L_0^3}{v_0^2} \quad (2. 2. 12)$$

$$\text{グラスホフ数: } Gr_C = \frac{g\beta_C(X_{B\max} - X_{B\min})L_0^3}{v_0^2} \quad (2. 2. 13)$$

$$\text{シュミット数: } Sc = \frac{v_0}{D_0} \quad (2. 2. 14)$$

$$\text{レイノルズ数: } Re = \frac{uDe}{v} \quad (2. 2. 15)$$

$$\text{2成分系拡散係数: } D^* = \frac{D}{D_0} \quad (2. 2. 16)$$

$$\text{粘性係数: } v^* = \frac{v}{v_0} \quad (2. 2. 17)$$

$$\text{流路直径: } De^* = \frac{De}{L_0} \quad (2. 2. 18)$$

$$\text{摩擦係数: } f^* = \frac{64}{Re^*} \quad (2. 2. 19)$$

ここで、 g は重力加速度、 M_A 、 M_B は各成分気体の分子量で、A 成分は重い気体（例えば窒素）、B 成分は軽い気体（例えばヘリウム）を表す。また摩擦係数は管内層流の値^[17]を用いた。 β_T 、 β_C はそれぞれ熱膨張係数、濃度膨張係数で以下のように定義する。

$$\text{熱膨張係数: } \beta_T = \frac{1}{T_0} \quad (2. 2. 20)$$

$$\text{濃度膨張係数: } \beta_C = 1 - \frac{M_B}{M_A} \quad (2. 2. 21)$$

2. 2. 2 2成分混合気体密度の近似式と適用範囲

温度と濃度変化が小さい場合の混合気体密度の近似式

一般に液体のような密度変化に対する温度、濃度依存性が小さい流体の場合は、

$$\rho = \rho_0 \left\{ 1 - \beta_T(T - T_0) - \beta_C(X_B - X_{B\min}) \right\} \quad (2. 2. 22)$$

で、混合物の密度を表すことが多い^[16]。このときは、通常 Boussinesq 近似を用いて、運動量保存式中の重力項 $(\rho_0 - \rho)/\rho_0$ を求めると、温度と濃度の Gr 数に分離することができる^[26]。しかしながら、本解析では Boussinesq 近似を用いないことから、2成分混合気体の密度を以下の式で近似した。

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{\rho_0} \left\{ 1 + \beta_T(T - T_0) + \beta_C(X_B - X_{B\min}) \right\} \quad (2. 2. 23)$$

式 (2. 2. 23) を用いて、運動量保存式中の重力項における $(\rho_0 - \rho)/\rho$ を求めると次式となる。

$$\frac{\rho_0 - \rho}{\rho} = \beta_T(T - T_0) + \beta_C(X_B - X_{Bmin}) \quad (2.2.24)$$

式(2.2.24)からわかるように、混合気体密度に式(2.2.23)を用いた場合には運動量保存式中の重力項を温度と濃度のグラスホフ数に分離することができて、式(2.2.10)のように表すことができる。ところが、式(2.2.23)は成分気体のモル分率のすべての範囲($0 \leq X_B \leq 1$)について、実際の2成分混合気体の密度を正確に記述できない。1成分気体の場合、理想気体を仮定すると密度は一般に

$$\frac{I}{\rho} = \frac{I}{\rho_0} \left\{ 1 + \beta_T(T - T_0) \right\} \quad (2.2.25)$$

で表される。2成分気体の温度が等しい場合、混合気体の密度は、

$$\rho = \rho_A X_A + \rho_B X_B = \rho_A (1 - X_B) + \rho_B X_B \quad (2.2.26)$$

で表されるため、 ρ_A 、 ρ_B がそれぞれ式(2.2.25)で表されることを考えると、式(2.2.23)の形に一致しないことがわかる。例えば、He-N₂系2成分混合気体について、Soave-Redlich Kwong式^[19]から求めた混合気体の密度と式(2.2.23)から求めた密度の結果を図2.2.2に示すが、式(2.2.23)との誤差が10%以内となるのは図の斜線部分であり、 $0 \leq X_B \leq 0.14$ のときは、常温から1000Kまでの比較的広い温度範囲について適用できることがわかる。2成分気体のモル分率差が大きくなると、式(2.2.23)で計算される密度の方がSoave-Redlich Kwong式から求めた混合気体の密度よりも大きくなつて、適用できる温度範囲が狭くなる。これはHe-N₂系のように β_C が1に近い(分子量比(M_B/M_A)が小さい)場合は2成分気体のモル分率差を大きくとれないことを意味する。逆に分子量比が1に近づくとモル分率差を大きく取れるため、例えば、N₂-Ar系2成分混合気体の場合について混合気体密度を試算すると、誤差が10%以内となるのは、 $0 \leq X_B \leq 0.5$ であれば1000K程度までの温度範囲に適用できる。

温度と濃度の変化が大きい場合の混合気体密度の近似式

次に2成分気体の種類に依存せず、モル分率が0から1まで全ての範囲について、且つ広い温度範囲において2成分混合気体の密度の近似式を求めた。2成分気体の密度がそれぞれ式(2.2.25)で表されるとすれば、

$$\frac{I}{\rho_A} = \frac{I}{\rho_{A0}} \left\{ 1 + \beta_T(T - T_0) \right\} \quad (2.2.27)$$

$$\frac{I}{\rho_B} = \frac{I}{\rho_{B0}} \left\{ 1 + \beta_T(T - T_0) \right\} \quad (2.2.28)$$

となる。また、2成分混合気体密度は式(2.2.26)より、

$$\rho = \rho_A X_A + \rho_B X_B = \rho_A (1 - X_B) + \rho_B X_B \quad (2.2.29)$$

となる。理想気体の状態方程式は

$$p = \frac{\rho}{M} RT \quad (2.2.30)$$

であるから、逆U字管内には軽い気体(B成分気体)、管外には重い気体(A成分またはAとBの混合気体)が存在すると仮定すると、管外気体の密度は式(2.2.29)より、

$$\rho_0 = \rho_{A0} X_{A0} + \rho_{B0} X_{B0} = \rho_{A0} (1 - X_{B0}) + \rho_{B0} X_{B0} \quad (2.2.31)$$

となる。 X_{B0} は X_B の最小値であるから、 $X_{B0} = X_{Bmin}$ とし、式(2.2.30)の関係を用いると、

$$\begin{aligned}\rho_0 &= \frac{p_0 M_A}{R_0 T_0} (1 - X_{B\min}) + \frac{p_0 X_B}{R_0 T_0} X_{B\min} = \frac{p_0 M_A}{R_0 T_0} \left(1 - X_{B\min} + \frac{M_B}{M_A} X_{B\min} \right) \\ &= \rho_{AO} (1 - \beta_{CO} X_{B\min})\end{aligned}\quad (2.2.32)$$

となる。ここで、

$$\beta_{CO} = 1 - \frac{M_B}{M_A} \quad (2.2.33)$$

次に、管内の混合気体の密度は、式 (2.2.27), (2.2.28), (2.2.29) より

$$\rho = \rho_A X_A + \rho_B X_B = \frac{\rho_{AO} X_A + \rho_{BO} X_B}{1 + \beta_T (T - T_0)} \quad (2.2.34)$$

であるから、

$$\begin{aligned}\rho_{AO} X_A + \rho_{BO} X_B &= \rho_{AO} (1 - X_B) + \rho_{BO} X_B \\ &= \frac{p_0 M_A}{R_0 T_0} \left[1 - (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^* - X_{B\min} + \frac{M_B}{M_A} \left\{ (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^* + X_{B\min} \right\} \right] \\ &= \rho_{AO} \left\{ 1 - \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^* - \beta_{CO} X_{B\min} \right\}\end{aligned}\quad (2.2.35)$$

となるので式 (2.2.34) は、

$$\rho = \rho_{AO} \frac{1 - \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^* - \beta_{CO} X_{B\min}}{1 + \beta_T (T_h - T_0) T^*} \quad (2.2.36)$$

ここで、管外気体がすべて A 成分気体の場合は $X_{B\min} = 0$ であるから、式 (2.2.36) は簡単になって、

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{\rho_{AO}} \frac{1 + \beta_T (T_h - T_0) T^*}{1 - \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^*} \quad (2.2.37)$$

となる。この式 (2.2.37) を用いて前項の場合と同様に式 (2.2.10) の運動量保存式中の重力項を考えれば、

$$\begin{aligned}\frac{\rho_0 - \rho}{\rho} &= \frac{\rho_{AO} (1 - \beta_{CO} X_{B\min}) - \rho_{AO} \frac{1 - \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^* - \beta_{CO} X_{B\min}}{1 + \beta_T (T_h - T_0) T^*}}{\rho_{AO} \frac{1 - \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^* - \beta_{CO} X_{B\min}}{1 + \beta_T (T_h - T_0) T^*}} \\ &= \frac{(1 - \beta_{CO} X_{B\min}) \left\{ 1 + \beta_T (T_h - T_0) T^* \right\} - 1 + \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^* + \beta_{CO} X_{B\min}}{1 - \beta_{CO} X_{B\min} - \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^*} \\ &= \frac{(1 - \beta_{CO} X_{B\min}) \beta_T (T_h - T_0) T^* + \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^*}{1 - \beta_{CO} X_{B\min} - \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^*}\end{aligned}\quad (2.2.38)$$

となり、特に $X_{B\min} = 0$ のときは簡単になり、

$$\frac{\rho_0 - \rho}{\rho} = \frac{\beta_T (T_h - T_0) T^* + \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^*}{1 - \beta_{CO} (X_{B\max} - X_{B\min}) X_B^*} \quad (2.2.39)$$

となる。

温度膨張係数は、 $X_B = X_{B\min}$ のとき、

$$\beta_T = 1/T_0 \quad (2.2.40)$$

濃度膨張係数は、 $T = T_0$ のとき、

$$\beta_C = \frac{M_A - M_B}{M_A - (M_A - M_B) X_{B0}} \quad (2.2.41)$$

とできる。さらに、管外気体が A 成分気体のときは $X_{B0} = X_{B\min} = 0$ となり、このときの $\beta_C = \beta_{CO}$ とすれば、

$$\beta_{CO} = 1 - \frac{M_B}{M_A}$$

となって、式(2.2.33)となる。

したがって、式(2.2.34)を用いて運動量保存式を無次元化した場合は以下のように書き直すことができる。

$$\frac{\partial u^*}{\partial t^*} = -\frac{\partial p^*}{\partial x^*} + Gr_T Sc^2 T^{**} + Gr_C Sc^2 X_B^{**} - \frac{l}{2} Sc \frac{f^*}{De^*} u^* |u^*| \quad (2.2.42)$$

ただし、

$$T^{**} = \frac{T^*}{1 - \beta_C (X_{Bmax} - X_{Bmin}) X_B^*} \quad (2.2.43)$$

$$X_B^{**} = \frac{X_B^*}{1 - \beta_C (X_{Bmax} - X_{Bmin}) X_B^*} \quad (2.2.44)$$

である。式(2.2.43)と式(2.2.44)を用いると、形式上温度と濃度のグラスホフ数を分離した形で書くことができるが、実際には T^{**} の中に X_B^* が含まれているため、あるモル分率に対する無次元温度と解釈しなければならない。また、 $\beta_C (X_{Bmax} - X_{Bmin}) \approx 0$ の場合には、式(2.2.43)、(2.2.44)から式(2.2.42)は、式(2.2.10)に一致する。

数値解法と初期、境界条件

本解析における未知数 u^*, p^*, X_B^* は式(2.2.8)、(2.2.9)、(2.2.11)を解くことにより求まる。このとき、現象を支配する主なパラメータは、 $Gr_T Sc^2$ 、 $Gr_C Sc^2$ 、 $Sc \cdot f^*/De^*$ 、 D^* であるが、このうち式(2.2.11)の第4項に含まれる $Sc \cdot f^*/De^*$ については、流速が非常に遅く（本解析の範囲では $2.4 \times 10^{-2} < u^* < 2.4 \times 10^2$ ）、結果にほとんど影響を与えたなかった。 D^* については温度の関数（ $D^* \propto (T/T_0)^{3/2}$ ）になっているため、流路の温度を与えたときに一意的に決まる。本解析は、 $1 < D^* < 1.13$ 、 $3.0 \times 10^8 < Gr_T Sc^2 < 2.5 \times 10^{10}$ 、及び、 $1.4 \times 10^8 < Gr_C Sc^2 < 8.5 \times 10^{10}$ の範囲について行った。

初期条件、境界条件は以下のように設定した。

初期条件： $t^* \leq 0$

$$\begin{aligned} x^* = 0,2; X_A^* = 1, X_B^* = 0, p^* = p_0^* \\ 0 < x^* < 2; X_A^* = 0, X_B^* = 1, p^* = p_0^* \end{aligned} \quad (2.2.45)$$

境界条件： $t^* > 0$

$$x^* = 0,2; X_A^* = 1, X_B^* = 0, p^* = p_0^* \quad (2.2.46)$$

$$x^* = l; D_I^* C_I \left[\frac{dX_B^*}{dx^*} \right]^- = D_2^* C_2 \left[\frac{dX_B^*}{dx^*} \right]^+ \quad (2.2.47)$$

ここで、下添字1、2は各々領域1及び2の値である。さらに上添字の-、+は領域の境界面における両側の値で、-が高温側、+が低温側を表す。

流速、圧力、濃度は、2.1.2項の有次元解析の場合と同様に式(2.2.8)、(2.2.9)、(2.2.11)を連立して解くことによって求めることができる。時間はオイラーの陰解法を、空間はハイブリッド^[27]法を用いて風上差分に切換え、ロバートワイズの対流差分法^[23]を使用した。収束の判定条件は次式とした。

$$\max \left| \varepsilon \left(\frac{u^{*n+1} - u^{*n}}{u^{*n}} \right), \varepsilon \left(\frac{p^{*n+1} - p^{*n}}{p^{*n}} \right), \varepsilon \left(\frac{X_B^{*n+1} - X_B^{*n}}{X_B^{*n}} \right) \right| \leq 1 \times 10^{-4} \quad (2.2.48)$$

2.2.3 数値解析結果とその考察

まず混合気体の密度を式(2.2.23)で近似した場合の $x^*=0.414, 0.828, 1.172, 1.586$ における、A成分気体のモル分率と高温側流路入口でのペクレ数 $Pe = u^* De^*/D^*$ の時間変化を図2.2.3に示す。横軸は無次元時間、縦軸はA成分気体のモル分率 X_A^* であり、グラスホフ(Gr)数とシュミット(Sc)数の2乗との積は、 $Gr_T Sc^2 = 3.94 \times 10^8$, $Gr_C Sc^2 = 8.52 \times 10^8$ である。計算開始直後($t^*=0$)は、初期状態において高低温の流路間で発生する浮力($(\rho_{Bc} - \rho_{Bh})gL_0$)とバランスするだけのA成分気体が瞬間に浸入するため、流速が速くなる。そのため Pe 数は計算開始直後の値($Pe=0$)から急激に立ち上がり大きな値を示す(図の点線)。しかし、発生した浮力は、逆U字管外側空間の密度の大きい気体(A成分)の自然循環流を発生させるほど大きくない。 $(\rho_{Bc} - \rho_{Bh})gL_0$ の浮力をバランスするだけのA成分気体が高温流路に浸入($(\rho_{Bc} - \rho_{Bh})gL_0 = (\rho_{Ah} - \rho_{Bc})gl_0$ となる長さ l_0 だけ)すると、 Pe 数は急激に減少する。その後も Pe 数は徐々に減少して、 $0.01 \leq t^* \leq 0.1$ の間は $Pe < 1$ を保持した。時間の経過とともにA成分気体が管内に浸入し、2流路間の気体密度差による浮力が徐々に大きくなり、再び Pe 数は増加する。第1段階の終了直前に Pe 数は急激に増加し、この場合は約 $t^* = 117 \times 10^{-2}$ において($Pe > 2$)逆U字管外側の密度の大きいA成分気体の自然循環流が発生して第2段階に移行した。

図2.2.4に、 $Gr_T Sc^2 = 3.03 \times 10^8$, $Gr_C Sc^2 = 8.52 \times 10^8$ の場合の各時刻における X_A^* の軸方向分布を示す。 $t^* = 3.4 \times 10^{-2}$ では、 $x^* = 1.3$ の付近で X_A^* は最小となっているが、時間の経過とともにモル分率分布が下流側に歪み、第1段階終了直前の $t^* = 2.74 \times 10^{-1}$ においては、 $x^* = 1.8$ で最小値を示している。

図2.2.5には $Gr_T Sc^2$ を一定($=3.9 \times 10^8$)として、 $Gr_C Sc^2$ を変化させた場合の $x^*=0.414, 0.828, 1.172, 1.586$ における X_A^* の時間変化を示す。 $Gr_C Sc^2$ が減少する(初期条件における流路内外空間の気体密度差が小さくなる)とともに、第1段階の持続時間は短くなり、モル分率も急激に変化する。 $Gr_C Sc^2$ を一定($=8.5 \times 10^8$)にして、 $Gr_T Sc^2$ を変化させた場合の X_A^* の時間変化を図2.2.6に示す。 $Gr_T Sc^2$ の増加、すなわち2流路間の温度差が大きくなることによっても第1段階の持続時間が短くなる。

次に混合気体密度を式(2.2.34)で表した場合の解析結果を示す。本来は X_B^* の変化を示すべきであるが、ここでは式(2.2.23)で近似した場合の結果と比較するために X_A^* を求めた。 Pe 数の時間変化及びモル分率の軸方向分布の変化は、式(2.2.23)を用いた場合の結果とほぼ等しかった。 $Gr_T Sc^2$ を一定($=3.9 \times 10^8$)にして、 $Gr_C Sc^2$ を変化させた場合の X_A^* の時間変化を図2.2.7に示し、 $Gr_C Sc^2$ を一定($=8.5 \times 10^8$)として、 $Gr_T Sc^2$ を変化させた場合のモル分率 X_A^* の時間変化を図2.2.8に示す。ただし、 $\beta_c'(X_{Bmax} - X_{Bmin}) = 0.1029$ の場合の結果である。A成分気体のモル分率の時間変化は、式(2.2.23)を解いた場合の結果と定性的に等しい。ただし、式(2.2.34)の結果は同じ $Gr_T Sc^2$ に対して式(2.2.23)を用いた場合に比べて第1段階の持続時間が長くなつた。これは式(2.2.34)を用いた場合は式(2.2.23)に比べて最大で10%混合気体密度が小さく計算され、2流路間に発生する浮力も小さくなるためである。

図2.2.9に、温度と濃度の Gr 数比と第1段階の持続時間との関係を示す。温度と濃度の Gr 数比を、次式で表す。

$$R_{Gr} = \frac{Gr_T}{Gr_C} = \frac{\beta_T(T_h - T_0)}{\beta_C(X_{Bmax} - X_{Bmin})} \quad (2.2.49)$$

通常は、Gebhartら^[28]のように、 R_{Gr} の逆数で整理することが多いが、本解析では R_{Gr} が大きくなると自然循環流が短時間内に発生すると考えて、式(2.2.49)の形で表した。この式では、温度差がなくなつて0になるときは分子拡散のみによって気体が浸入することを意味している。図より、混合気体密度を式(2.2.23)で近似した場合の自然循環流発生時刻を図2.2.9の(○)で示す。この場合、 $0 < \beta_C(X_{Bmax} - X_{Bmin}) < 0.1$ の範囲について、 $R_{Gr} \geq 0.66$ の場合は計算開始後、直ちに第1段階が終了して自然循環流が発生した。2流路間の密度差(Gr_T)

が小さくなるか、逆U字管内外の気体密度差 (Gr_C) が大きくなると、 R_{Gr} が減少して第1段階の持続時間は長くなる。 $R_{Gr} < 0.66$ の場合の第1段階の持続時間（自然循環流発生時刻）とグラスホフ数比との関係は次式で整理され、図2.2.9の実線で示す。

$$t_{in}^* = 2.199 R_{Gr}^2 - 2.987 R_{Gr} + 1.0272 \quad (2.2.50)$$

一方、混合気体密度を式(2.2.34)で表した場合の第1段階の持続時間を図2.2.9の(△)と破線で示す。 $0.069 < \beta'_C(X_{B_{max}} - X_{B_{min}}) < 0.1029$ の範囲内で変えて計算した結果を示した。図の(△)と(○)の結果から、 $\beta'_C(X_{B_{max}} - X_{B_{min}})$ の値が1に比べて無視できない場合の第1段階の持続時間（自然循環流発生時刻）は、式(2.2.50)で求める値より長くなり $0.069 < \beta'_C(X_{B_{max}} - X_{B_{min}}) < 0.1029$ の場合には点線で示される値となる。

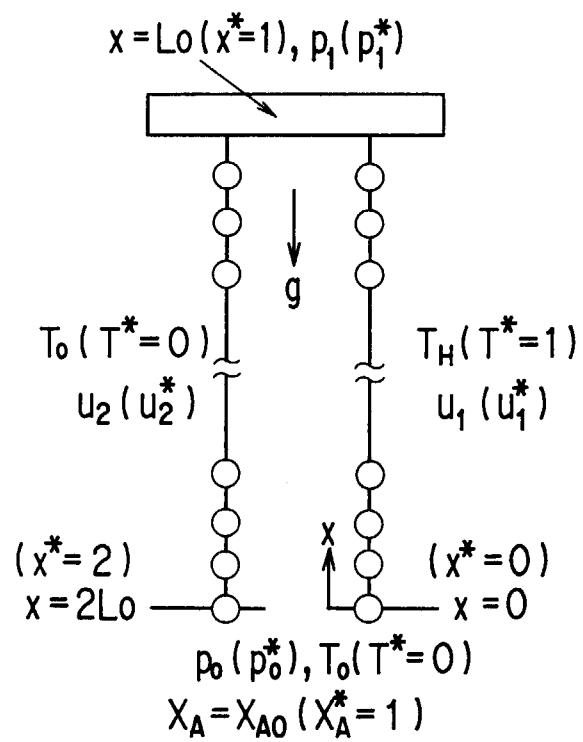


Figure 2.2.1 Analytical model in the non-dimensional analysis of the reverse U-shaped tube

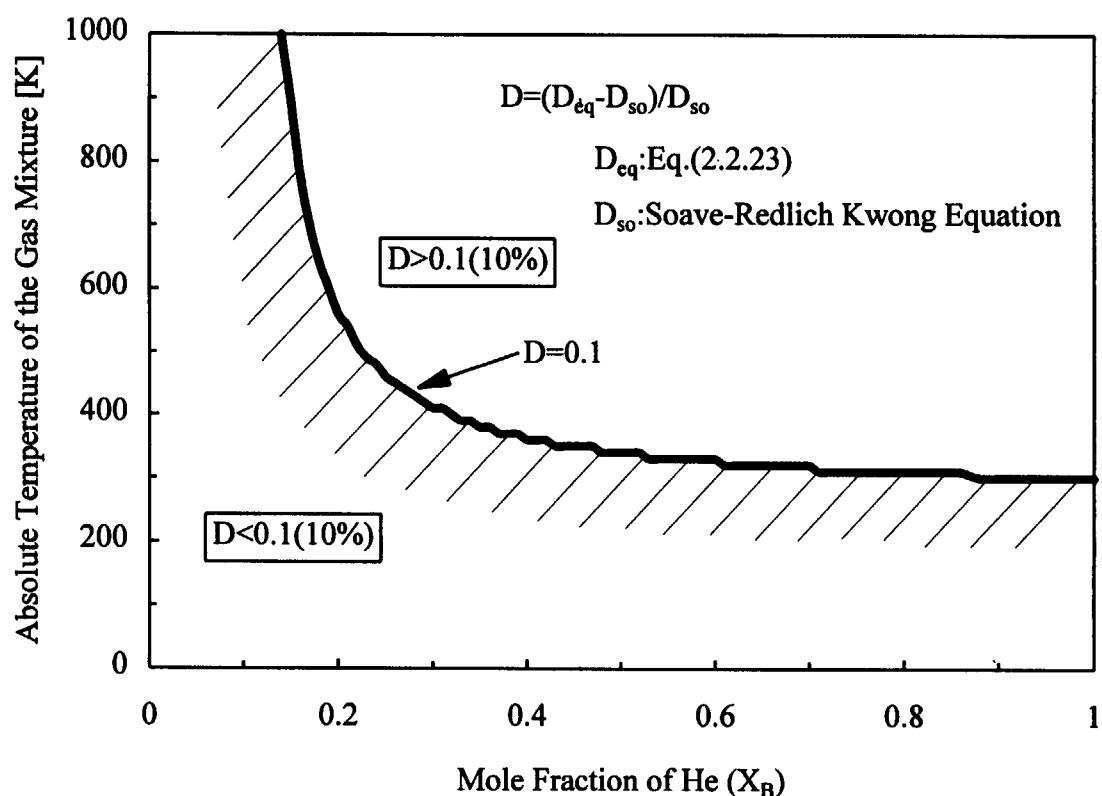


Figure 2.2.2 Difference between the calculated density of the gas mixture by Eq.(2.2.23) and by Soave-Redlich Kwong equation

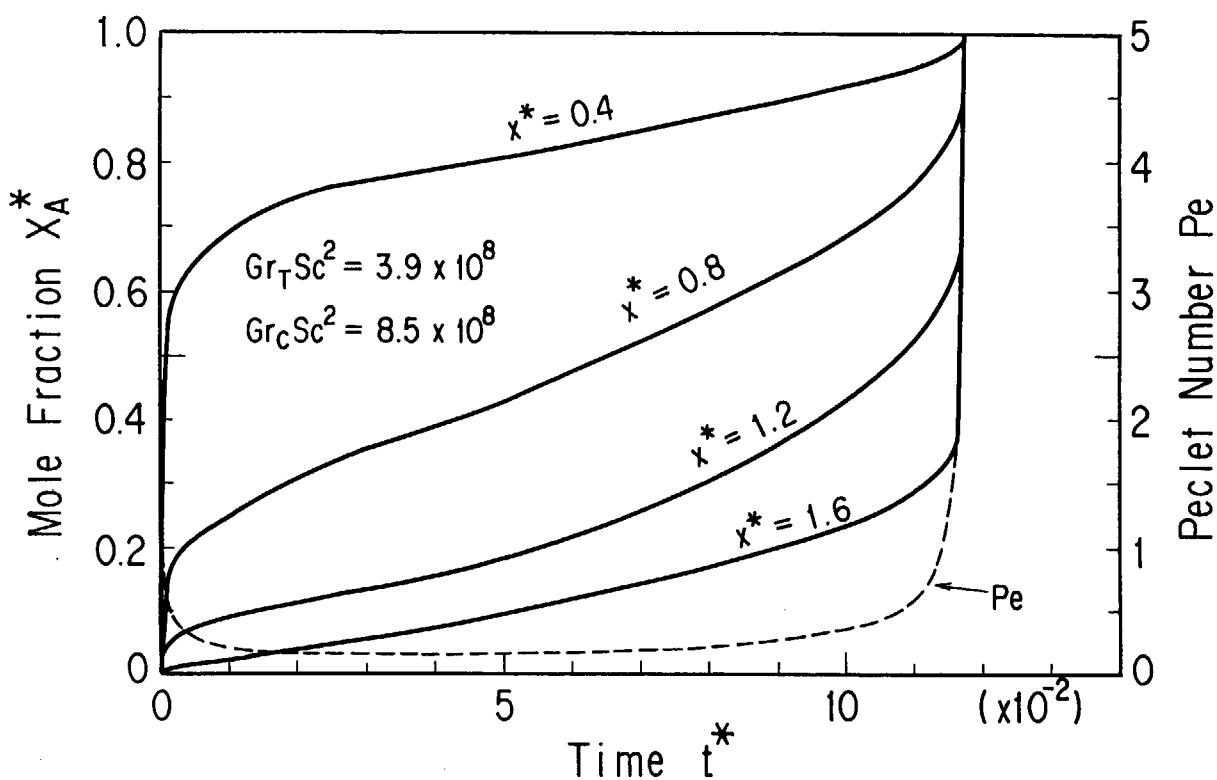


Figure 2.2.3 Time varying of the mole fraction X_A and Peclet number at the inlet of high-temperature side pipe (by Eq.(2.2.23))

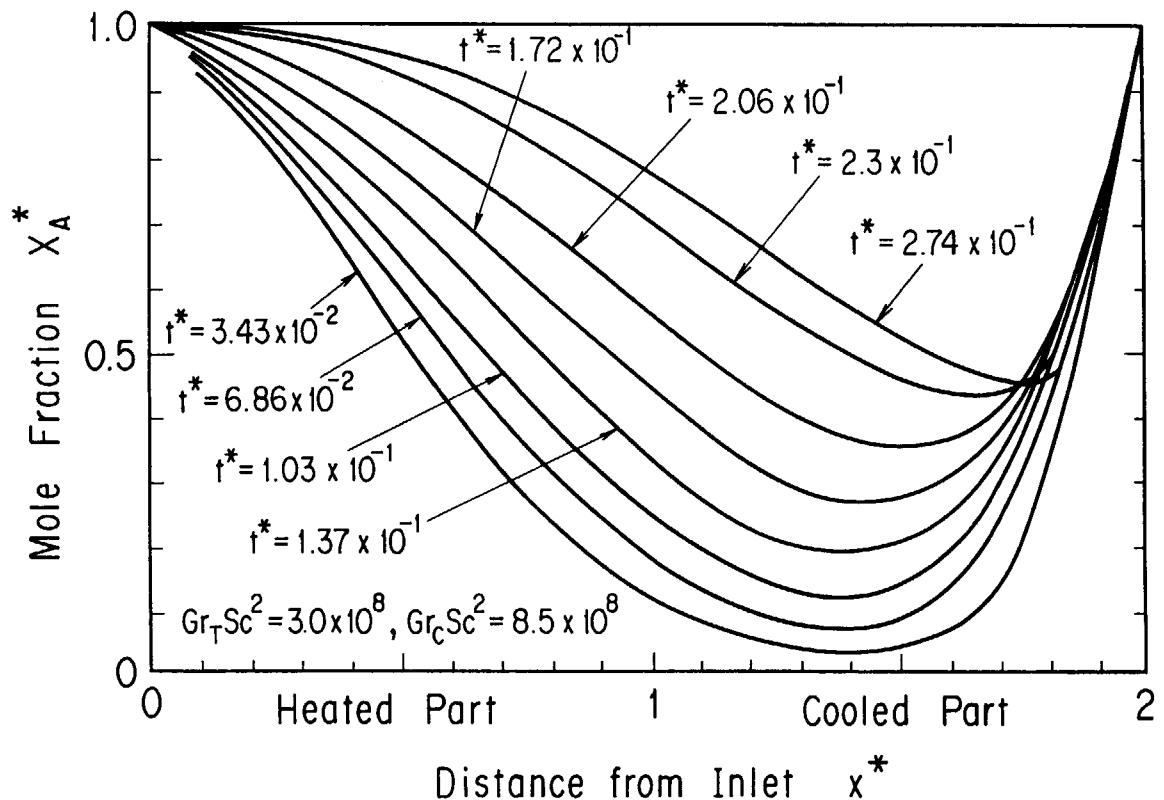


Figure 2.2.4 Distribution of the mole fraction X_A in the tube (by Eq.(2.2.23))

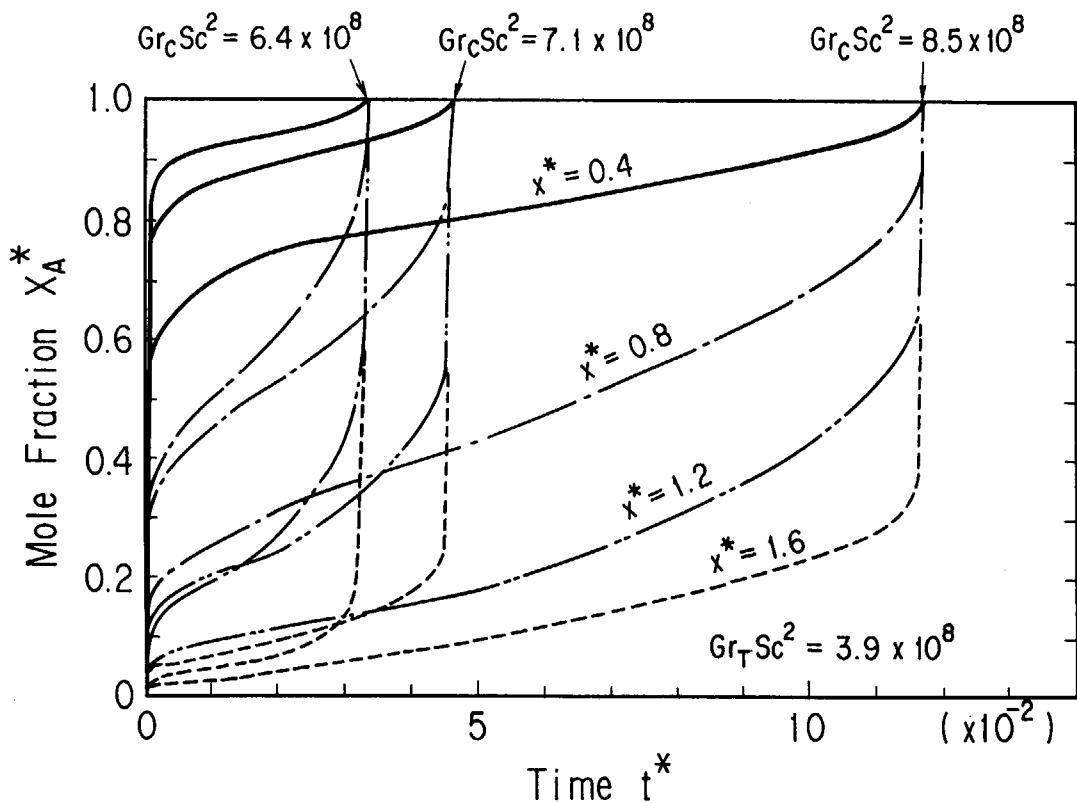


Figure 2.2.5 Mole fraction changes with constant $Gr_T Sc^2$ (the density of the gas mixture approximated by Eq.(2.2.23))

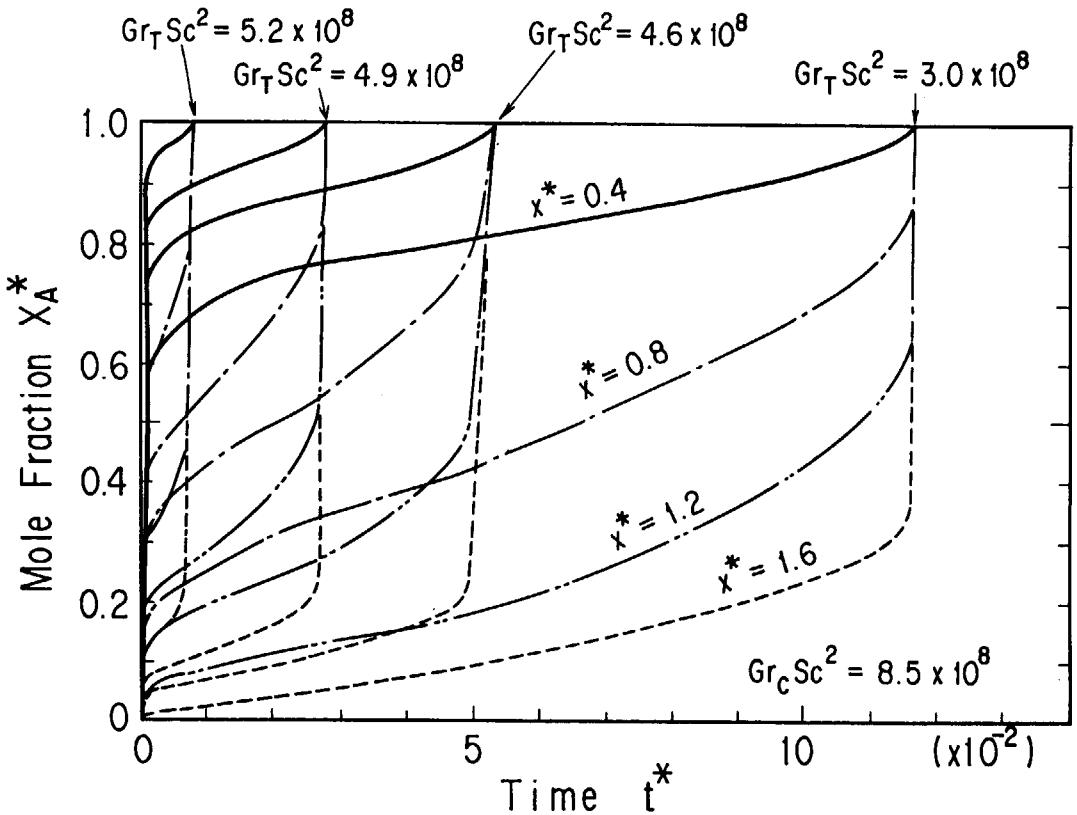


Figure 2.2.6 Mole fraction changes with constant $Gr_C Sc^2$ (the density of the gas mixture approximated by Eq.(2.2.23))

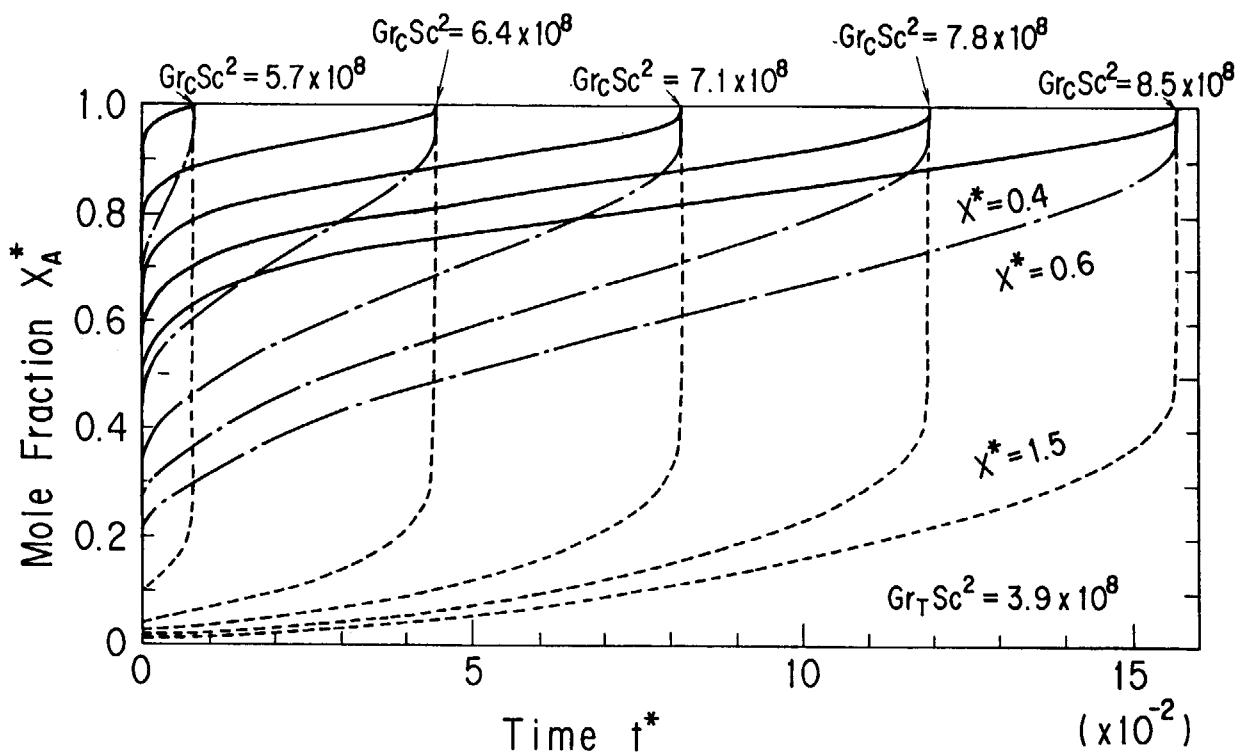


Figure 2.2.7 Mole fraction changes with constant $Gr_T Sc^2$ (the density of the gas mixture approximated by Eq.(2.2.34))

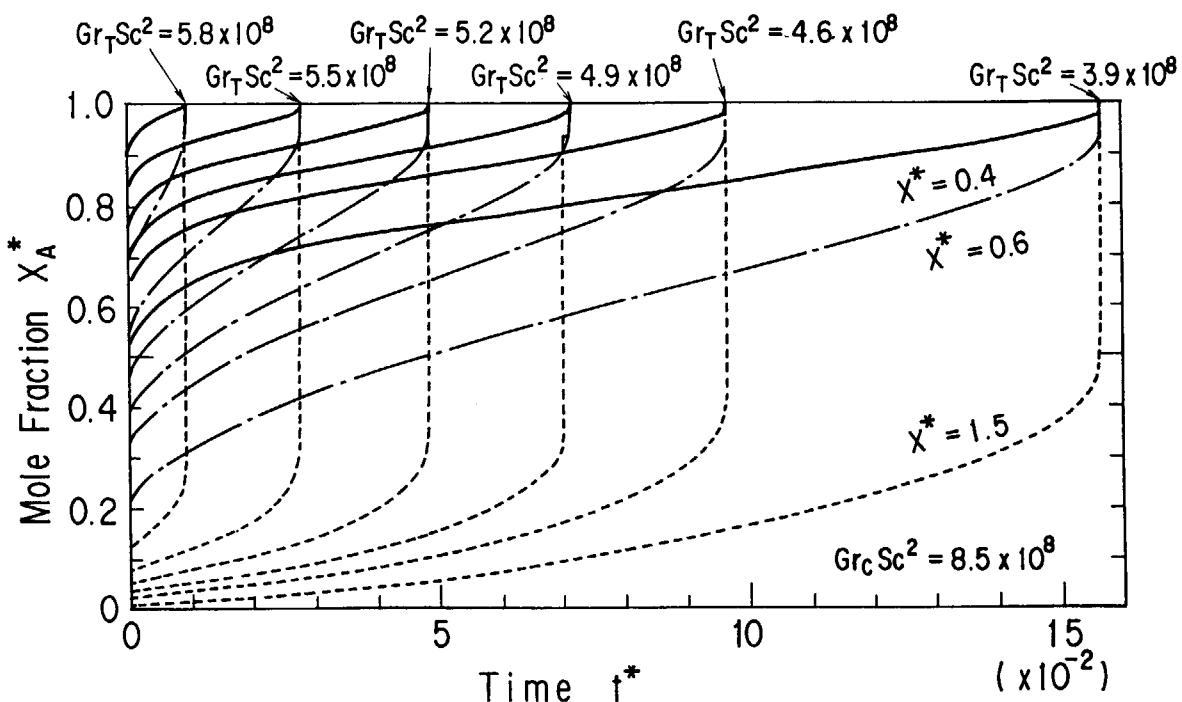


Figure 2.2.8 Mole fraction changes with constant $Gr_C Sc^2$ (the density of the gas mixture approximated by Eq.(2.2.34))

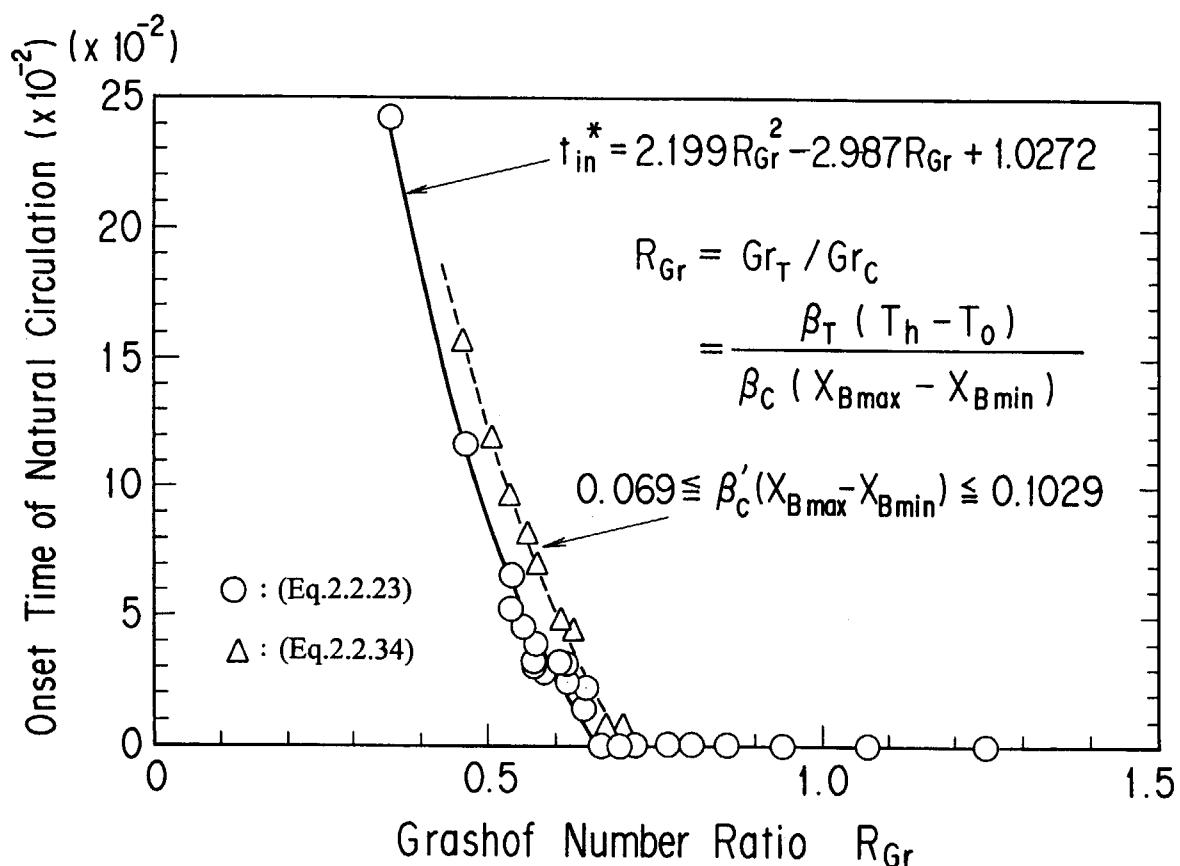


Figure 2.2.9 Relationship between the duration of the first stage of the accident and Grashof number ratio

2.3 逆U字型流路の一方が並列流路の場合の窒素浸入過程^[29]

2.1 節では、高温流路と低温流路で構成される逆U字管流路を用いて、ヘリウムと窒素からなる2成分気体の分子拡散と自然循環流に関する実験と数値解析を行い、窒素の浸入過程を調べた。しかしながら、主配管破断事故時には炉心部に温度の異なる多数の並列流路が存在するため、これらの流路間に発生する自然循環流が、空気浸入過程に及ぼす影響を調べる必要がある。ところで温度の異なる鉛直な並列流路間に発生する自然循環流については、BauとTorranceが上部が開放されたU字型の自然循環ループ^[30, 31, 32]を、Zvirinらは、2本の鉛直流路の自然循環流挙動^[33, 34]と並列流路を持つ自然循環ループにおける非定常挙動^[35]を報告している。Chato^[36]は加熱量の異なる3本の並列流路について実験と解析を行い、中間の熱量に設定した流路には流れ方向にヒステリシスが存在し、準安定領域が存在することを見出している。また、著者等は4本の流路においても中間の熱量に設定した流路の流れ方向は加熱量によって一義的に決まらず、加熱の履歴に依存し、流れ方向にヒステリシスが存在することを実験と数値解析によって確認している^[37, 38]。また、成合^[39]らが本現象に関する流速特性線図を提案している。本節では、逆U字型流路の一方を3本の並列流路で構成した実験装置を用いて行った実験結果から、鉛直な並列流路間に発生する自然循環流が、空気浸入過程及び第1段階の持続時間に与える影響について考察する。

2.3.1 実験装置および実験方法

実験装置の概略を図2.3.1に示す。本装置は並列な3本の鉛直流路と1本の鉛直流路を逆U字型に配置し、それぞれの下端は遮断弁を介して充填容器と接続したものである。並列3流路側を加熱部、もう一方を冷却部とし、加熱部と冷却部はそれぞれ曲管と長さ350mmの水平管で接続した。加熱部は、内径288mm、高さ46mmの円筒形のプレナムを上下に設け、このプレナムに内径52.7mm、高さ724mmの円管を3本接続して構成した。下部プレナムの下側には内径52.7mm、高さ130mmの冷却管を取り付けて遮断弁と接続した。並列流路管と水平管の外側にシーズヒータを巻き付け、ともに最高450°Cまで昇温させることができる。冷却部は内径52.7mm、高さ800mmと280mmの円管を接続し、水冷用の銅管を巻き付けた。充填容器は内径1000mm、高さ400mmの円筒容器であり、容器内の気体温度を一定に保持するために水冷用銅管を挿入した。

図2.3.2に温度測定点と気体濃度測定点を示す。実験装置各部の窒素モル分率の測定は、2.1.1項の逆U字管の場合と同様に混合気体の音速を測定することによって求めた。さらに、薄肉円筒の共振周波数が円筒周囲の気体密度によって変化することを測定原理とする気体密度計を用いて混合気体密度を測定し、窒素モル分率を求めた。窒素の浸入流速を測定するために、入口管部に熱線風速計を挿入した。

実験はまず、試験部と充填容器との間に設けた遮断弁を閉じて、管内にヘリウムを、充填容器内に窒素を充填した。次に並列流路管壁温度及び流路内気体温度が所定の値に達するまで加熱して以後その温度を保持するとともに、加熱中は試験部内を大気圧に保持した。壁温及び気体温度が定常状態に達すれば、遮断弁を同時に開いて実験を開始した。その後も試験部各部の壁温度を一定値に保持した。

実験条件は、ヒータ壁温度をパラメータとして4つの場合を考えた。まず条件①は、3並列流路の壁温度を等しく設定した場合、条件②及び③は2流路を等温、残りの1流路を他の2流路より低温及び高温とした場合、条件④は3流路の壁温度がすべて異なる場合である。表2.3.1に各条件に対する実験の各部平均温度を示す。表中の並列流路壁温度と水平管部気体温度は、長手方向の積分平均温度であり、それ以外はすべて算術平均温度である。

Table 2.3.1 Average temperature in each region for the reverse U-shaped tube having parallel channels

実験条件	①	②	③	④
各流路の壁温度	281-279-280	281-280-211	246-319-245	284-181-213
第1段階の持続時間	3時間42分	2時間54分	2時間45分	2時間54分
CH-1の壁温度	281.2	281.3	245.8	283.5
CH-2の壁温度	279.4	280.1	318.7	180.6
CH-3の壁温度	280.1	211.4	245.3	212.9
下部プレナム内気体温度	139.2	150.3	146.7	128.6
上部プレナム内気体温度	183.0	212.7	207.3	201.5
水平管部の気体温度	213.4	213.3	183.0	122.0
充填容器内気体温度	23.4	23.5	22.0	19.1

2.3.2 実験結果とその考察

(1) 3流路の壁温度が等しい場合

3並列流路を等温に設定した場合の窒素モル分率の時間変化を図 2.3.3 に示す。各領域の平均温度を表 2.3.1 の実験条件①に示す。図中の○印は、充填容器から約 830mm 上方の位置における流路 1 (CH 1) の測定点④ (図 2.3.2 参照) の窒素モル分率を、△印は流路 2 (CH 2) の測定点⑦、□印は流路 3 (CH 3) の測定点⑩、◇印は充填容器から約 1350mm 上方の位置における測定点⑬、×印は約 460mm 上方の位置における冷却流路の測定点⑯の窒素モル分率を示す。測定点⑯における冷却流路側の窒素モル分率 (×) は、充填容器からの距離が最も短いにもかかわらず、約 120 分後には並列流路の測定点④⑦⑩ (○△□) の窒素モル分率を下回り、約 165 分後には容器からの距離が最も遠い測定点⑬ (◇) のモル分率よりも低い値を示した。これは、逆U字管の場合と同様に、窒素は分子拡散と極めて流速の遅い自然循環流によって運ばれるが、時間の経過とともに自然循環流による窒素の移動量が分子拡散による移動量に比べて大きくなり、この自然循環流は加熱流路側では分子拡散と同方向、冷却流路側では逆方向となることから冷却流路側の窒素モル分率の上昇が抑えられたからである。並列流路管平均温度が 280°C の場合では、実験開始後約 222 分後に窒素の自然循環流が発生し、第 2 段階に移行した。

平均温度が 280°C の実験において、遮断弁開放直後から 30 分ごとの CH 1 の加熱管壁温度と気体温度の鉛直方向空間分布をそれぞれ図 2.3.4(a), (b) に示すが、並列流路の壁温度と気体温度はほぼ等しく、3 本の並列流路間には混合気体の自然循環流が発生していないと考えられる。また、図 2.3.4(b) の気体温度分布においては 224 分後 (◆) に自然循環流が発生し、流路管入口で気体温度が低下している様子がわかる。

(2) 2流路が等温、残りの1流路が高温または低温及びすべての温度が異なる場合

2流路を等温とし、残りの流路をそれより低温に設定した場合の実験結果を図 2.3.5 に示す。各領域の平均温度を表 2.3.1 の②に示す。図からわかるように、各並列流路の窒素モル分率と並列流路上部の測定点⑬のモル分率がほぼ等しい。また、図 2.3.6 に 2 流路を等温とし、残りの流路を高温に設定した場合 (実験条件③) の窒素モル分率の時間変化を示すが、この場合も上下プレナムを含む並列流路のモル分率が等しくなり、下部プレナム (*) と上部プレナムの上部 (◇) のモル分率がほぼ同じ値を示した。これは、並列流路の温度が異なる場合、流路間で混合気体の自然循環流が発生し、気体が十分混合することから上部プレナムと下部プレナムのモル分率が等しくなったためと考えられる。この場合の CH 1 と CH 3 の並列流路壁温度と気体温度の鉛直方向分布をそれぞれ図 2.3.7(a), (b), 2.3.8(a), (b) に示す。並列流路壁温度が等しい場合 (図 2.3.4(a), (b)) に比べて、壁温度と気体温度分布が歪み、CH 1 では流路下端の気体温度が壁温より低く、CH 3 では流路上端の気体温度が壁温より低くなっている。このことから CH 1 と CH 2 が上向き流で、CH 3 が下向き流である混合気体の自然循

環流が発生していると考えられる。この並列流路間に発生する自然循環流は、並列流路壁温度が等しい場合（条件①）に発生した極めて流速の遅い逆U字型流路全体にわたる自然循環流に比べて流速が速く、分子拡散による気体の移動が無視できるような自然循環流であると考えられるため、上下プレナムを含む並列流路の気体温度が均一になったと考えられる。

第1段階の持続時間を3並列流路が等温の場合と比較すると、CH3の流路壁平均温度が約70°C低くなつたにもかかわらず、第1段階の持続時間は約174分であり、48分も早く窒素の自然循環流が発生した。したがつて、並列流路間で混合気体の自然循環流が発生する場合には、高温側流路と低温側流路の気体密度の積分値の差が、自然循環流が発生しない場合に比べて早い段階で大きくなり、第1段階の持続時間が短くなつて第2段階に移行したものと考えられる。

並列流路の壁温度がすべて異なる場合の実験結果を図2.3.9に示し、各領域の平均温度を表2.3.1の実験条件④に示す。この場合も並列流路間に自然循環流が発生するため、3本の流路間のモル分率にほとんど差はない。このことから、並列流路間に自然循環流が発生するときは、プレナムを含む各並列流路内の窒素モル分率がほぼ等しいことがわかった。図2.3.10に並列流路の平均温度と第1段階の持続時間との関係を示す。図中の●は3流路が等温である条件①、△□は2流路が等温である条件②と③、◇は3流路の温度が異なる条件④である。各点に示した温度は左からCH1, 2, 3の壁温度を示している。図から明らかのように、3流路が等温の場合が最も持続時間が長い。並列流路間に自然循環流が発生する場合は、第1段階の持続時間が短くなるが、平均温度が同じ場合は温度差の大きい方が持続時間は短い。したがつて、第1段階の持続時間は流路全体の平均温度だけでなく、並列流路間に発生する自然循環流の影響を強く受けることが明らかとなった。

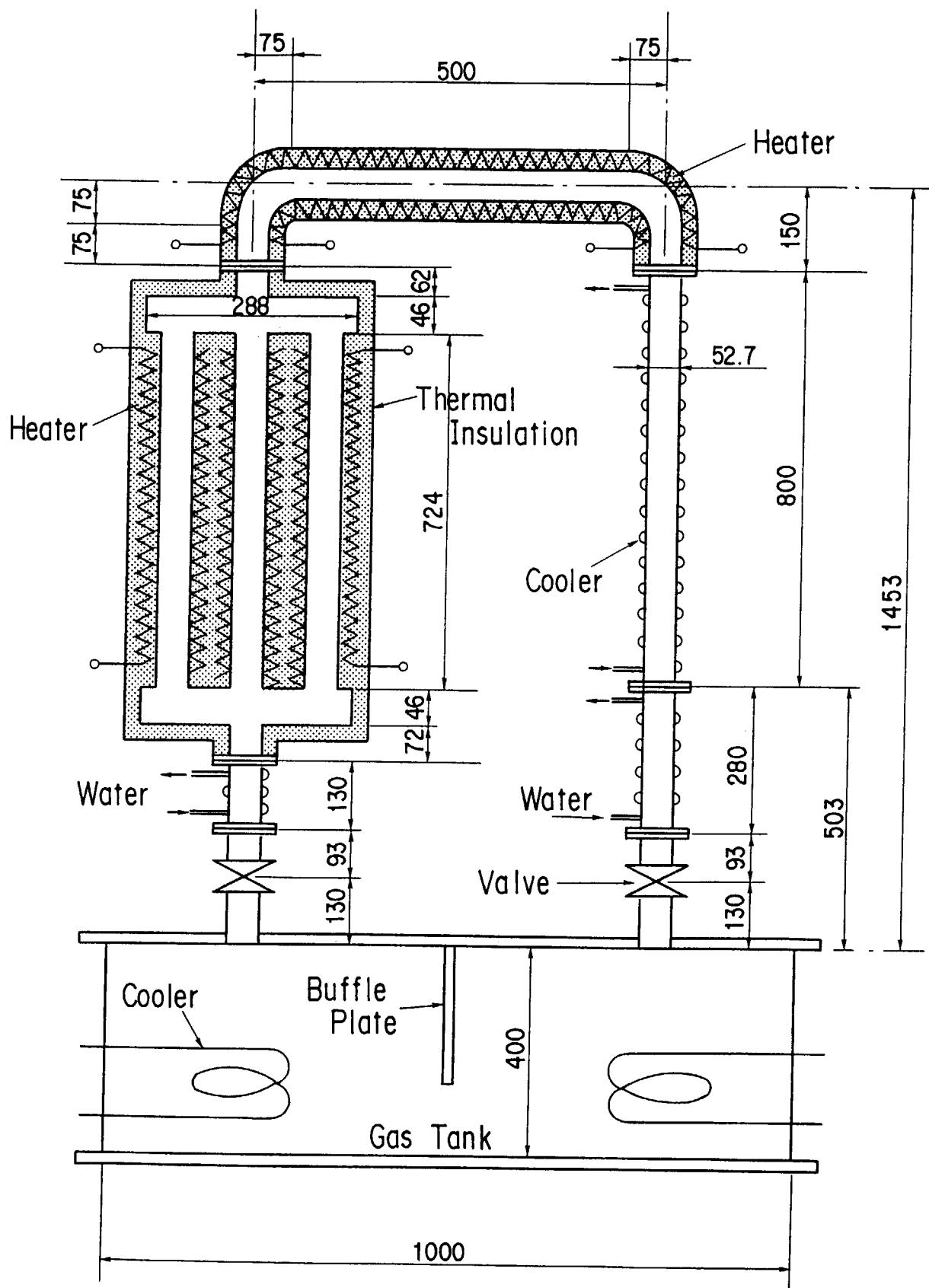
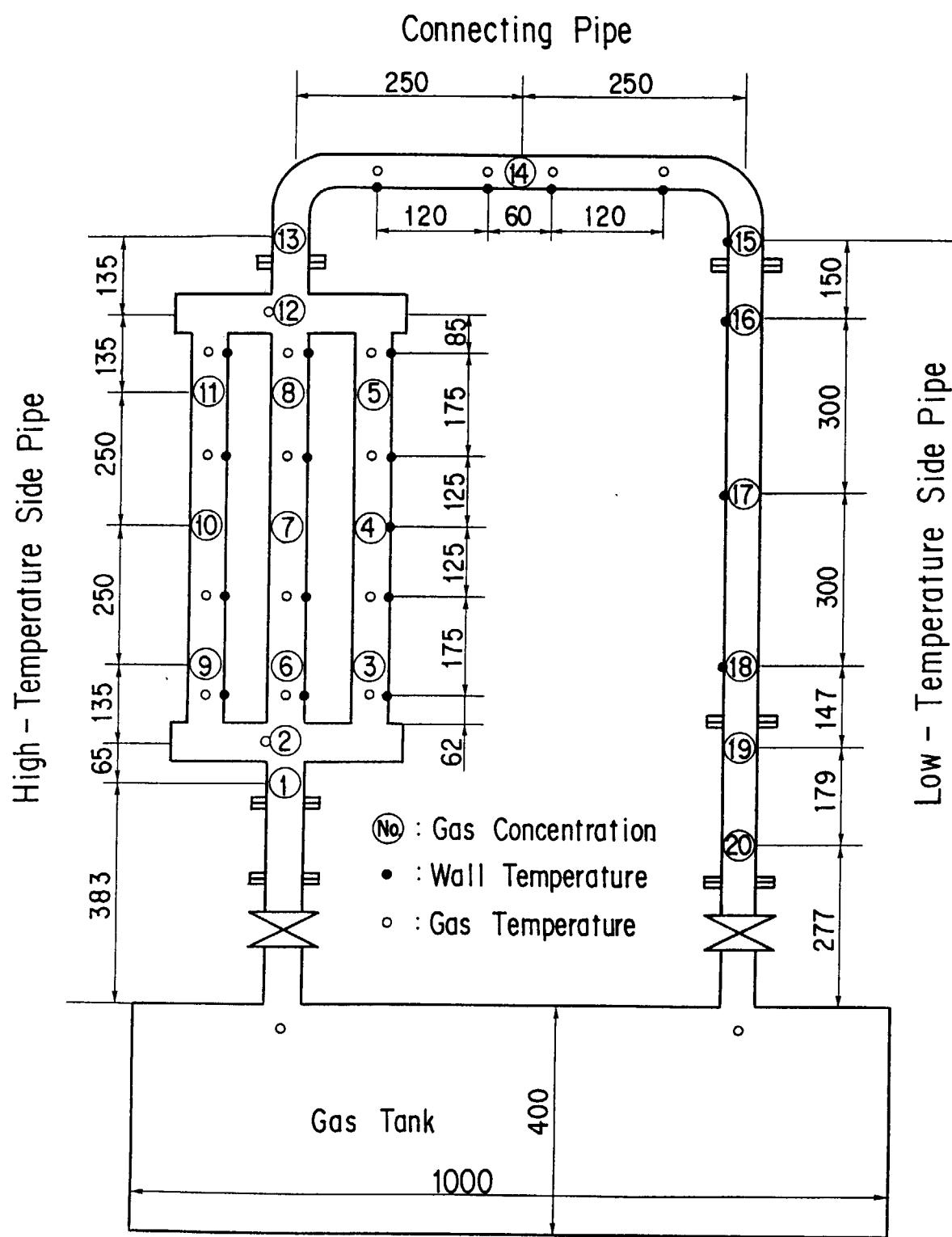


Figure 2.3.1 Experimental apparatus of a reverse U-shaped tube having parallel channels in a two component gas system



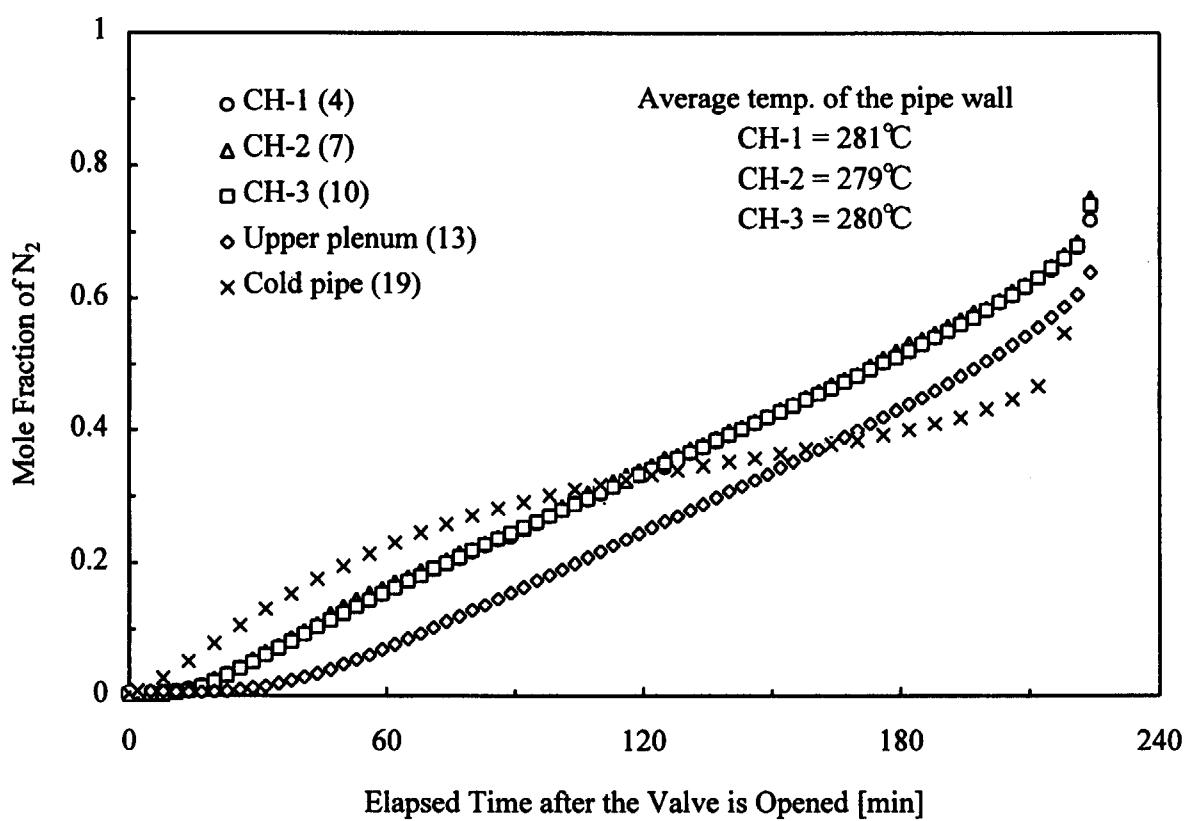
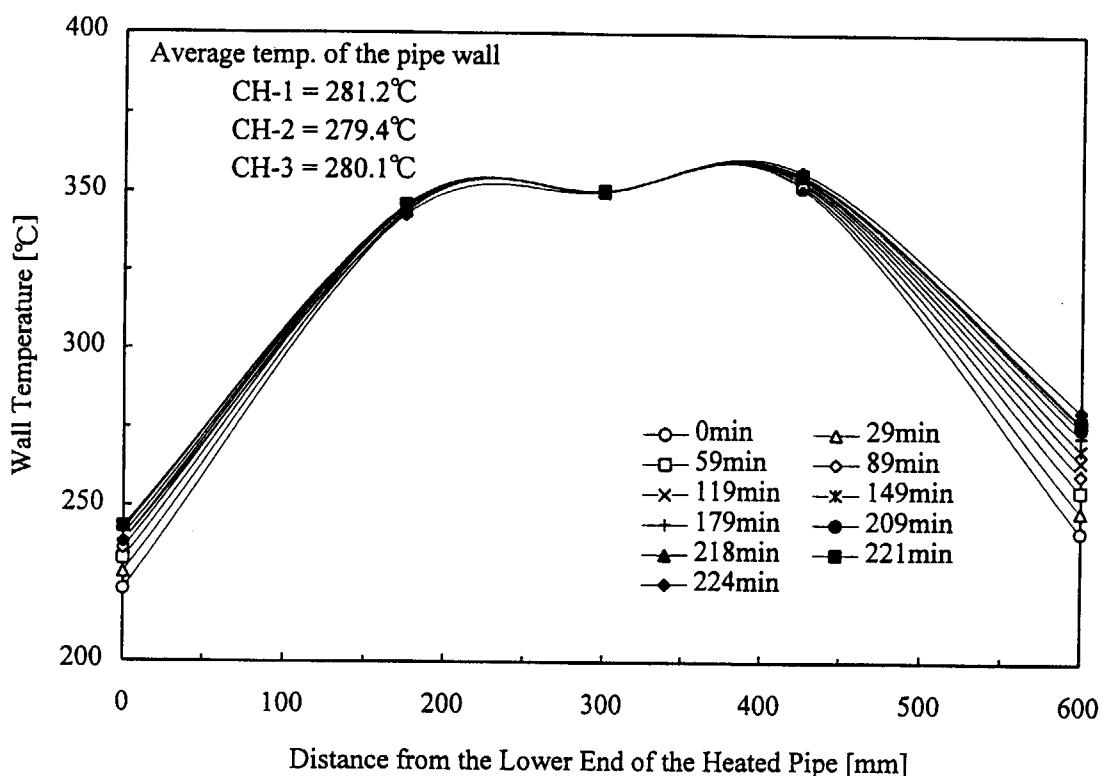
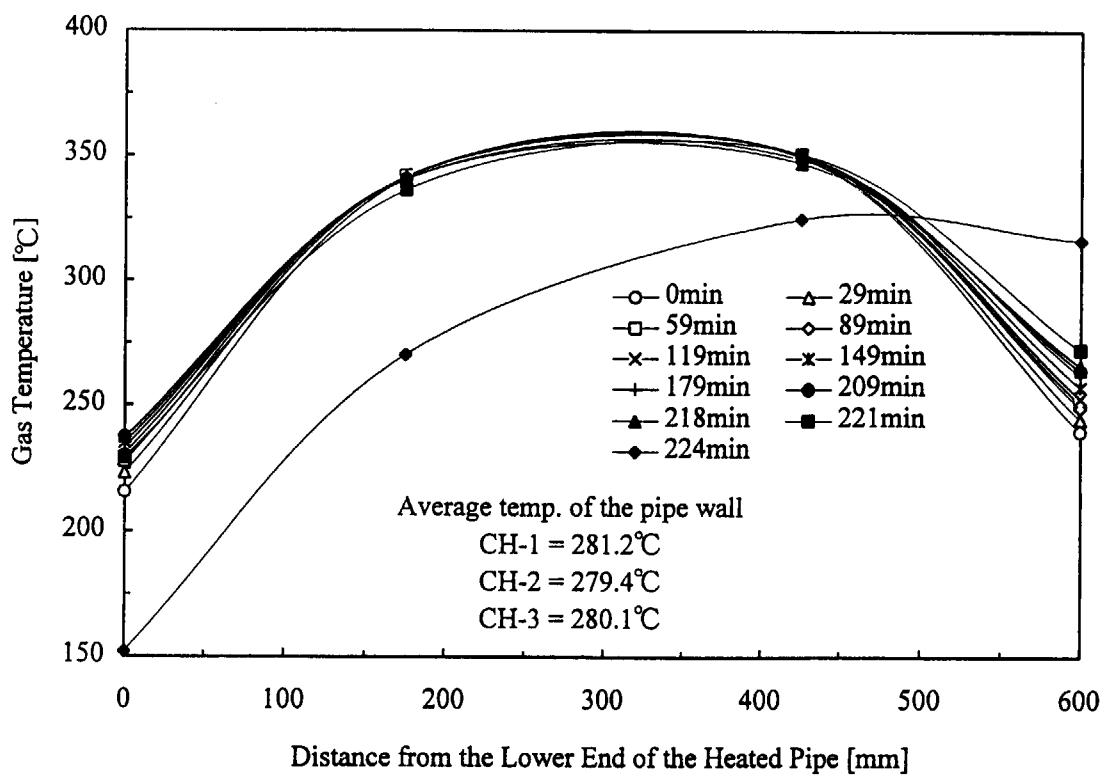


Figure 2.3.3 Mole fraction changes of nitrogen (three channels with same temperature condition)



(a) Heated wall temperature distribution in each channel



(b) Gas temperature distribution in each channel

Figure 2.3.4 Wall and gas temperature distributions in the channel-1 (three channels with same temperature condition)

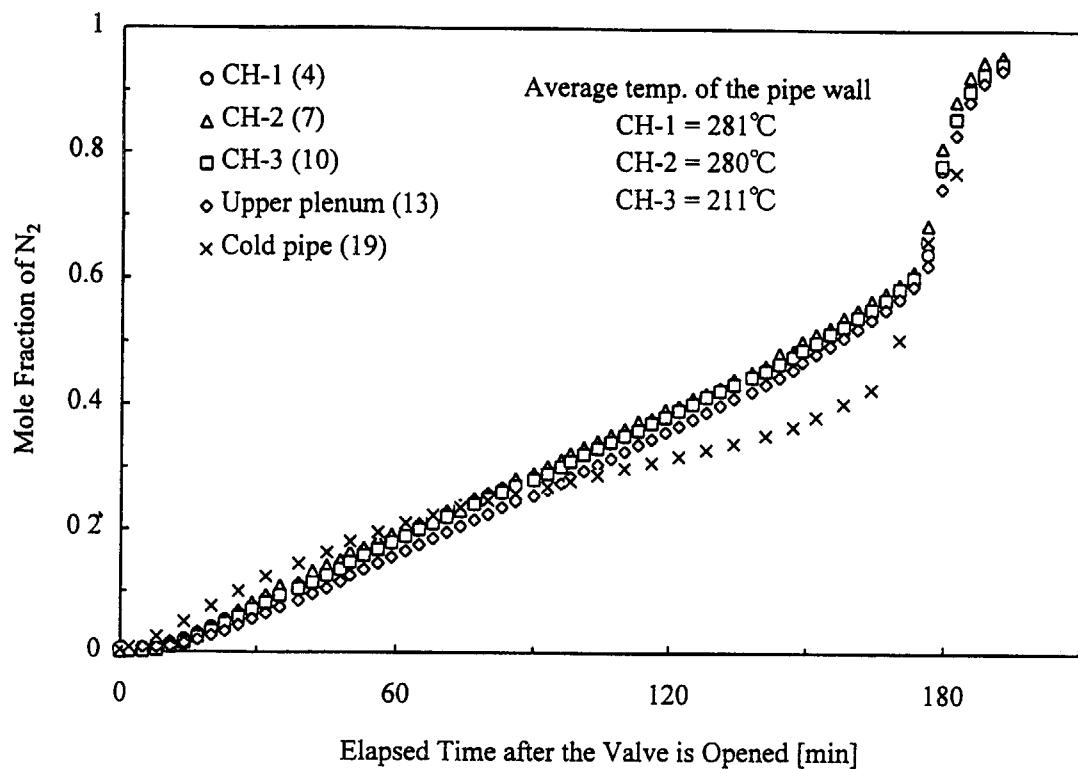


Figure 2.3.5 Mole fraction changes of nitrogen (two channels with same temperature and one with low temperature condition)

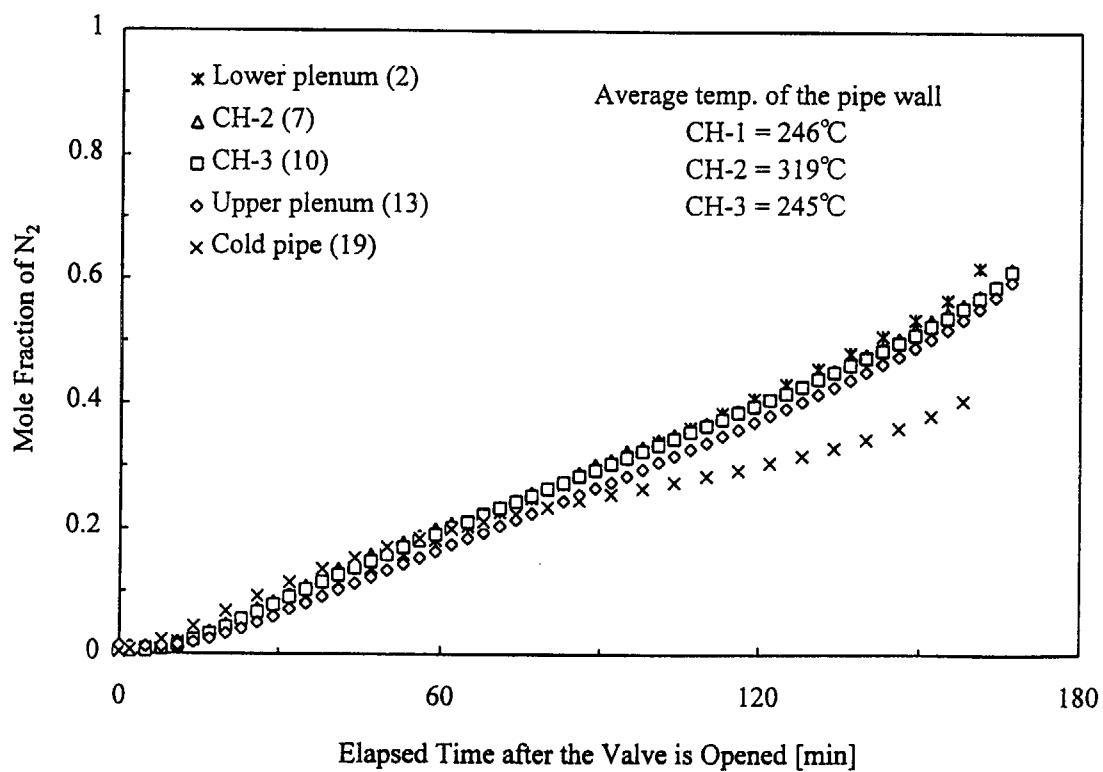
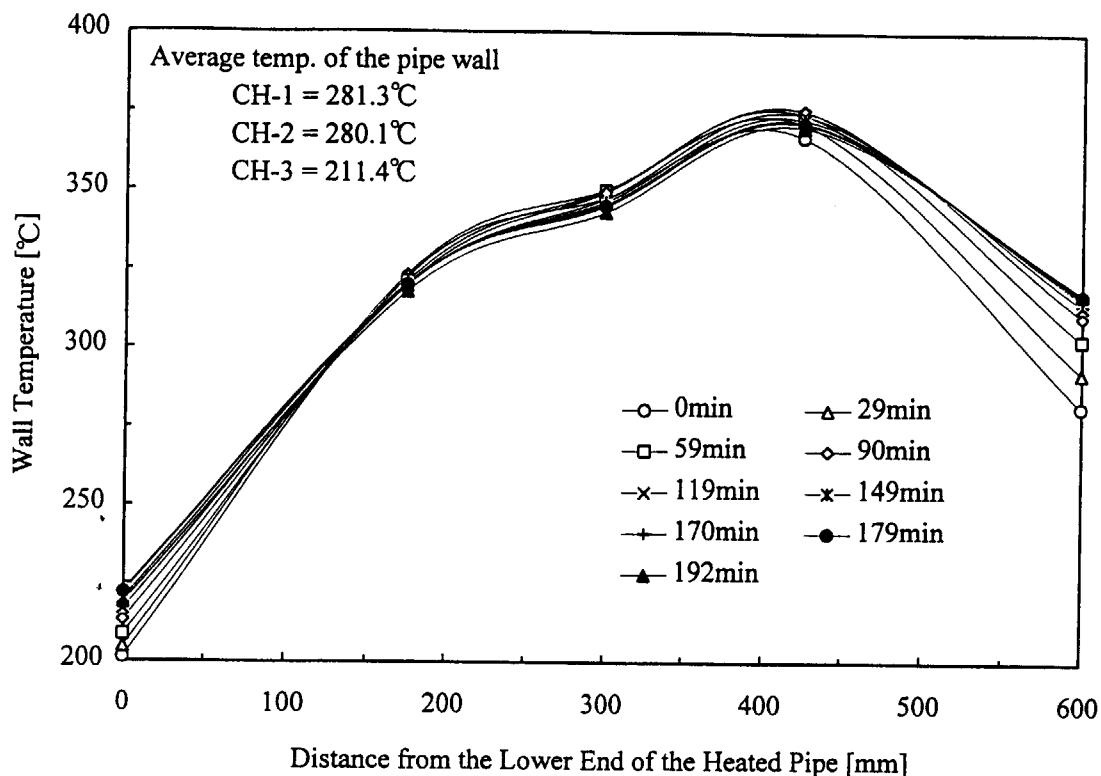
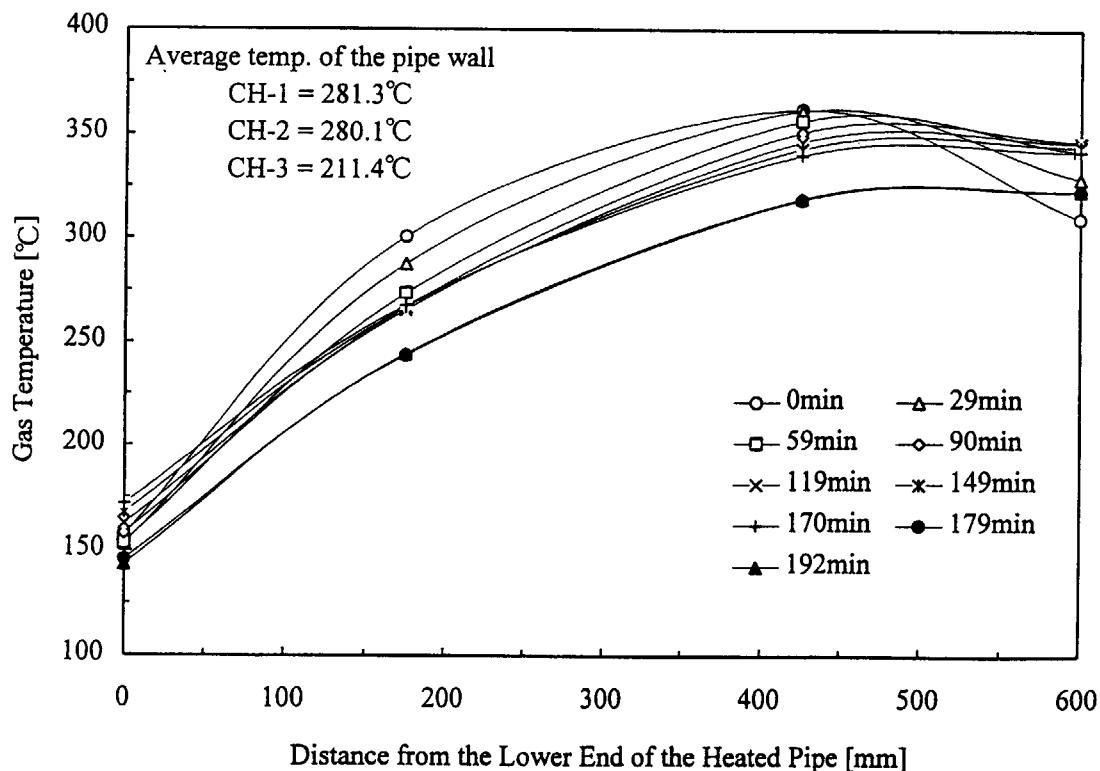


Figure 2.3.6 Mole fraction changes of nitrogen (two channels with same temperature and one with high temperature condition)

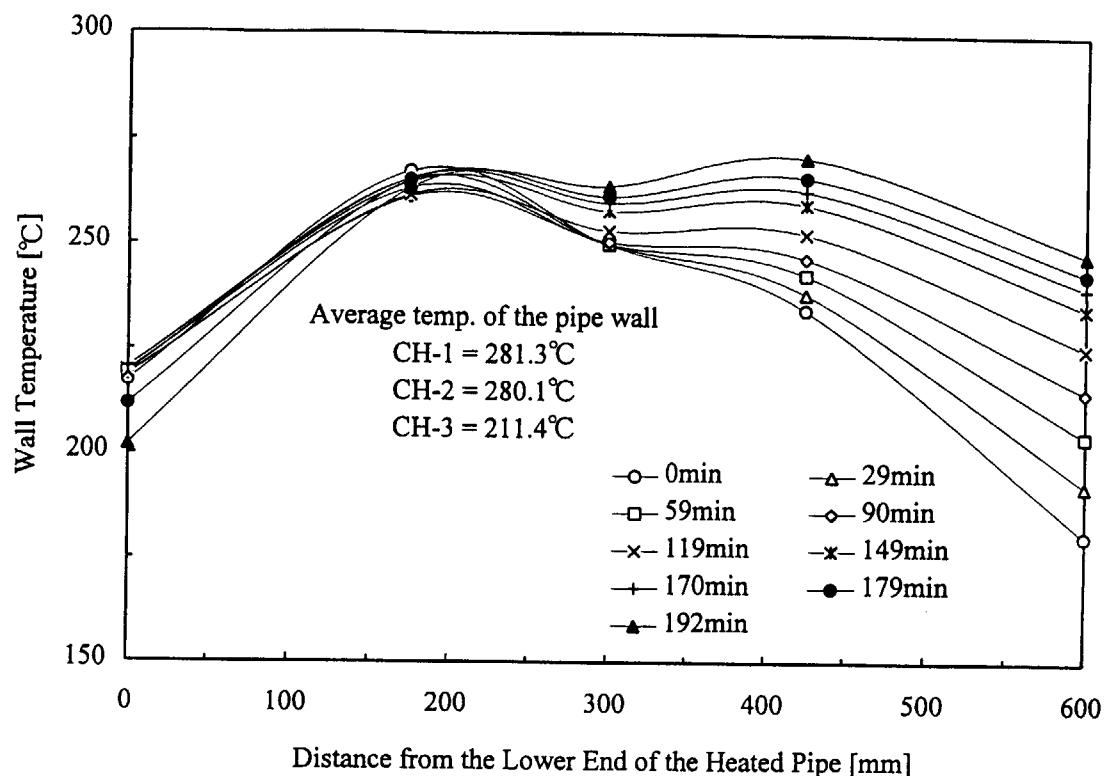


(a) Heated wall temperature distribution in the channel-1

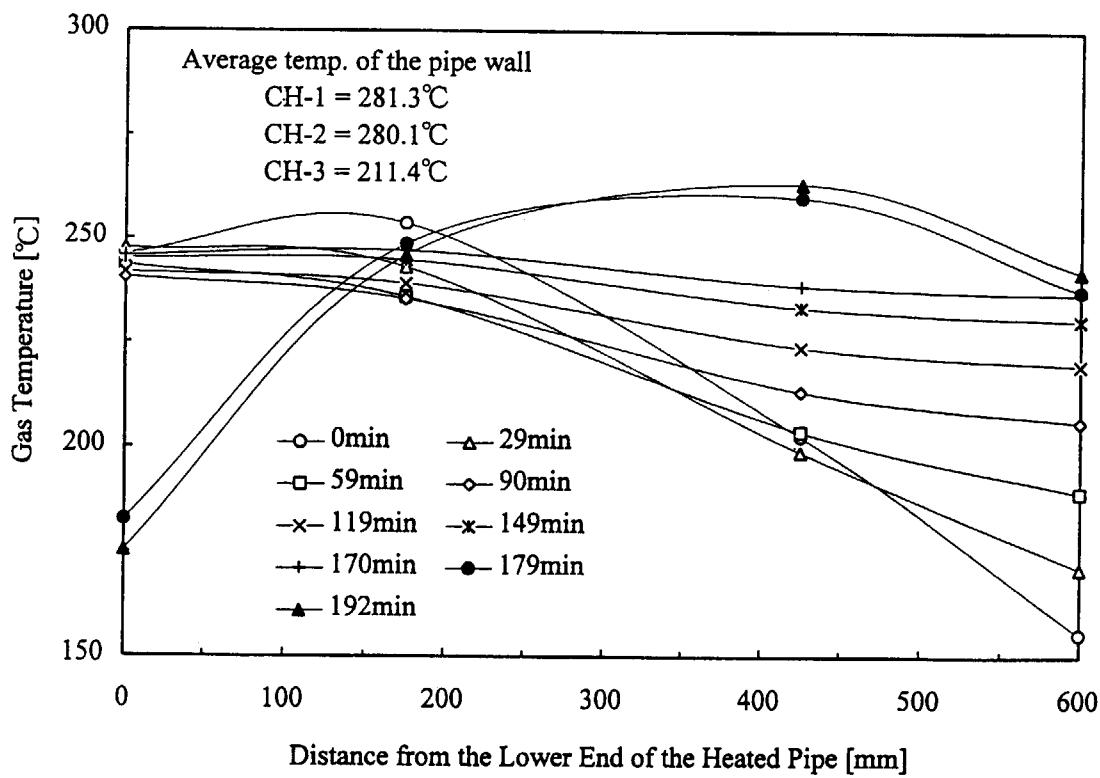


(b) Gas temperature distribution in the channel-1

Figure 2.3.7 Wall and gas temperature distributions in the channel-1 (two channels with same temperature and one with low temperature condition)



(a) Heated wall temperature distribution in the channel-3



(b) Gas temperature distribution in the channel-3

Figure 2.3.8 Wall and gas temperature distributions in the channel-3 (two channels with same temperature and one with low temperature condition)

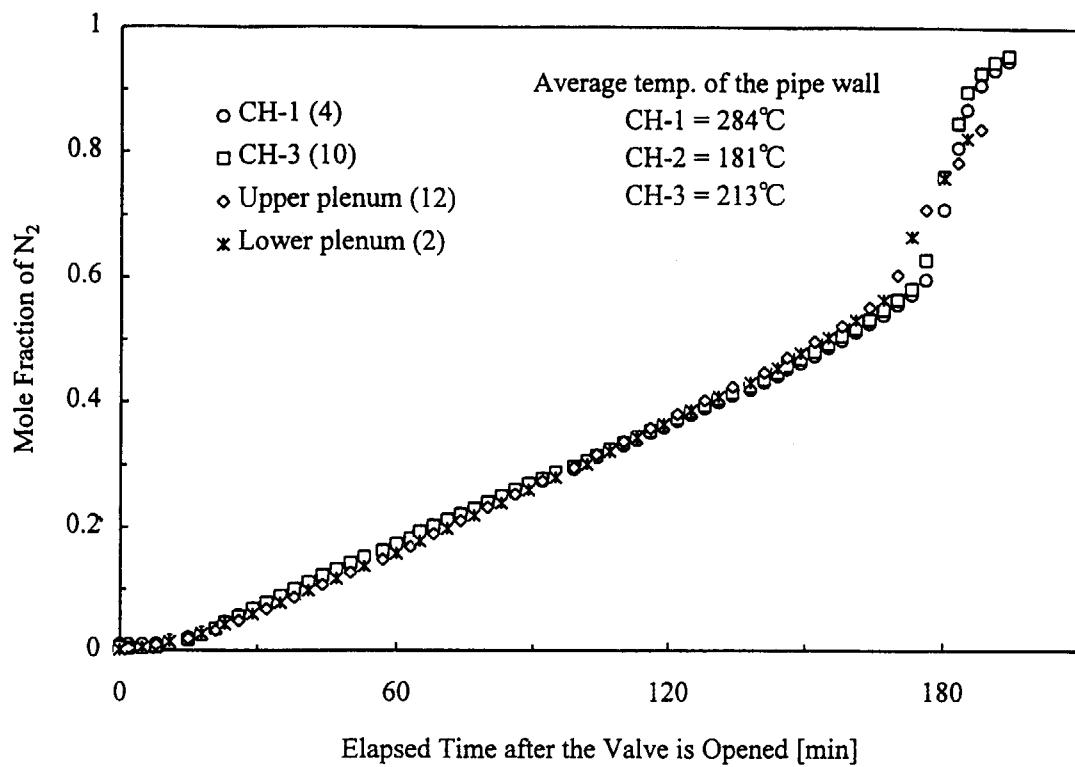


Figure 2.3.9 Mole fraction changes of nitrogen (three channels with different temperature condition)

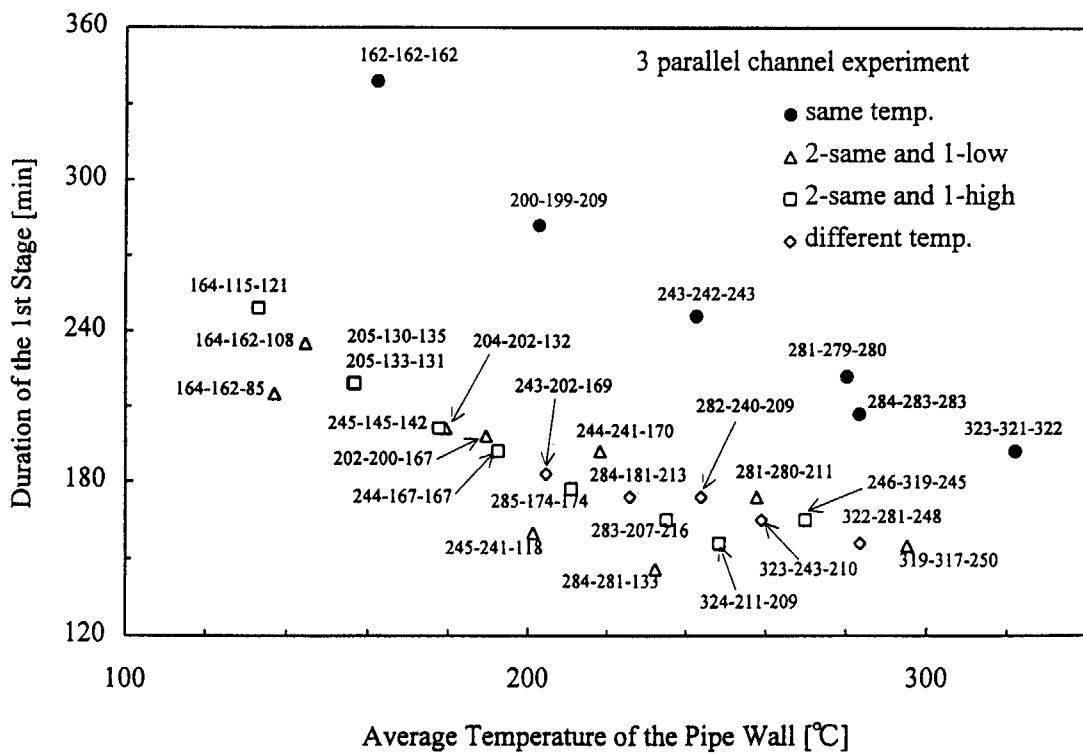


Figure 2.3.10 Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of three channels

2.4 局所的な自然対流が窒素浸入過程に及ぼす影響

本節では、温度の異なる鉛直な2平板からなる流路を用いて、ヘリウムと窒素が分子拡散により混合する過程において、平板間温度差により発生する自然対流の影響を実験的に調べた。本現象は、主配管破断事故時の炉心部と圧力容器との環状流路において発生するものと予想され、この流路に発生する自然対流が空気浸入過程に及ぼす影響を調べる必要がある。

ところで、鉛直流体層内に密度の異なる2成分流体が密度成層を形成する場合の自然対流に関する研究は少ない。特に、作動流体が気体に関するものは実験の難しさから、単成分気体を用いた鉛直スロット内の自然対流については幾つかの可視化実験が行われているが、密度の異なる2成分気体を用いて形成した密度成層に関する実験はほとんど行われていない。これは、単成分気体の密度場はマッハツエンダー干渉計等による可視化方法が考えられるけれども、2成分気体の場合は温度差に起因する密度差か濃度差に起因する密度差であるかを分離して測定できるシステムが確立されていないためであろう。

密度の異なる2成分流体により密度成層が形成される場合、一般に流体間に界面が形成されるが、液体の場合は水とアルコールのように混合物ができる場合、水と油のように混合しにくい流体の場合があり、気体の場合には液体との分子構造の違いを考えてもわかるように、拡散係数は液体に比べて大きく、対流が発生していくなくとも分子拡散により各成分気体は混合するため、気体混合の律速となる過程は液体の場合と異なると予想される。例えば、拡散係数の違いの一例を示すと、気体の場合は1気圧 25°Cのとき

$$D(He - N_2) \approx 6.87 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}, \quad D(CO_2 - N_2) \approx 1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$$

であり、液相中として水中における二酸化炭素の拡散係数は、25°Cで、

$$D(CO_2 - H_2O) = 2 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s},$$

水とエチルアルコールでは

$$D = 1.24 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$$

となり、液体中の拡散係数は気体のそれに比べ約4桁程度小さいことがわかる^[14]。これは、液相では分子は高密度で配置しており、近接分子の力の影響を受けやすいためである。また、液体の拡散係数は組成の影響や溶媒の粘度の影響を大きく受けすることが知られており、気体の拡散係数に比べて推算方法は複雑である。

自然対流と分子拡散が共存する系に類似した現象として二重拡散対流現象がある。これは2つの拡散性を持つ媒質、または1つの媒質と温度分布による密度変化が浮力を駆動力として流体に与えることにより生じる対流である。混合流体でも各成分流体の濃度差が媒質の濃度差と同様な効果を与える場合は二重拡散対流となる。しかしながら、これらの研究は主に液体を用いて、拡散性のある媒質が濃度勾配により移動する現象を取り扱ったものがほとんどであり、物質拡散による大きな密度変化が生じない系である。以上のことから本節では、片面を加熱、もう一方を冷却した鉛直平板により鉛直流体層を構成し、密度の小さい気体が充填された鉛直スロット内へ、それより密度の大きい気体が移動する場合をヘリウム-空気、窒素-アルゴンの2成分系について調べた。

2.4.1 実験装置および実験方法

実験装置の概略図を図2.4.1に示すが、加熱平板、冷却平板および側面平板で構成する流路を仕切り板を介して気体貯留容器と接続した装置である。加熱および冷却平板はともに 956mm × 590mm、厚さ 15mm の銅製平板であり、両平板間隔を 20mm として鉛直な平行平板流路を構成した。加熱平板をマイクロシーズヒータで加

熱し、外側を断熱材で覆って熱損失を軽減するとともに外乱を防いだ。冷却平板は冷却水銅管を密着させ、断熱材で覆った。冷却平板面に直径 0.5mm の細孔を設け、0.25mm のシース熱電対を 20 本流路内に挿入した。熱電対は、マイクロメータにより流体層内の平板間をトラバースすることができる。気体貯留容器の寸法は縦横 820 mm × 720mm、高さ 290mm であり、上部の平行平板流路と仕切ることができる。

加熱面 24 点、冷却面 10 点、平行平板流路内のガス温度 20 点、貯留容器のガス温度 2 点を K 型熱電対を用いて測定した。実験中は平板流路内の熱電対を所定の位置に固定して気体温度測定し、0.5mm 間隔で加熱面から冷却面までをトラバースさせ同じ温度条件とした実験を繰り返し行った。混合気体密度は、上部平板からマイクロチューブポンプで吸引した (600cc/h) 混合気体を密度計で測定し、測定した気体は上部平板から流路内に戻した。混合気体を吸引吐出することによる流動の影響を除くため、密度測定実験と温度測定実験をそれぞれ別に行つた。温度及び密度の測定信号を 15 秒間隔で取り込み、時系列のデータを蓄積した。

実験は以下の手順で行った。まず、冷却平板に冷却水を流し、平板流路と貯留容器との仕切板を開けて、加熱平板を所定の温度まで加熱した。次に、平板温度が定常状態に達すれば、密度の小さい気体を流路と貯留容器内に充填して仕切り板を閉じ、密度の大きい気体を貯留容器下部からゆっくり注入し、貯留容器上面に取り付けたノズルから容器内の気体を押し出すとともに気体濃度を測定して置換を確認した。その後、仕切り板を開けることによって実験を開始した。実験条件は、加熱冷却壁間の温度差をパラメータとして $\Delta T = 0, 5, 10, 20, 30, 40, 50\text{K}$ に設定した。

2.4.2 実験結果とその考察

図2.4.2 はスロットにヘリウムを貯留容器には空気を充填した場合のスロット上部における気体密度の時間変化を示したものである。実線は両平板を等しく一定温度に保持した場合の気体密度の時間変化であり、分子拡散のみによる混合過程を示している。各記号は両平板の温度差をそれぞれの値に設定した場合の結果である。温度差が大きくなると密度の増加が早くなるが、 $\Delta T = 5\text{K}$ 以上では密度の増加勾配が分子拡散の場合に比べて急であることから空気の移動は自然対流の影響を受け、温度差にも依存していることから自然対流の流速の影響を受けていると考えられる。温度差が大きくなるにつれて気体の平均温度が上昇して拡散係数も大きくなるが、 $\Delta T = 0\text{K}$ と $\Delta T = 50\text{K}$ の時の流体層平均温度はそれぞれ 290.4K, 307.7K であり、この時のヘリウム-空気の拡散係数はそれぞれ、 $6.72 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$, $7.33 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ である。したがって $\Delta T = 0\text{K}$ の場合に対して約 10% 程度しか大きくならず、同じ 2 成分系の場合は拡散係数の温度依存性の影響は大きくないと考えている。

図2.4.3 に窒素-アルゴン系の場合のスロット上部の気体密度変化を示すが、この場合は自然対流の影響がヘリウム-空気系（図2.4.2）に比べて顕著である。窒素-アルゴンの拡散係数は、290K, 1 気圧に対して約 $1.88 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ であり、ヘリウム-空気系の約 1/3.6 倍となっている。そのため、 $\Delta T = 0\text{K}$ の場合は約 270 分後にスロット上部の密度が上昇し始めている。ところが、窒素-アルゴン系の場合は、たとえ平板間温度差が 5 K であっても、密度の上昇開始時間は $\Delta T = 0\text{K}$ の場合に比べて大きく短縮される。これは、レイリー数によって次のように説明できる。ヘリウム-空気系の場合はスロット内をすべてヘリウムとした $\Delta T = 5\text{K}$ の場合、 $Ra_d \approx 70$ となるが、窒素-アルゴン系の場合、スロット内をすべて窒素であると仮定するとレイリー数は $Ra_d \approx 4.5 \times 10^3$ となる。したがって、わずかな温度差でもレイリー数はヘリウム-空気の場合に比べて 1 衍以上大きく、スロット下部のアルゴンの移動過程は分子拡散ではなく自然対流が律速過程になっていることがわかる。

図2.4.4 にヘリウム-空気の場合の鉛直方向の流体層中心部の気体の温度変動を示す。(a) が $\Delta T = 10\text{K}$ の場合で (b) が $\Delta T = 50\text{K}$ の場合である。縦軸は加熱面、冷却面の最大最小温度により無次元化した温度である。温度変動が大きくなる付近は伝導領域から遷移領域への移行を示しているのではないかと予想されるが、定量的な評価はできなかった。ヘリウム-空気の場合の $\Delta T = 50\text{K}$ における最大レイリー数は、約 $Ra_d \approx 4.5 \times 10^4$ であり、

Eckert & Carlson^[45]によれば遷移領域に含まれていて、1個のセル対流（unicellular 対流）が発生しているものと予想される。したがって、自然対流の影響は対流パターンによるものではなく、むしろ対流の流速に依存するものであると考えられる。

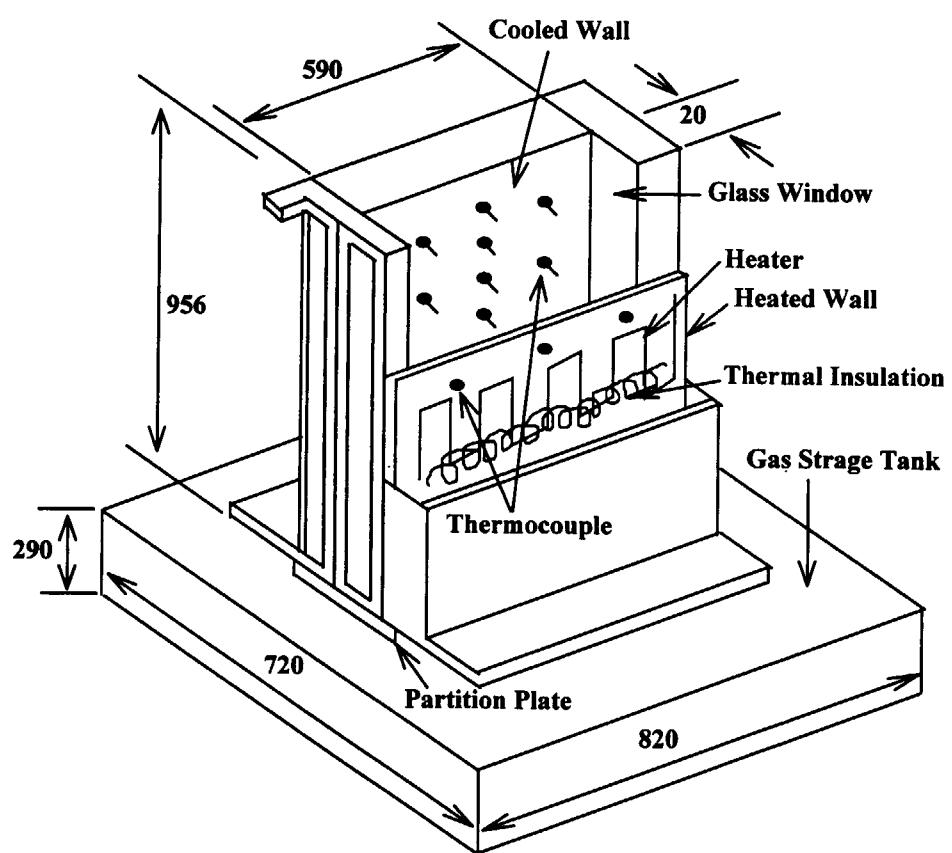


Fig.2.4.1 Experimental apparatus of vertical slot

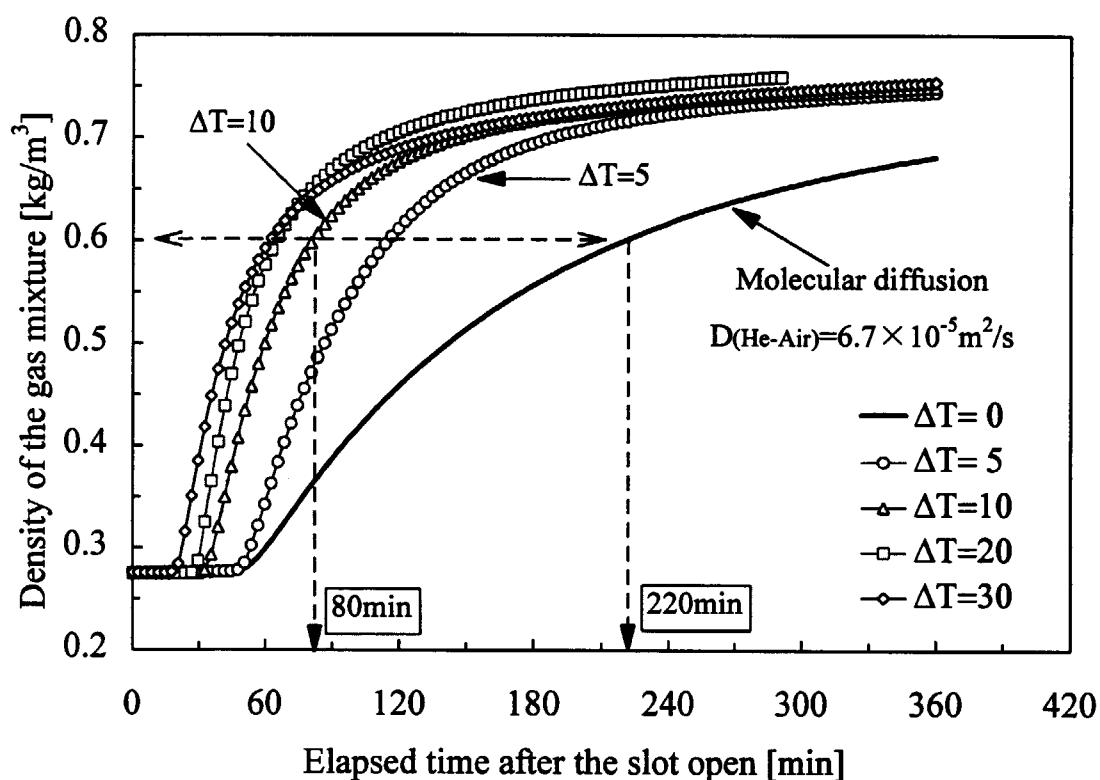
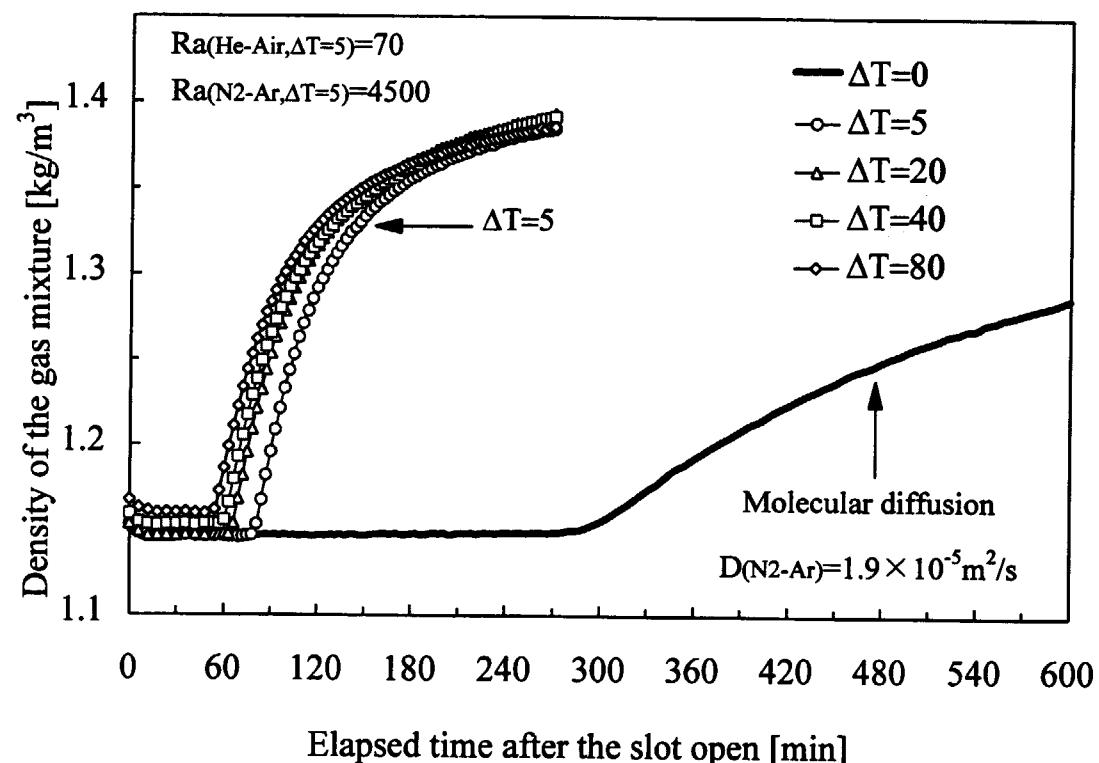


Fig.2.4.2 Density change of the gas mixture in the top of the slot (He-Air)

Fig.2.4.3 Density change of the gas mixture in the top of the slot (N₂-Ar)

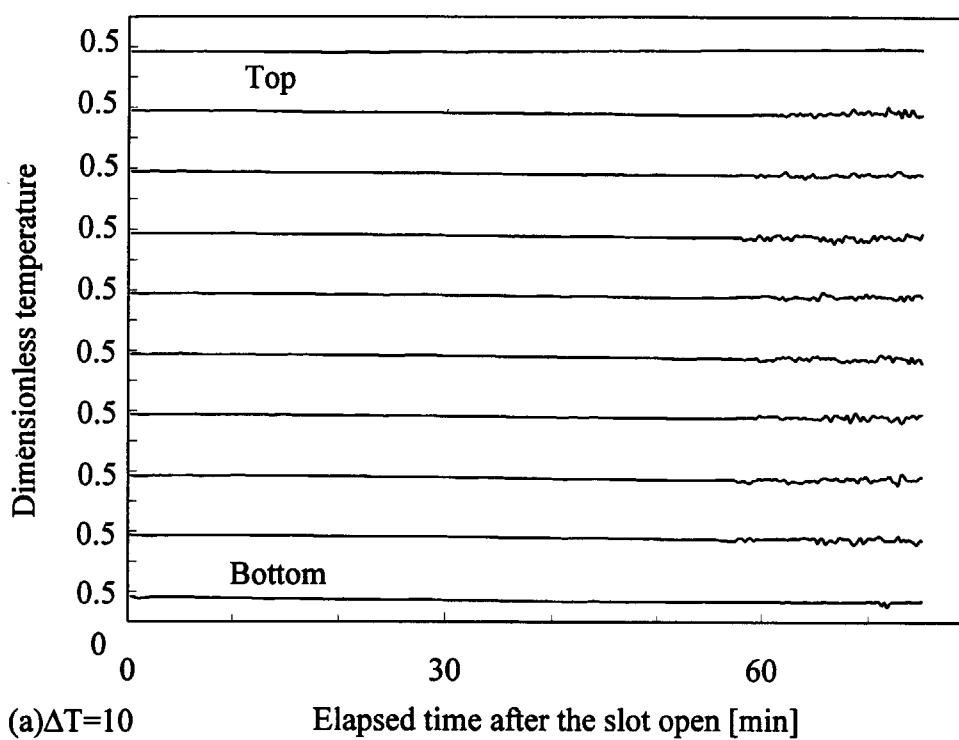


Figure 2.4.4 (a) Gas temperature fluctuation in the center of the vertical fluid layer (He-Air)

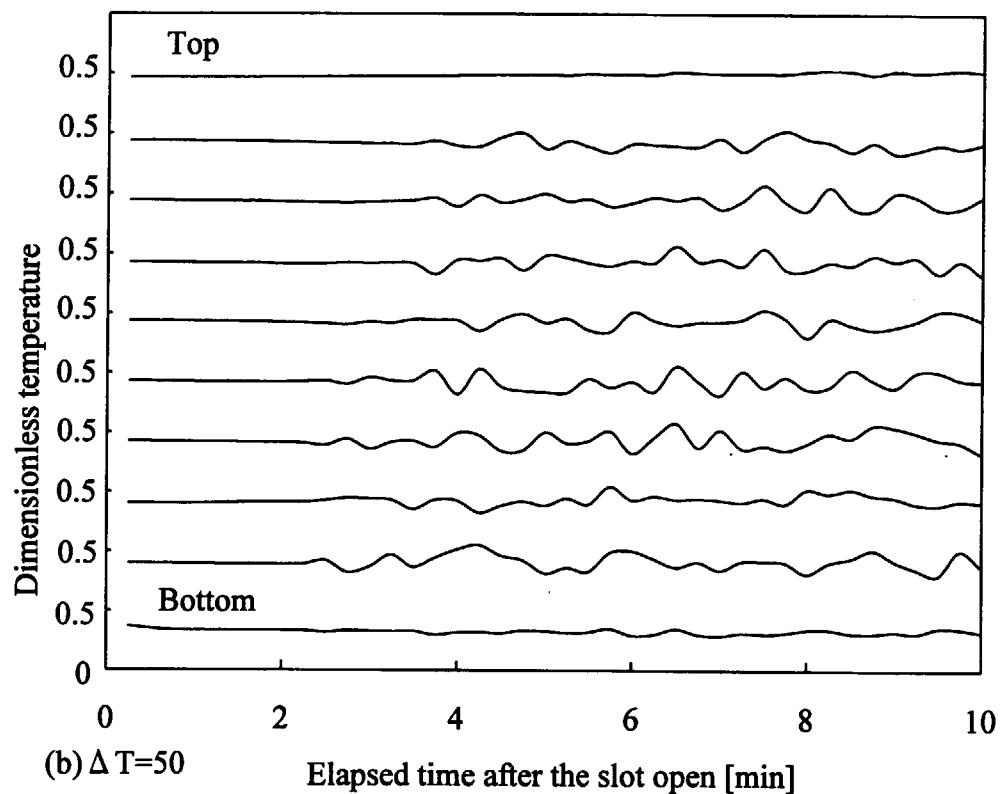


Figure 2.4.4 (b) Gas temperature fluctuation in the center of the vertical fluid layer (He-Air)

2.5 高温ガス炉の流路構成を簡単に模擬した実験装置内への空気浸入挙動^[40, 41]

前節までにヘリウムを充填した1次元的な逆U字型流路内への窒素浸入過程を実験と数値解析により明らかにした。しかしながら、実機の流路構成を考えると炉心部には温度の異なる並列流路が存在するだけでなく、高温プレナム部や上鏡部空間などは1次元的な流路と仮定することが難しく、局所的に3次元的な自然対流が発生すると考えられ、これらの自然対流が空気浸入に及ぼす影響を定量的に評価しておくことが必要である。そこで、本節では高温ガス炉の流路構成を簡単に模擬した装置による空気浸入の実験結果とこの複雑な流路構成を持つ実験装置を1次元流路網でモデル化した数値解析の結果について考察した。

2.5.1 実験装置および実験方法

実験装置の概要

高温ガス炉の炉心は鋼製の圧力容器に納められていて、炉心の中心に燃料領域、その周囲には反射体領域があり、燃料領域の下部には高温プレナムがある。1次冷却系主配管は二重管構造となっており、内管は原子炉から中間熱交換器に流れる高温のヘリウム冷却材流路に、内管と外管の間の環状流路は熱交換器から原子炉に戻る低温のヘリウム流路になっている。実験装置の主要仕様を表2.5.1に、概略を図2.5.1に示す。実験装置は高温ガス炉の流路構成を簡単に模擬したもので、炉心部を模擬した模擬炉心部、高温プレナムに相当する下部プレナム、圧力容器の上下鏡部に相当する上下鏡空間、圧力容器に相当する水冷容器、1次冷却系主配管に相当する出入口管部から構成する。

模擬炉心部の横断面を図2.5.2に示す。43本のステンレス製円管を炉心円筒に納めて模擬炉心部を構成する。流路管の内径は12.7mm、長さ1230mmで、シーズヒータを巻き付けて加熱した。図2.5.2に示すよう、中心部の19本が中心領域、周辺部の18本を周辺領域とし、周辺領域のさらに外周の6本の流路管は上下で流路を閉塞し補償ヒータとした。流路管の最高温度は450°Cである。これらの流路管を上部支持板に溶接し、円管の熱膨張を吸収するために、流路管と下部支持板とは溶接していない。また炉心円筒内の流路管の間には断熱材を充填し、上鏡空間には、上部直径300mm、下部直径400mm、高さ215mmの円筒形のフローガイドを設けた。

炉心円筒は内径300mm、外径406mmの二重管構造の容器で、内部には断熱材を充填するとともに、対流防止用の金属箔を5層設けた。水冷容器は内径500mm、高さ620mmの円筒を3段積み重ね、炉心円筒と水冷容器との間の胴部環状流路幅は47mmである。環状流路部には円周方向に2点、鉛直方向に3点、合計6点の酸素濃度測定孔を設けた。

上鏡部は内半径250mmの半球で、上鏡部内の気体温度を測定するために11本の熱電対を取り付けた十字型のサポートを挿入した。下鏡部も内半径250mmの半球容器で、大気開放弁等が取り付けられ、内部にはヒータ電源端子盤と熱電対接続端子盤を設けた支持台により炉心部を支えている。

下部プレナムは、内径300mm、高さ300mmの円筒形容器で、ヒータリード線や熱電対を取り出すために、内径270mmの内円筒が挿入されている。二重管部は長さ340mmで、外管の内径は133mmである。外部出入口管を図2.5.3に示す。二重管部下端から130mm上方の位置に内径108.3mm、長さ120mmの外部出口管接続部を設けた。内管は、内径43mm、外径48.6mm、長さ850mmの円管である。外部入口管は、全長1100mmでレデューサ管、超音波流速計を取り付けた流速測定管及び直管から構成する。外部出口管は水平管と曲管で構成し、内径はともに108.3mm、水平管長さは700mmである。

温度と濃度の測定方法

温度測定点は、下部プレナム6点、上鏡部11点、下鏡部4点、胴部環状流路16点、出入口管2点の気体温度、流路管84点、炉心円筒18点、上下支持板各6点の壁温度、冷却水温度6点の合計159点とした。また外径

1/16 インチの熱電対サポートパイプを図 2.5.2 に示す⑩の円管内に挿入し、図の T_g で示す・の位置における気体温度を 4 点測定した。

酸素濃度は、下部プレナム、上下鏡空間に設けた濃度測定孔から混合気体を連続的にサンプリングし、ガルバニ電池式酸素計とジルコニア式酸素計で測定した。ヘリウム中の空気モル分率を求めるに当たっては、空気中の酸素モル分率が常に 0.209 であると仮定して求めた。また、実験装置内の流れを乱さないようにするために、サンプリング流量はできるだけ少なくするとともに（約 100cc/min），酸素濃度測定後は測定孔近辺に戻した。サンプリングによる測定の時間遅れは 30s 以内であった。温度の測定誤差は±2°C、酸素濃度の測定誤差は±2%であった。

実験方法と実験条件

実験は、まず出入口管を盲フランジで閉じ、装置内にヘリウムを充填した。次に模擬炉心部の壁温度及び気体温度が所定の温度に達するまで加熱し、以後その温度を一定に保った。加熱中は下鏡部に設けた均圧弁を開いて、常に実験装置内を大気圧に保持した。実験装置各部の壁温度及び気体温度が定常状態に達した後、出入口管の盲フランジを同時に開くことにより配管破断を模擬して実験を開始した。実験中は模擬炉心部の壁温を一定温度に保持し、装置全体を短時間内に一巡する空気の自然循環流が発生して自然循環流量及び各部温度が定常状態に達するまで実験を継続した。

実験条件として次の 2 つの場合を考えた。

- (1) 模擬炉心部の内外領域の流路管温度を等しく設定した場合。
- (2) 内側領域の流路管温度を外側領域より高く設定した場合。

また 1 次元的な流路長の影響を調べるために、外部出入口管を取り付けた場合と取り外した場合を考えた。表 2.5.2 に各実験における各部の平均温度を示す。H-2～H-29 が外部出入口管を取り付けた場合の実験、H-32～H-36 は取り外した場合の実験である。模擬炉心部全体の平均温度は、各流路管積分平均温度をさらに内外領域について算術平均した値で、下部プレナム、上下鏡部、胴部環状流路の平均温度は算術平均値である。

内外領域の流路管壁温が等しい場合の実験は、模擬炉心部の目標温度を 150°C から 400°C までの間をそれぞれ 50°C おきに設定して行った。内外領域の流路管壁温が異なる場合の実験では、外側領域の加熱管温度を内側領域より、それぞれ 50°C、100°C 低く設定して行った。

2.5.2 数値解析

基礎方程式

二重管部の出入口管接続部に外部出入口管を取り付けない場合の解析モデルを図 2.5.4 に示す。解析モデルは温度または断面積の異なる 11 の領域に分割した。領域①は入口管部、領域②は下部プレナム、領域③は模擬炉心部内側の 19 本の加熱管、領域④は外側の 18 本の加熱管、領域⑤は上鏡部、⑥は内胴の外壁と水冷容器の内壁との環状流路部、領域⑦は下鏡部、領域⑧は出口管（二重管部の環状流路）部、領域⑨は炉心部断熱層への接続部及び炉心部断熱層部、領域⑩は補償ヒータ部の 6 本の加熱管に相当する領域、領域⑪は下鏡部の上部空間にある体積要素に相当する領域である。解析は、2.1 節の逆 U 字管流路の場合と同様の仮定を設け、装置内に浸入する空気中の酸素モル分率は 0.209 とした。したがって、解くべき基礎式は以下のようになる。

混合気体の連続の式：

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{\partial(Cu^*)}{\partial x} = 0 \quad (2.5.1)$$

モル密度は領域内で時間的に一定とすることから、

$$\frac{\partial(Cu^*)}{\partial x} = 0 \quad (2.5.2)$$

化学反応による物質の生成消滅はないと仮定し、右辺は拡散項のみとすると、

A成分気体のモル数保存式：

$$\frac{\partial X_A}{\partial t} + u^* \frac{\partial X_A}{\partial x} = D_{AB} \frac{\partial^2 X_A}{\partial x^2} \quad (2.5.3)$$

運動量保存式：

$$\rho \frac{\partial u^*}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \rho g - \frac{1}{2} \rho u^* |u^*| \left(\frac{f}{De} + K \right) \quad (2.5.4)$$

各領域で $u^* = \text{const.}$ であるから、式 (2.5.4) を領域内で積分すると次式を得る。

$$\frac{du^*}{dt} \int \rho dx = - \int dp + g \int \rho dx - \frac{1}{2} \left(\int \rho \frac{f}{De} dx + \sum_j \rho_j K_j \right) u^* |u^*| \quad (2.5.5)$$

混合気体及び各成分気体は理想気体と仮定すれば ρ と X_A の関係は、

$$\rho = C \{ X_A M_A + (1 - X_A) M_B \} \quad (2.5.6)$$

混合気体の状態方程式：

$$C = \frac{p}{R_0 T_K} \quad (2.5.7)$$

ここで、 X_A は A 成分気体のモル分率、 p は圧力、 T_K は混合気体の絶対温度、 ρ は混合気体の密度、 g は重力加速度、 R_0 は気体定数、 M_A 及び M_B はそれぞれ気体 A 及び B の分子量、 f は発達した層流の摩擦係数^[17]、 K は流路出入口における損失係数、添字 j は領域境界面の番号、添字 k は領域の番号である。また、A 成分は空気を、B 成分はヘリウムを表わす。

初期条件と境界条件は逆 U 字管の場合と同様に、次式のように設定した。

初期条件：

$$\begin{aligned} l < x < k; p &= p_0, X_A = 1, T = T_1 \\ l < x < m; p &= p_0, X_A = 1, T = T_9 \\ k < x < l; p &= p_0, X_A = 0, T = T_2, \dots, T_8 \end{aligned} \quad (2.5.8)$$

境界条件：

出入口管の両端において、

$$x = l, x = m; p = p_0, X_A = 1 \quad (2.5.9)$$

各領域の境界面において、

$$D_{AB,k} \frac{C_k dX_{A,j-}}{dx} = D_{AB,k+1} \frac{C_{k+1} dX_{A,j+}}{dx} \quad (2.5.10)$$

基礎方程式の差分化

本解析では、2.1.2 項で述べた非連成法を採用し、運動量保存式の重力項に近似を施して、A 成分気体のモル数保存式（式 (2.5.3)）と運動量保存式（式 (2.5.5)）を同じ時間ステップ内で交互に解き計算を進めた。差分式は 2.1.2 項を参照されたい。本解析では Δu^* から新しい u^* を求める際に、不足緩和係数 α_u を次式で定義し、

$$u_k^{*n+1} = u_k^{*n} + \alpha_u \Delta u_k^* \quad (2.5.11)$$

$\alpha_u = 0.6$ に設定した。以上の手順を Δu^* , Δp が十分小さくなって、次式の収束条件を満たすまで繰り返し計算を進めた。

$$\max \left| \epsilon \left(\frac{\Delta u_k^*}{u_k^*} \right), \epsilon \left(\frac{\Delta p_j}{p_j} \right) \right| \leq 1 \times 10^{-5} \quad (2.5.12)$$

得られた u^* , p を用いて、A成分気体のモル数保存式を解いて、求まったA成分気体のモル分率 X_A から、混合気体の密度を求めて計算を進めた。

2.5.3 実験および解析結果とその考察

外部出入口管を取り付けた場合の実験結果

(1) 内外領域の流路管平均温度が等しい場合

図 2.5.5 に模擬炉心部の内外領域の流路管平均温度を等しく設定した場合の空気モル分率と自然循環流速の時間変化を示す。内外領域及び炉心部平均温度はそれぞれ $T_i=361.9^\circ\text{C}$, $T_o=363.8^\circ\text{C}$, $T=362.9^\circ\text{C}$ である。横軸は模擬配管破断後の経過時間、縦軸は流速及び空気モル分率である。図中の○印は下部プレナム（入口から 50mm 上方）, △印は上鏡部（頂部）, ▽印は胴部環状流路下部（下端から 100mm 上方）の空気モル分率を示している。

下部プレナムの空気のモル分率は時間とともに増加し、20 時間を過ぎた頃から空気モル分率の増加速度が速くなっている。上鏡部の空気モル分率は、破断後 1~2 時間は 0 であり、その後モル分率は徐々に増加し、破断後 20 時間までは下部プレナムと同様な傾向を示したが、それ以降は下部プレナムほどモル分率の増加速度は速くならない。下鏡部では、破断直後から空気モル分率が増加するが、時間の経過とともに増加速度は抑えられ、上鏡部の値と等しくなった。超音波流速計から求めた浸入流速は、破断直後から空気の自然循環流が発生するまでの第 1 段階の間は 0 であった。この超音波流速計の測定可能な最低流速は 3 cm/s であり、第 1 段階における混合気体の自然循環流は非常に遅いことがわかる。

この実験結果から、模擬配管破断後の空気浸入過程を考察すると、複雑な流路構成を持つ実験装置においても逆U字型流路の結果と同様な現象を示すことがわかった。配管破断直後は比較的高温の模擬炉心部と比較的低温の胴部環状流路との間の気体密度差に伴う浮力は、破断口下部にある密度の大きい冷たい空気を入口管から吸い込み、自然循環流を発生させる程大きくない。空気は分子拡散により出入口管から浸入し、上方へ運ばれると同時に、高温側と低温側流路との間に発生する非常に流速の遅い自然循環流によって高温側から低温側に運ばれる。出口管においても分子拡散により空気は上方へ移動するが、入口管の場合と異なり、逆に混合気体の極めて流速の遅い自然循環流によって下方に押し戻される。このように空気は入口管と出口管の両側から徐々に実験装置内に運ばれ、高温側流路、低温側流路における混合気体の密度が徐々に増加する。これに伴い密度差も増大して、混合気体の自然循環流速が徐々に速くなる。20 時間を過ぎる頃から下部プレナムにおける空気モル分率の上昇速度が、上鏡部や下鏡部に比べて大きくなるのは、この自然循環流による空気の移動量が徐々に増加するためである。そして混合気体の密度差による浮力が十分大きくなった時点で、空気の自然循環流が突然発生した。

模擬炉心部の平均温度を変えた場合の下部プレナム、上鏡部及び下鏡部における空気モル分率の時間変化をそれぞれ図 2.5.6~2.5.8 に示す。下部プレナムにおいては、模擬炉心部の温度が高い程、早い時点で空気のモル分率の上昇速度が速くなる。これは、高温側と低温側流路との間の温度差が大きくなることによって、混合気体の密度差が増加し、これに伴い発生する自然循環流速が速くなるためである。上鏡部のモル分率変化は模擬炉心部の温度を変えても大きな変化は見られず、第 1 段階の終了直前にモル分率が急激に増加した。配管破断後の初

期段階における下鏡部のモル分率は、混合気体の自然循環流が高温側流路で上昇流、低温側流路においては下降流であるため分子拡散の方向とは逆になり、流速も模擬炉心部の温度が高いほど速いため、下鏡部のモル分率は模擬炉心部の温度が高い程低く抑えられた。

(2) 内外領域の平均温度が異なる場合

模擬炉心部の内外側領域の平均温度が異なる場合の空気モル分率の時間変化を図 2.5.9 に示す。この場合の内外領域及び模擬炉心部の平均温度はそれぞれ $T_i=350.1^\circ\text{C}$, $T_o=281.5^\circ\text{C}$, $T=315.8^\circ\text{C}$ である。図中の○印は下部プレナム、△印は上鏡部、▽印は下鏡部の空気モル分率を示している。

内外に温度差がある場合には下部プレナムの空気モル分率は 20 時間を過ぎても、領域の温度が等しい場合のように上昇速度が大きく増加しない。また、模擬炉心部の平均温度が低いにもかかわらず、第 1 段階の持続時間が短くなった。上鏡部と下部プレナムの空気モル分率が近づくのは、2.3 節で述べたように模擬炉心部の内外領域に温度差をつけたことによって両領域の並列流路間に自然循環流が生じたためであると考えられる。そのため、下部プレナムに到達した空気は、模擬炉心部の並列流路間で発生している自然循環流によって上鏡部まで運ばれ、内外領域に温度差をつけない場合の実験結果と比べて、上鏡部の空気モル分率の上昇は速くなり、下部プレナムではモル分率の上昇が抑えられる。第 1 段階の持続時間が短くなるのは、模擬炉心部の並列流路間に生じる自然循環流により高温側と低温側流路の混合気体密度の積分値の差が、内外領域の温度が等しい場合に比べて早い時点で増大するためである。

模擬炉心部の内側と外側領域との平均温度に温度差(ΔT)をつけた場合とつけない場合の下部プレナム、上鏡部、下鏡部における空気モル分率の時間変化をそれぞれ図 2.5.10, 2.5.11, 2.5.12 に示す。内側領域の温度が等しい場合、外側領域の温度が低く内外領域の温度差の大きい方が、たとえ模擬炉心部全体(内側+外側領域)の平均温度が低くとも、第 1 段階の持続時間は短くなることがわかる。これは、並列流路間に発生する自然循環流速が速いほど、第 1 段階の持続時間が短いことを示している。

図 2.5.13 に、空気の自然循環流発生までの第 1 段階の持続時間と模擬炉心部の内側領域の平均温度との関係を、内外領域の平均温度差をパラメータとして示す。横軸は模擬配管破断後の経過時間、縦軸は模擬炉心部の内側領域の平均温度である。模擬炉心部の平均温度が高くなるほど、また平均温度差が大きくなるほど第 1 段階の持続時間は短いことがわかる。これは、模擬炉心部の平均温度が高くなれば、浮力が大きくなるため、早い時点で空気の自然循環流が発生し、模擬炉心部の内外領域の温度差が大きくなれば、並列流路間の自然循環流により空気モル分率が速く上昇し、結果的に浮力が大きくなるため、第 1 段階の持続時間が短くなつて空気の自然循環流が早い段階で発生した。

外部出入口管がない場合の実験結果

外部出入口管がない場合の空気モル分率の時間変化を図 2.5.14, 2.5.15, 2.5.16 に示す。図 2.5.14 は模擬炉心部の内外領域の平均温度を等しくした場合で、内外領域及び炉心部の平均温度はそれぞれ $T_i=361.7^\circ\text{C}$, $T_o=363.9^\circ\text{C}$, $T=362.8^\circ\text{C}$ である。図 2.5.15, 2.5.16 は模擬炉心部の内外領域に温度差をつけた場合の空気モル分率の時間変化を示しているが、内外領域及び炉心部の平均温度はそれぞれ $T_i=351^\circ\text{C}$, $T_o=318^\circ\text{C}$, $T=335^\circ\text{C}$ 及び $T_i=341^\circ\text{C}$, $T_o=273^\circ\text{C}$, $T=307^\circ\text{C}$ である。外部出入口管がある場合の結果と比較すると、空気モル分率の時間変化は、いずれの位置においても定性的に大きな違いはない。しかしながら、出入口管部分の長さが短くなつたことにより、律則過程である分子拡散と極めて流速の遅い自然循環流に大きく影響を及ぼす 1 次元的な流路長が短くなり、第 1 段階の持続時間は大きく短縮された。この実験では模擬配管破断後 16~17 時間で空気の自然循環流が発生したことから、第 1 段階の持続時間は 1 次元的な流路の長さに大きく依存することがわかった。

数値解析結果

図 2.5.17 に外部出入口管がなく、炉心部の内外領域に温度差をつけた場合の実験について行った数値解析結

果を示す。図中の実線は下部プレナム、一点鎖線は上鏡部、点線は下鏡部における空気モル分率の計算値を、記号(○, △, □)はそれぞれの実験値を示す。

解析では約18時間後に空気の自然循環流が発生し、下部プレナムと上鏡部の空気モル分率変化は、定性的には実験結果と良く一致したが、定量的には実験値より低い値を示した。逆に下鏡部の空気モル分率は配管破断直後から計算値が実験値よりも高い値を示した。この定量的な不一致は、局所的に3次元的な自然対流が発生している領域を1次元流路でモデル化したことによるものと考えている。たとえば、上鏡部において、模擬炉心部の上部支持板温度は、加熱管からの熱伝導や加熱された気体による熱伝達により133°Cまで上昇したが、上鏡部は14°Cに冷却されていて、上鏡部空間の気体平均温度は53°Cである。これより、下面が高温で上面が低温となつて、局所的な3次元的な自然対流が発生しているものと考えられる。この実験では、半球容器の半径を代表長とした上鏡部のGr数は $3.24 \times 10^6 < Gr < 1.94 \times 10^8$ の範囲であった。そこでこのような3次元的な自然対流と分子拡散により運ばれる空気のモル数 N_{con} , N_{dif} をそれぞれ次式のように定義する。

$$N_{con} = u_{ref} \times A_e \times C_{air} \quad (2.5.13)$$

$$N_{dif} = D_{AB} \times A_e \times \frac{C_{air}}{\Delta x} \quad (2.5.14)$$

ここで、 C_{air} は空気のモル密度で、 A_e は断面積、 u_{ref} は局所的な自然対流の流速である。 u_{ref} は半球容器内の自然対流に関する解析結果^[42]から求めた。したがって、分子拡散と自然対流によって移動する空気のモル数を次式で表す。

$$N_{con} + N_{dif} = u_{ref} \times A_e \times C_{air} + D_{AB} \times A_e \times \frac{C_{air}}{\Delta x} \quad (2.5.15)$$

本解析では、自然対流により移動する空気を考慮した実効拡散係数(D_{eff})を導入し、これを通常拡散係数に加えて1次元解析を行った。この実効拡散係数を次式で定義する。

$$u_{ref} \times A_e \times C_{air} + D_{AB} \times A_e \times \frac{C_{air}}{\Delta x} = D_{eff} \times A_e \times \frac{C_{air}}{\Delta x} \quad (2.5.16)$$

$$D_{eff} = F_{DTC} \times D_{AB} \quad (2.5.17)$$

したがって、式(2.5.35)と(2.5.36)より、

$$F_{DTC} = 1 + u_{ref} \frac{\Delta x}{D_{AB}} \quad (2.5.18)$$

となり、 F_{DTC} は実効係数である。これより、上鏡空間がHeまたは空気の場合の実効係数はそれぞれ203, 246となり、通常拡散の約200倍の拡散量であると考えられる。

また、内胴と水冷容器との間の胴部環状流路においては、互いに温度の異なる鉛直平板間に発生するような、ロールセル状の自然対流が生じていると予想される。図2.5.15の実験では模擬炉心部からの熱伝導等により内胴の温度は中央部で約50°Cまで上昇し、一方水冷容器の内壁は15°Cに冷却されている。胴部環状流路の流路幅を代表長としたGr数を計算すると $8 \times 10^3 \leq Gr_w \leq 4.5 \times 10^5$ であった。そこでこの自然対流により移動する空気のモル数を上鏡部と同様に評価した。まず、温度の異なる鉛直平板間の自然対流に関する解析結果^[43, 44, 45]より自然対流の平均流速を以下のように求めた。

無次元鉛直温度勾配(τ)は次式で与えられる^[43]。

$$\tau = S \frac{D_w}{\Delta T} \quad (2.5.19)$$

ここで、 D_w は流体層の幅であり、 S は一様温度勾配である。胴部環状流路の高温側を 50°C、低温側を 15°C として、温度差を 35K とすると、流体が He のとき Gr , Pr , Ra はそれぞれ、 7.96×10^3 , 0.675, 5.37×10^3 となる。 $Ra < 10^4$ のとき、一様温度勾配 S は 0 であり^[44]、 τ も 0 となる。成層パラメータ (γ) を次式で定義する^[43]。

$$\gamma = (0.25 \tau R_a)^{0.25} \quad (2.5.20)$$

ここで、 $\gamma \rightarrow 0 (\tau \rightarrow 0)$ の極限を考えると文献^[43]で与えられる流体層断面内の流速は、

$$u'_{ref}(y^*) = \frac{1}{6} \left\{ \left(y^* - \frac{1}{2} \right)^3 - \frac{1}{4} \left(y^* - \frac{1}{2} \right) \right\}, \quad (0 \leq y^* \leq 1) \quad (2.5.21)$$

ここで、 y^* は鉛直流体層の無次元流路幅である。式 (2.5.21) を $y^*=0$ から $y^*=0.5$ まで積分すると、平均流速は次式のように得られる。

$$u'_{ref} = \int_0^{0.5} u'_{ref}(y^*) dy^* / 0.5 \approx 5.2 \times 10^{-3} \quad (2.5.22)$$

ここで、 u'_{ref} は次式で定義する。

$$u'_{ref} = \frac{u_{ref}}{Gr \times v/D_w} \quad (2.5.23)$$

したがって、流体層が He のときは

$$u_{ref} \approx 0.1097 [m/s]$$

となる。

一方流体が空気のとき、 Gr , Pr , Ra はそれぞれ、 4.54×10^5 , 0.718, 3.26×10^5 となるので、 $Ra > 10^4$ のときは、次式で流速分布を仮定する^[44]。

$$u'_{ref}(y^*) = \left(\frac{2m^2 f}{S \sqrt{Pr}} \right) \left[e^{-my^*} \sin(my^*) - e^{-m(1-y^*)} \sin(m(1-y^*)) \right] \quad (2.5.24)$$

ここで、 $4m^2 = S \cdot Ra$ であり、 f は任意定数（約 0.5）である。式 (2.5.24) を $y^*=0$ から $y^*=0.5$ まで積分すると、平均流速は、

$$u'_{ref} = \int_0^{0.5} u'_{ref}(y^*) dy^* / 0.5 \approx 402 \quad (2.5.25)$$

ここで、 u'_{ref} を次式で定義する。

$$u'_{ref} = \frac{u_{ref}}{\left(\sqrt{\kappa v} / D_w \right)} = \frac{u_{ref}}{\sqrt{v^2 / Pr} / D_w} \quad (2.5.26)$$

したがって、 $u_{ref} \approx 0.1666 [m/s]$ となる。

分子拡散と自然対流で運ばれる空気のモル数を上鏡部と同様に考えると、

$$u_{ref} \frac{A_e}{2} C_{air} + D_{AB} A_e \frac{C_{air}}{\Delta x} = F_{DAP} D_{AB} A_e \frac{C_{air}}{\Delta x} \quad (2.5.27)$$

これより、

$$F_{DAP} = 1 + u_{ref} \frac{\Delta x}{2 D_{AB}} \quad (2.5.28)$$

となる。流体層が He あるいは空気のときの実効係数を推算すると、それぞれ 38 と 59 となる。

図 2.5.18 に実効係数をそれぞれ、 $F_{DTC} = 200$ （上鏡部）、 $F_{DAP} = 38$ （胴部環状流路）とした場合の解析結

果を示す。第1段階終了直前でも胴部環状流路の空気モル分率は約0.5であることから、ここではHeの場合の実効係数を採用した。空気での値を使用した場合、上下鏡部のモル分率は大きくなり、空気の自然循環も約3時間速く発生した。実験結果と比較すると、下部プレナムについては少し濃度発達は遅れるが、上鏡部、下鏡部の空気のモル分率は実験結果を良く再現できるようになった。また、第1段階の持続時間は約1時間実験より長くなつた。

Table 2.5.1 Main specifications of the test apparatus

- ①Working Fluid : helium, nitrogen, air
- ②Pressure : -1~2kg/cm²·G
- ③Temperature : 0~450°C
- ④Power : 36W/heater × 43heater 100V
- ⑤Flow rate of cooling water : maximum 500cc/s
- ⑥Dimension of the test apparatus :

Heater pipe in the simulated core

Inner diameter 12.7mm, Outer diameter 17.3mm, Length 1230mm

43 heater pipes (Inner region - 19, Outer region - 18, Compensation heater-6)

Lower plenum Inner diameter 270mm, Height 300mm

Top and bottom covers Inner radius 250mm

Simulated core Inner diameter 300mm, Outer diameter 406mm

Cooling jacket Inner diameter 500mm

Inlet pipe Inner diameter 43mm, Length 850mm

Double coaxial pipe Inner diameter of outer pipe 133mm

Outer diameter of inner pipe 48.6mm

Length 340mm

Outer inlet pipe Connecting pipe : length 400mm

Velocity measuring pipe : diameter 52.9mm, length 300mm

Straight pipe : diameter 52.9mm, length 400mm

Outer outlet pipe Inner diameter 108.3mm, length of horizontal zone 700mm

Inlet pipe~Top cover Height 2760mm

Table 2.5.2 Average temperature in each region of the test apparatus

Region No.	① Inlet pipe	② Lower plenum	③ Inner heater	④ Outer heater	⑤ Top cover	⑥ Annular passage	⑦ Bottom cover	⑧ Coaxial pipe	⑨ Insulation	⑩ Compensation heater	⑪ Dead space
H-2	3.3	122.7	357.1	343.3	93.0	26.8	8.8	3.3	342.9	285.2	31.0
H-3	5.4	88.5	275.9	255.7	64.7	19.6	7.3	5.4	260.0	209.3	22.1
H-4	5.3	56.8	195.4	168.7	44.2	14.1	6.6	5.3	177.9	135.1	15.1
H-5	5.9	73.9	299.5	213.4	64.0	17.2	7.7	5.9	249.6	158.6	19.6
H-6	7.3	116.3	325.1	327.1	86.5	25.9	8.9	7.3	319.6	275.2	29.5
H-7	6.2	56.8	234.8	166.0	50.2	14.7	7.8	6.2	195.0	123.0	16.2
H-9	6.9	89.2	255.6	257.0	65.0	20.7	8.8	6.9	251.1	215.3	23.4
H-10	7.0	58.1	169.4	170.1	42.2	15.6	8.5	7.0	166.2	142.0	17.0
H-11	8.5	44.1	158.9	125.2	37.5	14.3	9.4	8.5	138.5	97.1	15.2
H-15	11.2	131.0	361.9	363.8	57.3	31.6	13.4	11.2	355.6	306.0	37.2
H-16	10.1	106.6	301.3	302.7	47.8	27.2	12.3	10.1	295.9	254.1	30.6
H-17	9.8	73.9	214.5	215.3	35.1	20.6	10.9	9.8	210.5	179.9	22.4
H-18	6.3	28.4	84.0	83.7	15.3	10.1	6.9	6.3	82.0	69.3	10.7
H-19	5.4	11.5	25.1	26.2	7.8	6.4	5.6	5.4	25.2	22.6	6.6
H-21	9.6	100.0	350.1	281.5	46.6	25.3	11.7	9.6	308.2	220.7	28.8
H-22	10.6	117.2	360.2	327.3	52.9	28.8	13.0	10.6	336.3	267.6	33.8
H-23	11.8	75.2	280.9	211.8	39.0	22.6	13.0	11.8	240.1	161.7	24.6
H-24	12.9	91.7	290.8	257.4	44.2	26.2	13.6	12.9	268.0	208.5	28.6
H-25	12.9	46.8	162.0	127.5	27.7	18.9	13.4	12.9	141.2	99.4	19.4
H-26	14.7	61.7	204.9	171.1	34.6	23.3	13.9	14.7	183.7	136.7	22.6
H-27	19.0	79.3	248.6	214.7	43.2	30.4	17.8	19.0	226.5	173.6	29.4
H-29	7.5	133.8	361.2	363.1	53.3	27.7	10.3	7.5	354.9	305.0	33.7
H-32	11.3	11.5	11.6	11.5	11.1	11.2	11.1	11.3	11.5	11.5	11.2
H-33	11.6	142.0	361.7	363.9	57.6	32.1	14.8	11.6	355.6	306.2	37.6
H-34	12.2	102.2	258.0	259.5	43.5	26.0	14.6	12.2	253.5	217.7	28.8
H-35	13.5	127.9	351.1	318.4	53.3	31.0	16.4	13.5	327.5	260.3	35.8
H-36	15.1	112.3	341.3	273.2	49.1	29.2	17.5	15.1	299.9	214.0	33.1

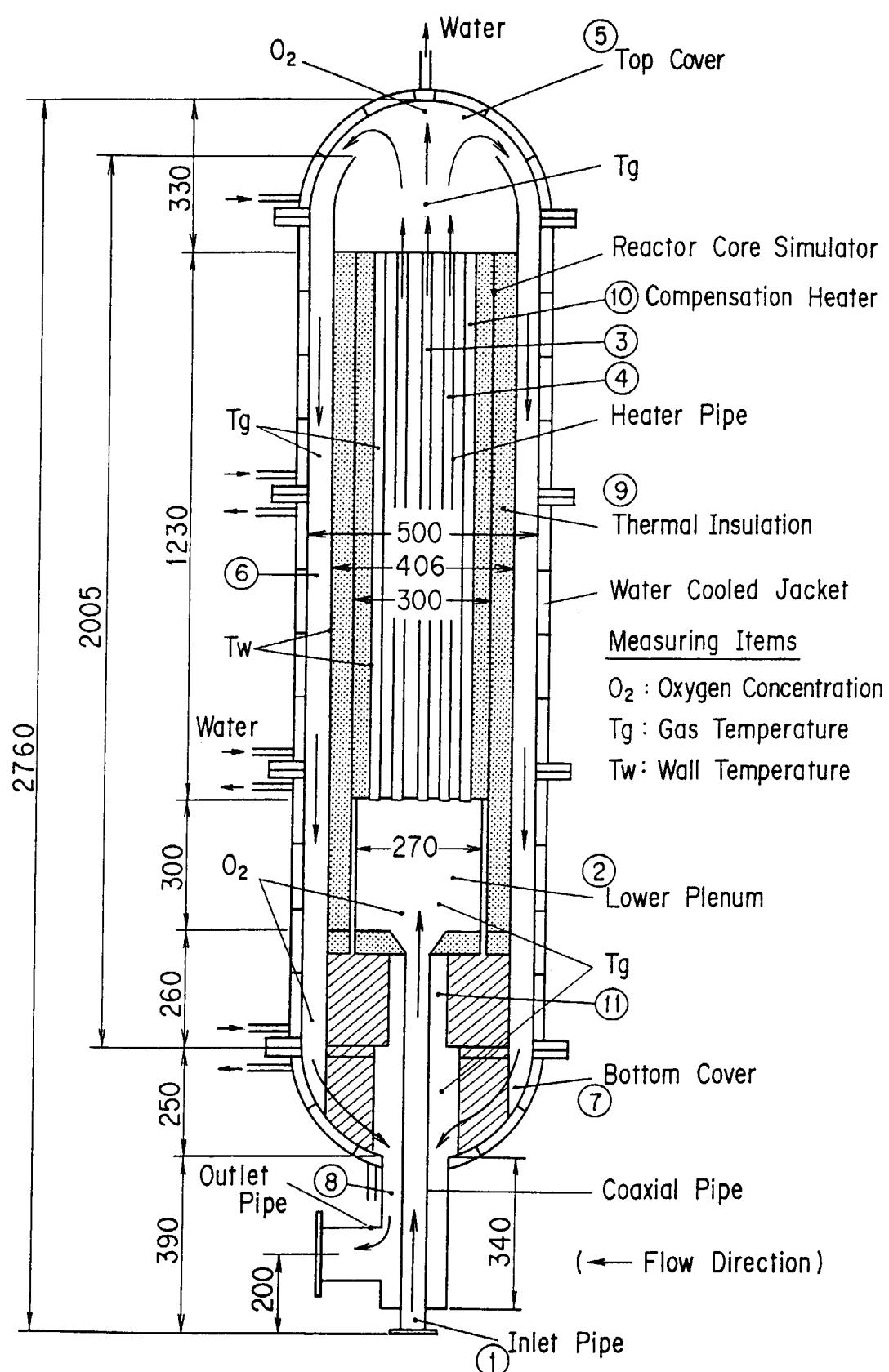


Figure 2.5.1 Schematic drawing of test apparatus simulating flow channels of a HTGR

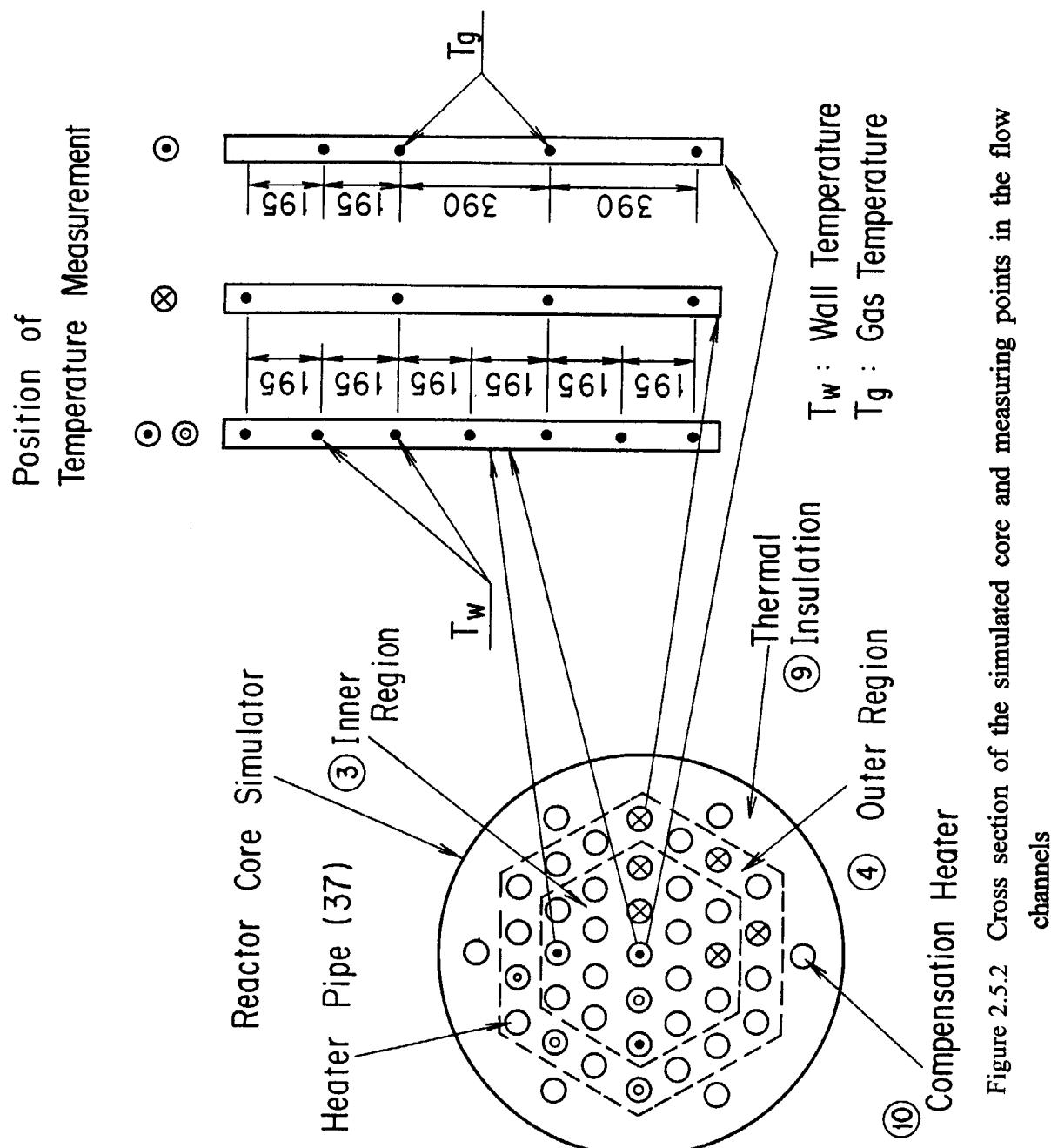


Figure 2.5.2 Cross section of the simulated core and measuring points in the flow channels

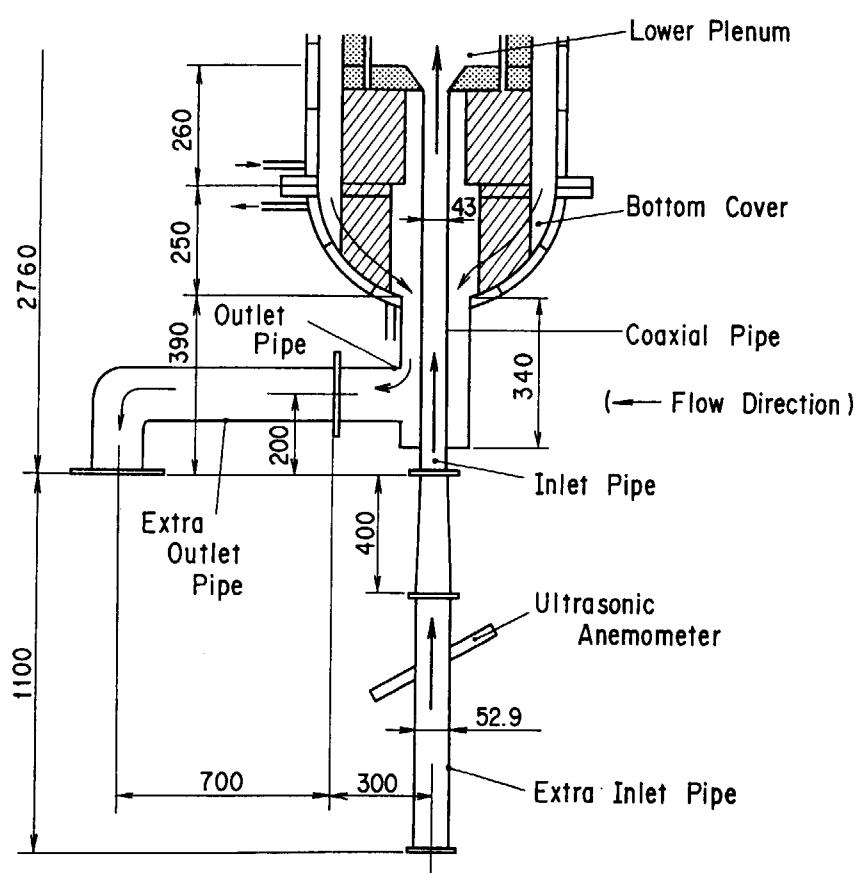


Figure 2.5.3 Schematic drawing of the outer inlet and outlet pipes

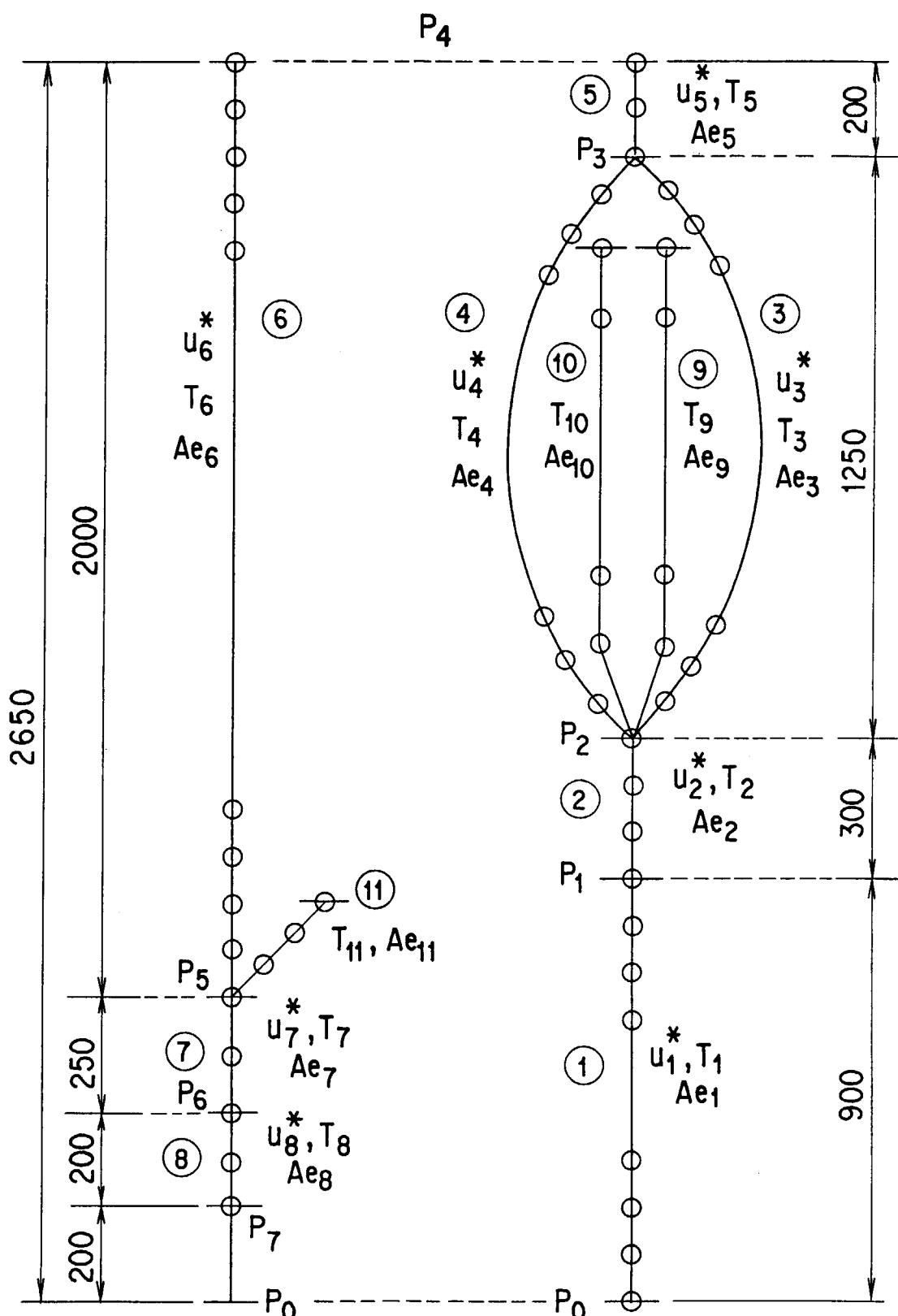


Figure 2.5.4 Analytical model of the test apparatus without the outer inlet and outlet pipes

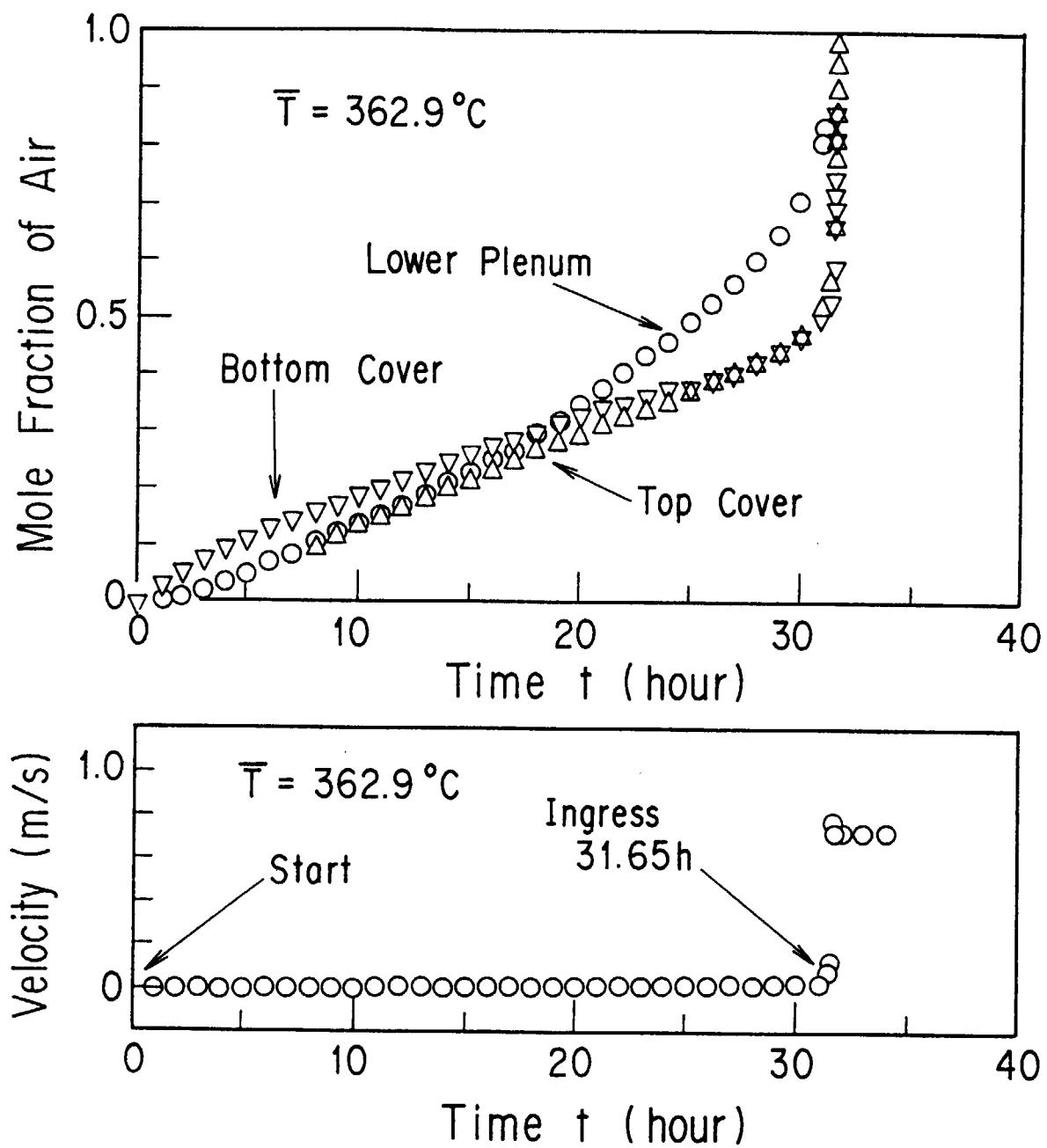


Figure 2.5.5 Time varying of the mole fraction of air and ingress velocity (the center and peripheral regions with uniform temperature condition)

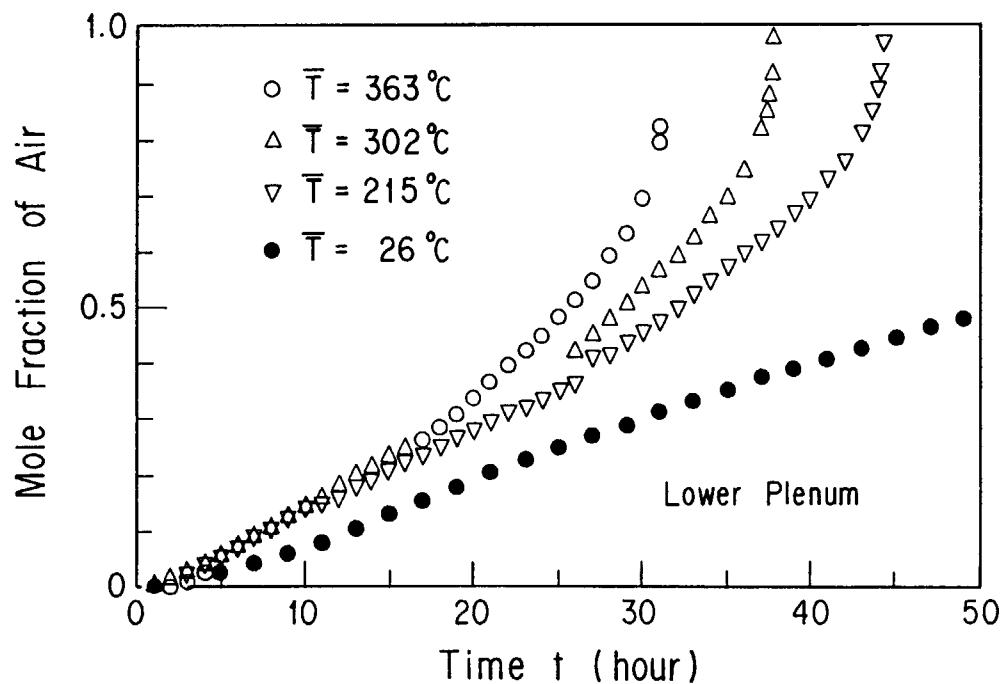


Figure 2.5.6 Mole fraction changes of air in the lower plenum (the center and peripheral regions with uniform temperature condition)

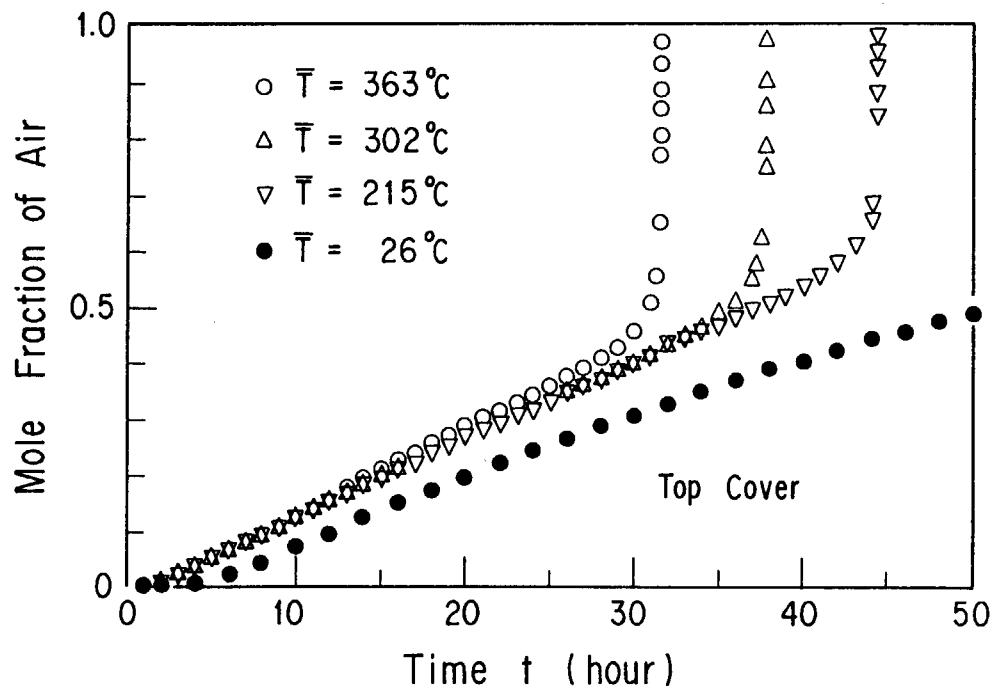


Figure 2.5.7 Mole fraction changes of air in the top space (the center and peripheral regions with uniform temperature condition)

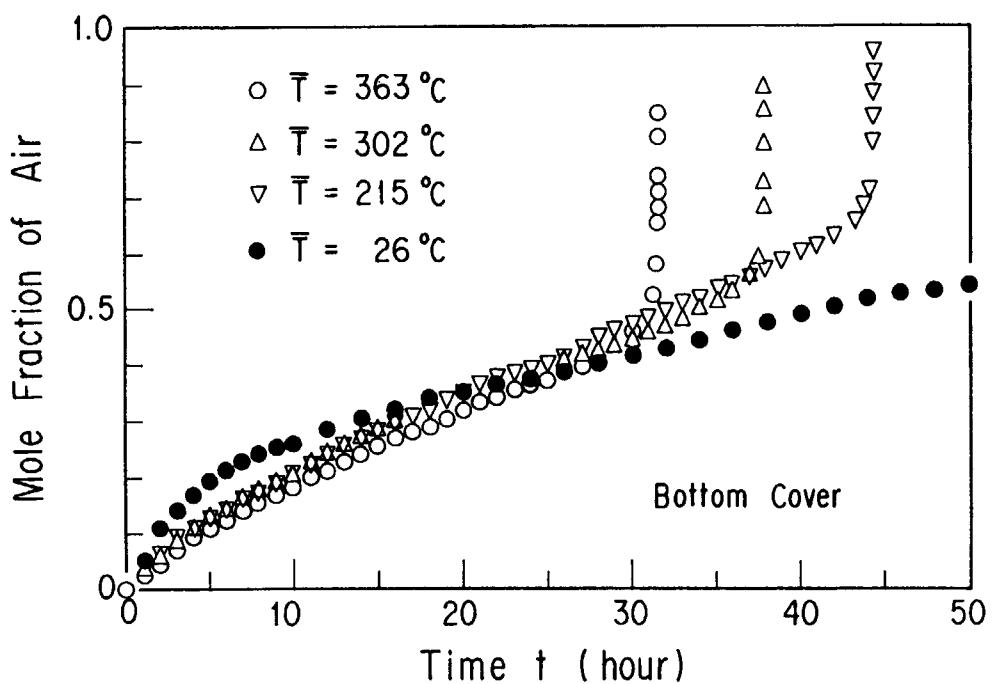


Figure 2.5.8 Mole fraction changes of air in the bottom space (the center and peripheral regions with uniform temperature condition)

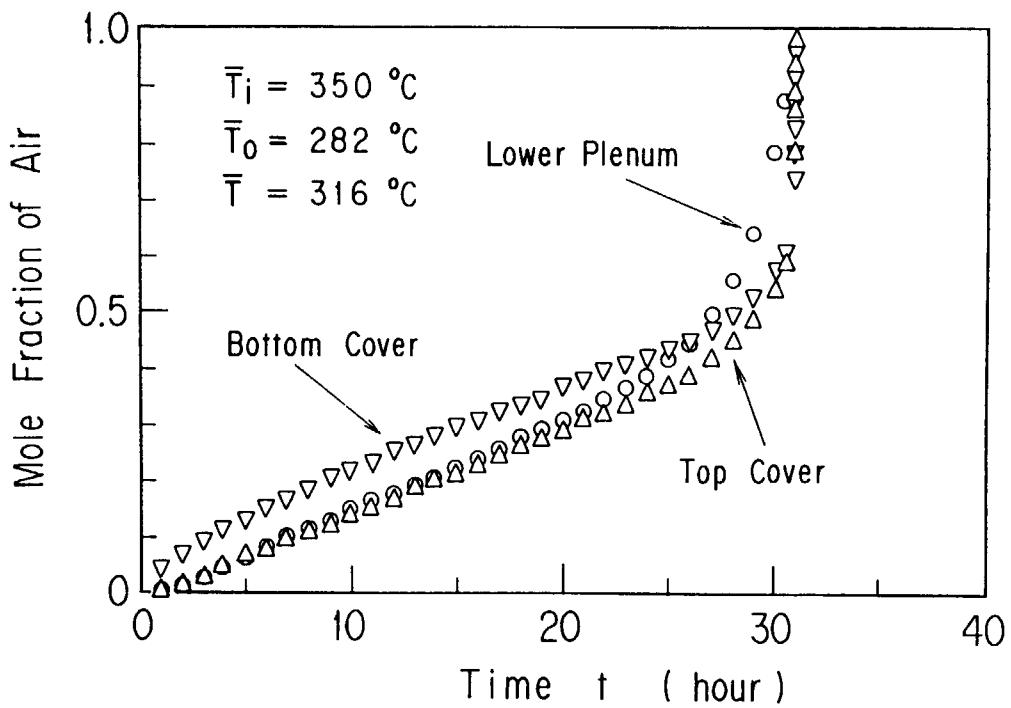


Figure 2.5.9 Mole fraction changes of air (the center and peripheral regions with non-uniform temperature condition)

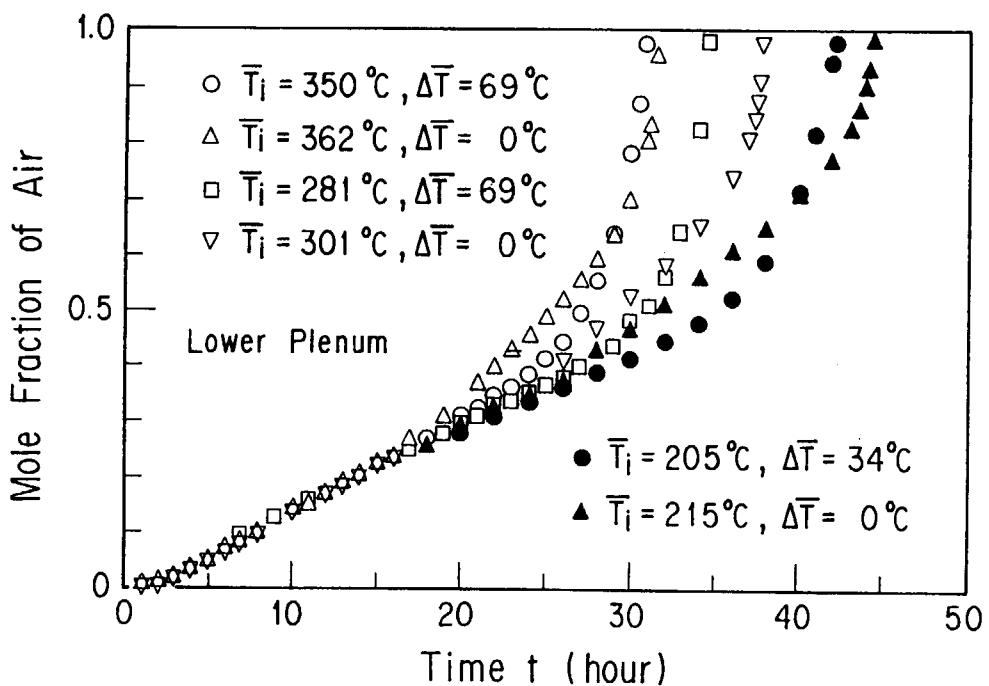


Figure 2.5.10 Mole fraction changes of air in the lower plenum (the center and peripheral regions with non-uniform temperature condition)

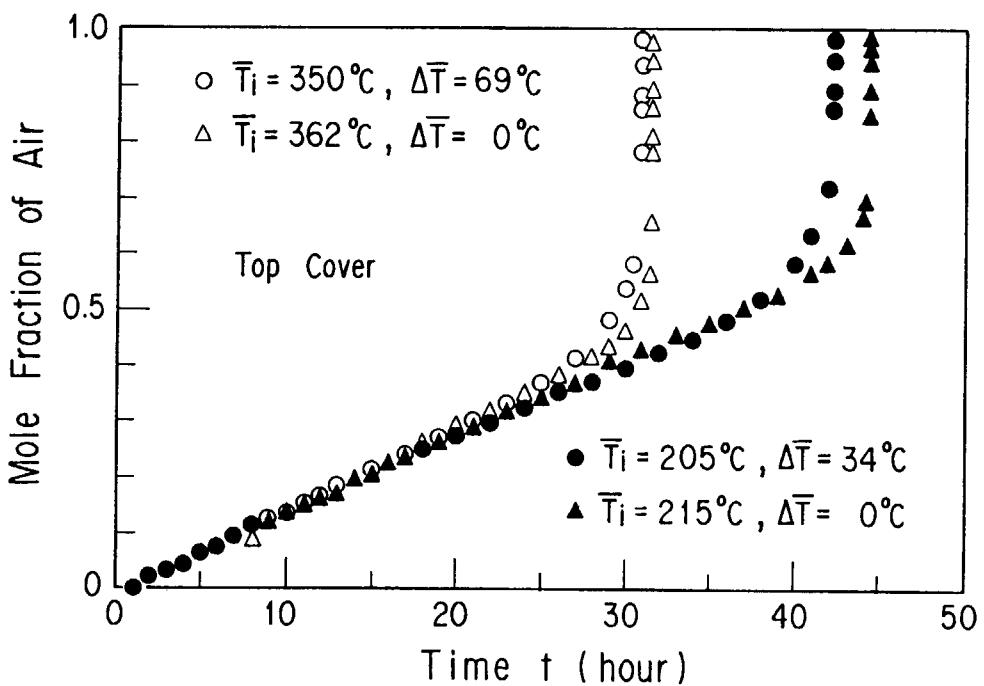


Figure 2.5.11 Mole fraction changes of air in the top space (the center and peripheral regions with non-uniform temperature condition)

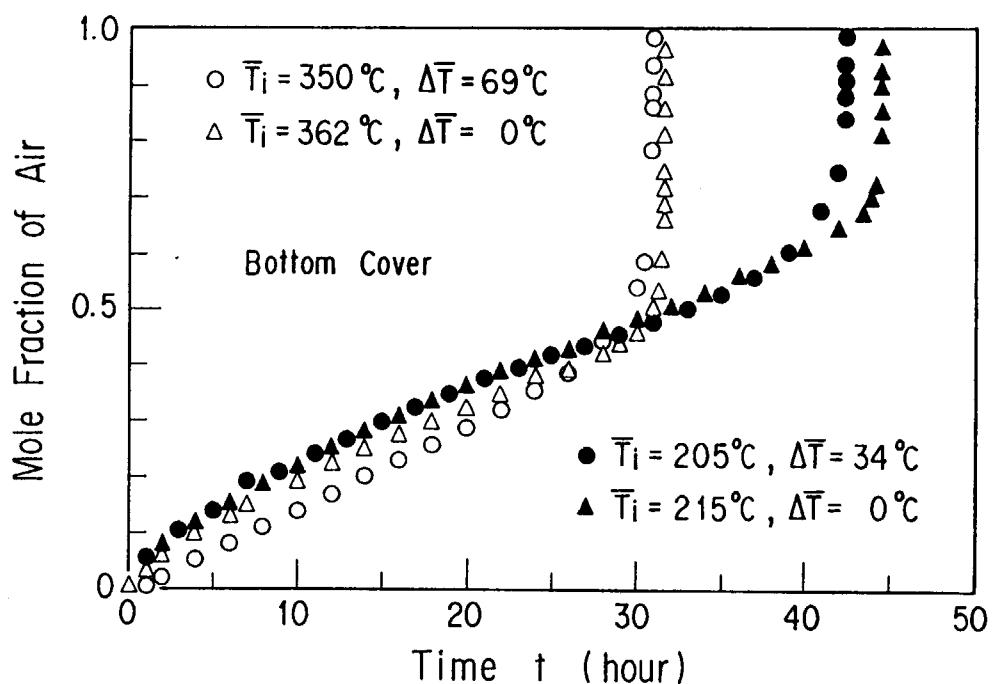


Figure 2.5.12 Mole fraction changes of air in the bottom space (the center and peripheral regions with non-uniform temperature condition)

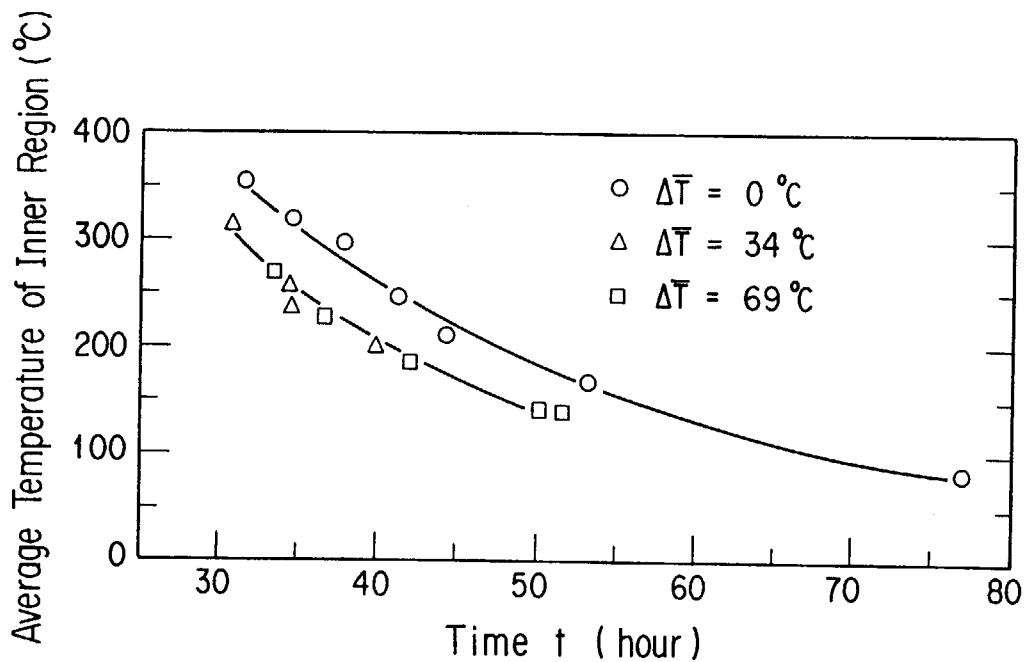


Figure 2.5.13 Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of the central region in the simulated core

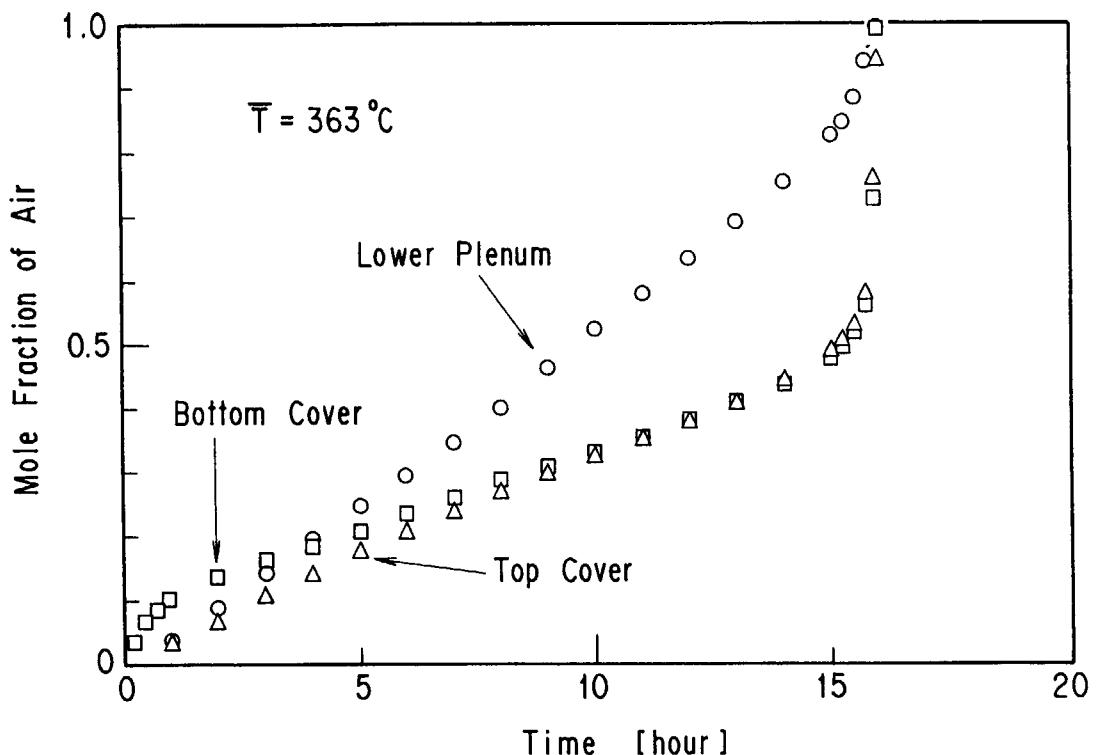


Figure 2.5.14 Mole fraction changes of air in the case of the central and peripheral regions with uniform temperature (without the outer inlet and outlet pipes)

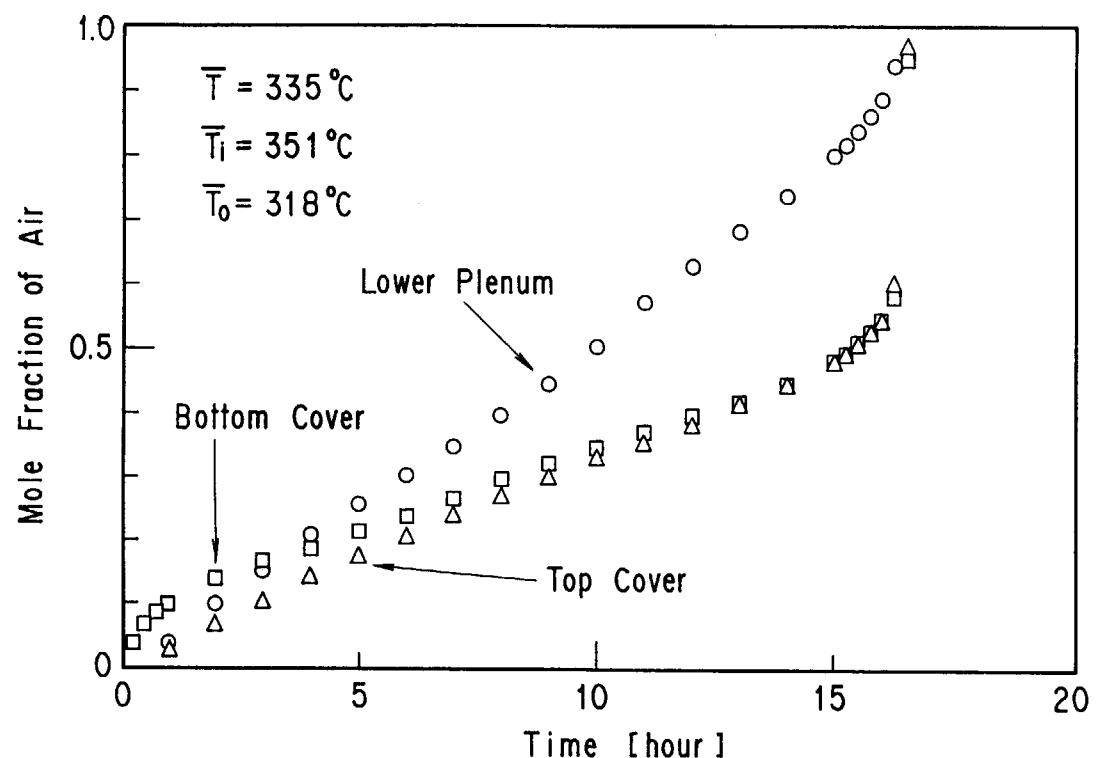


Figure 2.5.15 Mole fraction changes of air in the case of the center and peripheral regions with non-uniform temperature (without the outer inlet and outlet pipes)

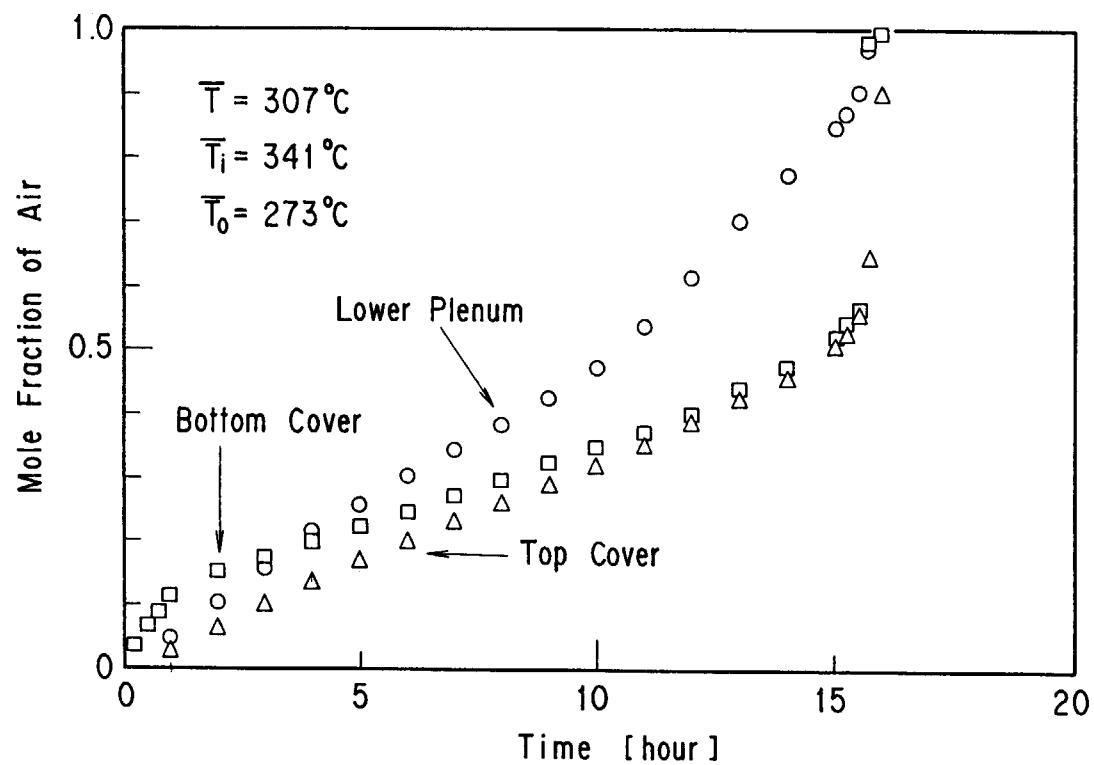
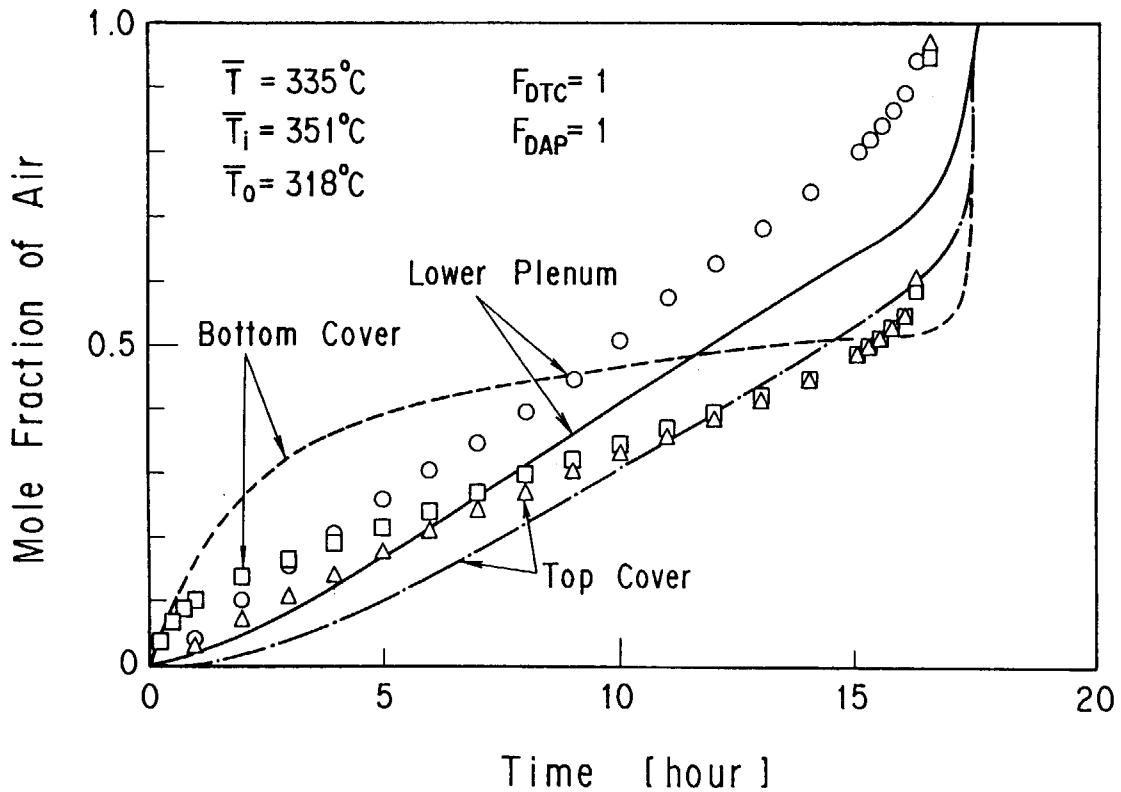


Figure 2.5.16 Mole fraction changes of air in the case of the center and peripheral regions with non-uniform temperature (without the outer inlet and outlet pipes)



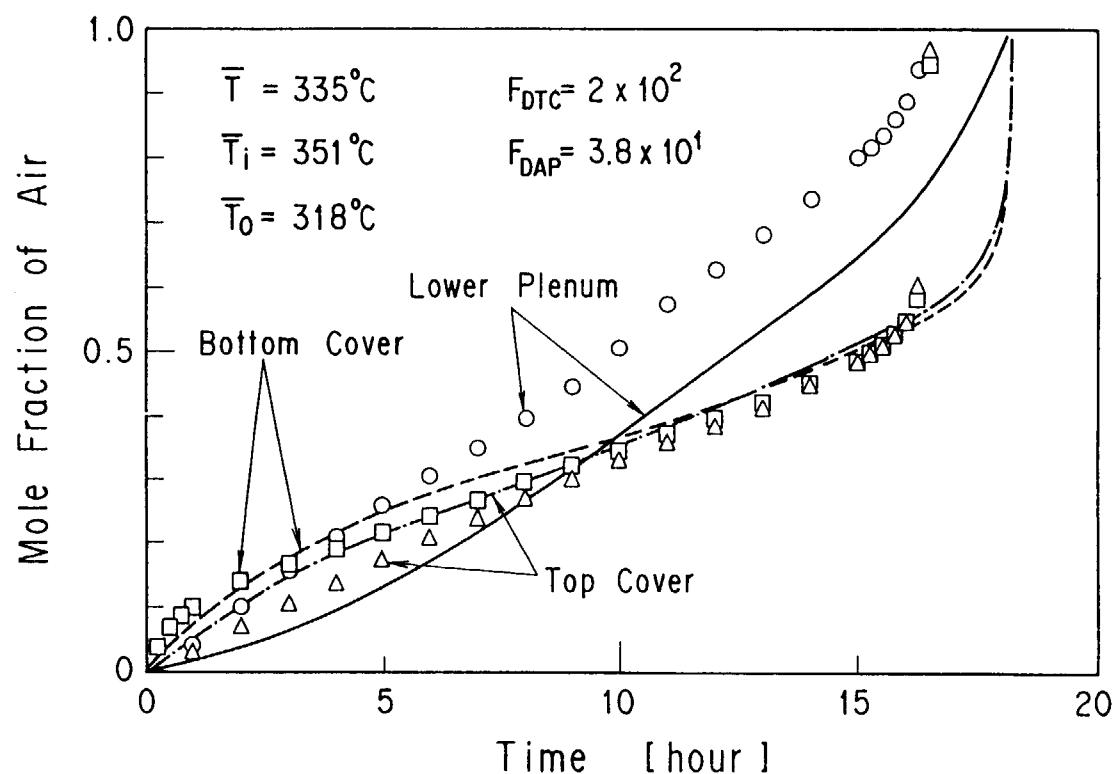


Figure 2.5.18 Analytical results using the effective diffusion coefficient in the annular passage and the top space

2.6 本章のまとめ

ヘリウムと窒素を用いた逆U字管における2成分気体の分子拡散と自然循環に関する実験と解析を行い、管内への窒素浸入過程を調べた。本実験から、ヘリウムを充填した逆U字管の一方を加熱、もう一方を冷却した流路内への窒素浸入過程には、2つの段階が存在し、第1段階は分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流が律則過程であること、第2段階は流路全体にわたって発生する窒素の自然循環流であることを明らかにした。したがって、窒素は時間の経過とともに分子拡散と自然循環流によってゆっくりと逆U字管内に浸入し、徐々に管内の混合気体の密度が大きくなって、ついには管内を短時間内に一巡する窒素の自然循環流発生に至ることがわかった。また実験と並行して行った数値解析の結果は、窒素モル分率の時間変化、窒素の自然循環流発生までの第1段階の持続時間について、定量的に一致した。さらに、運動量保存式と成分気体の質量保存式を連立して流速、圧力、モル分率を1つのマトリックスで解析する方法（連成法）と、運動量保存式中の重力項に近似を施してモル分率を独立に解析する方法（非連成法）について計算時間並びに解析精度を比較検討し、非連成法が有効な方法であることを確認した。

無次元数を用いた2成分気体の数値解析においては、混合気体の密度が $I/\rho = I/\rho_0 \{1 + \beta_T(T - T_0) + \beta_C(X_B - X_{Bmin})\}$ で近似する場合と理想気体の状態式で近似する場合について、それぞれ数値解析を行い、成分気体のモル分率の時間変化や第1段階の持続時間を求めた。混合気体の密度が式(2.2.23)で近似できる場合の管外の密度の大きい気体の自然循環流発生（第1段階終了）時刻、 t_{in}^* は、グラスホフ数比 ($R_{Gr} = Gr_T/Gr_C$) によって異なり、 $R_{Gr} > 0.66$ のときには $t_{in}^* = 0$ である（すなわち、直ちに自然循環流が発生して第2段階に移行する）。グラスホフ数比が、 $R_{Gr} < 0.66$ の場合には、 $t_{in}^* = 2.199R_{Gr}^2 - 2.987R_{Gr} + 1.0272$ で整理される。実用上多く経験するように、混合気体の密度を式(2.2.34)で近似する必要がある場合にも、 $\beta'_C(X_{Bmax} - X_{Bmin})$ の値が1に比べて無視できるほど小さいときには、上記の結果がそのまま適用できる。混合気体の密度が式(2.2.34)で近似する必要があり、 $\beta'_C(X_{Bmax} - X_{Bmin})$ の値が1に比べて無視できない場合の第1段階の持続時間（自然循環流発生時刻）は、式(2.2.50)で求めた値より遅くなる。

逆U字型流路の一方が並列3流路で構成される流路内にヘリウムを、流路外の容器に窒素を充填した場合の並列流路内への窒素浸入過程においては、3本の並列流路が等温の場合は、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流によって窒素は流路内に浸入し、徐々に混合気体密度が大きくなつて、窒素の自然循環流が発生した。3本の並列流路が等温でない場合には、並列流路内の高温流路には上向きの、低温流路では下向きの混合気体の自然循環流が発生するため、ヘリウムと窒素は並列流路及び上下プレナム内で十分混合され、流路内のモル分率は等しくなり、並列流路間に自然循環流が発生しない場合（並列流路が等温の場合）に比べて、第1段階の持続時間が短くなることがわかった。

2成分気体により形成される鉛直密度成層内の分子拡散による気体混合過程においては、平板間の温度差による自然対流の影響を大きく受け、たとえ伝導領域であっても気体の移動量は壁面に沿つて上昇下降する自然対流流速による気体の移動量を定量的に評価する必要がある。また、ヘリウム-空気系よりも窒素-アルゴン系密度成層の方が気体混合過程に及ぼす対流の影響が明確に現れた。

高温ガス炉の流路構成を簡単に模擬した試験装置内への空気浸入挙動は、逆U字管流路の場合と定性的には同じであり、分子拡散と極めて流速の遅い自然循環流が律則過程であった。しかしながら、第1段階の持続時間は、装置内で局所的に発生している3次元的な自然対流や温度の異なる並列流路間に自然循環流の影響を受け、持続時間は短くなった。また、このような箇所では局所的に気体濃度が均一化することがわかった。さらに、出入口管部のような1次元的な流路とみなせる流路の長さは、第1段階の律則過程とされる分子拡散や流速の遅い自然循環流に及ぼす影響が大きいため、第1段階の持続時間も影響を受け、1次元的な流路長が短いほど持続時間は

短くなることがわかった。数値解析においては、今後の実機を対象とした計算コードの開発に資するため、1次元流路網の数値解析コードを開発した。3次元的な自然対流による気体の輸送を1次元で取り扱うために、実効拡散係数を導入し、定量的な評価が可能となった。

3. 多成分気体系の分子拡散と自然循環流

前章では逆U字型流路における2成分気体系の分子拡散と自然循環流について、各成分気体の挙動を実験と数値解析によって調べた。実機の事故時を考えると格納容器から炉内に浸入する気体は空気とヘリウムの混合気体であり、炉内には高温の黒鉛構造物が存在することから黒鉛酸化反応により一酸化炭素(CO)と二酸化炭素(CO₂)が発生する。そこで本章では、黒鉛酸化反応が空気浸入に及ぼす影響と化学反応を伴う多成分気体の挙動について検討した。

3.1 逆U字管流路内への空気浸入過程^[46]

本節では第2章と同様に最も基本的であると考えられる高温と低温流路で構成される逆U字管流路を用いて、黒鉛酸化反応により発生するCO, CO₂が分子拡散と極めて流速の遅い自然循環流による空気浸入過程に及ぼす影響と多成分気体の挙動を実験と数値解析により調べた。高温流路には黒鉛製円管を用いて、黒鉛管温度を400°Cから800°Cまで変化させて実験を行った。

3.1.1 実験装置および実験方法

実験装置の概要

実験装置の概略を図3.1.1に示す。加熱管は外径60.3mm, 内径52.5mm, 全長1300mmのインコネル-600合金製の円管である。この円管内にインコネル管, 黒鉛管, インコネル管の順に内管を挿入して加熱流路を構成した。黒鉛管は外径52.5mm, 内径40.5mm, 長さ450mm, 材質はIG-110である。加熱管に直径3.2mmのシーズヒータを巻き付けて加熱し, その外側に厚さ50mmの纖維状断熱材を巻いて熱損失を防いだ。加熱管の下部に長さ220mmの入口管を接続し, 遮断弁(ボール弁)を介して気体充填容器と接続した。水平加熱管は外径48.3mm, 内径40.5mmのインコネル-600合金製円管で, 水平管長さは300mm, その両側をR100の曲管で加熱管及び冷却管と接続した。冷却管は外径48.6mm, 内径41.2mm, 全長1420mmのステンレス製円管で, 外側に銅管を巻き付けて水冷した。冷却管の上部には加熱管の熱膨張による伸びを吸収するために, 溶接ベローズフランジを取り付け, 下部は遮断弁を介して気体充填容器と接続した。気体充填容器は外径1000mm, 内径991mm, 高さ400mmの円筒形容器で, 容器内の気体温度を一定に保持するため, 内部には冷却器を挿入して水冷した。

温度と濃度の測定方法

温度測定点を図3.1.1の(●, ○)に示す。(●)は壁温度, (○)は気体温度の測定点で, 試験装置各部の温度は27本のK型熱電対で測定した。また, 図3.1.1の①~④に示す測定点において混合気体を連続的にサンプリングし, 振動式気体密度計, 酸素(O₂)計, 二酸化炭素(CO₂)計, 一酸化炭素(CO)計を用いて混合気体密度と各成分気体濃度を測定した。その際, 試験装置内の流れを乱さないようにするために, サンプリング流量はできるだけ少なくするとともに, 気体分析後測定孔近辺に戻した。CO計, CO₂計のサンプリング流量は50ml/minとし, このときの測定孔からの吸引吐出流速は約0.05m/sである。表3.1.1に温度・濃度測定点の加熱管下端からの距離を示す。

多成分気体系の混合気体密度を測定するために振動式密度計を使用したが, この密度計は薄肉円筒振動子の共振周波数が気体の密度によって変化する性質を利用したものである^[47]。振動式密度計は, 混合気体が2成分気

体系の場合には厳密な密度の測定が可能であるが、多成分気体系の場合には各成分気体の組成によって誤差が生じる。しかしながら、本実験では測定する混合気体を He と空気の 2 成分気体と考えると、空気中の O₂ モル分率は約 0.21 であり、これが黒鉛酸化反応によって CO, CO₂ に変化するため、測定密度に対する誤差は小さく、He と空気の 2 成分混合気体と仮定することによる測定密度の誤差は 9 % 以下であった。

本実験で使用した CO 及び CO₂ 計は、赤外線吸収による気体分析法を採用したもので、CO や CO₂ などの異種原子からなる分子は赤外線領域で固有の吸収スペクトルを持ち、単原子分子や O₂, N₂ などの対称 2 原子分子には吸収がないことを利用するものである。この吸収の強さは測定気体の濃度に対応するため、赤外線吸収量を測定すれば濃度を知ることができる。しかしながら、測定気体を含むベース気体が異なる場合では出力が異なるため、それぞれのベース気体について校正が必要であった。本実験では He と N₂ の混合気体がベース気体と考えられるため、分析計の出力から He ベース、N₂ ベースに対する CO と CO₂ のモル分率を求めた。次に密度計から求めた混合気体密度を用いて、He-空気の混合気体であると仮定して、He と空気のモル分率を求める。このモル分率を用いて、He と N₂ ベースに対する CO と CO₂ のモル分率を内挿して求めた。

空気のモル分率を次式で求める。

$$X_{air} = \frac{\rho - \rho_{He}}{\rho_{air} - \rho_{He}} \quad (3.1.1)$$

ここで、 X_{air} は He-空気の 2 成分気体と仮定したときの空気モル分率、 ρ は密度計からもとめた混合気体密度、 ρ_{He} 、 ρ_{air} はそれぞれ 20°C、大気圧における He と空気の密度である。この空気モル分率を用いて、混合気体中の CO と CO₂ モル分率を次式により求めた。

$$X_{CO/real} = (1 - X_{air})X_{CO/He} + X_{air}X_{CO/N_2} \quad (3.1.2)$$

$$X_{CO_2/real} = (1 - X_{air})X_{CO_2/He} + X_{air}X_{CO_2/N_2} \quad (3.1.3)$$

ここで、 $X_{CO/He}$ と X_{CO/N_2} はそれぞれ、He, N₂ ベース気体の校正結果から求めた CO モル分率、 $X_{CO_2/He}$ と X_{CO_2/N_2} は CO₂ モル分率である。

各分析計は多少出力が異なるため、それぞれの分析計に対する校正式を用いる必要があるが、本実験の校正結果では 4 台の CO 計における測定値のばらつきは、平均値の 2 % 以下、CO₂ 計については 1 % 以下であったことから、4 台の校正曲線を 1 つの校正式で表すこととした。校正式は、それぞれ 4 台の検出計によるすべての実験データを用いて最小自乗法により求めた。

表 3.1.2 に No.1~No.4 の CO 計と CO₂ 計の校正結果と求めた校正曲線と測定値との誤差を示す。CO 計の測定レンジは、0~10% の出力が 0~0.5V であり、CO₂ 計は 0~50% を 0~0.5V で出力した。表 3.1.2 から求めた各ベース気体に対する校正曲線を表す近似式を以下に示す。

$$X_{CO/He} \cdot f(x) = -0.663256x^3 + 44.8625x^2 + 3.02329x - 2.00474 \times 10^{-3} \quad (3.1.4)$$

$$X_{CO/N_2} \cdot f(x) = 36.225x^3 + 8.86222x^2 + 6.63946x - 1.88673 \times 10^{-2} \quad (3.1.5)$$

$$X_{CO_2/He} \cdot f(x) = 180.455x^3 + 50.5111x^2 + 33.9425x - 7.33453 \times 10^{-3} \quad (3.1.6)$$

$$X_{CO_2/N_2} \cdot f(x) = 179.544x^3 + 47.4922x^2 + 31.2542x - 8.58662 \times 10^{-2} \quad (3.1.7)$$

ここで $f(x)$ は成分気体の濃度（モル分率 × 100）で単位は（%）、 x はリニアライザを通さない分析計からの電圧出力で単位は（V）である。式 (3.1.4) は CO 計の He ベースの校正式、式 (3.1.5) は N₂ ベース、式 (3.1.6) は CO₂ 計の He ベースの校正式、式 (3.1.7) は N₂ ベースの校正式である。温度の測定誤差は最大で ± 3 %、密度は ± 1 %、各成分気体のモル分率は補正後の値について ± 5 % 以内であった。

実験方法と実験条件

実験は、2.1節の逆U字管の場合と同じ手順で行った。まず逆U字管と充填容器との間に設けた2個の遮断弁を閉じ、管内にHeを充填容器内に乾燥空気またはN₂を充填した。次に加熱管壁温度が所定の値に達するまで加熱し、加熱中は冷却管部に設けた均圧弁を開放して管内の圧力を大気圧に保持した。試験装置各部の温度が定常状態に達した後、2個の遮断弁を同時に開いて実験を開始した。実験中は加熱管壁温度を一定値に保持するとともに、充填容器の下部に設けた均圧弁を開放し、黒鉛とO₂との反応による気体のモル数変化があっても管内の圧力を一定に保持した。また、酸化による黒鉛の損耗量を少なくするために、第1段階が終了し、空気の自然循環流発生後は直ちに遮断弁を閉じて実験を終了した。

実験条件は、充填容器に空気を充填した場合（管内で黒鉛の酸化反応有）と、N₂を充填した場合（黒鉛の酸化反応無）について、加熱管壁温度が400°Cから800°Cまでの範囲を50°Cおきに設定した。

3.1.2 実験結果とその考察

初期充填気体が窒素の場合の実験結果

初期充填気体がN₂の場合の実験結果として、鉛直加熱管平均温度が758°Cの場合の加熱管内軸方向温度分布を図3.1.2に、管内混合気体密度の時間変化を図3.1.3に示す。逆U字管内へのN₂浸入過程は第2章で述べた2成分気体系の実験結果と同じであり、遮断弁開放後、N₂は分子拡散と高低温流路間の密度差に伴い発生する浮力による極めて流速の遅い混合気体の自然循環流により逆U字管内に侵入した。時間の経過とともに管内の混合気体密度が上昇し、本実験では100分後にN₂の自然循環流が発生し、第2段階に移行した。第1段階の持続時間は、鉛直加熱管平均温度が758°Cのとき100分、367.3°Cのとき220分であった。表3.1.3に初期充填気体がN₂の場合の各部平均温度と第1段階の持続時間を示す。

初期充填気体が空気の場合の実験結果

鉛直加熱管平均温度が767.7°Cの場合の軸方向壁温度分布を図3.1.4に示す。本実験は黒鉛酸化反応が空気浸入に及ぼす影響を調べることが主目的であり、黒鉛管内で温度分布が生じると都合が悪い。そこで、鉛直加熱管内の黒鉛管の両側にインコネル管を配置することによって、黒鉛管部は平坦な温度分布を達成することができた。しかしながら、加熱管全体ではインコネル管の両端で温度降下が生じた。図中の各実線は黒鉛管の軸方向積分平均温度であるが、鉛直加熱管平均温度は黒鉛管の積分平均温度が814.3°Cの場合で約47°C、610.5°Cの場合で約41°C、409°Cの場合は約32°C低い値となった。表3.1.4に初期充填気体が空気の場合の各部平均温度と第1段階の持続時間を示し、表3.1.5に加熱管全体(T_w)と黒鉛管の軸方向平均温度(T_{WG})を示す。本実験において、逆U字管高さを代表長としたグラスホフ数は、 $3.7 \times 10^9 < Gr_L < 4.7 \times 10^{11}$ であった。

Table 3.1.5 Average temperatures of whole heated pipe and graphite pipe

Run. No.	AS-12	AS-3	AS-4b	AS-2	AS-5	AS-1	AS-8	AS-6	AS-9	AS-7
Heated pipe (T_w)	811.0	767.7	715.4	661.8	618.1	569.1	523.5	466.2	423.8	376.6
Graphite pipe(T_{WG})	859.1	814.3	760.0	708.2	660.8	610.5	562.9	508.0	460.3	409.0

図3.1.5に加熱管平均温度と第1段階の持続時間(N₂及び空気の自然循環流発生までの時間)との関係を示す。加熱管平均温度が450°Cから650°Cの範囲では、He-空気実験の第1段階の持続時間がHe-N₂実験の場合よりもわずかに短かった。これはCO₂が発生することによる混合気体密度の増加によるものと考えている。し

かしながら、黒鉛管は鉛直加熱管全体の約 25%であることから、 CO_2 の発生量も少なく、そのため N_2 と空気の場合とに顕著な差が生じなかつたと考えられる。

鉛直加熱管平均温度をパラメータとした鉛直加熱管下部 (①)、黒鉛管部 (②)、鉛直加熱管上部 (③)、冷却管部 (④) における O_2 モル分率の時間変化をそれぞれ図 3.1.6, 3.1.7, 3.1.8, 3.1.9 に示す。図中の実線は逆U字管を室温度 (16.3°C) に保持した場合の実験結果を示している。鉛直加熱管下部①の O_2 のモル分率は時間の経過とともに増加し、 O_2 はまだ黒鉛管部に到達しないため、酸化反応によって消費されることはない。いずれの場合も実線で示す等温の場合に比べて高い値を示しているが、これは分子拡散に加えて極めて流速の遅い混合気体の自然循環流によっても気体が移動するためである。空気浸入に伴い逆U字管内の密度が増加するため、混合気体の自然循環流も激しくなり、モル分率の増加率も時間の経過とともに大きくなっている。

黒鉛管部②に到達した O_2 は、鉛直加熱管平均温度が 400°C 以下の場合、黒鉛とほとんど反応しないため、 O_2 は消費されずに黒鉛管内を移動する。鉛直加熱管平均温度が高くなるにつれて O_2 モル分率は減少し、 618.1°C 以上の場合は O_2 はすべて酸化反応で消費されるため、モル分率は 0 を示した。

鉛直加熱管上部③では、黒鉛管と同様に鉛直加熱管の平均温度が 523.5°C 以上の場合には O_2 が検出されず、モル分率は 0 を示した。平均温度が 523.5°C , 569.1°C の場合 (\diamond , \times) は黒鉛管部で残存する O_2 が加熱管上部③に到達するまでに黒鉛管で消費されるため、鉛直加熱管上部③ではモル分率は 0 となった。

一方、冷却管部④では、冷却管側の下端から分子拡散により逆U字管内に O_2 が浸入するが、極めて流速の遅い混合気体の自然循環流と拡散の向きが逆であることから、等温の場合の実験値よりも低い値を示した。時間の経過とともに、自然循環流によって下向きに押し出される O_2 量が増加し、特に黒鉛管平均温度が 550°C を越える場合は黒鉛管部で O_2 が消費され、冷却管を流下する混合気体中に O_2 が含まれなくなるために O_2 モル分率が減少した。

鉛直加熱管下部 (①) と鉛直加熱管上部 (③) における CO_2 モル分率の時間変化をそれぞれ図 3.1.10 から図 3.1.13 に示す。鉛直加熱管下部①では、鉛直加熱管平均温度が高くなるほど CO_2 は多く発生し、黒鉛管部で発生した CO_2 が下方に拡散するため、 CO_2 モル分率は増加した。しかしながら、時間の経過とともに上向きの混合気体の自然循環流速が速くなるため、下向きの拡散が抑えられて CO_2 のモル分率は減少した。黒鉛管上部③の CO_2 モル分率は、鉛直加熱管の平均温度が高いほど発生量が増加し、モル分率の増加速度も速くなった。加熱管平均温度が 376.6°C (黒鉛管温度は 409°C) の場合は反応速度が遅いため CO_2 は検出されなかった。

図 3.1.14 から図 3.1.17 に鉛直加熱管上部 (③) における CO モル分率の時間変化を示す。本実験では CO/CO_2 発生比が小さいため、 CO モル分率は加熱管平均温度が 811°C の場合でも、3 %以下であった。

Table 3.1.1 Distance of the temperature and concentration measurement points from the end of the heated pipe

Measurement points	Name	Distance
Gas temperature in the heated pipe	HG-1	920mm
Wall temperature of the heated pipe	HW-1	470mm
Wall temperature (lower part)	HW-2	570mm
"	HW-3	670mm
"	HW-4	770mm
" (graphite part)	HW-5	870mm
"	HW-6	970mm
"	HW-7	1070mm
"	HW-8	1170mm
"	HW-9	1270mm
" (upper part)	HW-10	1370mm
"	HW-11	1470mm
"	HW-12	1570mm
"	HW-13	1670mm
" (horizontal part of the heated side)	HW-14	1770mm
" (horizontal part)	HW-15	1970mm
"	HW-16	2120mm
"	HW-17	2270mm
" (horizontal part of the cooled side)	HW-18	2470mm
Gas temperature in the horizontal pipe	HG-2	2120mm
Gas temperature in the cooled pipe (upper)	CG-1	3020mm
" (middle)	CG-2	3490mm
" (lower)	CG-3	3950mm
Gas temperature in the storage tank	STG-1~4	-
Lower part (①) Density,O ₂ ,CO,CO ₂	MF,O ₂ ,CO,CO ₂ -1	450mm
Graphite part (②) Density,O ₂ ,CO,CO ₂	MF,O ₂ ,CO,CO ₂ -2	1070mm
Upper part (③) Density,O ₂ ,CO,CO ₂	MF,O ₂ ,CO,CO ₂ -3	1770mm
Cooled part (④) Density,O ₂ ,CO,CO ₂	MF,O ₂ ,CO,CO ₂ -4	3490mm

Table 3.1.2 Calibration results of the analyzers for carbon monoxide and dioxide

CO-10% / He			CO-10% / N ₂		
Output(V)	Concentration	Error(%)	Output(V)	Concentration	Error(%)
0.158	1.59	0.19	0.119	0.937	2.22
0.159	1.59	1.27	0.123	0.937	6.65
0.174	1.93	-2.65	0.203	2.07	-3.52
0.179	1.93	2.22	0.207	2.07	-0.65
0.266	4.03	-1.64	0.3	3.764	-0.41
0.268	4.02	-0.06	0.303	3.764	1.33
0.27	4.03	1.03	0.377	5.76	-1.31
0.364	7.0	0.15	0.379	5.76	-0.3
0.364	7.08	-0.98	0.441	7.686	0.7
0.365	7.0	0.66	0.442	7.686	1.16
0.367	7.08	0.53	0.497	9.98	-0.63
0.431	9.48	1.07			
0.431	9.7	-1.22			
0.434	9.7	0.06			

CO ₂ -50% / He			CO ₂ -50% / N ₂		
Output(V)	Concentration	Error(%)	Output(V)	Concentration	Error(%)
0.1899	9.64	-1.5	0.031	0.91	2.64
0.195	9.64	2.39	0.057	1.803	4.45
0.30495	20.6	-2.14	0.121	4.63	1.71
0.311	20.6	1.27	0.195	9.18	-0.37
0.3737	29.4	-0.86	0.266	15.1	-0.88
0.378	29.4	1.31	0.304	18.96	-0.59
0.4883	49.5	0.24	0.374	27.4	0.87
0.487	49.5	-0.31	0.488	47.4	-0.12

Table 3.1.3 Temperature in each part of the tube and the duration of the first stage of the accident (filling with nitrogen condition)

Run.No.	NS-1	NS-2	NS-3	NS-4	NS-5	NS-6	NS-7	NS-8	NS-9	NS-10
Duration	3H38M	2H53M	2H29M	2H00M	1H43M	1H50M	2H10M	2H35M	3H07M	3H25M
Heated pipe	379.7	462.8	555.3	659.4	758	707.4	618.9	508.7	425.2	367.3
HW-1	98.5	125.5	151	191.6	231.6	212	171	143.7	120.1	108
HW-2	246	315.1	389.7	468.7	550.5	509.4	419	354.2	278.6	244.9
HW-3	328.1	414.9	506.9	596.5	688.8	641.7	540.2	461.5	365.9	322.8
HW-4	374.3	469.1	566.9	661.4	758.7	709.1	605.5	518.4	416.4	368.9
HW-5	400.5	498.5	598.2	695.8	795.4	744.9	643.4	548.8	446.8	397.7
HW-6	405.7	506.1	605.5	705.3	805.7	754.6	655.4	557.2	454.5	404.8
HW-7	404.9	503.4	601.3	699.7	796.6	747.2	654.6	552.8	455.5	406.4
HW-8	409.3	510	609.5	712.8	813.6	762.2	669.9	560.1	463.6	413.6
HW-9	408.5	510.4	610.2	717.8	822	769	678	560.7	467	416.8
HW-10	395.1	497.6	594.7	706.7	811.2	757.4	672	545.2	461.3	412.9
HW-11	360.6	460.7	551.6	668	770.5	716.5	640.4	503.3	437.1	392.8
HW-12	306.1	398.3	476.5	598.5	697.7	645.5	582.6	434.2	394.6	357.2
HW-13	212.3	285.3	331.7	458.7	547.9	501.4	465.6	306.7	315.2	290.8
HW-14	228.5	305.3	360.8	484.6	575.9	528.2	478.9	331.3	323.5	296.5
HW-15	393.3	492.9	589.2	692.6	791.3	739.2	645.5	538.6	449.6	402.6
HW-16	406	505.3	605.6	705.5	805.8	754.6	655.5	555.9	454.8	405
HW-17	394.2	492.3	594.1	691.1	789.6	738.6	640	542.6	437.8	388.1
HW-18	79.4	99.6	124.5	164.3	200.8	180	169.9	117.7	100.7	93
HG-1	404.5	503.6	603.9	702.7	803	752	651.4	554.2	452.1	402.4
HG-2	404.6	503.9	604.2	704.3	805.2	754.1	654.9	554.7	453.6	403.4
CG-1	12.8	13	13.3	13.4	13.8	13.5	13.6	14.5	14.9	17.3
CG-2	11.4	11.7	11.9	11.9	12.2	11.9	12.2	13.1	13.6	14.8
CG-3	11.3	11.6	11.9	11.8	12	11.8	12	13	13.4	14.3
STG-1	13.5	14.4	12.7	13.4	14.9	13	14.8	16.7	16.6	16.3
STG-2	13.2	14.2	12.5	13.1	14.6	12.7	14.5	16.5	16.3	16.1
STG-3	13.1	14.1	12.9	13.5	15	13.4	14.6	16.3	16.1	16
STG-4	12.7	13.6	12.3	12.7	13.9	12.5	13.9	15.8	15.7	15.7

Table 3.1.4 Temperature in each part of the tube and the duration of the first stage of the accident (filling with air condition)

Run.No.	AS-1	AS-2	AS-3	AS-4b	AS-5	AS-6	AS-7	AS-8	AS-9	AS-10	AS-11	AS-12
Duration	2H16M	1H58M	1H42M	1H47M	2H06M	2H48M	3H30M	2H30M	3H07M	----	----	1H35M
Heated pipe	569.1	661.8	767.7	715.4	618.1	466.2	376.6	523.5	423.8			811
HW-1	154.8	197.1	222.4	223	182.6	128.8	100.4	139.4	112.9	16.6	14.7	259.6
HW-2	382.7	468.5	533.8	509.4	422.7	309.3	239.4	336.8	271	16.4	14.5	587.2
HW-3	497.3	594.3	673.3	638.6	540.6	406.4	318.9	442.3	359.6	16.2	14.4	728.4
HW-4	559	659.5	747.9	706.3	605	462.1	366.6	503.8	412.3	16.2	14.4	802.9
HW-5	594.7	695.4	791.2	744.3	643.3	495.6	396.9	542.6	445.8	16.3	14.6	843.9
HW-6	604.9	705.1	805.9	755.4	654.9	504.4	404.6	555.2	455.7	16.4	14.7	855.4
HW-7	604.2	699.8	801.2	749.7	653.6	504.9	406.7	557.6	457.2	16.3	14.6	844.7
HW-8	617.1	713.8	823.6	766.5	667.9	513.2	413.9	570.8	465.9	16.3	14.6	865.5
HW-9	623.5	720.3	838	776.2	675.5	515.9	416.8	578.1	469.6	16.3	14.6	878.6
HW-10	617	710.3	834	769.3	669.3	505.7	411.5	574.5	463.6	16.3	14.7	871.6
HW-11	586.7	673.3	800.1	735.4	638.4	472.4	388.1	548.1	437.1	16.4	14.7	834.1
HW-12	531.4	608.6	735.6	674.1	581.8	416.1	346.9	497.3	390.2	16.5	14.8	765
HW-13	420.9	478.9	601.1	548.5	467.2	313.1	271.3	396.3	303.1	16.6	14.9	620.7
HW-14	434.2	501	615.4	566	479.7	326	276.9	402.4	309.9	16.8	15	640.9
HW-15	596.3	692.2	794.2	743.9	643.5	490.4	397.3	545.6	445.1	17.4	15.1	839
HW-16	605.1	705.2	806.1	755.6	655.1	504.6	404.9	555.1	455.3	17.7	15.2	855.6
HW-17	588.9	688.5	789.5	737.7	640.2	491.7	391	541.7	441.8	17.4	14.8	838.7
HW-18	143.5	170.7	237.7	200.9	170.9	116.9	90.5	143.6	107	17.7	15.1	243.1
HG-1	601.8	702.5	801.1	752.2	651.2	501.7	402.2	550.4	451.9	16.4	14.6	852.3
HG-2	604.4	704.7	806.3	755.5	654.7	503.6	403.8	553.7	454.2	17.5	15	856
CG-1	15.4	15.5	15.8	16.6	16.4	15.3	15	18.4	15	15.6	15.4	16.8
CG-2	14	14	14.2	15	15	14.1	13.8	14.8	13.7	14.4	14.2	15.1
CG-3	13.9	13.8	14	14.8	14.9	14	13.7	14.1	13.5	14.2	14.2	14.9
STG-1	14.8	15.2	18.1	18.6	16.8	13.8	13.9	14	14.9	16.7	15.6	17.9
STG-2	14.5	14.9	17.8	18.3	16.5	13.7	13.7	13.9	14.7	16.7	15.6	17.7
STG-3	15	15.3	18	18.4	16.8	14.1	14	14.2	14.7	16.3	15.3	18.1
STG-4	14.3	14.5	16.9	17.4	16.1	13.8	13.8	13.7	14.3	16.2	15.3	16.9

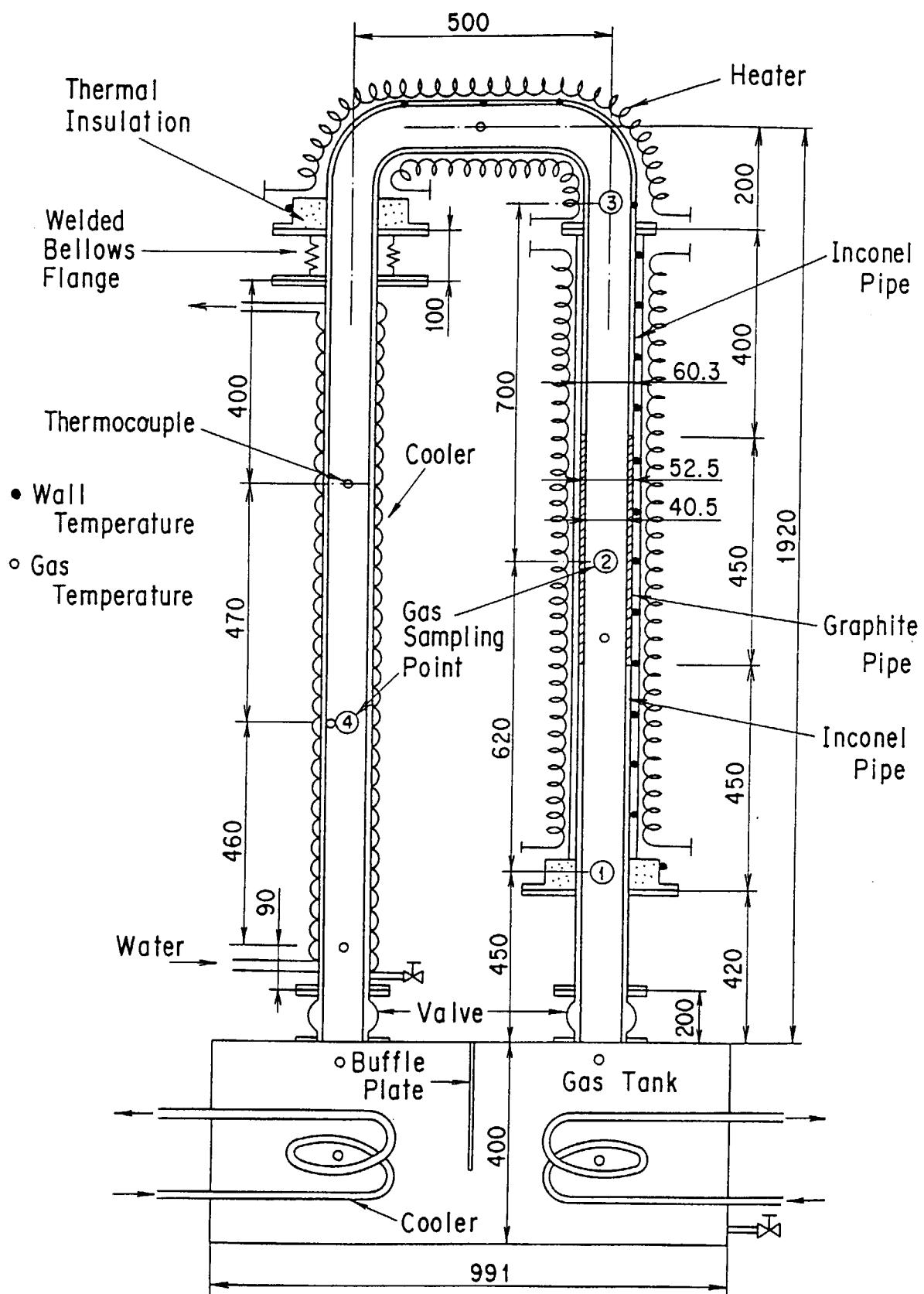


Figure 3.1.1 Experimental apparatus of a reverse U-shaped tube in a multi-component gas system

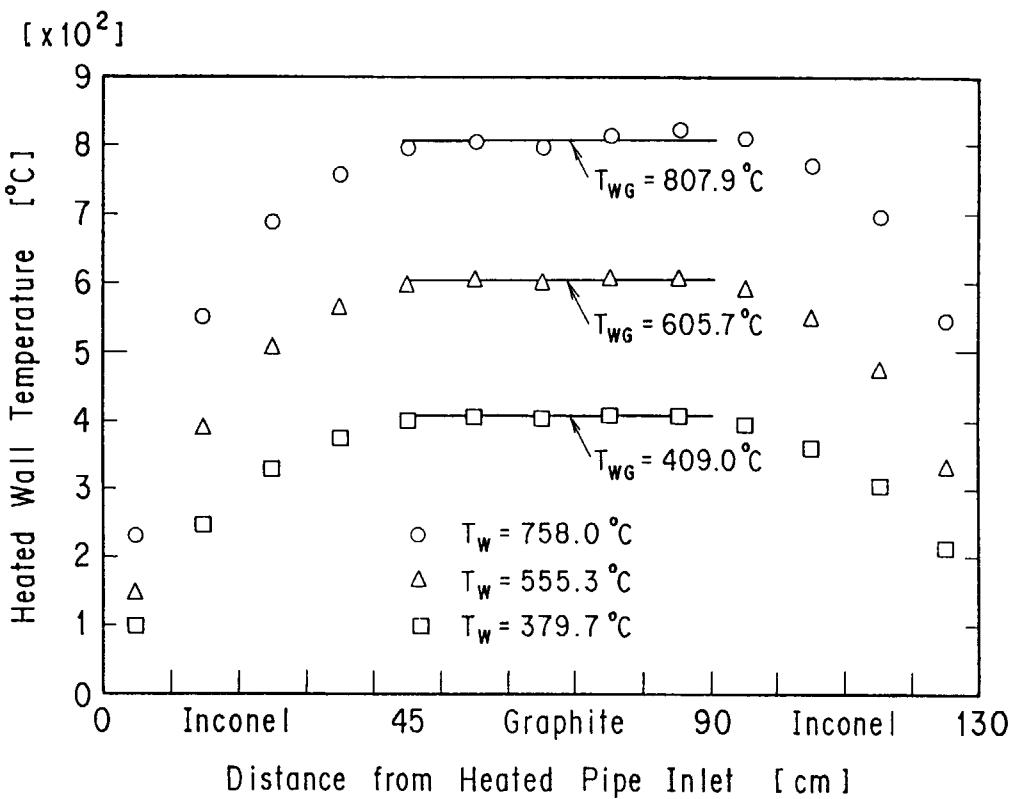


Figure 3.1.2 Wall temperature distribution of the vertical heated pipe along the tube axis
(average temperature of the heated pipe : 758.0°C , 555.3°C , 379.7°C)

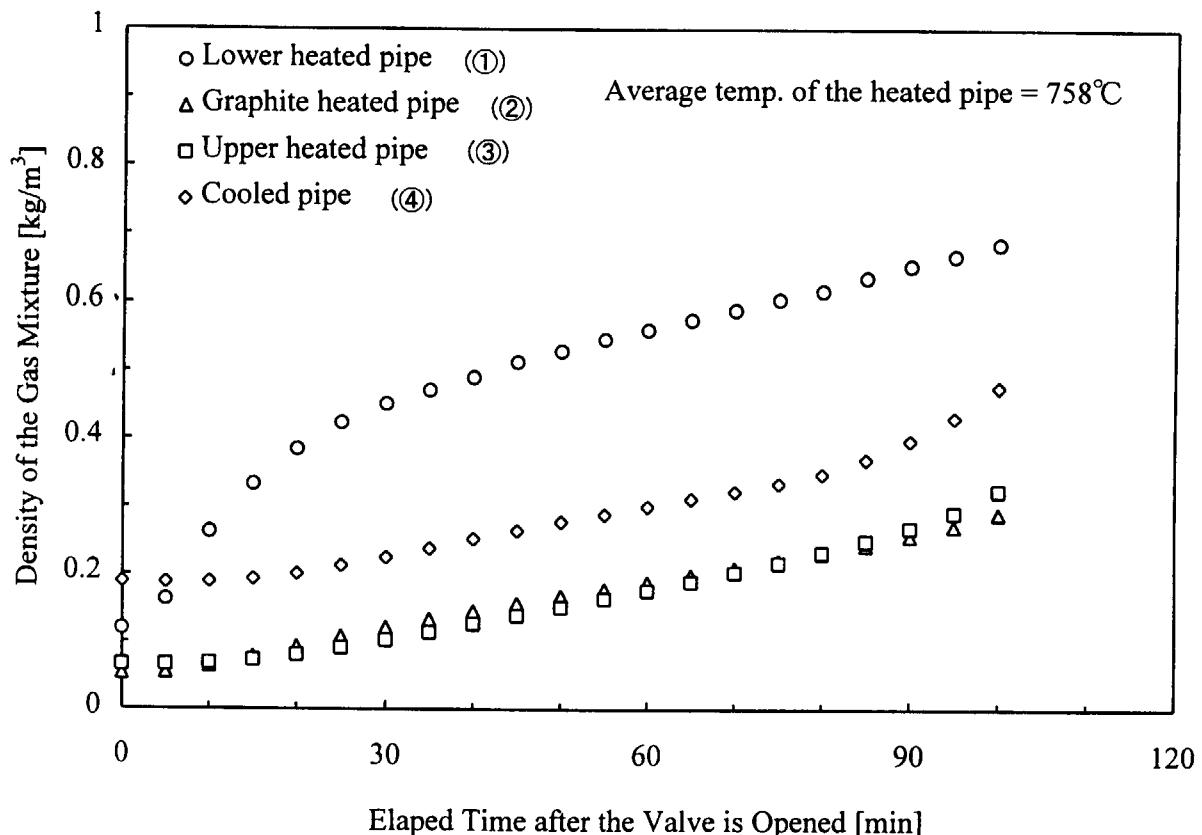
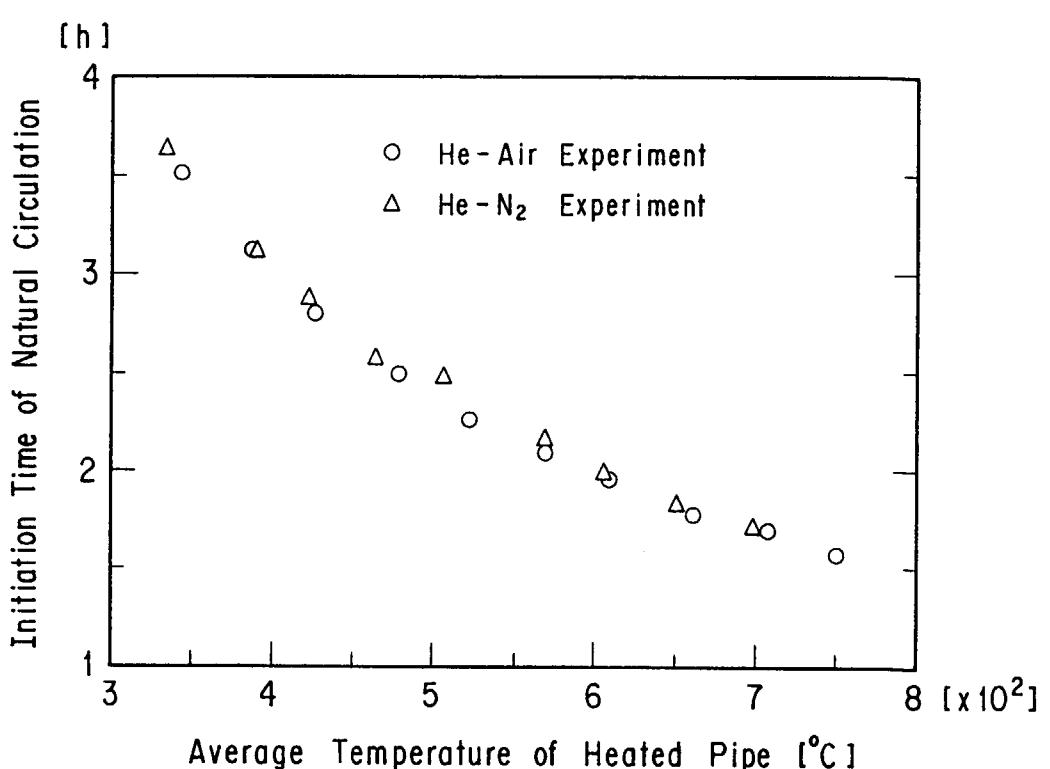
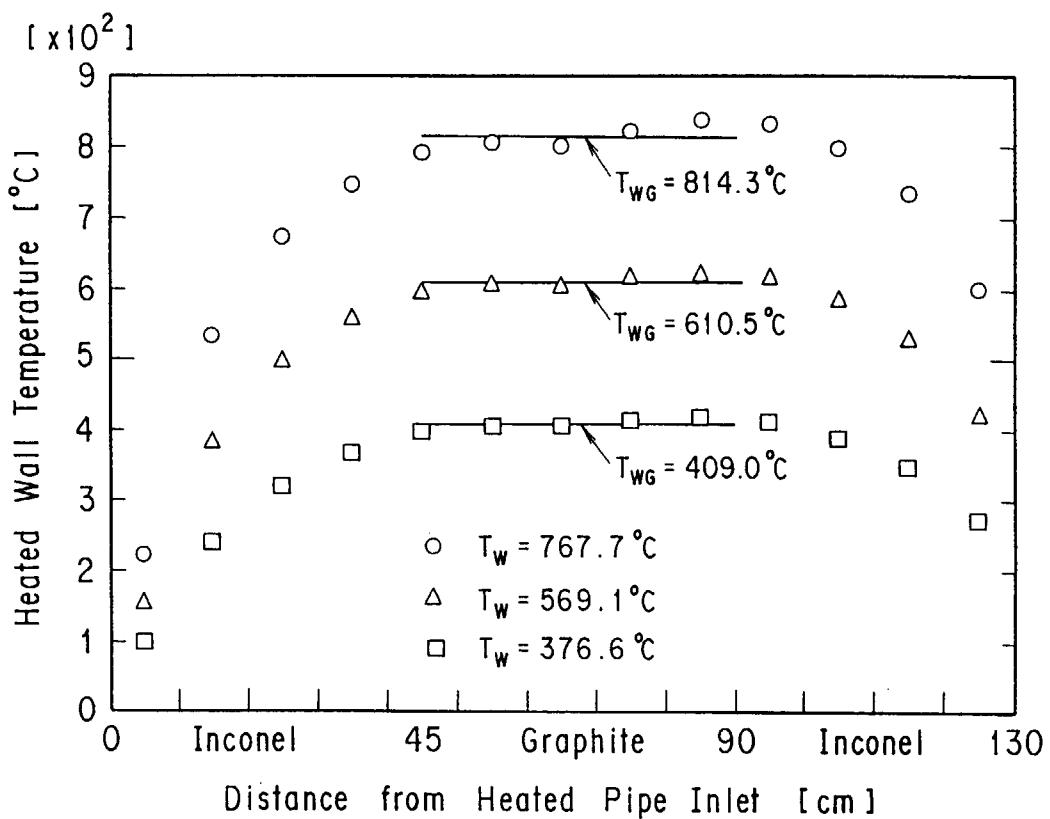


Figure 3.1.3 Density changes of the gas mixture (filling with nitrogen condition)



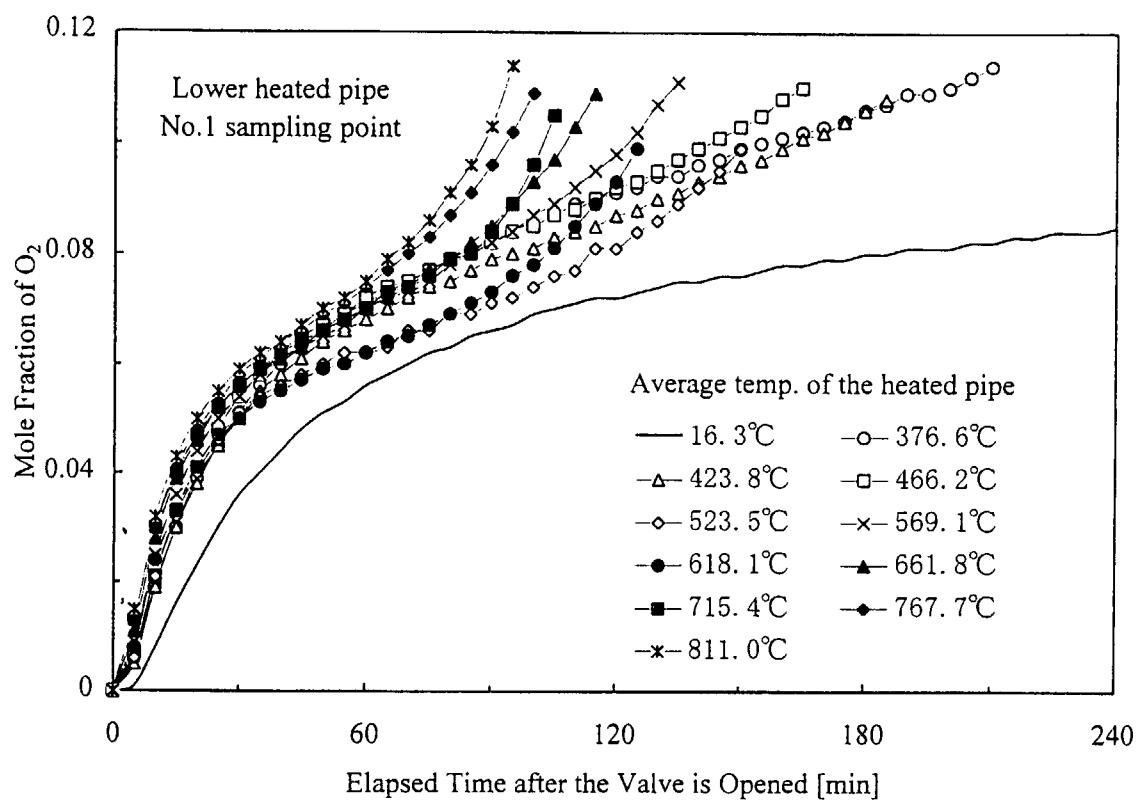


Figure 3.1.6 Mole fraction changes of oxygen in the lower part of the heated pipe (1)

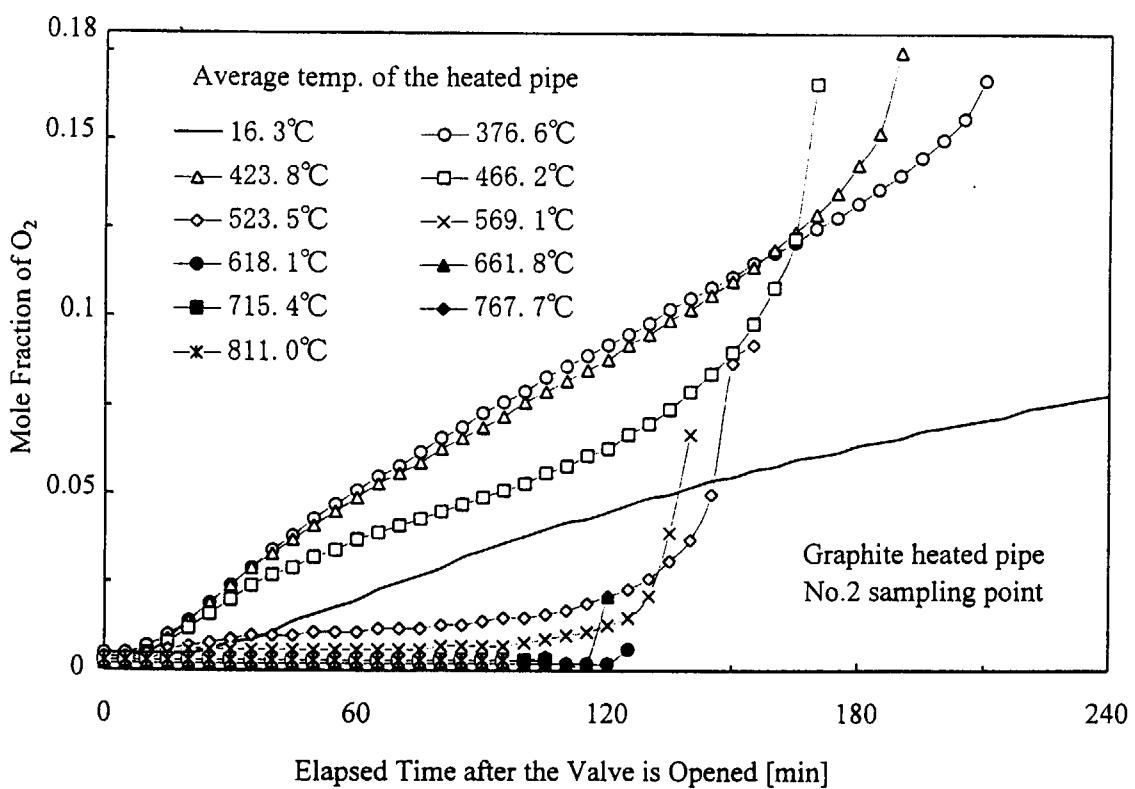


Figure 3.1.7 Mole fraction changes of oxygen in the graphite pipe (2)

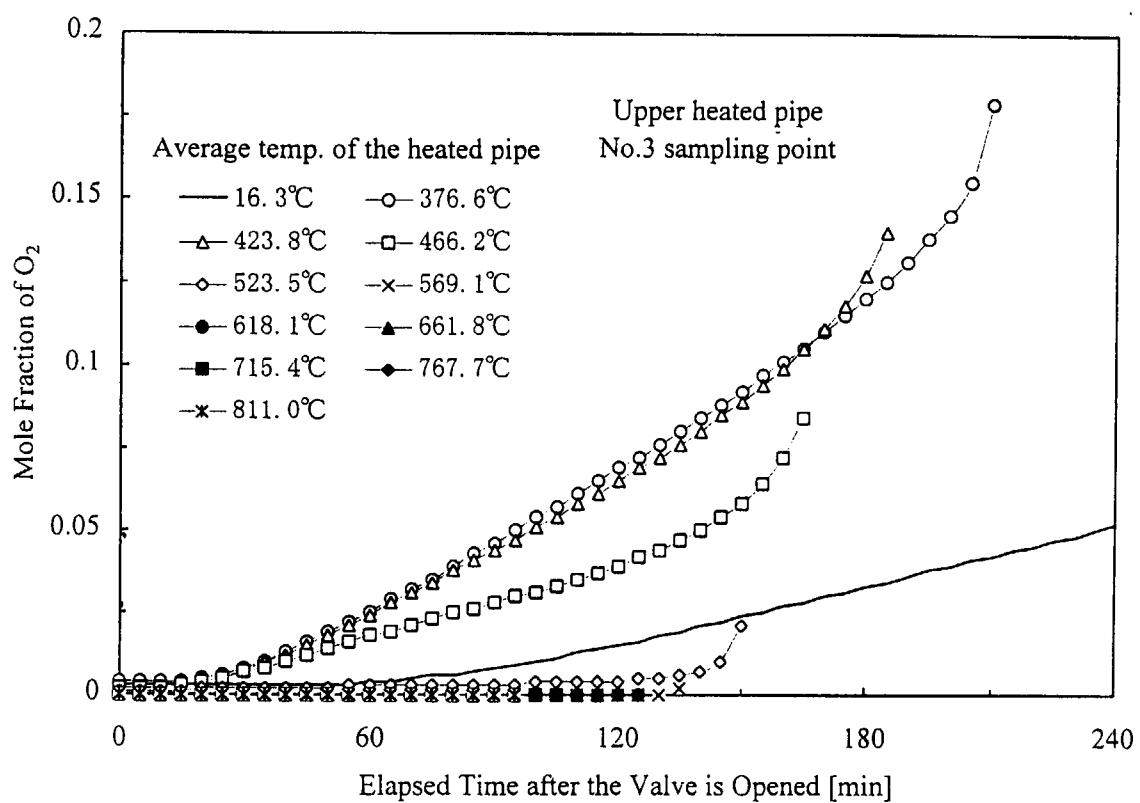


Figure 3.1.8 Mole fraction changes of oxygen in the upper part of the heated pipe (3)

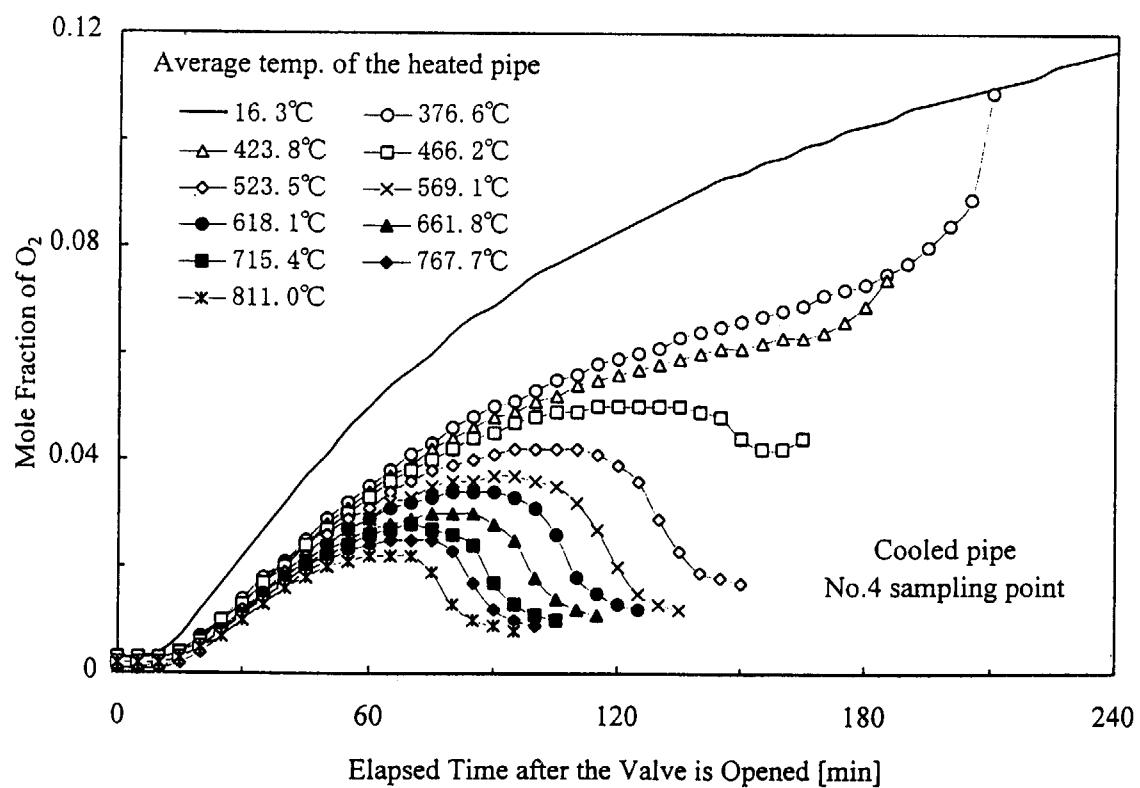


Figure 3.1.9 Mole fraction changes of oxygen in the cooled pipe (4)

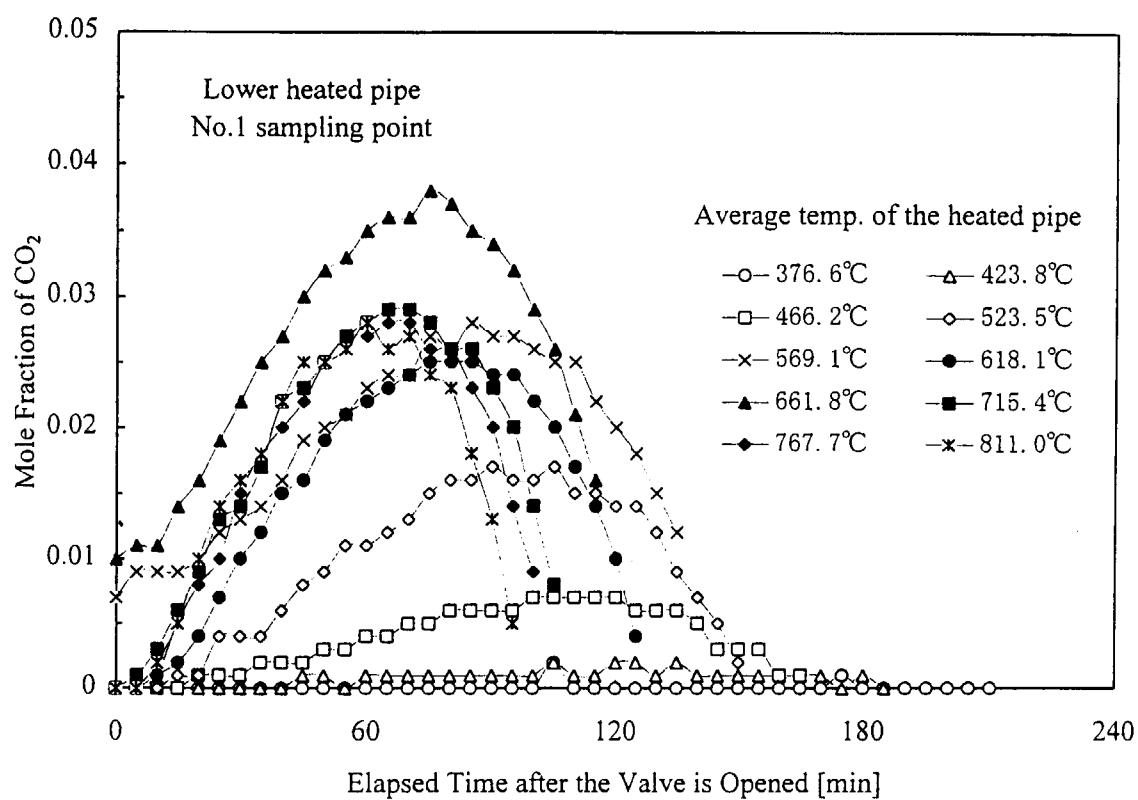


Figure 3.1.10 Mole fraction changes of carbon dioxide in the lower part of the heated pipe (1)

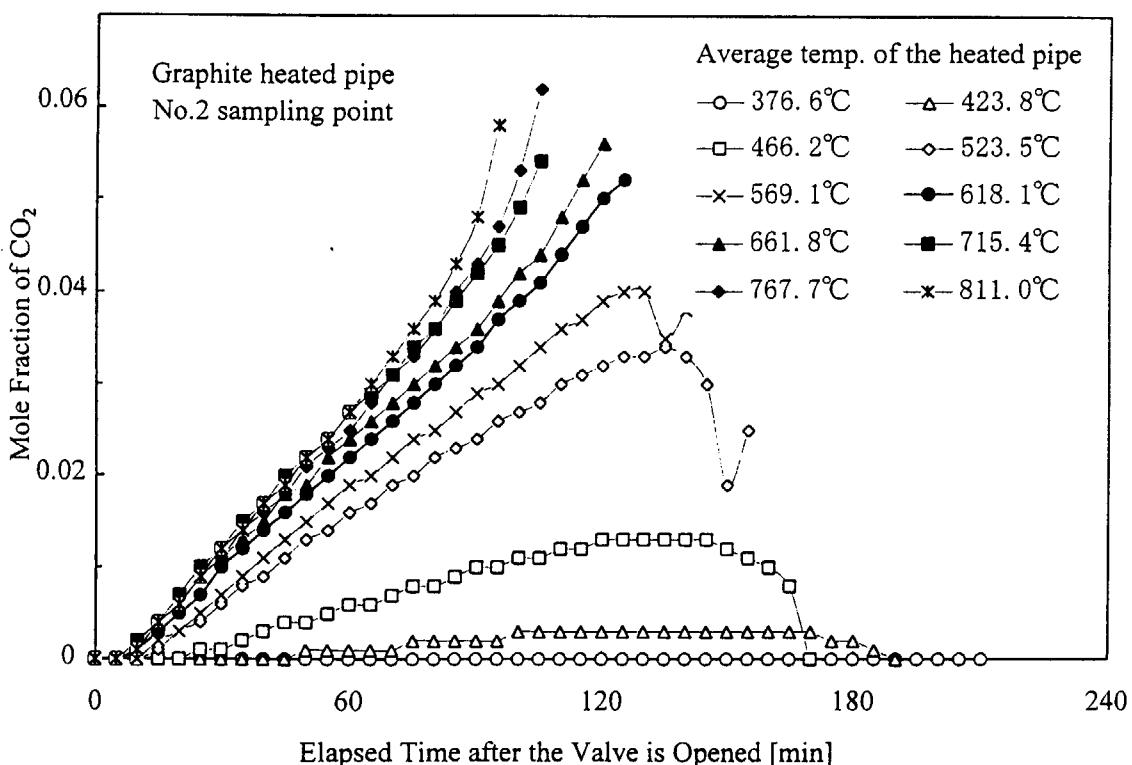


Figure 3.1.11 Mole fraction changes of carbon dioxide in the graphite pipe (2)

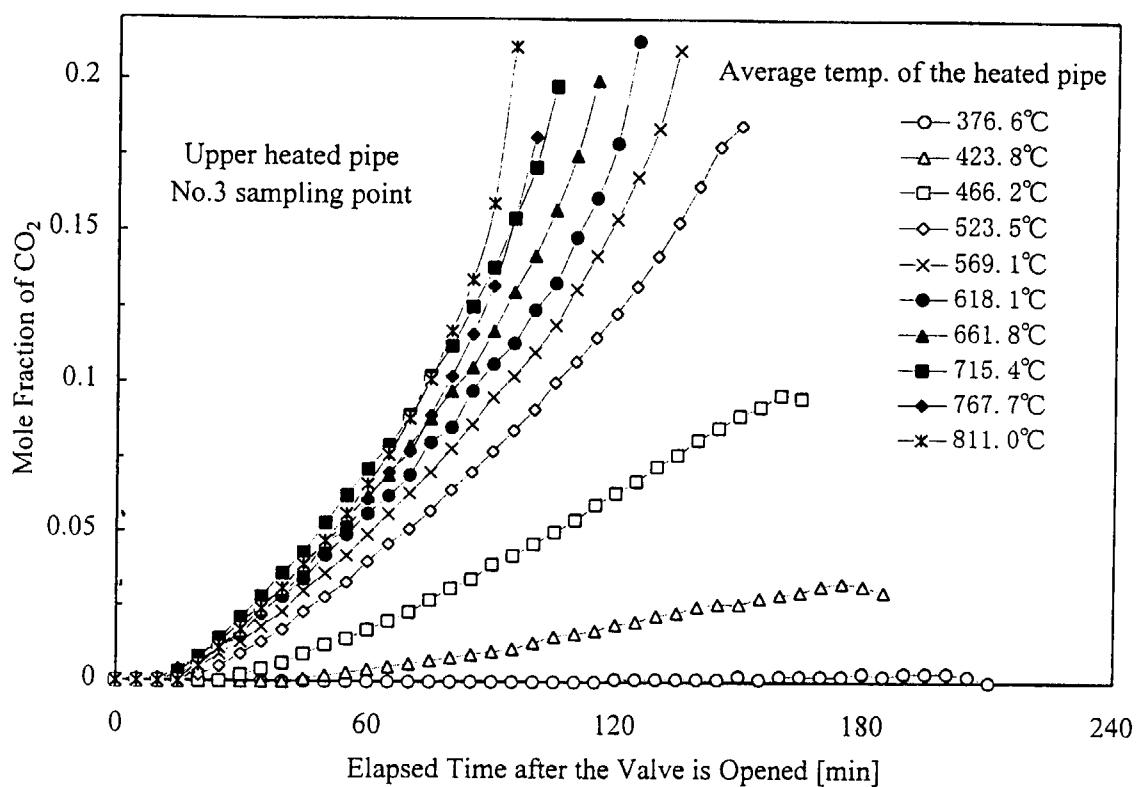


Figure 3.1.12 Mole fraction changes of carbon dioxide in the upper part of the heated pipe (3)

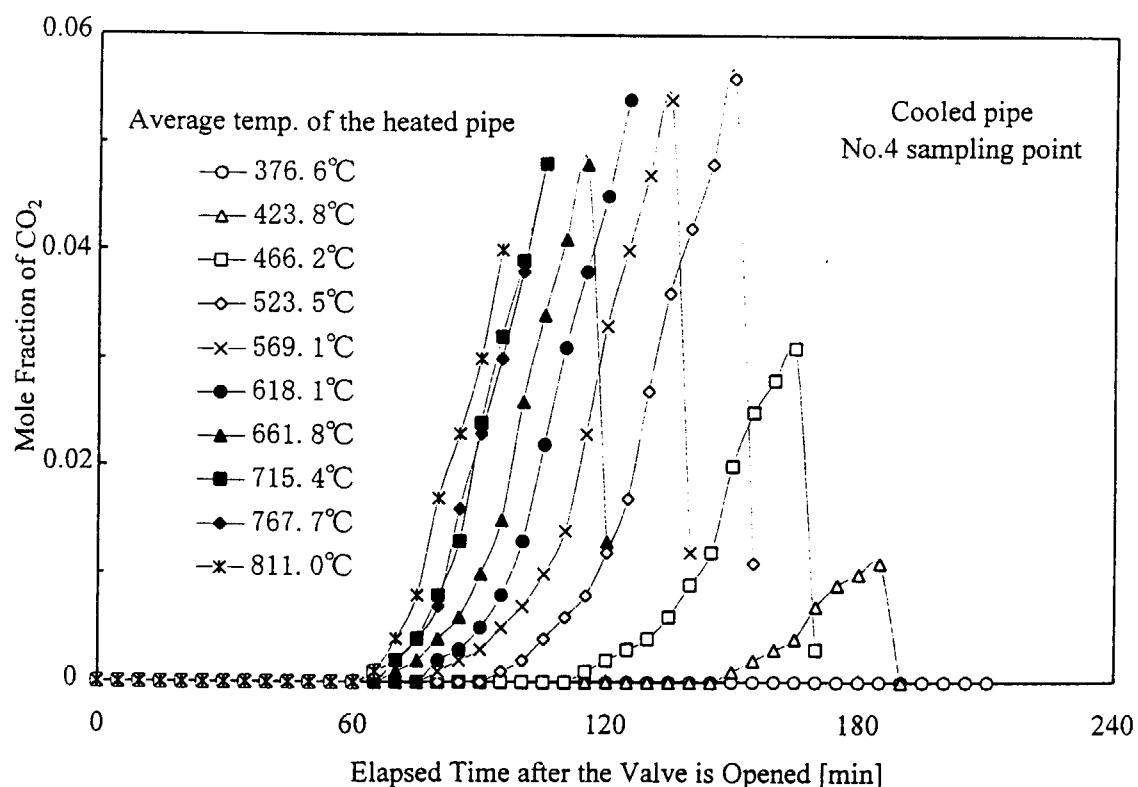


Figure 3.1.13 Mole fraction changes of carbon dioxide in the cooled pipe (4)

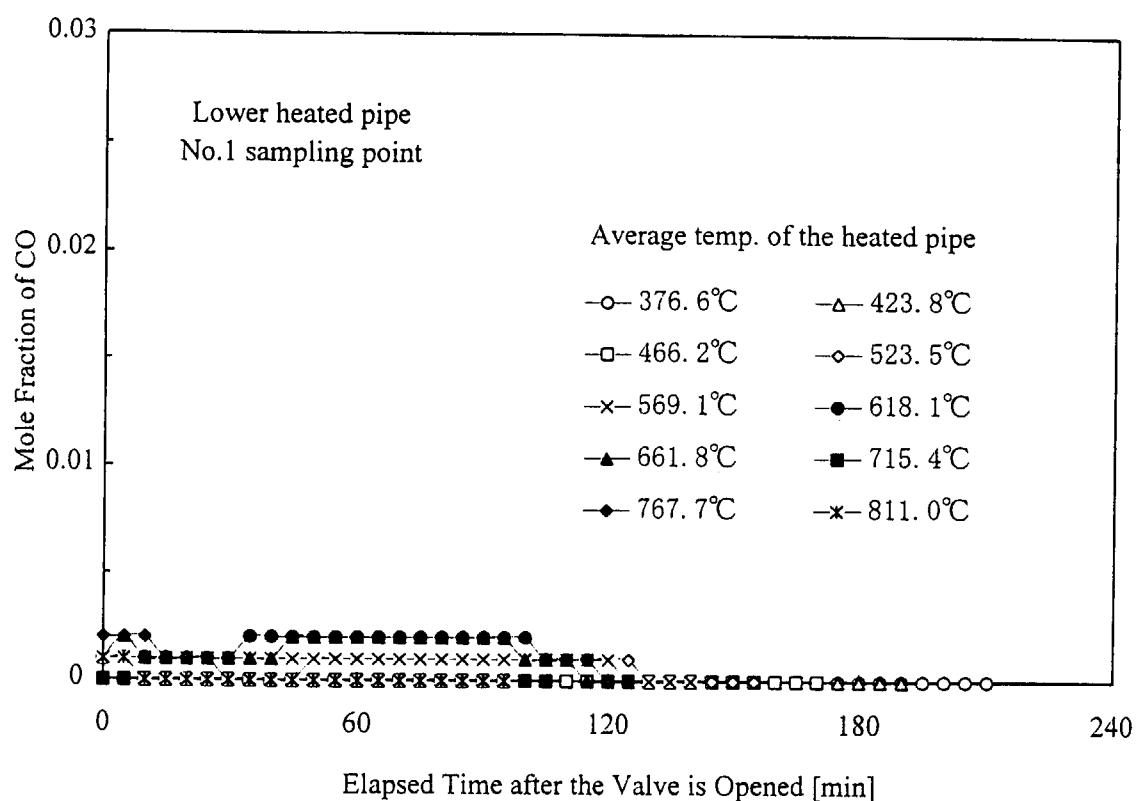


Figure 3.1.14 Mole fraction changes of carbon monoxide in the lower part of the heated pipe (1)

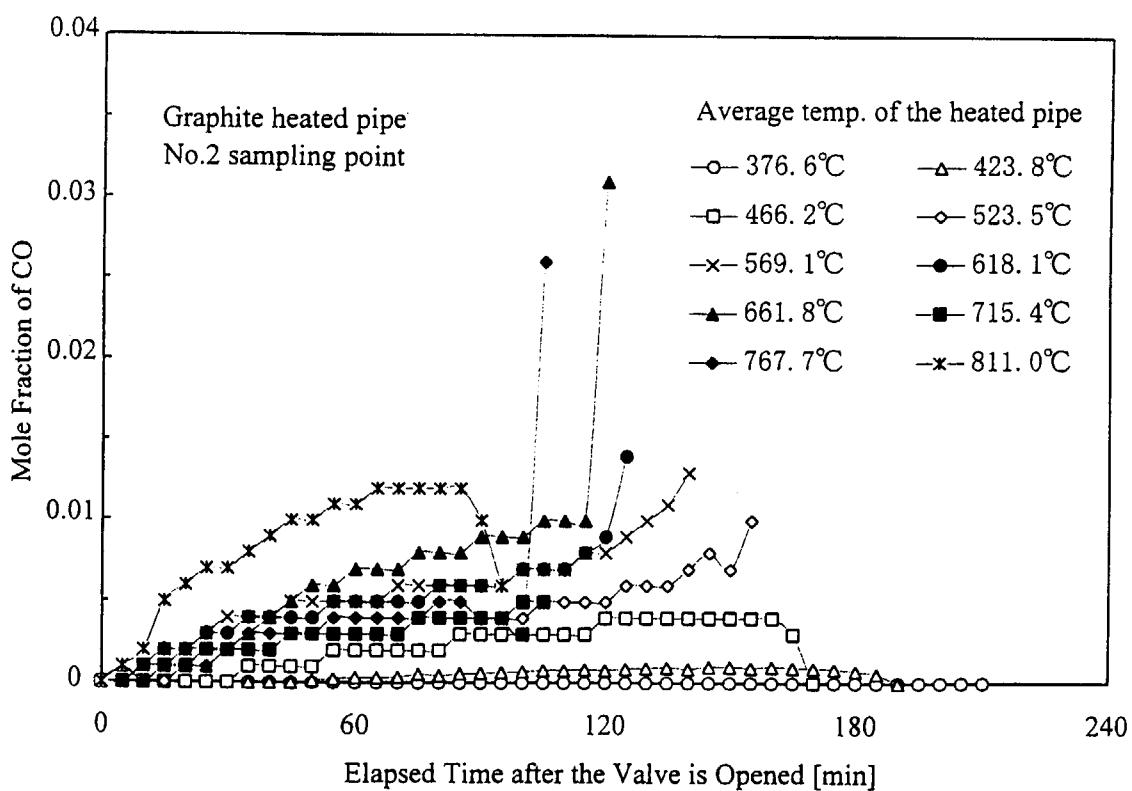


Figure 3.1.15 Mole fraction changes of carbon monoxide in the graphite pipe (2)

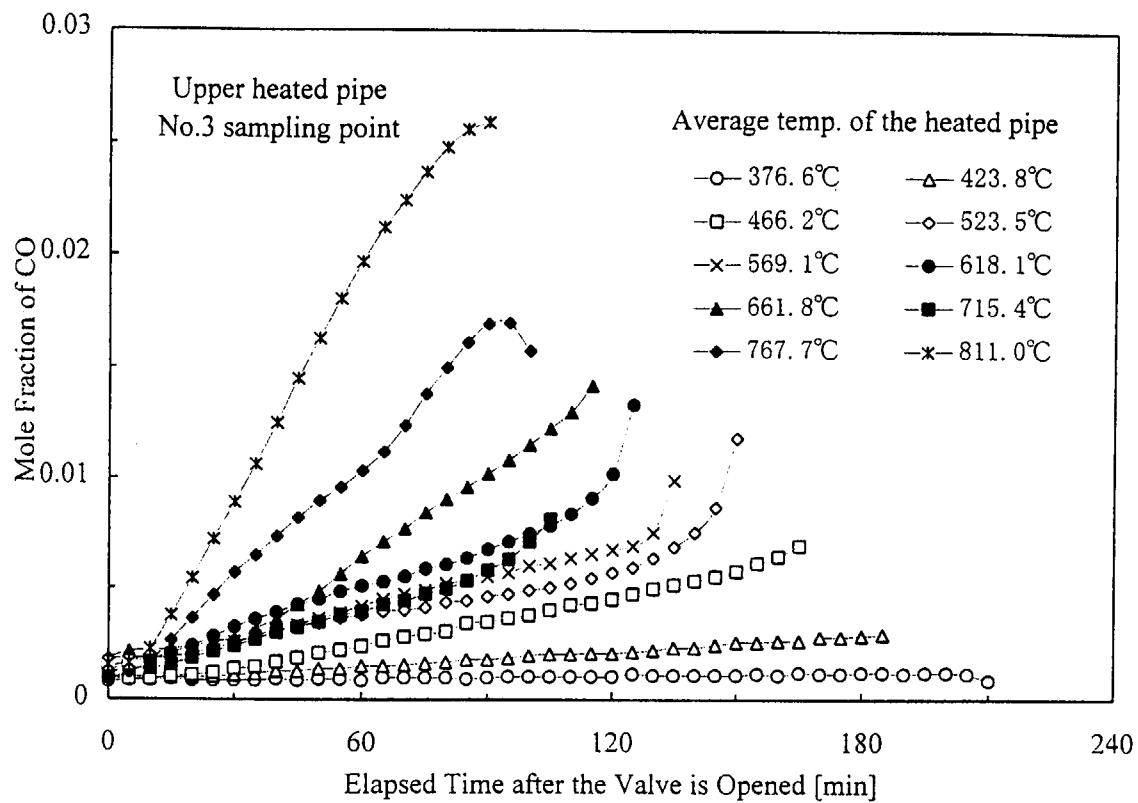


Figure 3.1.16 Mole fraction changes of carbon monoxide in the upper part of the heated pipe (3)

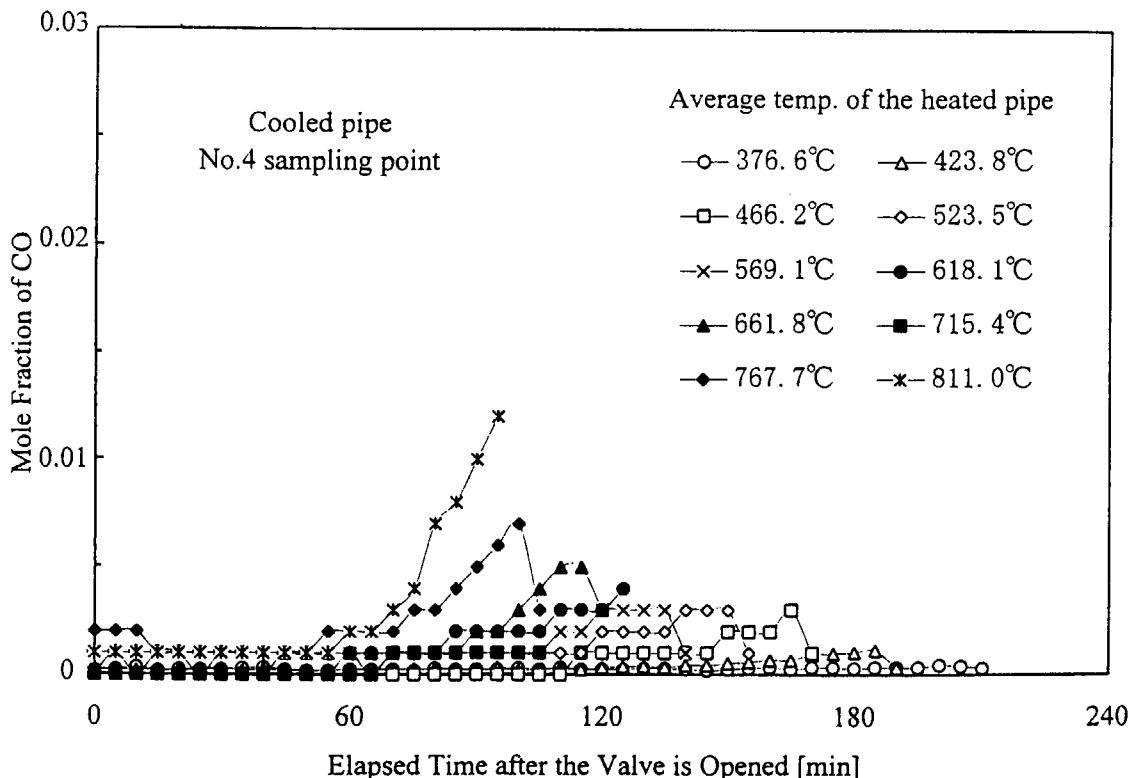


Figure 3.1.17 Mole fraction changes of carbon monoxide in the cooled pipe (4)

3.2 化学反応を伴う多成分気体系の物質移動数値解析

一般に化学反応を伴う多成分気体の流動現象を数値的に解析するためには、混合気体の質量保存式（連続の式）、混合気体の運動量保存式、混合気体のエネルギー保存式、各成分気体の質量保存式及び状態方程式を組み合わせて解かねばならない。特に自然循環流を取り扱う場合には、運動量保存式中の重力項が自然循環流の駆動力となり、さらにその重力項は混合気体の温度及び各成分気体の濃度による密度の変化に伴って変化するため、これらの式を連成させて解く必要がある。密度の異なる多成分気体の自然循環流を取り扱う場合は、運動量保存式中の重力項の密度のみが変化し、他項の密度は一定とする Boussinesq 近似を用いると解析精度が悪くなる。また、化学反応を伴う場合は、気体の生成消滅のみならず、反応による発熱・吸熱を考慮する必要が生じるなど1次元解析においてさえ、安定に計算を進めることが困難となる場合がある。

本解析では、3.1 節の実験を解析対象として He を充填した黒鉛製逆U字管の一方を加熱、片方を冷却した流路内に空気が浸入する場合の分子拡散と自然循環流が共存した系を考え、化学反応には黒鉛の酸化反応及び CO の燃焼反応を考慮した。混合気体は He, O₂, N₂, CO₂, CO の5成分混合気体であると仮定した。

3.2.1 基礎方程式

逆U字管の解析モデルを図 3.2.1 に示す。逆U字管の一方を加熱、もう一方を冷却した流路で、管断面積は一定として以下の仮定を設けた。

- (1) 1次元層流である。
- (2) 多成分気体系の拡散係数 ($D_{i,m}$) は温度、圧力及び成分気体モル分率の関数である。
- (3) 混合気体を含む各成分気体は理想気体の状態方程式に従う。
- (4) 化学反応は黒鉛酸素反応と CO の燃焼反応を考慮する。

以上の仮定の下で、多成分気体挙動を表す基礎式は以下のように書ける。

混合気体の質量保存式（連続の式）

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} = \sum Q_i \quad (3.2.1)$$

各成分気体の質量保存式 (i 成分)

$$\frac{\partial(\rho \omega_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \omega_i u)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho D_i - m \frac{\partial \omega_i}{\partial x} \right) + Q_i \quad (3.2.2)$$

混合気体の運動量保存式

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho u \frac{\partial u}{\partial x} = - \frac{\partial p}{\partial x} - \rho g \cos \theta - \frac{1}{2} \rho u |u| \left(\frac{f}{D_e} + K \right) \quad (3.2.3)$$

混合気体のエネルギー保存式

$$\frac{\partial(\rho c_p T)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u c_p T)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \alpha \frac{L_h}{A_e} (T_w - T) \quad (3.2.4)$$

混合気体の状態方程式

$$p = \frac{\rho}{M} RT \quad (3.2.5)$$

ここで、多成分気体系の拡散係数を2成分系における各成分気体の拡散係数とモル分率から求めると、

$$D_{i-m} = \frac{1 - X_i}{\sum_{j=1}^n \frac{X_j}{D_{i-j}}} \quad (3.2.6)$$

となる。これを多成分混合気体中の実効拡散係数 (effective diffusion coefficient) と呼び、Wilke^[48]によって求められている。Fairbanks と Wilke^[49]及び Walker ら^[50]は式 (3.2.6) により求めた実効拡散係数が 3 成分混合気体について求めた実験値とよく一致することを報告している。したがって、多成分気体中の拡散係数は文献^[15]に詳しく記述されているが、数値解析上の取扱が複雑になることから本解析では採用せず、実効拡散係数を用いても十分な精度を保つことができると考えられる。

角度 θ は流れ方向の傾きで、流れが鉛直上方のときゼロである。 x は加熱側逆U字管入口からの軸方向距離である。 f , α はそれぞれ発達した層流の摩擦係数と熱伝達率を用いた^[17]。 K は管出入口損失係数でここでは逆U字管の出入口で 1.0 と仮定した。混合気体及び各成分気体の粘性係数 (μ)、熱伝導率 (λ) は、それぞれ Wilke の方法^[18]、Eucken 式^[14]から求めた。また密度 (ρ) については状態方程式から求めた。

3.2.2 黒鉛酸化反応

本解析では、固気反応である黒鉛の酸化反応 (C/O₂ 反応) と気相反応である CO の燃焼反応 (CO/O₂ 反応) を考えた。黒鉛酸化反応の化学式は以下のように書ける。



反応速度定数を次式で表す。

$$r_{C-O} = K_0 \exp\left(-\frac{E_0}{RT}\right) p_{O_2}^n \quad (3.2.8)$$

ここで K_0 は反応定数、 E_0 は活性化エネルギー、 p_{O_2} は酸素の分圧で、このときの単位は、それぞれ $R[J \cdot mol^{-1} K^{-1}]$ 、 $T[K]$ 、 $r_{C-O}[kg \cdot kg^{-1} s^{-1}]$ 、 $p_{O_2}[Pa]$ である。これまで、数多くの活性化エネルギーと反応定数が報告されているが^[51]、ここでは HTTR 炉心構造物である IG-110 と PGX 黒鉛材の腐蝕速度^[52, 53, 54]として報告されている中で、IG-110 に関する実験値^[53]を補間した以下の値を使用した。

$$\begin{aligned} K_0 &= 3.60 \times 10^2 \\ E_0 &= 2.09 \times 10^2 \quad [kJ/mol] \end{aligned}$$

O₂ 分圧項の指数 n の値は種々の黒鉛材について実験的に求められているが、0.5~1.0 付近の範囲でばらついていることが報告されている^[55]。本解析では、IG-110 に関する詳細な値がないため、指数値に 1.0 を採用した。

次に、CO と CO₂ の生成比を $x/y = A$ として、以下のように仮定する。

$$A = K_I \exp\left(-\frac{E_I}{RT}\right) \quad (3.2.9)$$

ここで、 K_I は定数、 E_I は活性化エネルギーである。生成比については数多くの報告があるが^[56, 57, 58]、生成比は黒鉛材中の不純物の量や触媒作用によって大きく影響を受けるため、文献によりそれぞれ異なっている。以下にこれまで報告された 3 組の値を示す。

$$\begin{aligned} K_I &= 2.512 \times 10^3, \quad E_I = 5.191 \times 10^1 \quad [kJ/mol] \quad \text{from ref.}^{[56]}, \\ K_I &= 7.943 \times 10^3, \quad E_I = 7.83 \times 10^1 \quad [kJ/mol] \quad \text{from ref.}^{[57]}, \\ K_I &= 1.995 \times 10^3, \quad E_I = 5.986 \times 10^1 \quad [kJ/mol] \quad \text{from ref.}^{[57]}, \end{aligned}$$

予備的な計算から、最初と3番目の値は、実験値より高いCO濃度と低いCO₂濃度を示し、2番目の値が最も実験値と良く一致したことから、本解析では2番目の値を採用した。

これより、O₂消滅項、CO生成項、CO₂生成項の係数を求める

$$z = N_{O_2} = \frac{A+2}{2(A+I)} \quad (3.2.10)$$

$$x = N_{CO} = \frac{A}{A+I} \quad (3.2.11)$$

$$y = N_{CO_2} = \frac{I}{A+I} \quad (3.2.12)$$

したがって、成分気体の質量保存式における発生消滅項を以下のように求めた。

黒鉛の酸化速度 $S[mol \cdot m^{-3}s^{-1}]$ を、化学反応定数 $K_r[mol \cdot mol^{-1}s^{-1}]$ 、式(3.2.10)～(3.2.12)の係数 $N_r[mol \cdot mol^{-1}]$ 、モル数 $C[mol \cdot m^{-3}]$ を用いて次式のように定義する。

$$S = K_r \frac{I}{N_r} C \quad (3.2.13)$$

一方、単位時間当たりに酸化する黒鉛の量 $r[kg \cdot kg^{-1}s^{-1}]$ 、黒鉛の質量 $m[kg]$ 、体積 $v[m^3]$ を用いると、

$$S = r \frac{m/v}{M_C} \quad (3.2.14)$$

となる。これより、

$$K_r = N_r r \frac{\rho_C}{M_C} \frac{I}{C} \quad (3.2.15)$$

であるから、生成項 $Q'_i = K_r C M_i$ は

$$Q'_i = N_i r_{C-O} \frac{\rho_C}{M_C} M_i \quad (3.2.16)$$

したがって、

O₂消滅項:

$$Q'_{O_2} = -N_{O_2} r_{C-O} \frac{\rho_C}{M_C} M_{O_2} \quad (3.2.17)$$

CO発生項:

$$Q'_{CO} = N_{CO} r_{C-O} \frac{\rho_C}{M_C} M_{CO} \quad (3.2.18)$$

CO₂発生項:

$$Q'_{CO_2} = N_{CO_2} r_{C-O} \frac{\rho_C}{M_C} M_{CO_2} \quad (3.2.19)$$

ここで、 ρ_C は黒鉛の密度、 M_C は炭素の分子量である。

次に、気相におけるCOの燃焼反応は次式で表される。



反応速度定数^[59, 60]は、

$$\frac{dC_{CO}}{dt} = -r_{CO-O_2} \cdot C_{CO} \cdot C_{O_2}^{0.5} \cdot C_{H_2O}^{0.5} \quad [mol \cdot m^{-3}s^{-1}] \quad (3.2.21)$$

ここで、

$$r_{CO-O_2} = K_2 \exp\left(-\frac{E_2}{RT}\right) \quad (3.2.22)$$

$$C_{CO} = \frac{\rho_{CO}}{M_{CO}} = \frac{\rho \cdot \omega_{CO}}{M_{CO}} \quad (3.2.23)$$

$$C_{O_2} = \frac{\rho_{O_2}}{M_{O_2}} = \frac{\rho \cdot \omega_{O_2}}{M_{O_2}} \quad (3.2.24)$$

$$C_{H_2O} = C \cdot X_{H_2O} = \frac{\rho}{M} \cdot X_{H_2O} \quad (3.2.25)$$

ただし、 $K_2 = 1.3 \times 10^8 [m^3 \cdot mol^{-1}s^{-1}]$ 、 $E_2 = 126 [kJ \cdot mol^{-1}]$ 、 $X_{H_2O} = 0.0054 \pm 0.0007$ ^[61]である。したがって、CO、CO₂、O₂の発生消滅項は、

$$\dot{Q}_{CO}'' = \frac{dC_{CO}}{dt} M_{CO} = -r_{CO-O_2} \cdot X_{H_2O}^{0.5} \cdot \rho \left(\frac{\rho^2}{M \cdot M_{O_2}} \right)^{0.5} \omega_{CO} \omega_{O_2}^{0.5} \quad [kg \cdot m^{-3} s^{-1}] \quad (3.2.26)$$

$$\dot{Q}_{O_2}'' = -0.5 \frac{dC_{CO}}{dt} M_{O_2} = -0.5 r_{CO-O_2} \cdot X_{H_2O}^{0.5} \cdot \rho \left(\frac{\rho^2}{M \cdot M_{O_2}} \right)^{0.5} \omega_{CO} \omega_{O_2}^{0.5} \frac{M_{O_2}}{M_{CO}} \quad (3.2.27)$$

$$\dot{Q}_{CO_2}'' = \frac{dC_{CO_2}}{dt} M_{CO_2} = r_{CO-O_2} \cdot X_{H_2O}^{0.5} \cdot \rho \left(\frac{\rho^2}{M \cdot M_{O_2}} \right)^{0.5} \omega_{CO} \omega_{O_2}^{0.5} \frac{M_{CO_2}}{M_{CO}} \quad (3.2.28)$$

結局、各成分気体の質量保存式における発生項は、

$$\begin{aligned} Q_{O_2} &= \dot{Q}_{O_2}' + \dot{Q}_{O_2}'' \\ Q_{CO} &= \dot{Q}_{CO}' + \dot{Q}_{CO}'' \\ Q_{CO_2} &= \dot{Q}_{CO_2}' + \dot{Q}_{CO_2}'' \end{aligned} \quad (3.2.29)$$

となる。

3.2.3 基礎方程式の差分化

図3.2.1に示すように、解析領域をスタッガードグリッドを用いた88のコントロールボリュームに分割した。すなわち、速度はコントロールボリュームの境界(j で定義)で、密度、温度、質量分率及び圧力をコントロールボリュームの中心(i で定義)で定義する。また、混合気体及び各成分気体の質量保存の式はコントロールボリューム中心で差分化し、混合気体の運動量保存の式はコントロールボリューム境界で差分化した。ドナーセル法は、コントロールボリューム境界面で定義されている速度の向きを調べて、どこの物理量を用いるべきかを風上差分に従って決める。すなわち、物理量を ξ 、流速を u として、コントロールボリューム境界での物理量を以下のように決めた。

$$u_{i+\frac{1}{2}} < 0 \text{ のとき } \xi_{i+\frac{1}{2}} = \xi_{i+1} \quad (3.2.30)$$

$$u_{i+\frac{1}{2}} > 0 \text{ のとき } \xi_{i+\frac{1}{2}} = \xi_i \quad (3.2.31)$$

$$u_{i+\frac{1}{2}} = 0 \text{ のとき } \xi_{i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} (\xi_{i+1} + \xi_i) \quad (3.2.32)$$

以下に各基礎式の差分式を示す。

(1) 混合気体の質量保存式

式(3.2.1)を区間 $[j-1, j]$ で積分し、非定常項以外の時間は決めないで差分化すると、

$$\frac{\rho_i^{n+1} - \rho_i^n}{\Delta t} + \frac{(\rho u)_R - (\rho u)_L}{\Delta x_i} = Q_k \quad (3.2.33)$$

となる。ここで、添字 R はセル右側の境界における値、 L は左側境界における値である。ドナーセル差分法では、セルの両側の境界における (ρu) の値を以下のように決定する。

$$u_j > 0, u_{j-1} > 0 \text{ のとき, } (\rho u)_R = \rho_i u_j, (\rho u)_L = \rho_{i-1} u_{j-1} \quad (3.2.34)$$

$$u_j > 0, u_{j-1} < 0 \text{ のとき, } (\rho u)_R = \rho_i u_j, (\rho u)_L = \rho_i u_{j-1} \quad (3.2.35)$$

$$u_j < 0, u_{j-1} > 0 \text{ のとき, } (\rho u)_R = \rho_{i+1} u_j, (\rho u)_L = \rho_{i-1} u_{j-1} \quad (3.2.36)$$

$$u_j < 0, u_{j-1} < 0 \text{ のとき, } (\rho u)_R = \rho_{i+1} u_j, (\rho u)_L = \rho_i u_{j-1} \quad (3.2.37)$$

完全陰解法あるいは半陰解法かを選択できるように比例係数 ε_I を導入すると次式となる。

$u_j > 0, u_{j-1} > 0$ のとき,

$$\rho_i^{n+1} - \rho_i^n + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I (\rho_i^{n+1} u_j^{n+1} - \rho_{i-1}^{n+1} u_{j-1}^{n+1}) + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_I) (\rho_i^n u_j^n - \rho_{i-1}^n u_{j-1}^n) = Q_k \Delta t \quad (3.2.38)$$

u^{n+1} について線形化し、 ρ^{n+1} は $n+1$ 時間ステップ内の値 $\dot{\rho}$ を用いれば、

$$-\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I \dot{\rho}_{i-1} u_{j-1}^{n+1} + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I \dot{\rho}_i u_j^{n+1} = \rho_i^n - \dot{\rho}_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_I) (\rho_i^n u_j^n - \rho_{i-1}^n u_{j-1}^n) + Q_k \Delta t \quad (3.2.39)$$

となる。以下同様に求めると、

$u_j > 0, u_{j-1} < 0$ のとき,

$$-\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I \dot{\rho}_i u_{j-1}^{n+1} + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I \dot{\rho}_{i+1} u_j^{n+1} = \rho_i^n - \dot{\rho}_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_I) (\rho_i^n u_j^n - \rho_{i+1}^n u_{j-1}^n) + Q_k \Delta t \quad (3.2.40)$$

$u_j < 0, u_{j-1} > 0$ のとき,

$$-\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I \dot{\rho}_{i-1} u_{j-1}^{n+1} + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I \dot{\rho}_{i+1} u_j^{n+1} = \rho_i^n - \dot{\rho}_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_I) (\rho_{i+1}^n u_j^n - \rho_{i-1}^n u_{j-1}^n) + Q_k \Delta t \quad (3.2.41)$$

$u_j < 0, u_{j-1} < 0$ のとき,

$$-\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I \dot{\rho}_i u_{j-1}^{n+1} + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_I \dot{\rho}_{i+1} u_j^{n+1} = \rho_i^n - \dot{\rho}_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_I) (\rho_{i+1}^n u_j^n - \rho_i^n u_{j-1}^n) + Q_k \Delta t \quad (3.2.42)$$

となる。

(2) 混合気体の運動量保存式

式 (3.2.3) を区間 $[i, i+1]$ で積分し、非定常項以外の時間は決めないで差分化すると、

$$\rho_j \frac{u_j^{n+1} - u_j^n}{\Delta t} + \rho_j u_j \frac{u_{i+1} - u_i}{\Delta y_j} = -\frac{p_{i+1} - p_i}{\Delta y_j} - \rho_j g \cos \theta - \frac{I}{2} \rho_j u_j |u_j| \frac{f_j}{De_j} \quad (3.2.43)$$

となる。比例係数 ε_2 を導入して、以下のように書き直す。

$u_j > 0$ のとき $(u_{i+1} - u_i) = (u_j - u_{j-1})$ とすれば、

$$\begin{aligned} u_j^{n+1} - u_j^n + \frac{\Delta t}{\Delta y_j} \varepsilon_I \dot{u}_j (u_j^{n+1} - u_{j-1}^{n+1}) + \frac{\Delta t}{\Delta y_j} (1 - \varepsilon_I) u_j^n (u_j^n - u_{j-1}^n) \\ = -\frac{\Delta t}{\rho_j^n \Delta y_j} (p_{i+1}^{n+1} - p_i^{n+1}) - \frac{\dot{\rho}_j}{\rho_j^n} g \cos \theta \Delta t - \frac{I}{2} u_j^{n+1} |\dot{u}_j| \frac{f_j}{De} \Delta t \end{aligned} \quad (3.2.44)$$

ここで、添字の \bullet は $n+1$ 時間ステップ内の最新の値を意味する。また摩擦係数は

$$\dot{f}_j = \frac{64}{Re} = \frac{64 v_j^n}{\dot{u}_j De} = \frac{64 \mu_j^n}{\rho_j^n De |\dot{u}_j|} \quad (3.2.45)$$

とする。したがって u と p について整理すれば、

$$\begin{aligned} & -\frac{\Delta t}{\Delta y_j} \varepsilon_I \dot{u}_j u_{j-1}^{n+1} + \left(I + \frac{\Delta t}{\Delta y_j} \varepsilon_I \dot{u}_j + \frac{1}{2} |\dot{u}_j| \frac{\dot{f}_j}{De} \Delta t \right) u_j^{n+1} - \frac{\Delta t}{\rho_j^n \Delta y_j} p_i^{n+1} + \frac{\Delta t}{\rho_j^n \Delta y_j} p_{i+1}^{n+1} \\ & = u_j^n - \frac{\Delta t}{\Delta y_j} (1 - \varepsilon_I) u_j^n (u_j^n - u_{j-1}^n) - \frac{\dot{\rho}_j}{\rho_j^n} g \cos \theta \Delta t \end{aligned} \quad (3.2.46)$$

$u_j < 0$ のとき $(u_{i+1} - u_i) = (u_{j+1} - u_j)$ とすれば、

$$\begin{aligned} & u_j^{n+1} - u_j^n + \frac{\Delta t}{\Delta y_j} \varepsilon_I \dot{u}_j (u_{j+1}^{n+1} - u_j^{n+1}) + \frac{\Delta t}{\Delta y_j} (1 - \varepsilon_I) u_j^n (u_{j+1}^n - u_j^n) \\ & = -\frac{\Delta t}{\rho_j^n \Delta y_j} (p_{i+1}^{n+1} - p_i^{n+1}) - \frac{\dot{\rho}_j}{\rho_j^n} g \cos \theta \Delta t - \frac{1}{2} u_j^{n+1} |\dot{u}_j| \frac{\dot{f}_j}{De} \Delta t \end{aligned} \quad (3.2.47)$$

故に、

$$\begin{aligned} & \left(I - \frac{\Delta t}{\Delta y_j} \varepsilon_I \dot{u}_j + \frac{1}{2} |\dot{u}_j| \frac{\dot{f}_j}{De} \Delta t \right) u_j^{n+1} + \frac{\Delta t}{\Delta y_j} \varepsilon_I \dot{u}_j u_{j+1}^{n+1} - \frac{\Delta t}{\rho_j^n \Delta y_j} p_i^{n+1} + \frac{\Delta t}{\rho_j^n \Delta y_j} p_{i+1}^{n+1} \\ & = u_j^n - \frac{\Delta t}{\Delta y_j} (1 - \varepsilon_I) u_j^n (u_{j+1}^n - u_j^n) - \frac{\dot{\rho}_j}{\rho_j^n} g \cos \theta \Delta t \end{aligned} \quad (3.2.48)$$

となる。

(3) 成分気体の質量保存式

混合気体の質量保存の式の場合と同様に、区間 $[j-1, j]$ で積分し、式 (3.2.2) を差分化すると、

$$\frac{(\rho\omega)_i^{n+1} - (\rho\omega)_i^n}{\Delta t} + \frac{(\rho\omega)_R u_j - (\rho\omega)_L u_{j-1}}{\Delta x_i} = \frac{(\rho D)_j (\omega_{i+1} - \omega_i)}{\Delta x_i \Delta y_j} - \frac{(\rho D)_{j-1} (\omega_i - \omega_{i-1})}{\Delta x_i \Delta y_{j-1}} + R_k M_k \quad (3.2.49)$$

となる。ドナーセル差分によって、セル境界の $(\rho\omega)$ の値を式 (3.2.34~3.2.37) の (ρ) と同様に決定する。

次に、式 (3.2.2) の右辺第3項の化学反応による発生消滅項は成分気体により異なるため、後に差分化して加えることとし、対流項、拡散項の比例係数をそれぞれ $\varepsilon_4, \varepsilon_5$ として、まず拡散項を先に差分化すれば、

$$\begin{aligned} [Diff] &= \frac{\Delta t \varepsilon_5}{\Delta x_i} \left[\frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \omega_{i-1}^{n+1} - \left\{ \frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \right\} \omega_i^{n+1} + \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^{n+1} \right] \\ &+ \frac{\Delta t (1 - \varepsilon_5)}{\Delta x_i} \left[\frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} \omega_{i-1}^n - \left\{ \frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right\} \omega_i^n + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^n \right] \end{aligned} \quad (3.2.50)$$

故に、

$u_j > 0, u_{j-1} > 0$ のとき、

$$\begin{aligned} & \dot{\rho}_i \omega_i^{n+1} - \rho_i^n \omega_i^n + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_4 (\dot{\rho}_i \omega_i^{n+1} \dot{u}_j - \dot{\rho}_{i-1} \omega_{i-1}^{n+1} \dot{u}_{j-1}) \\ & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_4) (\dot{\rho}_i \omega_i^n u_j - \dot{\rho}_{i-1} \omega_{i-1}^n u_{j-1}) = [Diff] \end{aligned} \quad (3.2.51)$$

したがって ω で整理すれば、次式となる。

$$\begin{aligned} & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_4 \dot{\rho}_{i-1} \dot{u}_{j-1} + \varepsilon_5 \frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} \omega_{i-1}^{n+1} + \left[\dot{\rho}_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_4 \dot{\rho}_i \dot{u}_i + \varepsilon_5 \left(\frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \right) \right\} \right] \omega_i^{n+1} \\ & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_4) \dot{\rho}_{i-1} \omega_{i-1}^n + (1 - \varepsilon_5) \frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} \right\} \omega_{i-1}^n \end{aligned}$$

$$+\left[\rho_i^n - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_4) \rho_i^n u_j^n + (1-\varepsilon_5) \left(\frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right) \right\} \right] \omega_i^n + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_5) \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^n \quad (3.2.52)$$

$u_j > 0, u_{j-1} < 0$ のとき,

$$\begin{aligned} & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_5 \frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} \omega_{i-1}^{n+1} + \left[\dot{\rho}_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_4 \dot{\rho}_i (\dot{u}_j - \dot{u}_{j-1}) + \varepsilon_5 \left(\frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \right) \right\} \right] \omega_i^{n+1} \\ & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_5 \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^n = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_5) \frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} \omega_{i-1}^n \\ & + \left[\rho_i^n - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_4) \rho_i^n u_j^n + (1-\varepsilon_5) \left(\frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right) \right\} \right] \omega_i^n + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_5) \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^n \end{aligned} \quad (3.2.53)$$

$u_j < 0, u_{j-1} > 0$ のとき,

$$\begin{aligned} & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_4 \dot{\rho}_{i-1} \dot{u}_{j-1} + \varepsilon_5 \frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} \omega_{i-1}^{n+1} + \left[\dot{\rho}_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_5 \left\{ \frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \right\} \right] \omega_i^{n+1} \\ & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_4 \dot{\rho}_{i+1} \dot{u}_{j+1} - \varepsilon_5 \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \right\} \omega_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_4) \rho_{i-1}^n u_{j-1}^n + (1-\varepsilon_5) \frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} \right\} \omega_{i-1}^n \\ & + \left[\rho_i^n - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_5) \left\{ \frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right\} \right] \omega_i^n - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_4) \rho_{i+1}^n u_{j+1}^n - (1-\varepsilon_5) \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right\} \omega_{i+1}^n \end{aligned} \quad (3.2.54)$$

$u_j < 0, u_{j-1} < 0$ のとき,

$$\begin{aligned} & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_5 \frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \omega_{i-1}^{n+1} + \left[\dot{\rho}_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_4 \dot{\rho}_i \dot{u}_{j-1} - \varepsilon_5 \left(\frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \right) \right\} \right] \omega_i^{n+1} \\ & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_4 \dot{\rho}_{i+1} \dot{u}_j - \varepsilon_5 \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \right\} \omega_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_5) \frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} \omega_{i-1}^n \\ & + \left[\rho_i^n + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_4) \rho_i^n u_{j-1}^n - (1-\varepsilon_5) \left(\frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right) \right\} \right] \omega_i^n \\ & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_4) \rho_{i+1}^n u_j^n - (1-\varepsilon_5) \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right\} \omega_{i+1}^n \end{aligned} \quad (3.2.55)$$

となる。

(4) 混合気体のエネルギー保存式

混合気体のエネルギー保存式 (式(3.2.4)) を区間 $[j-1, j]$ で積分して、差分化すると、

$$\begin{aligned} & \frac{(\rho c_p T)_i^{n+1} - (\rho c_p T)_i^n}{\Delta t} + \frac{(\rho c_p T)_R u_j - (\rho c_p T)_L u_{j-1}}{\Delta x_i} \\ & = \frac{\lambda_j (T_{i+1} - T_i)}{\Delta x_i \Delta y_j} - \frac{\lambda_{j-1} (T_i - T_{i-1})}{\Delta x_i \Delta y_{j-1}} + \frac{4Nu}{De^2} \lambda_j (Tw_i - T_i) \end{aligned} \quad (3.2.56)$$

となる。本式も同様にドナーセル差分法により、セル境界の $(\rho c_p T)$ の値を決める。次に対流項、熱伝導項、熱伝達項に関する比例係数をそれぞれ $\varepsilon_r, \varepsilon_s, \varepsilon_g$ として、熱伝導と熱伝達項 [Therm] は流速 u の向きに関係ない

ので、先に差分化すると、

$$\begin{aligned}
 [Therm] = & \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_g \left\{ \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^{n+1} - \left(\frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} \right) T_i^{n+1} + \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^{n+1} \right\} \\
 & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_g) \left\{ \frac{\lambda_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^n - \left(\frac{\lambda_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{\lambda_j^n}{\Delta y_j} \right) T_i^n + \frac{\lambda_j^n}{\Delta y_j} T_{i+1}^n \right\} \\
 & - \frac{4Nu\Delta t}{De^2} \left\{ \lambda_i \varepsilon_g T_i^{n+1} + \lambda_i^n (1 - \varepsilon_g) T_i^n \right\} + \frac{4Nu\lambda_i^n \Delta t}{De^2} Tw_i
 \end{aligned} \tag{3. 2. 57}$$

故に、

$u_j > 0, u_{j-1} > 0$ のとき、

$$\begin{aligned}
 & (\dot{\rho} \dot{c}_p)_i T_i^{n+1} - (\rho c_p)_i^n T_i^n + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_7 \left\{ (\dot{\rho} \dot{c}_p)_i T_i^{n+1} \dot{u}_j - (\dot{\rho} \dot{c}_p)_{i-1} T_{i-1}^{n+1} \dot{u}_{j-1} \right\} \\
 & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_7) \left\{ (\rho c_p)_i^n T_i^n u_j^n - (\rho c_p)_{i-1}^n T_{i-1}^n u_{j-1}^n \right\} = [Therm]
 \end{aligned} \tag{3. 2. 58}$$

よって T で整理すれば、

$$\begin{aligned}
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} \dot{c}_p)_{i-1} \dot{u}_{j-1} + \varepsilon_g \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} T_{i-1}^{n+1} \\
 & + \left[(\dot{\rho} \dot{c}_p)_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} \dot{c}_p)_i \dot{u}_j + \varepsilon_g \left(\frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} + \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} + \frac{4Nu\lambda_i \varepsilon_g \Delta t}{De^2} \right] T_i^{n+1} \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_g \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_7) (\rho^n c_p)_{i-1} u_{j-1}^n + (1 - \varepsilon_g) \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} T_{i-1}^n \\
 & + \left[(\rho^n c_p)_i^n - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_7) (\rho^n c_p)_i^n u_j^n + (1 - \varepsilon_g) \left(\frac{\lambda_j}{\Delta y_j} + \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} - \frac{4Nu\lambda_i (1 - \varepsilon_g) \Delta t}{De^2} \right] T_i^n \\
 & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_g) \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^n + \frac{4Nu\lambda_i Tw_i \Delta t}{De^2}
 \end{aligned} \tag{3. 2. 59}$$

$u_j > 0, u_{j-1} < 0$ のとき、

$$\begin{aligned}
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_g \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^{n+1} + \\
 & \left[(\dot{\rho} \dot{c}_p)_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} \dot{c}_p)_i (\dot{u}_j - \dot{u}_{j-1}) + \varepsilon_g \left(\frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} + \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} + \frac{4Nu\lambda_i \varepsilon_g \Delta t}{De^2} \right] T_i^{n+1} \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_g \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_g) \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^n \\
 & + \left[(\rho^n c_p)_i^n - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_7) (\rho^n c_p)_i^n (u_j^n - u_{j-1}^n) + (1 - \varepsilon_g) \left(\frac{\lambda_j}{\Delta y_j} + \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} - \frac{4Nu\lambda_i (1 - \varepsilon_g) \Delta t}{De^2} \right] T_i^n \\
 & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_g) \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^n + \frac{4Nu\lambda_i Tw_i \Delta t}{De^2}
 \end{aligned} \tag{3. 2. 60}$$

$u_j < 0, u_{j-1} > 0$ のとき、

$$\begin{aligned}
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} \dot{c}_p)_{i-1} \dot{u}_{j-1} + \varepsilon_g \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} T_{i-1}^{n+1} + \left[(\dot{\rho} \dot{c}_p)_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_g \left(\frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} + \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) + \frac{4Nu\lambda_i \varepsilon_g \Delta t}{De^2} \right] T_i^{n+1} \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} \dot{c}_p)_{i+1} \dot{u}_j - \varepsilon_g \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} \right\} T_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_7) (\rho^n c_p)_{i-1} u_{j-1}^n + (1 - \varepsilon_g) \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} T_{i-1}^n
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & + \left[\left(\rho^n c_p^n \right)_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_g) \left(\frac{\lambda_j}{\Delta y_j} + \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) - \frac{4Nu\lambda_i(1-\varepsilon_g)\Delta t}{De^2} \right] T_i^n \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_7) \left(\rho^n c_p^n \right)_{i+1} u_j^n - (1 - \varepsilon_g) \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} \right\} T_{i+1}^n + \frac{4Nu\lambda_i Tw_i \Delta t}{De^2}
 \end{aligned} \tag{3. 2. 61}$$

$u_j < 0, u_{j-1} < 0$ のとき,

$$\begin{aligned}
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_g \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^{n+1} + \left[\left(\dot{\rho} \dot{c}_p \right)_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 \left(\dot{\rho} \dot{c}_p \right)_i \dot{u}_{j-1} - \varepsilon_g \left(\frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} + \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} + \frac{4Nu\dot{\lambda}_i\varepsilon_g\Delta t}{De^2} \right] T_i^{n+1} \\
 & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 \left(\dot{\rho} \dot{c}_p \right)_{i+1} \dot{u}_j - \varepsilon_g \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} \right\} T_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_g) \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^n \\
 & + \left[\left(\rho^n c_p^n \right)_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_7) \left(\rho^n c_p^n \right)_i u_{j-1}^n - (1 - \varepsilon_g) \left(\frac{\lambda_j}{\Delta y_j} + \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} - \frac{4Nu\lambda_i(1-\varepsilon_g)\Delta t}{De^2} \right] T_i^n \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_7) \left(\rho^n c_p^n \right)_{i+1} u_j^n - (1 - \varepsilon_g) \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} \right\} T_{i+1}^n + \frac{4Nu\lambda_i Tw_i \Delta t}{De^2}
 \end{aligned} \tag{3. 2. 62}$$

(5) 初期・境界条件

初期条件は、逆U字管内に He が充填され、管外に空気が存在するとして、空気を窒素 (79.1%) と酸素 (20.9%) の混合気体と考え、管内外を大気圧であるとした。したがって、管内では He を除く他の気体のモル分率は全て 0 とした。

$$\begin{aligned}
 & 0 < x < 1, \\
 & X_{N_2}, X_{O_2}, X_{CO}, X_{CO_2} = 0, X_{He} = 1
 \end{aligned} \tag{3. 2. 63}$$

$$\begin{aligned}
 & x = 0, 1 \\
 & X_{N_2} = 0.791, X_{O_2} = 0.209, X_{CO}, X_{CO_2}, X_{He} = 0
 \end{aligned} \tag{3. 2. 64}$$

流速はコントロールボリューム境界面で 0 とし、逆U字管の壁温度は 3.1 節の実験における測定温度に等しいと仮定した。境界条件は、逆U字管の両端では常に空気が充満していると仮定した。

$$\begin{aligned}
 & x = 0, x = 1 \\
 & X_{N_2} = 0.791, X_{O_2} = 0.209, X_{CO}, X_{CO_2}, X_{He} = 0, p = p_0, T = T_0, \rho = \rho_0
 \end{aligned} \tag{3. 2. 65}$$

以上の差分式と初期・境界条件を用いて、図 3.2.2 に示すフローチャートに従って解析を行った。

3.2.4 数値解析結果とその考察

図 3.2.3 に鉛直加熱管平均温度が 767.7°C の場合の逆U字管壁温度の軸方向分布を示し、図 3.2.4 に加熱管下部① (○)、黒鉛管部② (△)、加熱管上部③ (□)、冷却管部④ (◇) における混合気体密度の時間変化を示す。図中の記号は実験値、実線及び点線は解析値である。時間の経過とともに管内の気体密度が増加し、実験では遮断弁開放後 105 分後に逆U字管を短時間内に一巡するような空気の自然循環流が発生した。数値解析による第 1 段階の持続時間は 90 分であり、定量的に実験を再現することができたと考えている。本解析では第 1 段階の極めて流速の遅い混合気体の自然循環流速は逆U字管の入口で $1 \times 10^{-6} < u < 1 \times 10^{-3} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ($1 \times 10^{-4} < Re < 1$) の範囲であった。第 2 段階以降の空気の自然循環流速は $1.4 \times 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ($Re = 450$) であった。自然循環流が発生するまでの第 1 段階の持続時間における実験と解析結果による差は 15% 以内であった。図 3.2.5 に加熱管温度が 767.7°C のときの逆U字管軸方向の混合気体密度分布の解析結果を示す。1 成分気体の場合は加熱、冷却管の温度がそれぞれ 1040K、300K としたとき、その密度比は $\frac{1}{1040} : \frac{1}{300} \approx 3:10$ であるから、加熱側は 3 倍ほど密度が小さい。しかしながら、常温で He より約 7 倍も密度の大きい空気が浸入するため、発生した浮力が浸入し

た空気の重さとバランスしてしまうと考えられる。

図 3.2.6 に加熱管平均温度が 767.7°C の場合の各測定点における O₂ モル分率の実験と解析結果を比較して示す。加熱管下部においては、解析値が実験値より高い値を示しているが、実験と解析結果との差は 10% 以内であった。図 3.2.7, 3.2.8 に加熱管平均温度が 767.7°C の場合の CO₂ と CO モル分率の実験と解析結果を示す。加熱管下部における CO₂ モル分率は解析値の方が実験値より少し高い値を示したが、定量的に良く一致していると考えられる。また CO モル分率についても解析と実験はよく一致した。図 3.2.9, 3.2.10 に CO₂ と CO モル分率の軸方向分布の解析結果を示す。CO₂ 及び CO はともに黒鉛管の入口で最大となっている。黒鉛管部で発生した CO₂ と CO は分子拡散によって、自然循環流とは逆向きの下部方向に移動するが、CO については入口管から浸入した O₂ と反応するため、CO₂ よりもモル分率は小さい。

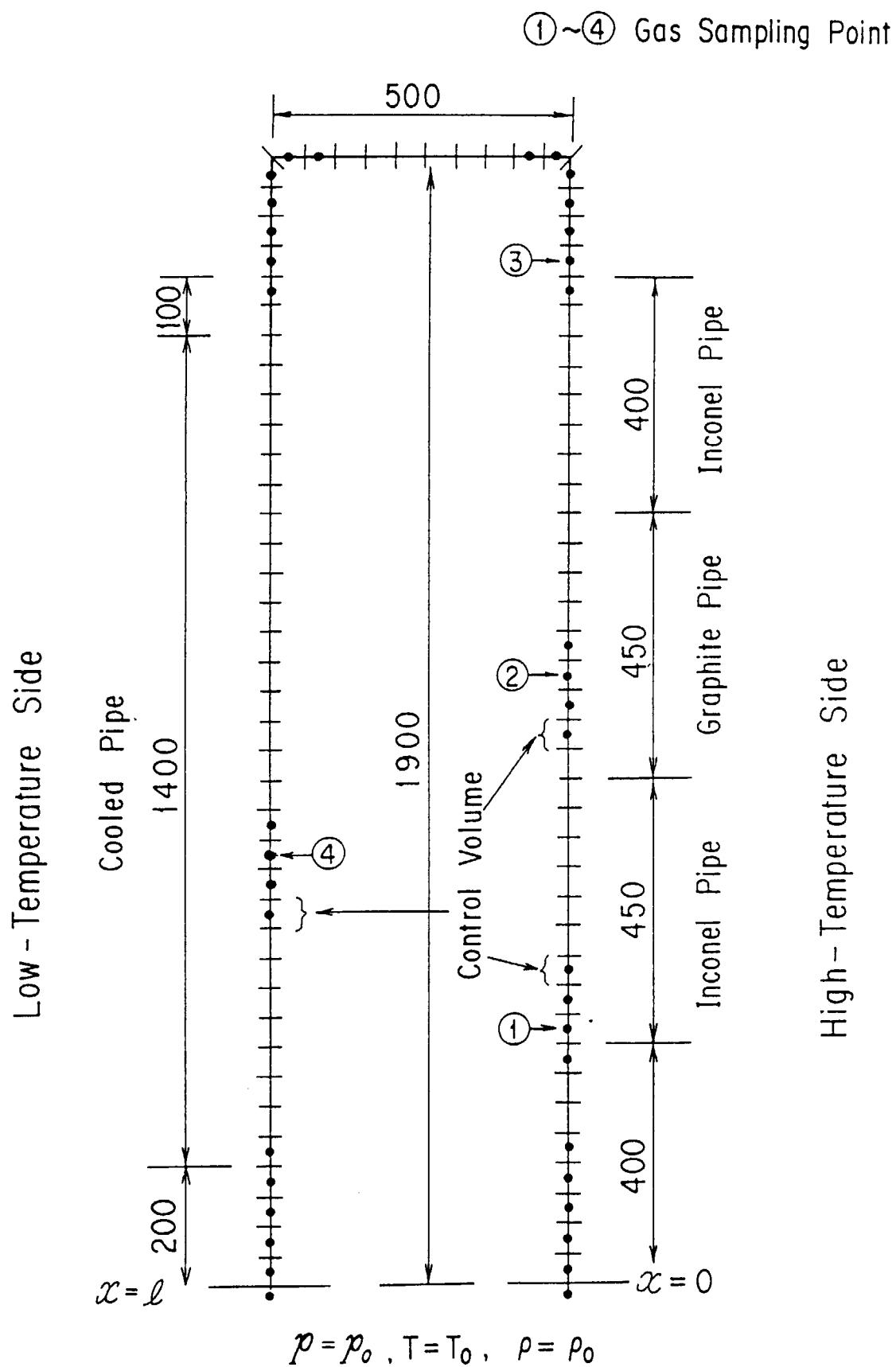


Figure 3.2.1 Analytical model of the reverse U-shaped tube

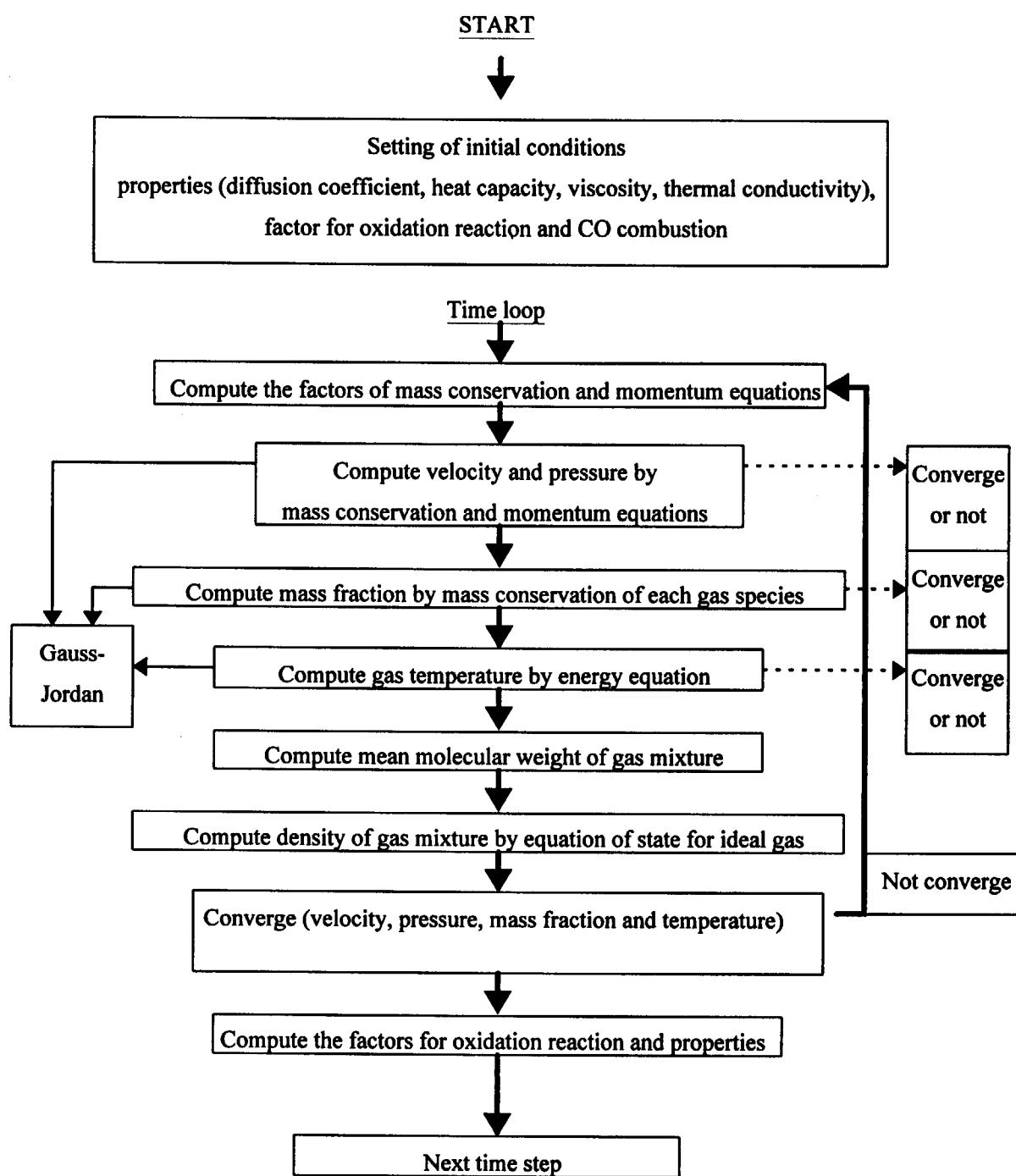


Figure 3.2.2 Flow chart of heat and mass transport analysis in the multi-component gas system with chemical reaction

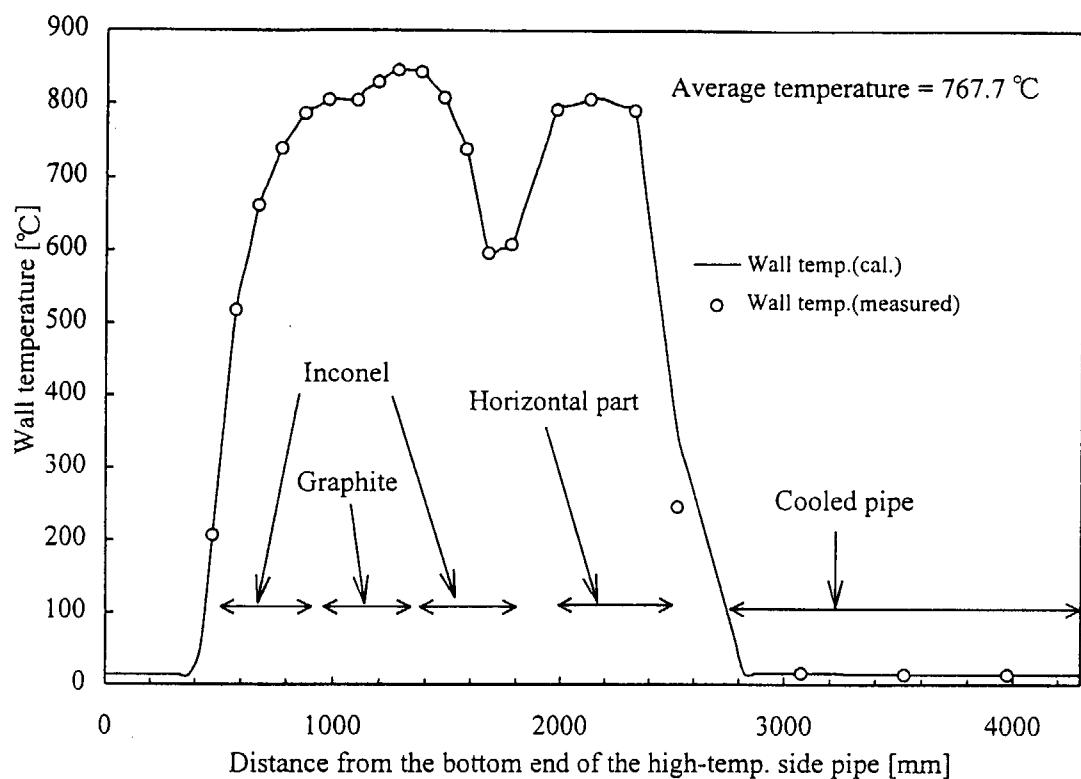


Figure 3.2.3 Wall temperature distribution in the reverse U-shaped tube (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

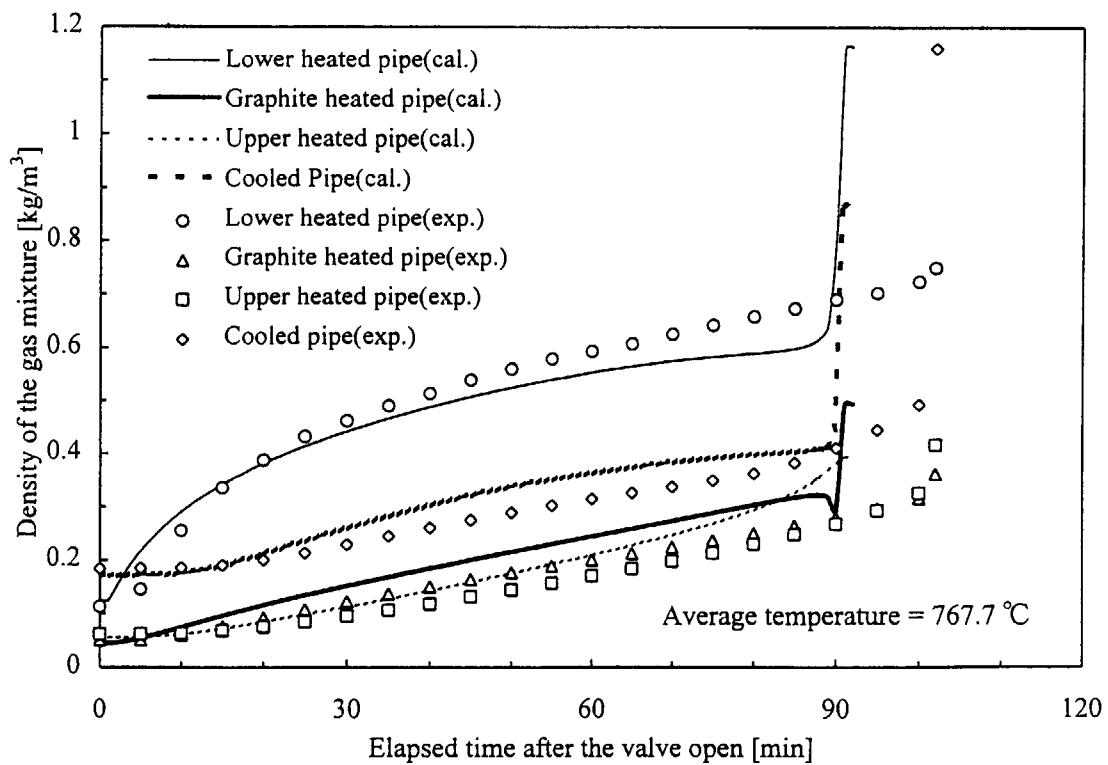


Figure 3.2.4 Density changes of the gas mixture (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

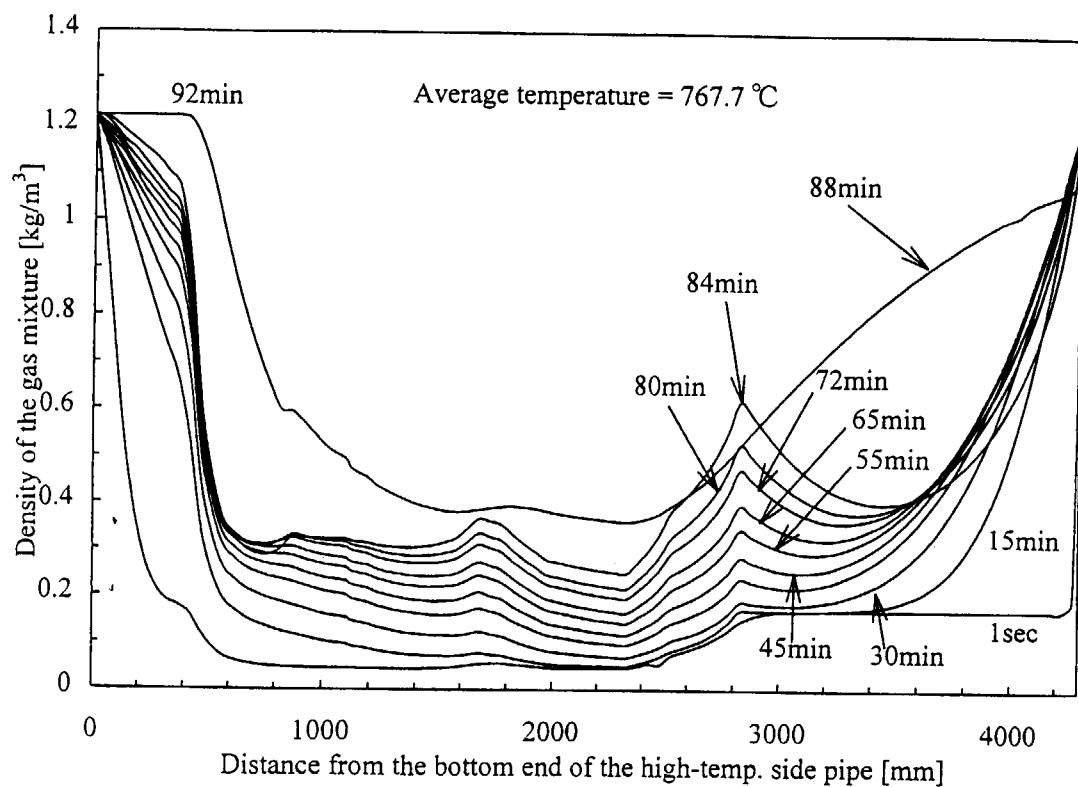


Figure 3.2.5 Density distribution of the gas mixture (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

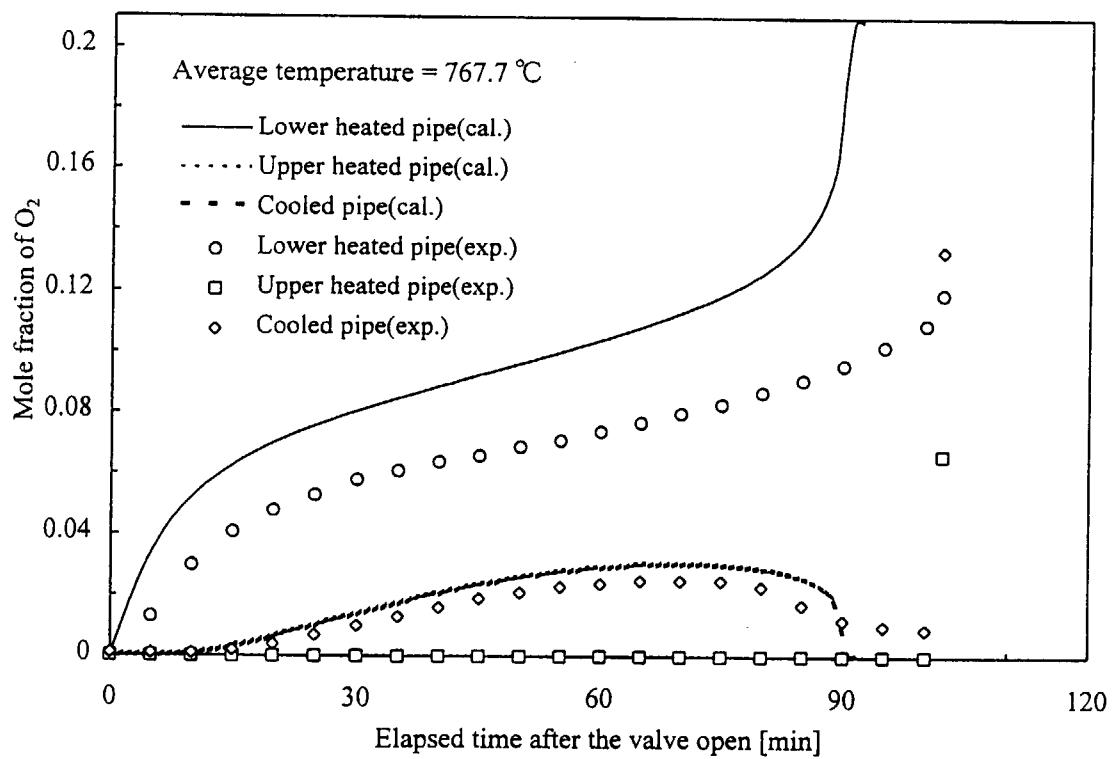


Figure 3.2.6 Mole fraction changes of oxygen (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

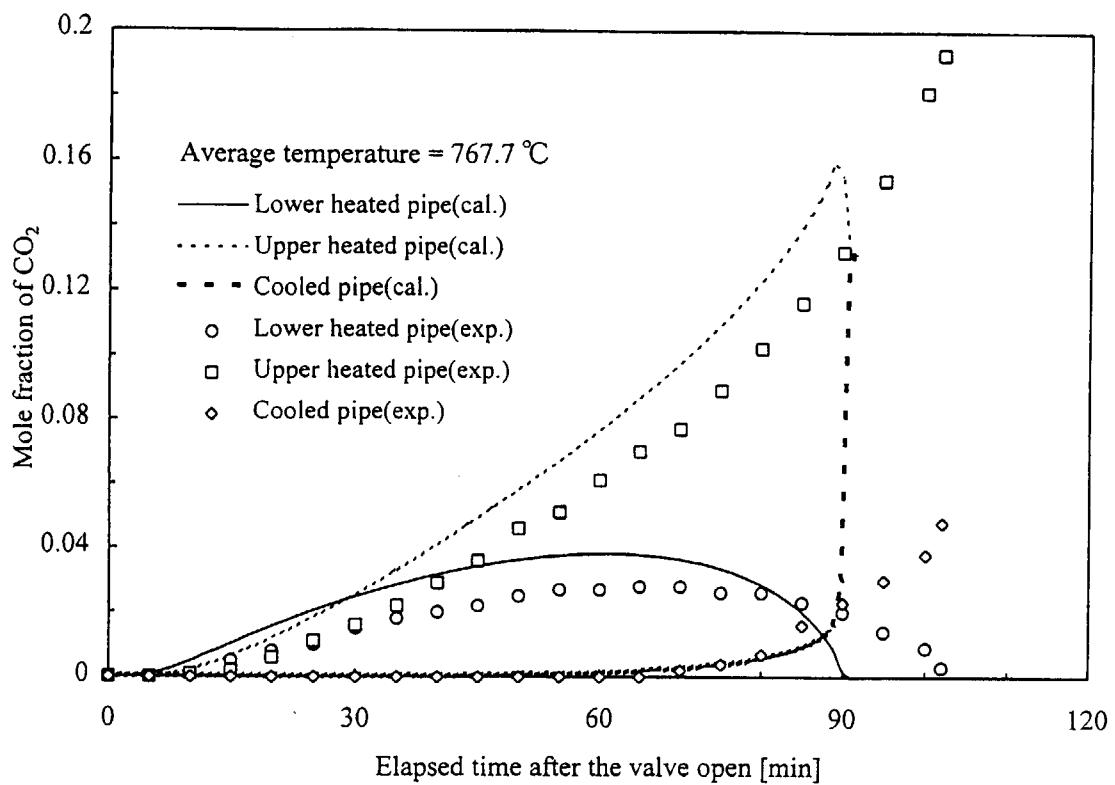


Figure 3.2.7 Mole fraction changes of carbon dioxide (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

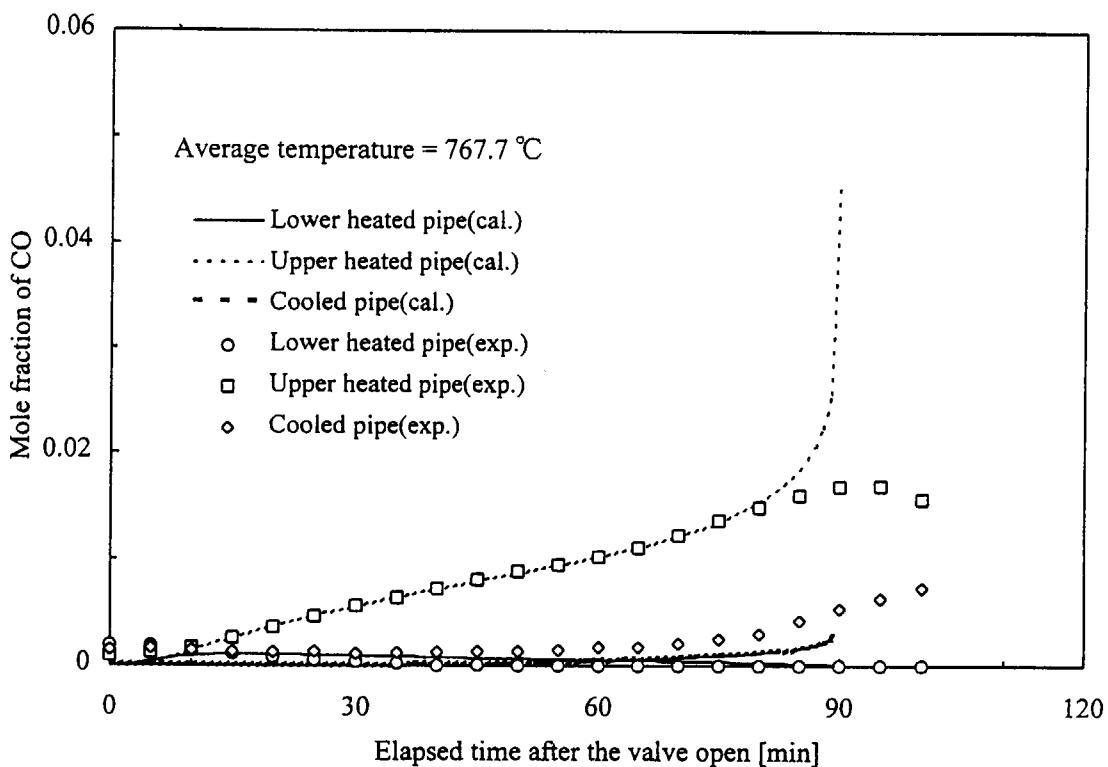


Figure 3.2.8 Mole fraction changes of carbon monoxide (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

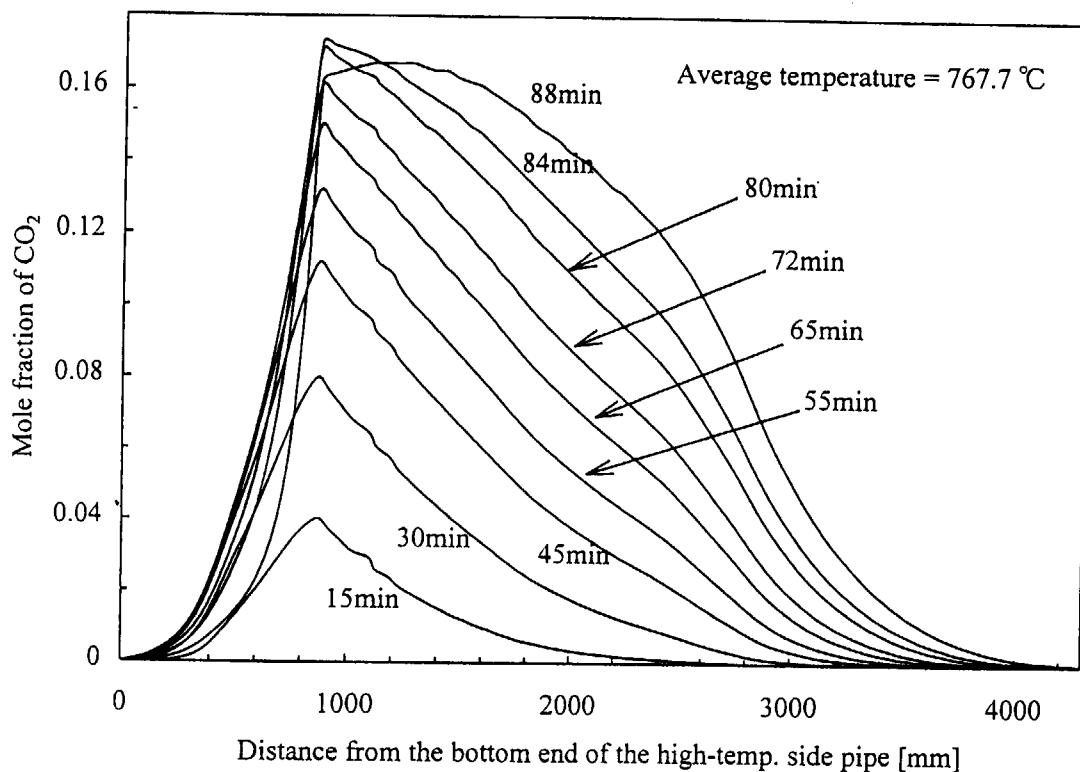


Figure 3.2.9 Mole fraction distribution of carbon dioxide (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

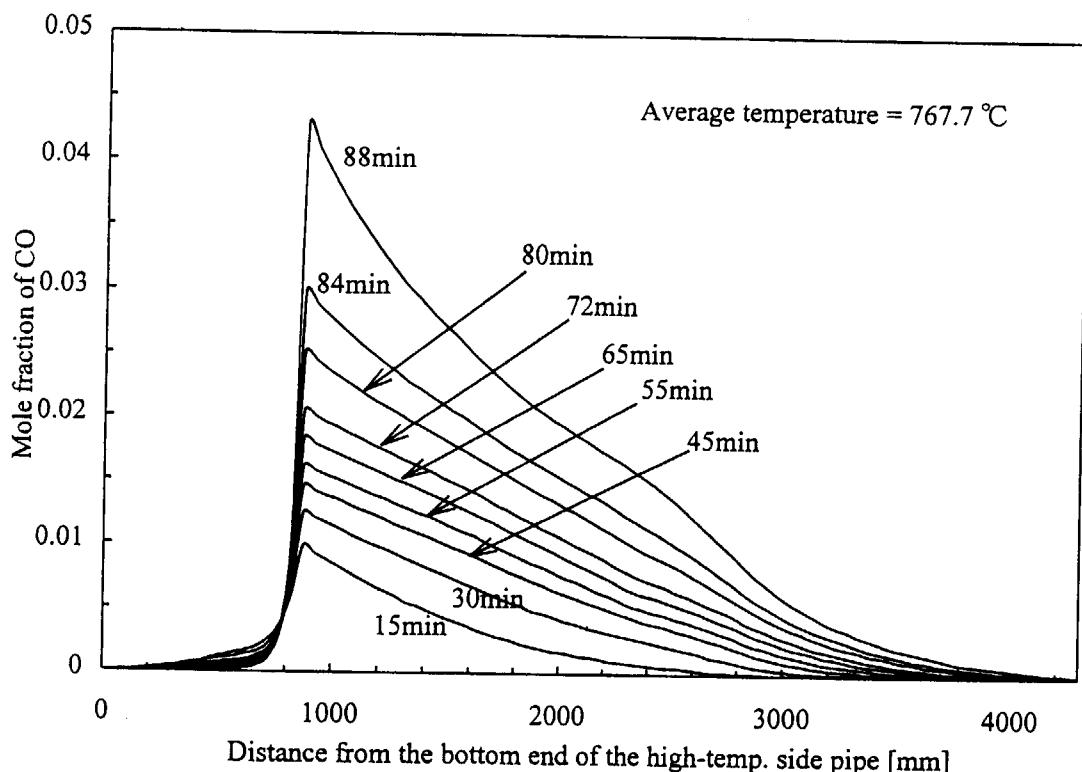


Figure 3.2.10 Mole fraction distribution of carbon monoxide (average temperature of the heated pipe : 767.7°C)

3.3 逆U字型流路の一方が並列流路の場合の空気浸入過程^[62, 63]

本節では逆U字型流路の高温側が並列流路の場合について、模擬炉心部を7本の黒鉛流路と黒鉛材を内張りした高温プレナムで構成した実験装置を用いて行った空気浸入挙動の実験結果を述べる。実験装置内に浸入する気体が空気の場合（黒鉛と酸素との反応有り）と窒素の場合（黒鉛との酸化反応なし）について実験を行い、浸入した空気中の酸素と黒鉛との反応が空気浸入挙動に及ぼす影響及び発生するCO, CO₂の挙動を調べた。

3.3.1 実験装置および実験方法

実験装置

図3.3.1に実験装置の概略図を示す。模擬炉心部は中心に1本、周辺に6本の合計7本の黒鉛製円管（IG-110、内径16mm、外径25.5mm、長さ870mm）で構成した。黒鉛管はインコネル製の円管内に挿入し、外側に巻き付けたシースヒータによって加熱する。下部プレナムは内径240mm、高さ124mmのインコネル製の円筒型容器内に内径220mm、外径240mm、高さ70mm、下蓋厚さ10mm、上蓋厚さ30mmの黒鉛材を内張りし、容器の外側に巻き付けたシースヒータによって加熱する。熱損失を抑えるために、模擬炉心部と下部プレナムを内径350mm、外径360mm、高さ1255mmのステンレス製円筒内に納め、補償ヒータとして円筒外側に巻き付けたシースヒータにより加熱した。上部プレナムは内径240mm、高さ145mmのインコネル製の円筒型容器で黒鉛材は内張りしなかった。容器の底には模擬炉心部からの熱損失を抑えるための厚さ30mmの断熱板を設けた。模擬炉心部と上下プレナム全体を内径610mm、外径620mm、高さ1380mmの水冷容器内に納め、隙間には断熱材を充填した。下部プレナムには内径40.5mm、高さ300mmの入口加熱管を接続し、プレナム側から150mmだけシースヒータを巻き付けて、熱損失を防いだ。さらに、この入口加熱管に長さ178mmの入口冷却管を取り付け、遮断弁を介して気体充填容器と接続した。出口冷却管は内径41.2mm、高さ1600mmのステンレス製円管で、下端は遮断弁を介して充填容器と接続した。出口冷却管の上部と上部プレナムを水平管と曲管で接続した。気体充填容器は内径1000mm、高さ400mmの円筒容器で、容器内の気体温度を一定に保持するため、内部には銅管をコイル状にした冷却器を挿入した。充填容器の内容積は約0.28m³で、試験部の容積（0.0035m³）の約80倍となっている。

温度及び濃度の測定方法

図3.3.2に温度及び濃度測定点を示す。図に示すように中心加熱管と3本の周辺加熱管には鉛直方向に8点、残り3本の周辺加熱管には4点の合計44点の温度測定点を設けた。下部プレナムは、黒鉛の下壁に4点、側壁に2点、インコネル容器の外壁に3点、プレナム内の気体温度に2点、上部プレナムの外壁に5点、プレナム内気体温度に2点の測定点を設けた。模擬炉心部外側の補償ヒータ支持円筒には、鉛直方向4点のそれぞれの位置で円周方向に3点の合計12点の温度測定点を設けた。また、入口加熱管の気体温度1点、壁温度3点、水平管と冷却管内の気体温度を3点ずつ測定し、気体貯留容器内の気体温度を4点測定した。

混合気体密度及び各成分気体モル分率の測定点を図3.3.2のC1～C4に示す。これらの検出孔から混合気体を吸引ポンプで連続的にサンプリングし、O₂計、CO₂計、CO計、振動式密度計で気体分析を行った。分析方法は3.1節と同じである。試験装置内の流れを乱さないようにするために、サンプリング流量を少なくするとともに（50ml/min）、気体分析後は吸引孔近辺に戻した。

実験方法と実験条件

実験は、3.1節と同じ手順で行った。試験部と気体充填容器との間に設けた2個の遮断弁を閉じ、試験部内にHeを、充填容器内に空気（または窒素）を充填した。試験体各部の温度が所定の値に達するまで加熱し、加熱中は入口冷却管に設けた均圧弁を開放して試験部内圧力を大気圧に保った。試験装置各部の温度が定常状態に達

した後、2個の遮断弁を同時に開くことによって配管破断を模擬して実験を開始した。実験中は炉心部の壁温を一定に保持するとともに、充填容器の下部に設けた均圧弁を開放して、試験装置内圧力を大気圧に保持した。また、酸化による黒鉛の損耗量を少なくするため、第1段階の終了後、空気の自然循環流が発生した時点で遮断弁を閉じて実験を終了した。

実験条件は、充填容器内に空気を充填した場合（試験部内で空気と黒鉛との酸化反応有）と、窒素を充填した場合（黒鉛との酸化反応無）を考えた。模擬炉心流路及び下部プレナムの壁温度を、400°Cから800°Cまでの範囲について50°C間隔に設定して実験を行った。また、本実験では、高温プレナム部の酸化に対する空気浸入過程の影響を調べるために、模擬炉心流路間に温度差が生じないように中心と周辺加熱管の温度を等しく設定した。図3.3.3に中心加熱管と周辺加熱管の軸方向壁温分布を示すが、中心と周辺加熱管の壁温分布はほぼ等しく、いずれの加熱管も上部プレナム方向への熱損失が大きく、鉛直方向には平坦な温度分布を達成することができなかった。

3.3.2 実験結果とその考察

図3.3.4に下部プレナムの平均温度(T_{LP})を803°C、模擬炉心部の平均温度(T_{SC})を696°C、上部プレナム(T_{UP})を303°C、冷却管部(T_{CP})を24°Cに保持した場合の各成分気体(CO, O₂, CO₂)モル分率の時間変化を示す。横軸は模擬配管破断後の経過時間である。この場合は、下部プレナム(測定点C1)に到達した空気中のO₂は、ほとんど全量が黒鉛と反応しCOとCO₂が発生するため、O₂モル分率は空気の自然循環流が発生する直前まで0を示した。上部プレナム(測定点C2)においても、O₂は下部プレナムと模擬炉心部で全部消費されたため検出されなかった。下部プレナムのCO₂モル分率は時間の経過とともに増加し続けた。上部プレナムには黒鉛材がなく、下部プレナムと模擬炉心部から分子拡散と非常に流速の遅い自然循環流によって移動したCO₂が検出された。下部プレナムのCOモル分率は、3時間付近をピークとして、それ以降は減少した。上部プレナムでは下部プレナムから移動したCOが検出され、3時間以降は徐々に減少した。

低温側流路の冷却管部(測定点C4)のO₂モル分率は、模擬配管破断後2~3時間までの間は徐々に増加したが、その後は減少し、5時間以降は検出されなかった。これは、逆U字管の場合と同様に、模擬配管破断直後は分子拡散によって低温側流路から空気が流入するが、時間の経過とともに拡散とは逆向きの混合気体の自然循環流により、出口管から流入した空気は逆に押し戻され、高温側流路から移動する混合気体に酸素が含まれていないことからO₂モル分率が減少した。

この実験では、模擬配管破断後約7時間経過した時点での空気の自然循環流(充填容器-試験体の高温側流路-低温側流路-充填容器に戻る一巡の自然循環流)が発生した。下部プレナムの温度を600°C、模擬炉心部を547°C、上部プレナムを231°C、冷却管部を21°Cに保持した場合の各成分気体のモル分率の時間変化を図3.3.5に示す。この場合も下部プレナム、模擬炉心部に到達した酸素のほとんどが黒鉛と反応した。図3.3.4の場合と比べて、COの発生量が少くなり、CO₂の発生量も少なくなった。この場合は10時間40分後に空気の自然循環流が発生した。

装置各部の平均温度をさらに下げた場合の実験結果を図3.3.6に示す。この場合の各部平均温度は、下部プレナムが505°C、模擬炉心部が456°C、上部プレナムが193°C、冷却管部の温度が22°Cである。下部プレナムに到達したO₂は黒鉛と反応しCO₂が発生するが、O₂の全量が反応することではなく、一部は残存している。しかしながら、上部プレナムに到達するまでの間の黒鉛管で消費されるため、上部プレナムでO₂は検出されなかった。この場合は約18時間後に空気の自然循環流が発生した。

図3.3.7に下部プレナム(測定点C1)におけるO₂のモル分率の時間変化を下部プレナムと模擬炉心部の平均温度をパラメータとして示す。下部プレナム温度が700°C以上(○△)の場合、O₂の全量が黒鉛と反応するた

め検出されなかった。逆に450°C以下(▲■)の場合は、反応速度が遅いため、O₂は消費されなかった。

図3.3.8に下部プレナムにおけるCO₂モル分率の時間変化を示す。下部プレナムと模擬炉心部の平均温度が高い程、CO₂の発生量が増加し、増加速度も速くなつた。平均温度が450°C以下の場合はほとんどCO₂は発生しなかつた。

図3.3.9に下部プレナムにおけるCOモル分率の時間変化を示す。450°C以下では、検出されたCOは微量であり、0.5%以下であった。500°C～600°Cでは、1%前後であった。下部プレナムの温度が800°Cのときは、配管破断後2時間30分後に極大となり、発生量は4%程度まで上昇したが、それ以降は徐々に減少した。

図3.3.10に低温側流路の冷却管部(測定点C4)におけるO₂モル分率の時間変化を示す。いずれの場合も模擬配管破断後2～3時間はO₂モル分率が急激に増加するが、その後は値を維持するか、あるいは逆に減少した。下部プレナムの気体温度が550°C以上の場合には、2～3時間以降O₂モル分率が急激に減少し、803°Cの場合には5時間、600°Cの場合でも7時間以降はほとんどO₂は検出されなかつた。

図3.3.11に模擬配管破断から空気の自然循環流発生までの第1段階の持続時間と、高温側流路(下部プレナムと模擬炉心部)の平均温度との関係を示す。図中△は黒鉛の酸化反応が起こらないよう、充填容器内に窒素(空気と密度、拡散係数が近い)を充填した場合の結果で、○は空気を充填した結果である。平均温度が400°C以下の場合は、酸素と黒鉛との反応速度が非常に遅く、CO及びCO₂がほとんど発生しないため、第1段階の持続時間は空気を用いた実験と窒素を用いた実験とでほぼ等しい値を示した。平均温度が400°C以上になると、第1段階の持続時間は空気を用いた実験の方が小さくなり、早い段階で空気の自然循環流が発生した。これは空気を用いた実験の場合、黒鉛温度が700°C以下の時は酸化反応によりN₂より重い気体であるCO₂が主に発生するため、窒素を用いた場合に比べて装置内の混合気体密度が速く増加する効果があり、これに伴い浮力も大きくなつて、空気の自然循環流が早い段階で発生するものと考えられる。図3.3.12、3.3.13に各測定点における混合気体密度の時間変化を、空気を用いた場合と窒素の場合の実験とで比較して示した。下部プレナムと模擬炉心部の平均温度は図3.3.12が605°Cと540°C、図3.3.13が755°Cと680°Cである。この条件では、主にCO₂が発生するため高温側流路の混合気体密度は窒素を用いた場合よりも大きくなり、低温側流路においても空気が早く浸入することになる。このように混合気体密度は空気による実験の方が早い段階で大きくなり、第1段階の持続時間が短くなつた。

模擬炉心部の平均温度が700°C以上(下部プレナムは約800°C以上)になると空気の場合も窒素の場合も持続時間には、大きな差が見られなかつた。これは模擬炉心部が高温になるにつれてCOの発生量が増加するが、COはCO₂に比べて密度が小さく、また、窒素や酸素と密度があまり違わないとみられ、密度差としては窒素の場合と大きな違いが現れないからであると考えられる。

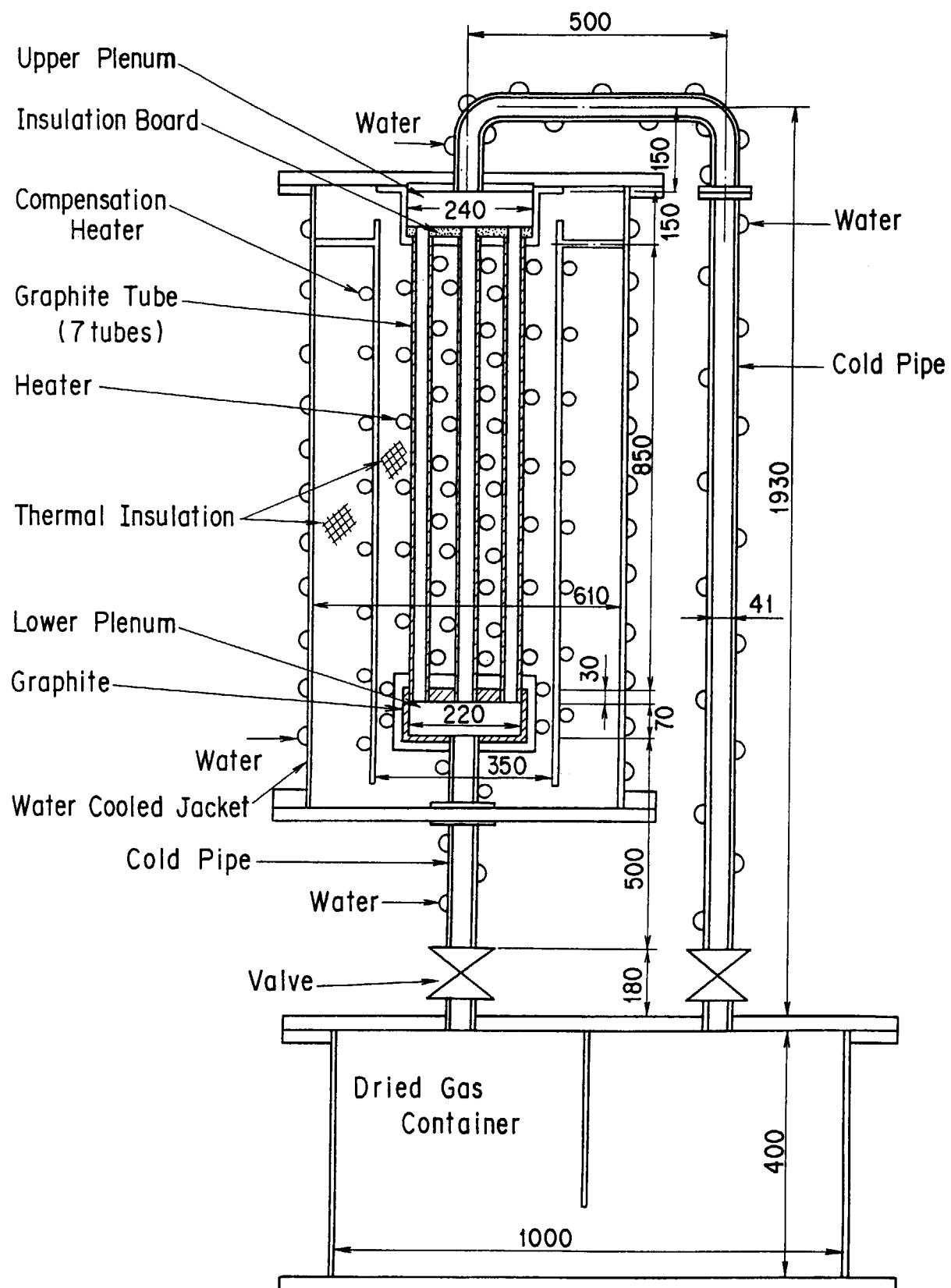


Figure 3.3.1 Experimental apparatus of a reverse U-shaped tube having parallel channels in a multi-component gas system

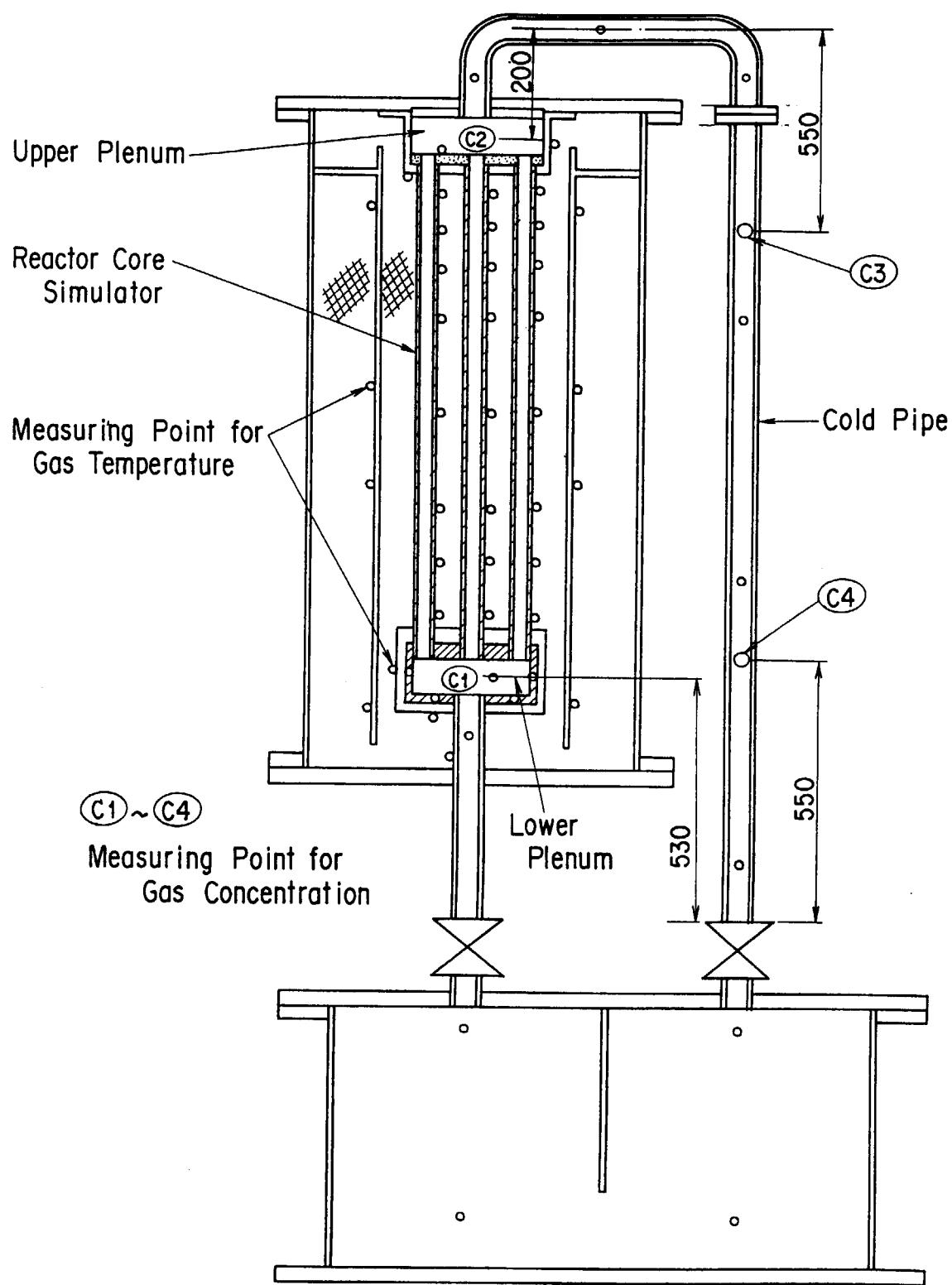


Figure 3.3.2 Measuring points of the temperature and concentration in the apparatus

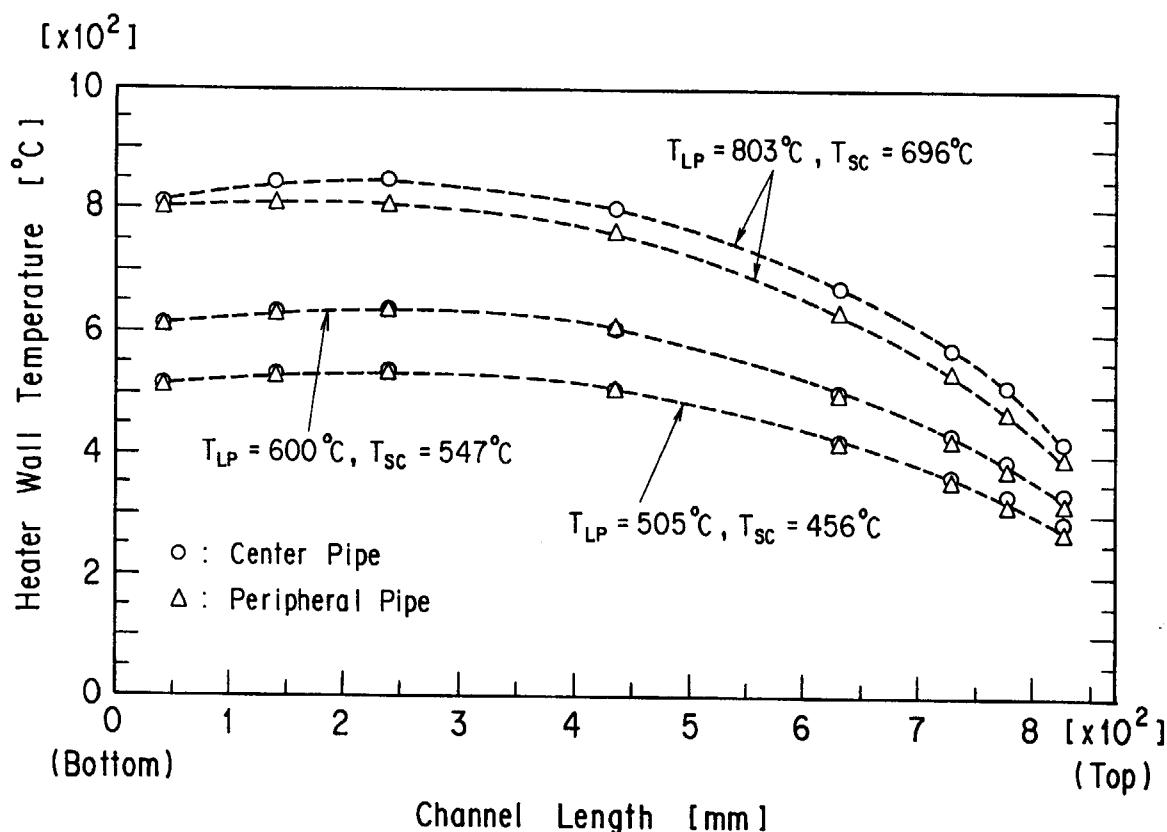


Figure 3.3.3 Temperature distribution along the tube axis in the central and peripheral heated pipes

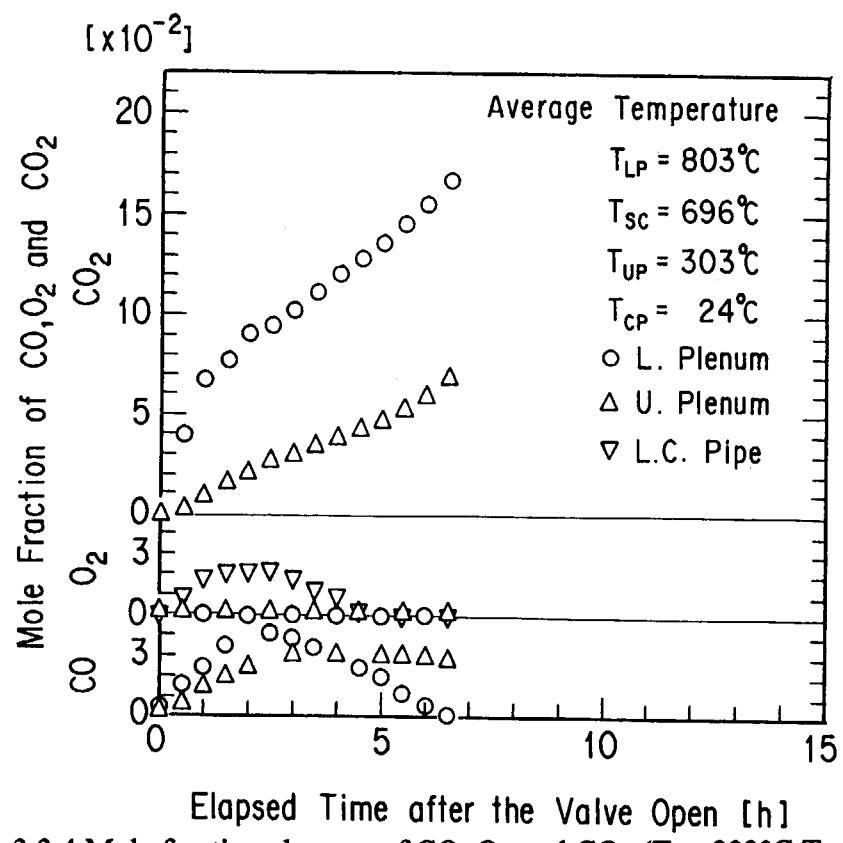
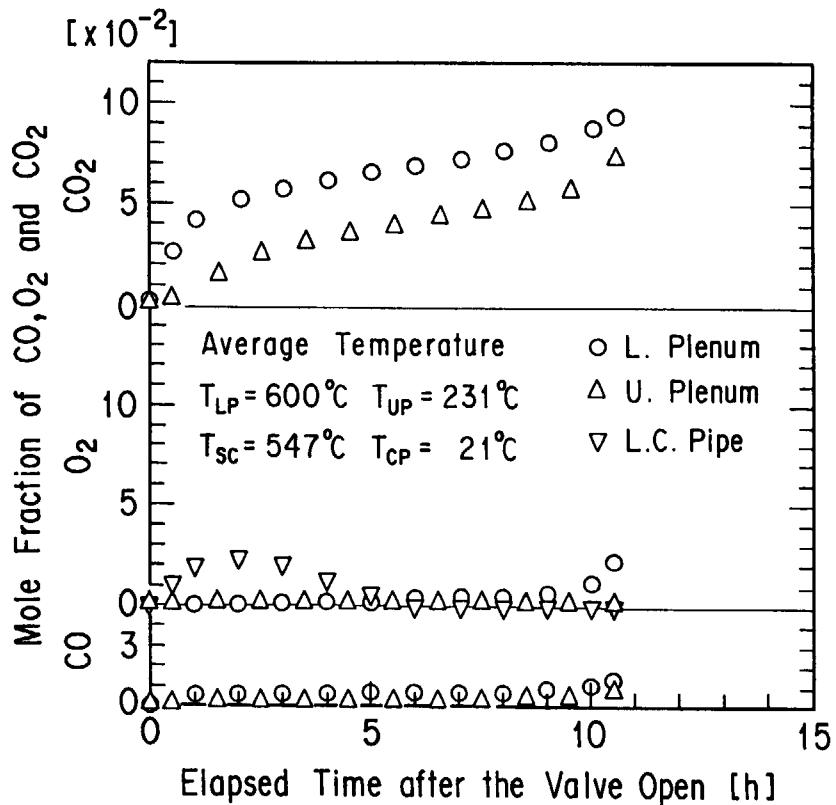
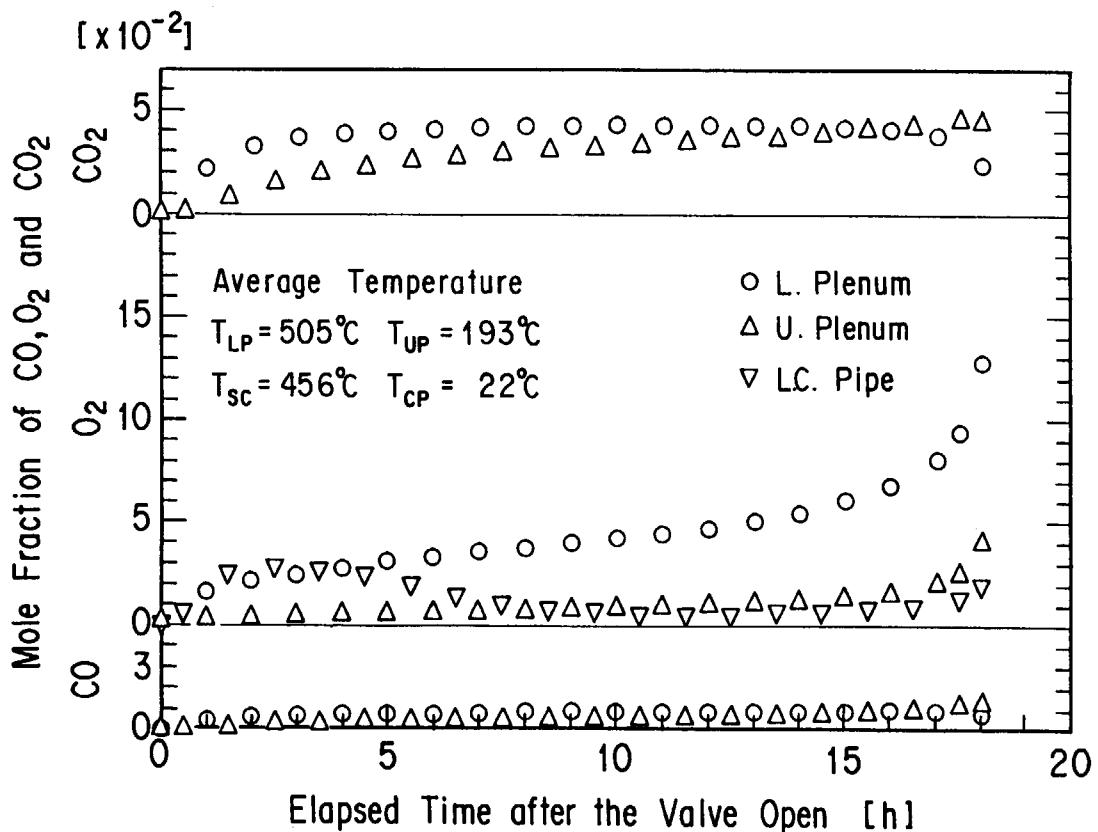


Figure 3.3.4 Mole fraction changes of CO , O_2 and CO_2 ($T_{LP}=803^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=696^{\circ}\text{C}$)

Figure 3.3.5 Mole fraction changes of CO, O₂ and CO₂ ($T_{LP}=600^{\circ}\text{C}$, $T_{sc}=547^{\circ}\text{C}$)Figure 3.3.6 Mole fraction changes of CO, O₂ and CO₂ ($T_{LP}=505^{\circ}\text{C}$, $T_{sc}=456^{\circ}\text{C}$)

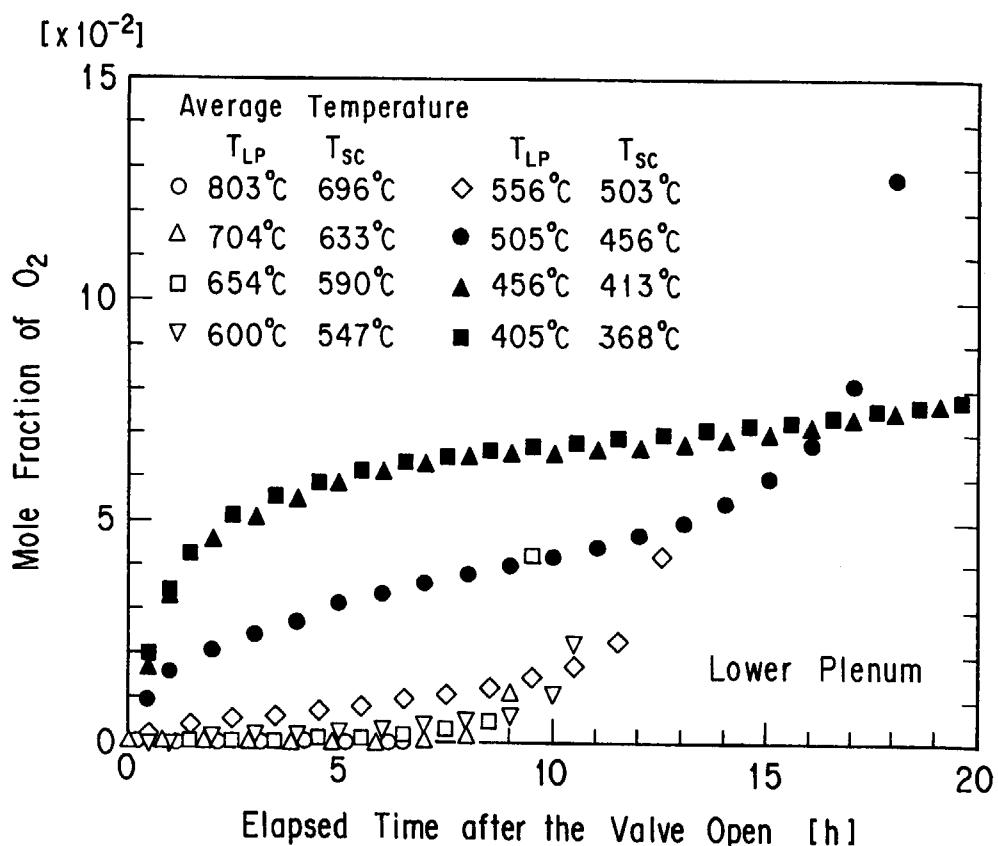


Figure 3.3.7 Mole fraction changes of oxygen in the lower plenum (C1)

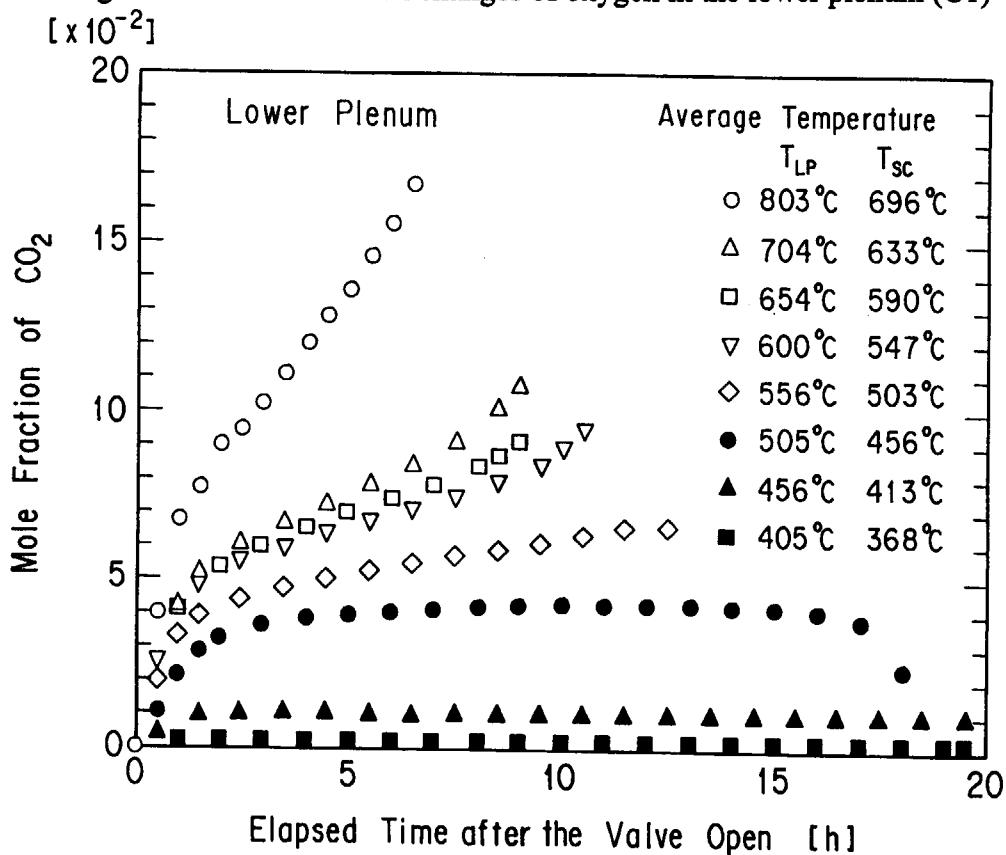


Figure 3.3.8 Mole fraction changes of carbon dioxide in the lower plenum (C1)

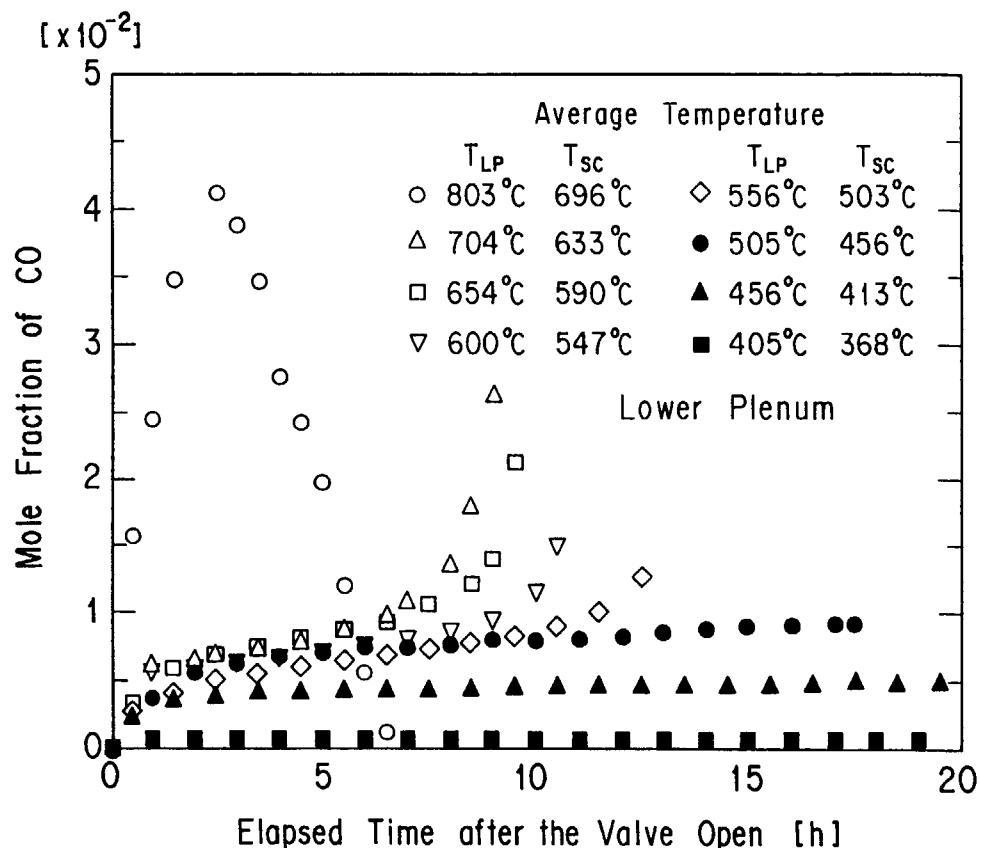


Figure 3.3.9 Mole fraction changes of carbon monoxide in the lower plenum (C1)

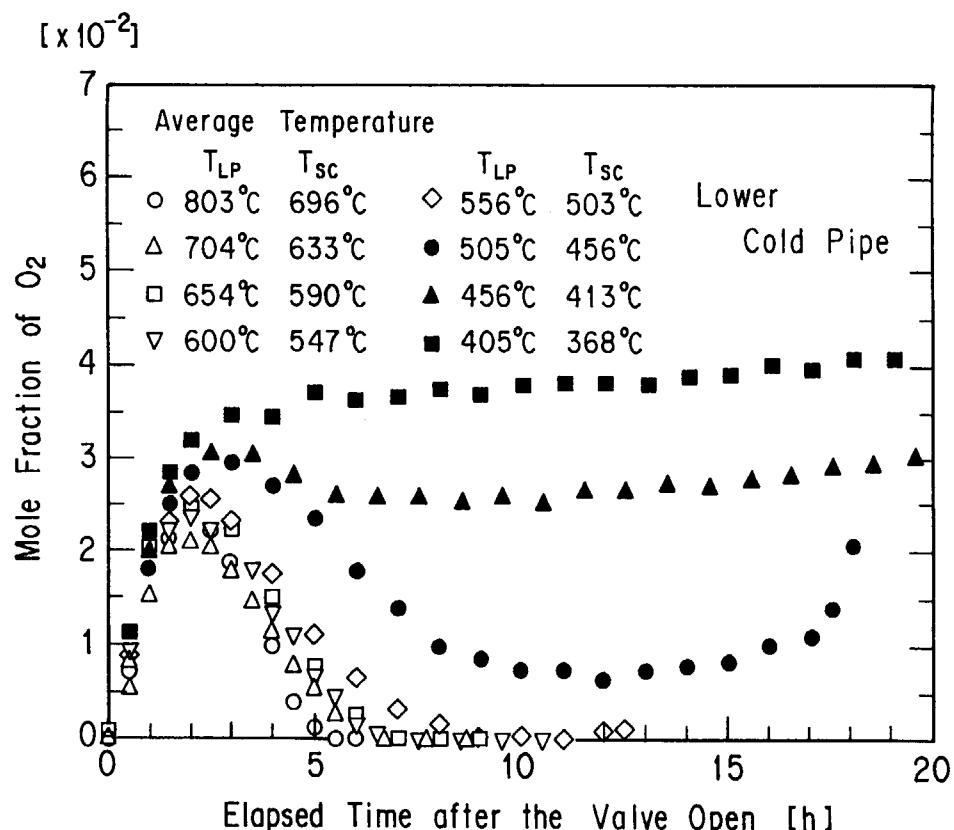


Figure 3.3.10 Mole fraction changes of oxygen in the cooled pipe (C4)

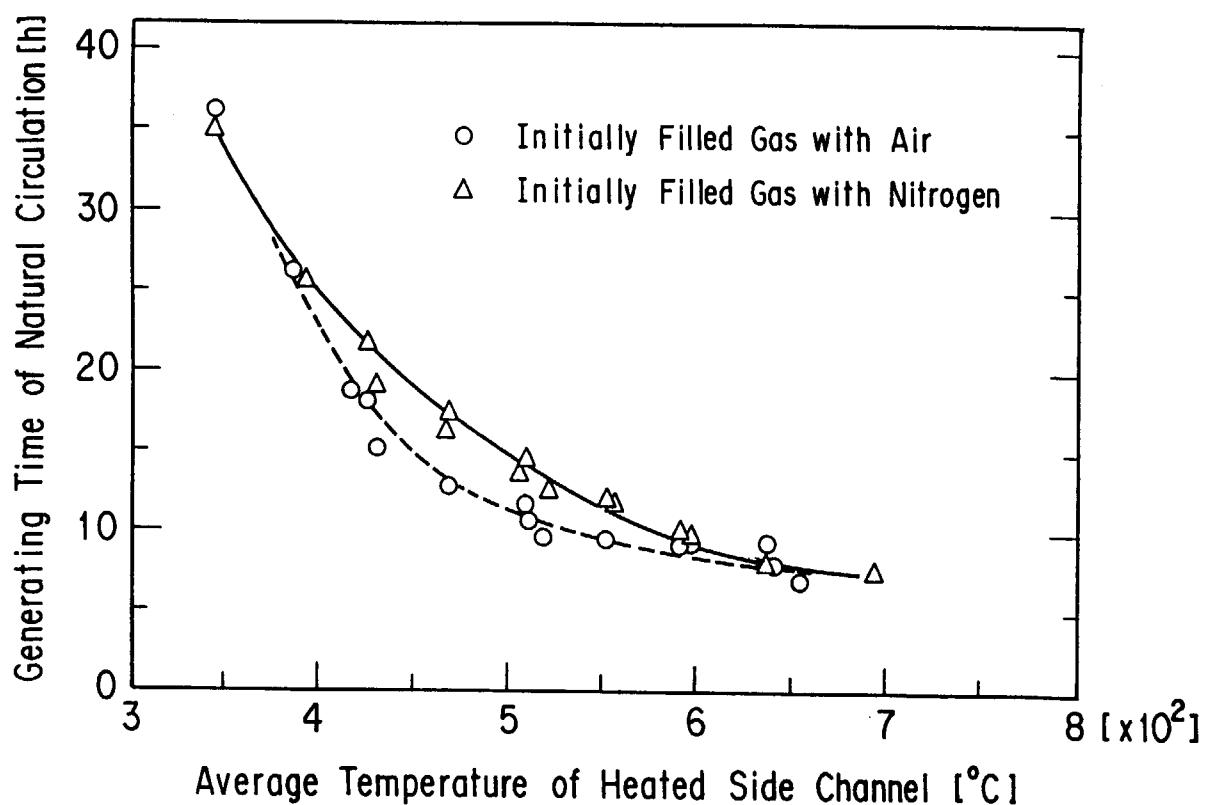


Figure 3.3.11 Relationship between the average temperature of the simulated core and the duration of the first stage of the accident

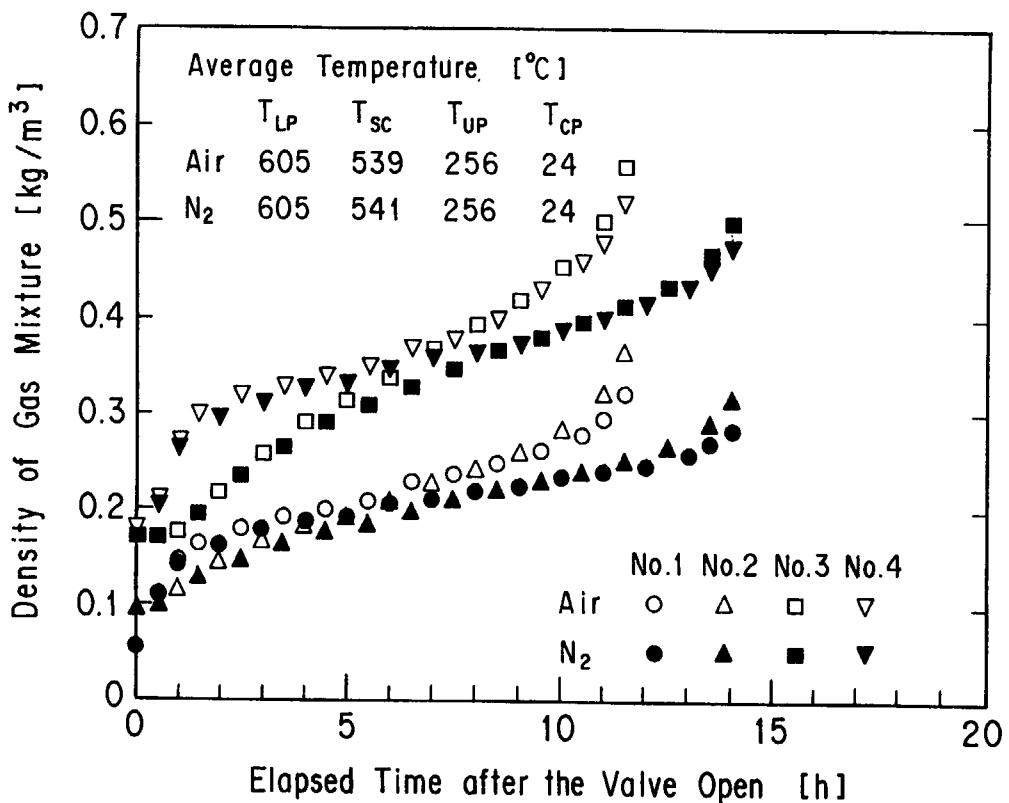


Figure 3.3.12 Density changes of the gas mixture ($T_{LP}=605^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=540^{\circ}\text{C}$)

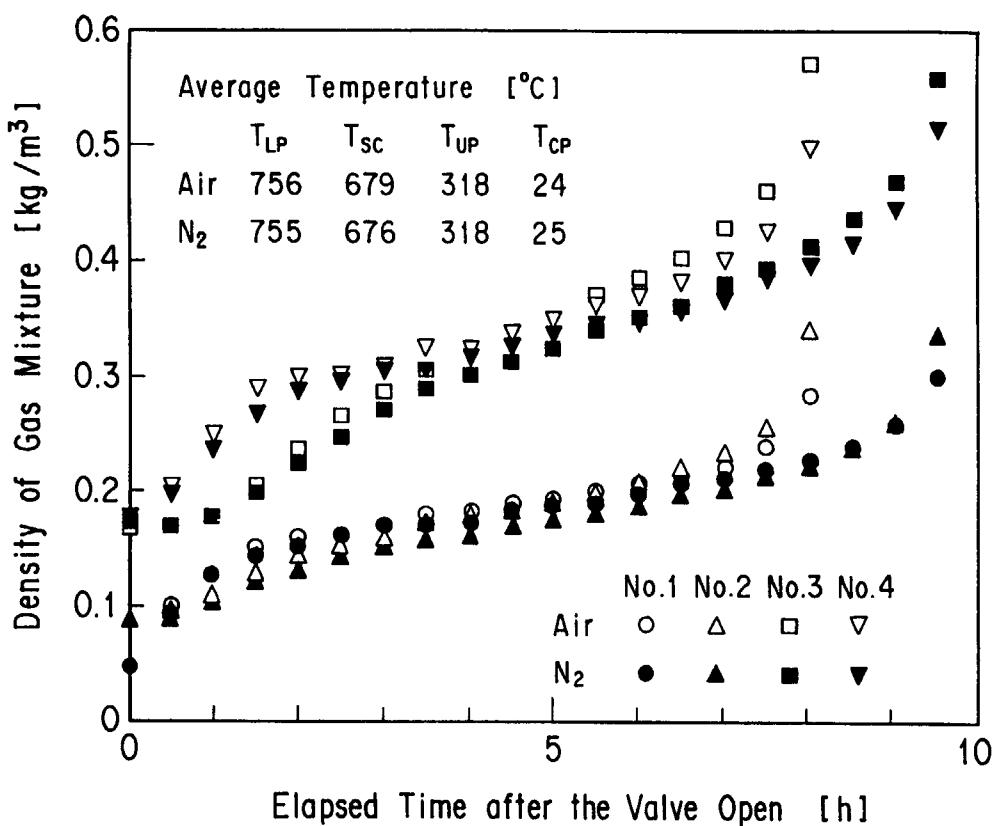


Figure 3.3.13 Density changes of the gas mixture ($T_{LP}=755^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=680^{\circ}\text{C}$)

3.4 本章のまとめ

本章では、黒鉛を内蔵した逆U字型流路の一方を加熱、もう一方を冷却した流路内にヘリウムを充填した場合の窒素または空気の浸入過程や化学反応を伴う多成分気体の挙動を実験および数値解析により調べた。

まず、黒鉛管を挿入した高温流路と低温流路で構成される逆U字管流路内への空気浸入実験と数値解析から以下の知見を得た。

- (1) He を充填した黒鉛逆U字管内への空気浸入過程は、第2章で述べた化学反応を伴わない2成分気体の場合 (He-窒素または空気) における窒素 (または空気) の浸入過程と同様に、分子拡散と極めて流速の遅い自然循環流がその律速過程となる。
- (2) 黒鉛管壁温度が 400°C 以下の場合には、ほとんど黒鉛は酸化せず、400°C~800°C の範囲では、主に CO₂ が発生し、CO の発生量は少なかった。
- (3) 数値解析においては、混合気体密度の時間変化および第1段階の持続時間を定量的に求めることができた。また、化学反応に伴い発生消滅する気体濃度についても実験値を定量的に再現することができた。さらなる解析精度の向上のためには、用いる黒鉛材に対する黒鉛酸化反応および CO の燃焼反応における活性化エネルギーや反応定数に関する実験値の蓄積が必要である。

次に高温ガス炉の炉心部を7本の黒鉛流路で、高温プレナムと黒鉛製の円筒容器で模擬した実験装置を用いて、空気浸入実験を行い、特に高温プレナム内の各成分気体のモル分率や混合気体の密度の時間変化、第1段階の持続時間等を調べた。その結果、

- (1) 空気と窒素の浸入実験を比較した結果、高温プレナムや模擬炉心部の温度が 500°C 以上になり CO₂ の発生量が増加すると、酸化反応がない窒素浸入の場合に比べて、第1段階の持続時間 (自然循環流発生までの時間) が短くなり、特に CO と CO₂ の発生比が 1 より小さい 700°C までの間でその差が顕著であった。
- (2) 高温プレナムや模擬炉心部が 600°C 以上の場合、浸入する空気中の O₂ はほとんど全量が消費された。黒鉛温度が 800°C を越えると、CO の発生量が増加し、さらに CO と O₂ が反応して CO₂ が発生した。

実機においては、2.4 節で述べたように圧力容器内の上鏡部や圧力容器と固定反射体との間の環状流路などのような箇所で局所的に3次元的な自然対流が発生し、また炉心の多数の並列流路間に自然循環流が発生すると考えられる。したがって、実機の事故時における空気浸入挙動の解析のためには、本章で述べた1次元解析を流路網モデルに改良し、さらに3次元的な自然対流は2.4章に記述した実効拡散係数等を導入することによって達成できよう。

4. 高温ガス冷却炉への適用

第2章では、実機を逆U字型流路でモデル化した実験装置による2成分気体系の実験と数値解析を行い、配管破断事故時の基本的な空気浸入挙動を調べ、第3章では黒鉛管を内蔵した逆U字型流路における化学反応を伴う多成分気体系の実験と数値解析を行い、各成分気体の挙動と空気浸入挙動について検討した。これらの結果からHTTRのような体系の原子炉で1次冷却系主配管破断事故を想定した場合には、事故は次のような過程を経ると予想できる。図4.1.1に1次冷却系主配管破断事故時の空気浸入過程の概略を示すが、まず、炉内の約4MPaのHeガス冷却材が破断口から格納容器内に噴出するが、この減圧段階は僅か数十秒程度で終了し炉内外は均圧する。1次冷却系主配管は炉心下部に位置するため、減圧段階が終了した時点では、破断面より上方の炉内には比較的密度の小さなHe(950°C, 0.25MPaで約0.098kg/m³)が充満しており、破断面より下方の格納容器内にはHeに比べて密度の大きな空気とHeの混合気体(Heのモル分率を0.5として、27°C, 0.25MPaで約1.654kg/m³)が充満しているため、全体の系は安定である。減圧段階終了後も圧力容器が除熱されることを考えると、炉内の内側流路が外側流路に比べて高温となるため、内外流路の温度差によって浮力が発生する。しかしながら、炉内にはHeが充満しているため、内側と外側流路との気体密度差により発生する浮力は、格納容器内の空気とHeの混合気体を吸い込んで、炉内を循環させるだけの力にはならないと考えられる。したがって、減圧段階が終了しても直ちに多量の空気が自然循環流によって炉内に浸入することではなく、空気は分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流により浸入すると考えられる。時間の経過に伴い、炉内の混合気体密度が大きくなり、内外流路間に生じる浮力が大きくなつて、やがては短時間内に炉内を一巡する空気の自然循環流が発生すると考えられる。

HTTRでは、1次冷却系主配管破断事故を設計基準事故として取り上げ、本報告の第2章の結果から保守的な仮定の下に解析を行い、安全であることが確かめられた。しかしながら、これまでの実験は基本的な現象の把握に着目したものであり、将来の実用炉の設計、開発、安全解析等に備えて、事故時の空気浸入に対する安全裕度の定量評価と開発した解析コードの検証のためには、実機の流路構成を模擬した試験が必要である。そこで、本研究の最終段階として黒鉛製構造物を内蔵した実機により近い流路構成を持ち、黒鉛温度を1100°Cまで昇温することができる試験装置(配管破断模擬試験装置)により、1次冷却系主配管破断事故時の第1段階における空気浸入特性を調べた。本章では、試験装置の概要を述べ、1次冷却系主配管破断事故を模擬した場合の第1段階における空気浸入特性及び開発した数値解析コードによる解析結果と将来の高温ガス炉の固有安全特性について検討した。

4.1節では、実機の流路構成を模擬した配管破断模擬試験装置を用いて行った模擬炉心部の黒鉛流路管温度が全て等しく、模擬配管破断後もこれらの温度を時間的に一定値に保持した場合^[64]と中心と周辺領域の炉心流路管の温度が異なる場合^[65]の第1段階における空気浸入挙動の実験結果について検討した。4.2節では、前章までに述べた数値解析のまとめとして開発した主配管破断事故時の第1段階における空気浸入挙動を解析する数値解析コード^[70, 71]による解析結果について述べる。4.3節では、将来の固有安全炉に関する実験として配管破断後の炉心温度が時間とともに低下する場合の第1段階における空気浸入挙動^[66]および空気浸入防止技術に関する実験結果^[66]について検討した。

4.1 配管破断模擬実験

4.1.1 実験装置および実験方法

実験装置の主要仕様を表 4.1.1、概略図を図 4.1.2 に示す。模擬炉心部は HTTR の炉心部を直接模擬した構造ではないが、1 次冷却系主配管破断事故時の HTTR のように逆 U 字型の流路構成を持つ場合、第 1 段階の現象はゆっくりしているため、炉心部の流路形状が直接空気浸入挙動には影響しないと考えている。また、第 2 章の実験と数値解析の結果から、流路高さ、容積が大きくなると第 1 段階の持続時間は長くなることがわかっていることから、実験装置の寸法を実機に合わせる必要はなく、解析コードの検証という観点からも実機の流路構成を模擬することで将来の高温ガス炉の設計や安全解析に反映できると考えている。

試験体は図 4.1.2 に示すように、炉心試験体、出口管、入口管、スタンドパイプ及び圧力容器等で構成する。炉心試験体は、炉心容器に収納された炉心部、高温プレナム、補償ヒータ及びセラミック断熱材で構成する。炉心部は中心領域に 1 本、周辺領域に 3 本の炉心流路管と炉心流路管の間に充填したセラミック断熱材で構成する。炉心流路管は黒鉛管、セラミック管、案内管及び加熱ヒータで構成し、黒鉛管の上部にセラミック管を接続して 1 本の流路管とし、この流路管を案内管に挿入した。案内管の外側には、カンタル線を巻きつけた加熱ヒータを取り付けた。この加熱ヒータは上下方向に 3 分割して、それぞれ独立に温度制御が可能である。炉心部の外側には補償ヒータを設け、炉心部全体を加熱することができる。高温プレナムの上蓋には炉心流路管、下蓋には出口管を接続した。高温プレナムは補償ヒータと高温プレナムヒータによって加熱した。

出口管は 1 次冷却系の二重管式高温配管の内管を模擬したもので、高温プレナムと接続しているアルミナ製管の部分（長さ 0.315m）を除き、ステンレス製管の外側に銅管を巻き付けて水冷した。下端には配管破断を模擬するための模擬配管破断弁（ボール弁）を設けた。また、空気浸入流速を測定するために超音波流速計を取り付けた。入口管は 1 次冷却系の二重管式高温配管の外管を模擬したもので、圧力容器の下鏡部ノズルに接続し、外側は水冷用銅管を巻き付けて水冷した。入口管の下端には模擬配管破断弁を取り付けた。圧力容器は原子炉圧力容器を模擬したもので、圧力容器の外側にも銅管を巻き付けて水冷した。上鏡部の容積を少なくし、実験時間を短縮するために、上鏡部内に仕切板を設けた。圧力容器と炉心容器との間の環状流路（以下胴部環状流路と呼ぶ）の流路幅は 0.06m、高さは 1.519m である。

出口管、高温プレナム、上鏡部、胴部環状流路下部及び入口管の 5ヶ所に設けた測定点から混合気体をサンプリングし、密度、O₂、CO₂ 及び CO の濃度を、それぞれ振動式密度計、電気化学式 O₂ 計、赤外線吸収式 CO₂ 計及び赤外線吸収式 CO 計により測定した。分析計の出力は、サンプリング気体の温度によっても変化するため、室温まで冷却してから分析計に導いた。また、実験装置内の流れを乱さないようにするため、サンプリング流量を 50ml/min（吸引・吐出孔の流速にして約 0.029m/s 以下）に設定するとともに、気体分析終了後、サンプリングした気体を吸引孔付近に戻した。O₂ 計、CO₂ 計及び CO 計は、実験開始前に毎回校正を行った。CO₂ 及び CO モル分率は 3.1 節と同じ方法により求めた。

実験装置各部の温度（合計 160 点）は、R-, N-, K-型熱電対を用いて測定した。図 4.1.2 に代表的な温度測定点を示す。温度の測定誤差は最大で ±3 °C、密度は ±1 %、各成分気体のモル分率は補正後の値について ±5 % 以内であった。

実験は以下の手順で行った。まず、試験体内に He を充填した後、試験体各部の温度が所定の値になるようにヒータを自動制御した。各部の温度が定常値に達した後、試験体内の気体を分析し He 純度を調べた。不純物が混入している場合は、試験体内に清浄な He を供給して除去した。不純物が検出されなくなるまでこの操作を繰り返し、胴部環状流路に設けた大気開放弁を開閉して試験体内の圧力を大気圧まで減圧した。この状態を実験の

初期条件とし、出口管と入口管の模擬配管破断弁を同時に開けることによって配管破断事故を模擬して実験を開始した。

4.1.2 炉心の黒鉛流路管温度が均一の場合の実験結果^[64]

実験条件

炉心の黒鉛流路管温度が均一の場合の実験条件を表 4.1.2 に示す。4 本の黒鉛管の軸方向平均温度が 405°C から最高 1046°Cまでの範囲について試験体各部の壁温度を一定値に保持した場合の実験を行った。図 4.1.3 に黒鉛管軸方向平均温度が 1046°C の場合の中心領域と周辺領域流路管の温度分布を示す。4 本の炉心流路管の軸方向平均温度の差は最大で 8.4°C であった。また、黒鉛管の軸方向の最高、最低温度は平均値の ±4.2°C 以内であった。ただし、黒鉛管の上部に接続したセラミック管の温度は上鏡部に向かって低下した。その他の箇所における壁温度も実験中ほぼ一定値に制御できた。上鏡部と胴部環状流路の気体温度及び炉心容器外壁温度が時間の経過とともに、それぞれ最大 9.4°C, 22.3°C, 51.3°C 低下したが、これは混合気体の成分が変化することにより、自然対流の熱伝達率が変化したことによるものと考えられる。

混合気体の密度変化

黒鉛管平均温度が 1046°C の場合の各測定点における気体密度と出口管部の空気浸入流速の時間変化を図 4.1.4 に示す。各測定点における気体密度は、模擬配管破断後ゆっくり増加し、第 1 段階の終了直前で急激に増加した。空気浸入流速の変化からもわかるように、第 1 段階における空気の浸入流速は非常に遅く、超音波流速計の測定限界 (0.01m/s) 以下であった。第 2 章の逆 U 字管流路を用いた 2 成分気体の実験と解析では、ペクレ数を $Pe = U \cdot De / D_{AB}$ (U : 流速, De : 等価直径, D_{AB} : 2 成分系拡散係数) と定義するとき, $Pe < 1$ となる流速を持つ自然循環流が発生した。例えば、20°C, 0.1MPa における空気の He に対する拡散係数は、約 $7.0 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ であるから、 $De=0.05\text{m}$ とすると、その流速は約 $1.4 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ となる。したがって、逆 U 字管流路の場合と同様に、第 1 段階においては高温である内側流路と低温である外側流路との気体密度差による浮力により、内側流路を上昇し、上鏡部で反転して外側流路を下降する流速の非常に遅い自然循環流が生じていると考えられる。以上のことから第 1 段階における試験体内への空気浸入過程は、極めて流速の遅い混合気体の自然循環流と分子拡散がその律則過程となることがわかる。試験体内では、上鏡部、胴部環状流路のように、その温度分布から判断すると局所的に 3 次元的な自然対流が発生している箇所が存在する。例えば、胴部環状流路中央の W-20, W-24 の温度はそれぞれ、270°C, 54°C であり、環状流路を鉛直平行平板と仮定して、流路幅を代表長としたレイリー数 (Ra) を He に対して求めると、 $Ra = 1.84 \times 10^4$ となる。これより局所的に発生している自然対流の流速は約 0.1m/s 以上 ($Pe > 100$)^[44] となり、前述の流速の遅い混合気体の自然循環流に比べても十分速い (2.4 節参照)。空気が浸入するとさらに Ra 数が大きくなるので、この対流も激しくなる^[45]。そのため、上鏡部 (□) と胴部環状流路下部 (▽) 測定点の距離が 1.3m 離れているにもかかわらず、両点における気体密度がほとんど同じ値を示している。また、炉心流路管内では、開放型サーモサイホン管内の流れに類似した、上鏡部の低温気体が流路管内を下降し流路管壁で加熱されて流路途中から反転して上昇流となる流れが生じている可能性がある。ただ、 Ra 数が小さいため ($Ra < 1 \times 10^3$) 下降流は流路管下部までは到達せずに、上部においてのみ上昇下降流が生じていると考えられる^[67]。これらの局所的な自然対流による気体の輸送速度は流速の遅い自然循環流及び分子拡散による輸送速度より十分速いけれども、破断口付近ではこのような局所的な自然対流が発生しないと考えれば、空気浸入流量を決定する律則過程とはならない。

時間の経過とともに、気体密度が増加し、空気を吸い込んで装置内を一巡させるだけの浮力が内外流路間に発生した時点で、微弱な自然循環流の流速が急激に速くなる。図 4.1.4 に示す実験では、流速が 0.05m/s から 0.71m/s に増加するまでの時間は約 5 分であり、第 1 段階の持続時間が 5 日間であることから、現象が急激であ

ることがわかる。

入口管（◇）と出口管（○）における気体の温度はほとんど同じであり、入口管測定点の方が出口管測定点より破断口に近いにもかかわらず出口管における気体密度の上昇勾配が大きい。これは、内側流路においては、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環による空気の浸入は同方向であるのに対し、外側流路ではこれらが逆方向になっており、出口管破断口から浸入する空気量が入口管破断口からの浸入量より多くなるからである。また、出口管の気体密度が破断直後、 0.17kg/m^3 から 0.5kg/m^3 まで急激に増加している。これは、以下のように説明できる。模擬配管破断直前においては、既に試験体内の内側流路と外側流路との間には浮力が生じていて、さらにお口管の下端は入口管より 0.3m 下方にある。この状態で実験を開始するため、瞬間に入口管の破断面と同じ高さまで空気を吸い込み、さらに内外流路間の浮力を相当する空気が出口管内を約 0.15m にわたって（出口管の測定点から約 0.7m 下方の所まで）浸入するためである。しかしながら、空気は He に比べて約 7 倍ほど密度が大きいため、瞬間に空気が出口管内に吸い込まれた後、その空気の重さと炉内に生じていた浮力とがバランスし、それ以上空気が急激に吸込まれることはなく、第 2 段階以降の空気の自然循環流の発生には致らない。

図 4.1.5, 4.1.6 に高温プレナム、出口管及び上鏡部、入口管測定点における混合気体密度の時間変化を黒鉛管平均温度をパラメータとして示す。出口管と入口管における気体温度は、黒鉛管平均温度が変化しても冷却水温に等しい（12~30°C）。したがって、出口管における気体密度が黒鉛管平均温度の上昇とともに増加しているのは、混合気体中に含まれる O₂, N₂, CO, CO₂ などの He より密度の大きな気体の濃度が速く上昇するためである。高温プレナムにおける気体密度が炉心部の平均温度を変えてほぼ同じ値となっているのは、温度上昇に伴う空気浸入量の増加と温度上昇に伴う気体密度の減少により相殺されるためと考えている。

図 4.1.7 に第 1 段階の持続時間と黒鉛管の平均温度との関係を示す。黒鉛管の平均温度が高くなるほど第 1 段階の持続時間は短くなっているが、956°C以上の場合はあまり変化しない。本実験における持続時間の範囲は約 5~11 日（120~254 時間）であった。もちろん、持続時間は、流路形状、温度分布など多くの要因によって異なるので、この結果から直ちに実機の場合においても第 1 段階が数日間持続するとは結論できないが、長時間にわたって持続する可能性は大きいと考えられる。したがって、たとえ事故が発生しても空気浸入量が多い第 2 段階に移行するまでには、なんらかの対策を施す時間的余裕があると予想できる。

各成分気体の濃度変化

黒鉛酸化反応には 3 種類の固気反応があり、約 400°C 以下では反応速度定数も小さく、CO と CO₂ はほとんど発生しない。黒鉛酸化時の CO と CO₂ の発生比については、これまで多くの報告があり、温度の上昇に伴い CO/CO₂ 発生比 (A) は大きくなるが、例えば

$$A = K \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad (4.1.3)$$

式 (4.1.3)において反応定数と活性化エネルギーを $K=7.943\times 10^3$, $E=7.83\times 10^4[\text{Jmol}^{-1}]^{[57]}$ とすれば、約 776°C 以上のとき $A>1$ となる。したがって、黒鉛温度の上昇とともに CO の生成量は増加するが、950°C以上の高温で O₂ が残存する場合は、CO の燃焼反応によって CO が消費され、CO₂ の生成量が増加する場合も考えられる^[55]。

各成分気体モル分率の時間変化の一例として、黒鉛管平均温度を 956°C に保持した場合の各測定点における O₂, CO, CO₂ モル分率を図 4.1.8(a), (b), (c) に示す。出口管で検出された O₂ のほとんどが酸化反応によって消費されたため、高温プレナムでは検出されなかった。また入口管の O₂ モル分率は、破断後の 1 日間は、わずかに増加傾向にあるがその後は減少した。これは、前節で述べたように、極めて遅い自然循環流速の増加によって分子拡散により浸入する空気量が抑制されるためである。上鏡部、胴部環状流路、入口管の CO モル分率は時間とともに増加した。高温プレナムでは黒鉛管部から拡散によって移動した CO が検出されたが、一部の CO は

O_2 と反応して CO_2 になり、また、第1段階の後半においては自然循環流速が速くなるため、 O_2 がさらに供給され、 CO モル分率は減少した。一方、外側流路における CO_2 モル分率は低く押さえられ、高温プレナムで発生した CO_2 が出口管まで拡散するため、第1段階の初期においては出口管部の CO_2 モル分率がもっとも大きな値を示した。

低温側流路における各成分気体の濃度変化

上鏡部における O_2 モル分率の時間変化を図 4.1.9(a)に、 CO モル分率を図 4.1.9(b)に、 CO_2 モル分率を図 4.1.9(c)に黒鉛管平均温度をパラメータとして示す。外側流路においては、分子拡散により空気が浸入する方向と流速の遅い自然循環流によって空気が輸送される方向とが逆であるため、外側流路から上鏡部を通って黒鉛管に供給される O_2 量は少ない。上鏡部の O_2 モル分率が第1段階の後半において減少するのは、前述のとおり、混合気体の自然循環流速が時間の経過とともに速くなるからである。外側流路の気体温度は黒鉛管平均温度を 1046°Cまで昇温した場合でも 134°C以下に保持することができたので、 CO の燃焼反応速度も遅く^[59]、外側流路内に O_2 がほとんどないことから CO_2 が生成することはなかった。したがって、外側流路で検出される CO 及び CO_2 は炉心流路管から、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流によって外側流路に流出してきたものである。また、このことから図 4.1.9(b), 4.1.9(c)より得られる CO と CO_2 モル分率の比は、黒鉛管の酸化反応による CO/CO_2 生成比を大略表していると考えられる。この実験では黒鉛管平均温度が 807°C以下の場合は、主に CO_2 が検出され、 CO はほとんど検出されなかった。また、黒鉛管平均温度が 908°Cの場合、 CO と CO_2 のモル分率比が 1 を越えた。これは、式 (4.1.3)において、これまで報告されている反応定数 K 、活性化エネルギー E の値から計算した発生比が $A=1$ となる場合の温度よりも高かった。また、黒鉛管平均温度が 1003°C以上の場合は CO の発生が顕著となり、特に 1046°Cの場合は、 CO_2 がほとんど検出されなかった。

高温側流路における各成分気体の濃度変化

高温プレナムにおける O_2 モル分率の時間変化を図 4.1.10(a)に、 CO モル分率を図 4.1.10(b)に、 CO_2 モル分率を図 4.1.10(c)に示す。炉心流路管に流入した O_2 は流路管入口でそのほとんどが黒鉛と反応するために、高温プレナムの O_2 モル分率は低く押さえられている。第1段階の後半において徐々に高くなっているのは、流速の遅い混合気体の自然循環流速が速くなり、流入する O_2 が増加するためである。しかし、高温プレナムの温度が 956°C以上の場合は CO との燃焼反応が活発になるため、第1段階終了直前まではほとんど O_2 は検出されなかった。 CO は黒鉛管平均温度が 908°Cの場合はほとんど検出されず、956°C以上になると検出された。上鏡部においては、黒鉛管平均温度が 956°C以上の場合、 CO_2 の発生量が急激に減少したが、高温プレナムでは減少しない。これは前述のように、 CO の燃焼反応により CO_2 の生成量が増加するからである。ただし、第1段階の前期においては、高温プレナムへ浸入する O_2 は黒鉛管内で生成する CO 全量と反応するほど多くないために、高温プレナムには未反応の CO が残存する。第1段階の後期においては図 4.1.8(a), 4.1.8(b)に示すよう、 O_2 の浸入流量が多くなって、高温プレナムでも O_2 が検出されるようになった時点（黒鉛管平均温度が 956°Cの場合は模擬配管破断後約 4.5 日以降）では、高温プレナムで CO が検出されなくなった。黒鉛管平均温度が 1046°Cの場合は高温プレナムの CO_2 モル分率は 956°Cの場合に比べて減少しているが、これは、黒鉛酸化反応における $C/O/CO_2$ 発生比が増大したからである。

出口管における O_2 モル分率の時間変化を図 4.1.11(a)に、 CO モル分率を図 4.1.11(b)に、 CO_2 モル分率を図 4.1.11(c)に示す。黒鉛管平均温度が 956°C以上の場合、 O_2 モル分率が低下しているのは、 CO の燃焼反応に O_2 が消費されたためである。高温プレナム内の CO_2 や未反応の CO が分子拡散によって出口管まで流出したことがわかる。 CO と CO_2 モル分率がいずれも第1段階の後期において低下するのは、混合気体の自然循環流速が速くなり、高温プレナムから出口管に拡散する輸送量が減少したためである。

4.1.3 炉心の黒鉛流路管温度が非均一の場合の実験結果^[65]

実験条件

炉心の黒鉛流路管温度が非均一の場合の実験条件を表 4.1.3 に示す。これは中心領域黒鉛流路管（1本）の軸方向平均温度を周辺領域黒鉛流路管（3本）の平均温度より 100°C 高くなるように設定し、周辺領域の黒鉛流路管はすべて同じ温度に保持するとともに、模擬配管破断後も模擬炉心部の温度を一定値に保持するよう制御した場合の実験である。ただし、実験 B7060b についてのみ、中心と周辺領域の内 1 本を 700°C、その他の 2 本を 600°C に設定した。この実験を、以下では炉心部非均一温度実験と呼び、4.1.2 項で述べた 4 本の炉心流路管温度を等しく設定し、模擬配管破断後も一定温度に保持した実験を炉心部均一温度実験と呼ぶこととする。

実験結果

中心領域と周辺領域黒鉛流路管の軸方向平均温度がそれぞれ 994.1°C、907.7°C の場合（以下 1000-900°C 実験と呼ぶ）と 909°C、908.8°C の場合（以下 900°C 均一実験と呼ぶ）の各測定点における混合気体密度の時間変化を図 4.1.12(a) に、850-750°C 実験と 750°C 均一実験の場合を図 4.1.12(b) に示す。また、1000-900°C 実験と 900°C 均一実験における O₂、CO₂、CO のモル分率の時間変化を図 4.1.13(a), (b), (c) に示す。上鏡部における混合気体密度及び O₂、CO₂、CO モル分率（□）の時間変化は、胴部環状流路におけるそれらの変化（◇）とほとんど等しい。これは、4.1.2 項でも述べたとおり、上鏡部及び胴部環状流路では局所的な自然対流が発生し、気体の混合が十分に行われているからである。図 4.1.14 に 1000-900°C 実験における模擬配管破断直後（0h）と空気の自然循環流発生直前（126h）の胴部環状流路内の鉛直方向の気体温度（G14-G17）と炉心容器（W19-W22）及び圧力容器（W23-W26）の壁温度分布を示す。破断直後の炉心容器側（○）では 160～240°C の範囲で温度分布が生じているが、これを鉛直方向に積分平均すると 213°C となり、圧力容器側（□）の積分平均温度は 25°C となる。この環状流路を鉛直平行平板と仮定し、流路幅（0.06m）を代表長さとしてレイリー数（ $Ra = g\beta\Delta TL^3/va = Gr Pr$ ）を求めるとき、流路内が He 霧囲気の場合は $Ra = 1.8 \times 10^4$ となる。また時間の経過とともに空気が浸入することを考えれば、動粘性係数が小さくなるため Ra 数は大きくなり、流路内に発生する自然対流もより顕著となる^[45]。自然循環流発生直前では炉心容器側の積分平均温度は 168°C、圧力容器は 19°C であり、このときの胴部環状流路内における気体密度の値から混合気体を空気と He の 2 成分気体と仮定して計算した He のモル分率は約 0.5 となるので、 $Ra = 2.7 \times 10^5$ となる。この自然対流の局所流速は極めて流速の遅い自然循環流の流速と比べて十分速いことから各成分気体の移動量も大きい。一方上鏡部では、炉容器の上平板と仕切板及び圧力容器で閉まれた空間を、下平板を加熱、上平板を冷却した直径 800mm、高さ 200mm の円筒容器と仮定すると、破断直後の平板の平均温度はそれぞれ下平板が 207.8°C、上平板は平板付近の気体温度と仮定して 102°C となる。このとき、平板間高さを代表長さにとり、容器内を He 霧囲気とすれば、 $Ra = 2.5 \times 10^5$ となり、流れは乱流領域であることがわかる^[68, 69]。HTTR の場合は、その代表長さや温度差が実験装置より大きいため、 Ra 数も大きくなり、各成分気体が十分混合して、胴部環状流路と上鏡部の気体濃度はほぼ等しくなると考えられる。

4.1.2 項と同様に流路管の上部で発生している可能性があるサーモサイホン現象による気体の混合を検討すると、 Ra 数が小さい開放サーモサイホン管において、サーモサイホン管の下部に停滞域が生じ、上部においてのみ上昇流と下降流が生じる場合と同様な流れが発生している可能性があり、破断直後の Ra 数を以下の仮定の下に算出する。図 4.1.15 に炉心流路管の鉛直方向温度分布を示すが、破断直後の中心領域炉心流路におけるセラミック管の壁温度（○）は 906.1°C と 354.3°C であり、加熱壁温度にこれらの平均温度 630.2°C を用いる。冷却側の流体温度は上鏡部の気体温度 102°C を用いて、物性値はこれらの平均温度で評価すると、 $Ra = 1.43 \times 10^2$ となって伝導領域^[67]であることがわかる。一方、空気の自然循環流発生直前においては、セラミック管の温度は管上端から 100mm の位置で 354.3°C、黒鉛管上端は 990°C であり、約 300mm の間で 640°C の温度勾配が発生しているが、上鏡部の He モル分率を 0.5 と仮定して空気と He の混合気体の場合を考えると $Ra = 8.25 \times 10^3$ となり、

管内で上昇下降流が存在すると予想できる。この上昇流と下降流の流速は、前述の環状流路部と同様に極めて流速の遅い自然循環流の流速に比べて十分速いため、セラミック管の部分ではこの流れによって気体の混合が行われると考えると、1次元的な流れ及び分子拡散が支配的であると考えられる炉心流路管の長さは実際の流路管長より短い。

図 4.1.12(a), (b), 13(a)~(c)において、1000-900°C実験における混合気体密度、O₂、CO₂、CO モル分率の時間変化は、4.1.2 項の 900°C均一実験の場合の結果と、850-750°C実験の場合は、750°C均一実験の結果と同様な変化を示した。これは次の理由によるものと考えられる。これまでに行った実験（2.3, 2.4 節参照）では、模擬炉心部に温度の異なる並列流路が存在する場合は、これらの流路間で自然循環流が発生したが、本実験装置を用いた炉心部非均一温度実験においては中心と周辺領域の黒鉛流路管に 100°C程度の温度差を与えて、炉心流路相互間の自然循環流（流速が拡散速度に比べて遙かに速い1成分気体系で通常見られるような自然循環流）は発生しなかったと考えられる。もし炉心流路管の鉛直方向に温度勾配がなく、各流路の温度が異なる場合は、温度の高い流路で上向き、低い流路で下向きの自然循環流が発生すると考えられるが、本実験では装置の構造上、図 4.1.15 に示すように、炉心流路管の鉛直方向温度分布がセラミック流路管部で大きく低下し、温度分布を均一にすることことができなかった。そのため流路管の上部には低温で密度の大きい気体、下部では高温の軽い気体が存在し、一種の逆転成層を形成して、これが並列流路管の自然循環流を妨げる原因になったと考えられる。したがって、上鏡部と高温プレナム間で気体の混合が十分に行われず、上鏡部と高温プレナムにおける混合気体密度、O₂、CO₂ 及び CO のモル分率は、均一温度実験の場合と同様な時間変化を示したものと考えられる。

図 4.1.16 に第1段階の持続時間と4本の炉心流路管の平均温度との関係を示す。750°Cを越える場合の炉心部非均一温度実験と均一温度実験における第1段階の持続時間に大きな差は無く、いずれも約5~6日にわたって第1段階が持続した。これは 1000-900°C実験において並列流路間の自然循環流が発生しないこと考えれば、炉心流路管の全断面積の 1/4 である中心領域黒鉛流路管の温度を 900°Cから 1000°Cに変化させただけであることから、900°C均一実験の場合と炉心部の平均温度に大きな違いがないこと、また、CO/CO₂ 発生比は 900°Cの場合で 2.59、1000°Cの場合で 4.87^[57]と増大し、CO の発生量が多くなるけれども、炉心部全体の密度変化には大きな影響を与えないこと等から第1段階の持続時間に明確な差異が現れなかつたものと考えられる。一方、600°C付近の実験において、非均一と均一温度実験の第1段階の持続時間に差が現れたが、炉心流路管の温度分布等からは明らかに自然循環流が発生しているとは確認できなかつた。しかしながら、黒鉛流路管温度が低くなると鉛直方向の炉心流路管温度勾配が緩やかになるため自然循環流が発生する可能性があり、400-300°C実験で高温プレナムと上鏡部の酸素濃度が全く同じ値を示したことから並列流路間の自然循環流が発生しているものと考えられ、これまでの実験結果と同様に、炉心部非均一温度実験の方が第1段階の持続時間は短くなつた。

Table 4.1.1 Main specification of the test apparatus simulating the primary-pipe rupture accident

Pressure : -1~1.8kg/cm²·G

Temperature : 0~1,200°C

Dimension and material

Reactor core flow passage

Graphite pipe : IG-110 (Toyo Tanso), 40mmφI.D.×70mmφO.D.×800mm

Ceramic pipe : Al₂O₃ (Kyocera), 40mmφI.D.×70mmφO.D.×400mm

Guide pipe : Al₂O₃ (Kyocera), 73mmφI.D.×85mmφO.D.×1,250mm

High-temperature plenum

Al₂O₃ (Kyocera), 400mmφI.D.×460mmφO.D.×150mm

Core barrel

Stainless steel, 800mmφ×1,519mm

Top cover

Carbon steel, 460mm in radius

Pressure vessel

Carbon steel, 920mmφI.D.

Outlet pipe

Al₂O₃ (Kyocera), 69.3mmφI.D.×80mmφO.D.×315mm

Stainless steel, 69.3mmφI.D.×76.3mmφO.D.×800mm

Carbon steel, 69.3mmφI.D.×76.3mmφO.D.×260mm (Ultra sonic anemometer)

Inlet pipe

Stainless steel, 69.3mmφI.D.×76.3mmφO.D.×1,100mm

Total height of test model : 3,750mm

Table 4.1.2 Temperature in each part of the test apparatus just after the simulated pipe rupture (graphite flow pipes with uniform temperature condition)

Run number Measuring points (position in Fig.4.1.2)	A-40 ①	A-60 ②	A-70 ③	A-75 ④	A-80 ⑤	A-85 ⑥	A-90 ⑦	A-95 ⑧	A-100 ⑨	A-105 ⑩
Outlet pipe(gas) (G1)	17.2	23.0	20.3	12.0	14.3	18.5	12.0	23.4	22.7	29.6
Outlet pipe(wall) (W1)	17.0	23.1	20.4	12.0	13.8	18.8	12.6	23.9	23.5	30.5
Outlet pipe(gas) (G2)	273.5	428.8	511.5	556.0	596.1	637.8	693.0	727.3	769.1	814.7
Outlet pipe(wall) (W2)	289.5	42.1	522.7	566.4	602.8	644.7	699.8	731.1	771.1	814.2
High temp. plenum(gas) (G3-6)*	369.7	559.9	658.4	707.0	761.3	795.4	855.9	887.9	949.1	975.6
High temp. plenum(wall) (W3-10)*	388.0	584.7	685.3	735.5	780.3	835.2	889.0	931.8	981.1	1032.3
Graphite pipes(wall) (W11-16)*	405.4	607.8	708.2	756.9	806.7	857.7	908.0	955.7	1002.7	1045.7
Graphite and ceramic pipes(wall) (W11-18)*	377.3	564.1	656.3	702.2	733.1	797.3	843.1	890.3	935.2	977.9
Top cover(gas) (G7-13)*	56.2	80.7	88.2	89.9	92.9	103.4	104.2	118.4	122.6	132.0
Annular passage(gas) (G14-17)*	54.3	77.2	88.8	89.2	91.8	107.9	102.2	123.0	114.2	134.4
Core barrel(wall) (W19-22)*	108.8	159.3	181.2	193.2	195.9	20.5	225.4	247.0	247.7	270.1
Pressure vessel(wall) (W23-26)*	20.3	28.0	26.4	29.5	29.6	37.2	33.2	44.6	46.1	53.6
Bottom cover(gas) (G18-21)*	23.9	33.0	30.8	25.9	26.1	32.1	28.5	38.3	36.7	44.6
Inlet pipe(gas) (G22)	16.7	22.6	19.7	11.0	13.6	17.9	10.9	22.5	22.1	29.1

*:Average temperature

unit : °C

Table 4.1.3 Temperature in each part of the test apparatus just after the simulated pipe rupture (graphite flow pipes with non-uniform temperature condition)

Run number Measuring points (position in Fig.4.1.2)	B1090 1000-900°C	B8575 850-750°C	B7060 700-600°C	B7060b 700-600°C	B4030 400-300°C
Duration of the 1st stage of the accident	126.33h	146.33h	141h	148.17h	238.2h
Outlet pipe(gas) :G1	8.6	11	7.7	13.9	10
Outlet pipe(wall) :W1	7.8	9.4	6.8	14.7	20.3
Outlet pipe(gas) :G2	681.2	547.8	430.7	442.4	200.2
Outlet pipe(wall) :W2	689.9	566.1	446.6	459.9	211.9
High-temp. plenum(gas) :G3-6*	833.4	698.3	560.9	577.9	310.7
High-temp. plenum(wall) :W3-10*	889.2	741.6	592.5	601.7	301.9
Central graphite pipe(wall) :W11-16*	994.1	847.8	697.6	697.6	396.3
Peripheral graphite pipes(wall) :W11-16*	907.7	765.6	613.2	619.2	329.5
Central flow pipe** (wall) :W11-18*	931.4	792.6	651.7	652.8	374.2
Peripheral flow pipes** (wall) :W11-18*	846.7	712	570.4	578.2	302.8
Top space(gas) :G7-13*	102	90.9	68	102.3	74.6
Annular passage(gas) :G14-17*	100.6	85.2	60.8	70.7	49.5
Core barrel(wall) :W18-22*	214.4	180.9	136.3	142.7	90
Pressure vessel(wall) :W23-26*	25	26.6	15.2	27.7	27.8
Bottom space(gas) :G18-21*	20.7	20.3	15.3	23.9	25.5
Inlet pipe(gas) :G22	5.9	8.5	5.7	14.1	5.4

*: Average temperature

unit: °C

**: Graphite and ceramic pipes

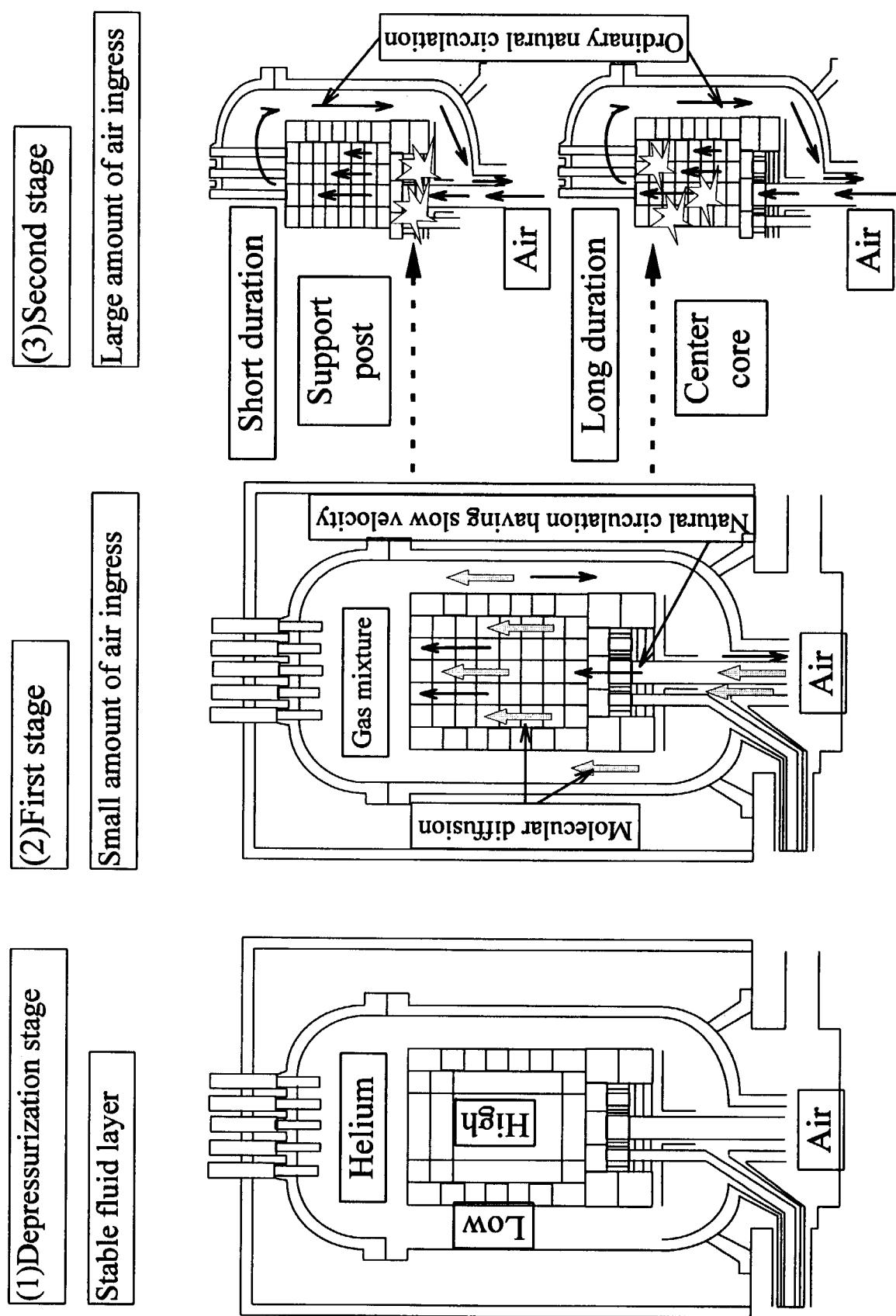


Figure 4.1.1 Process of air ingress during the primary-pipe rupture accident of HTGR

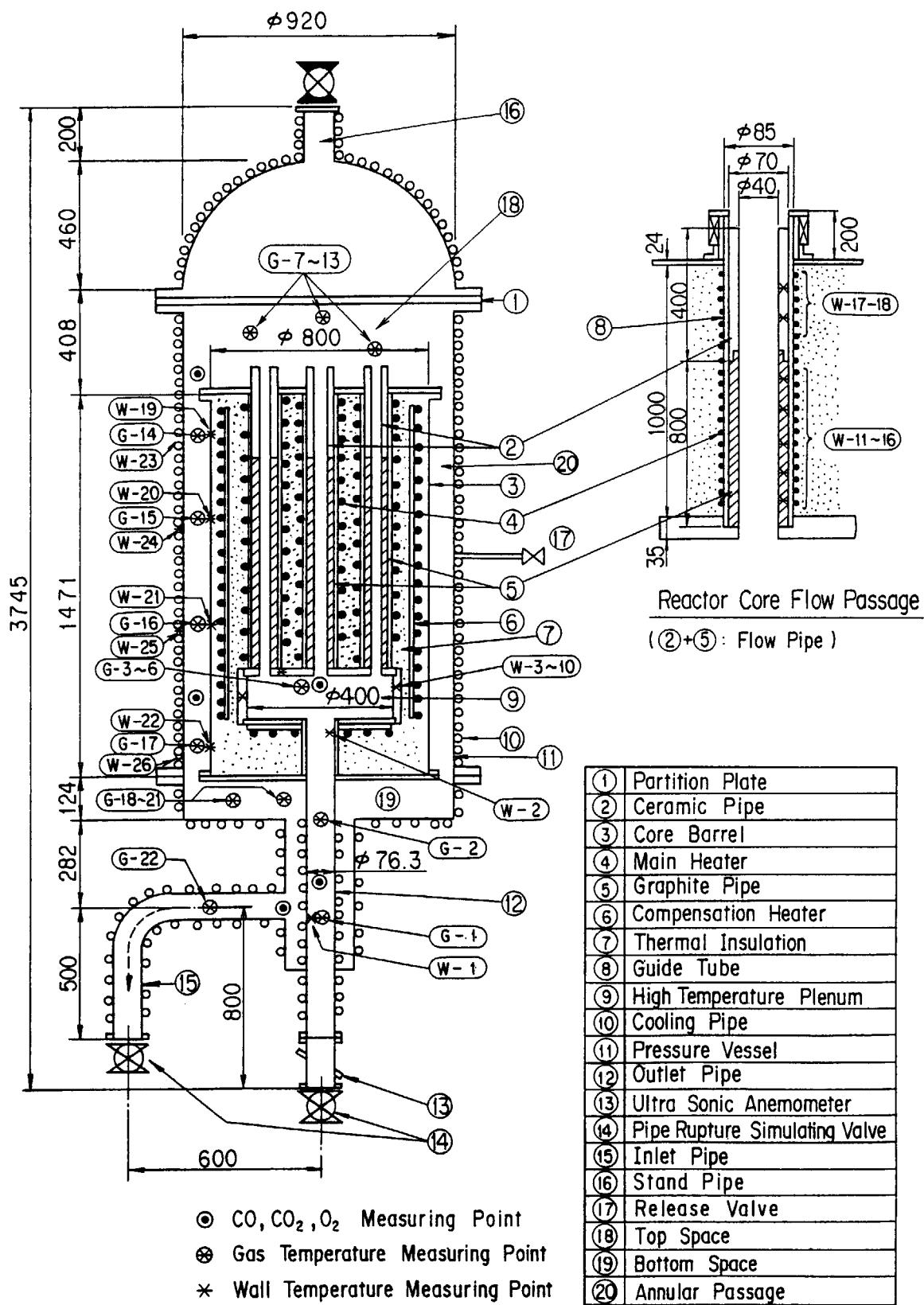


Figure 4.1.2 Schematic drawing of the test apparatus simulating the primary-pipe rupture accident

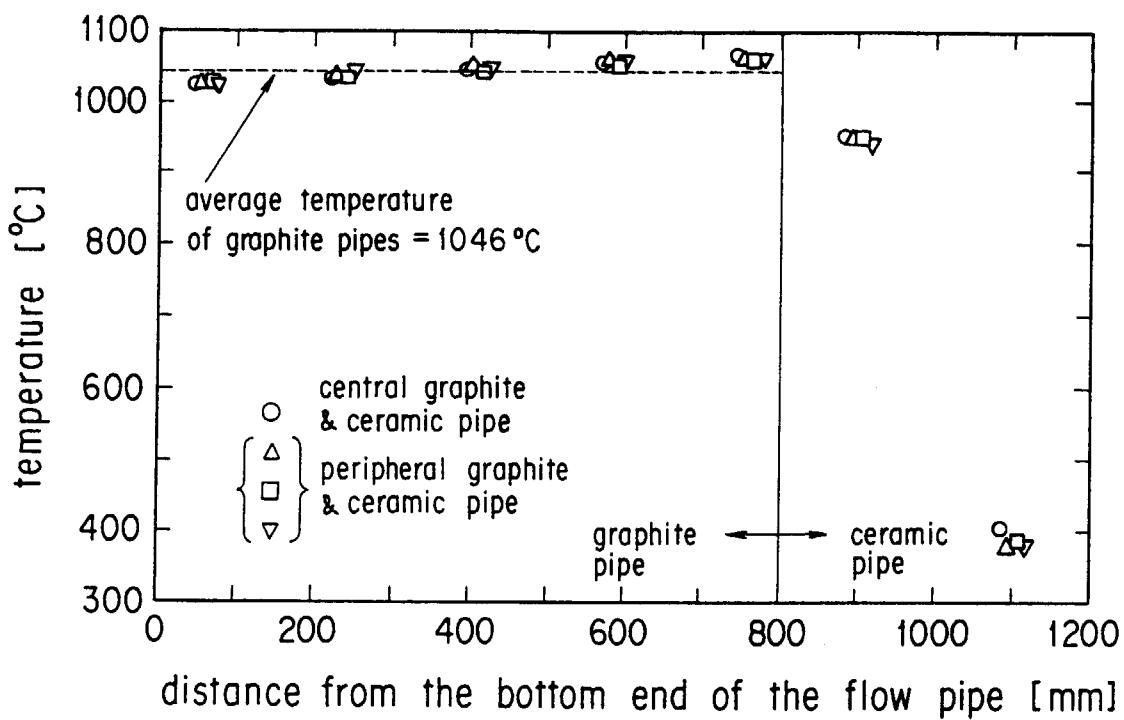


Figure 4.1.3 Temperature distributions of the central and peripheral flow pipes (just after the simulated pipe rupture)

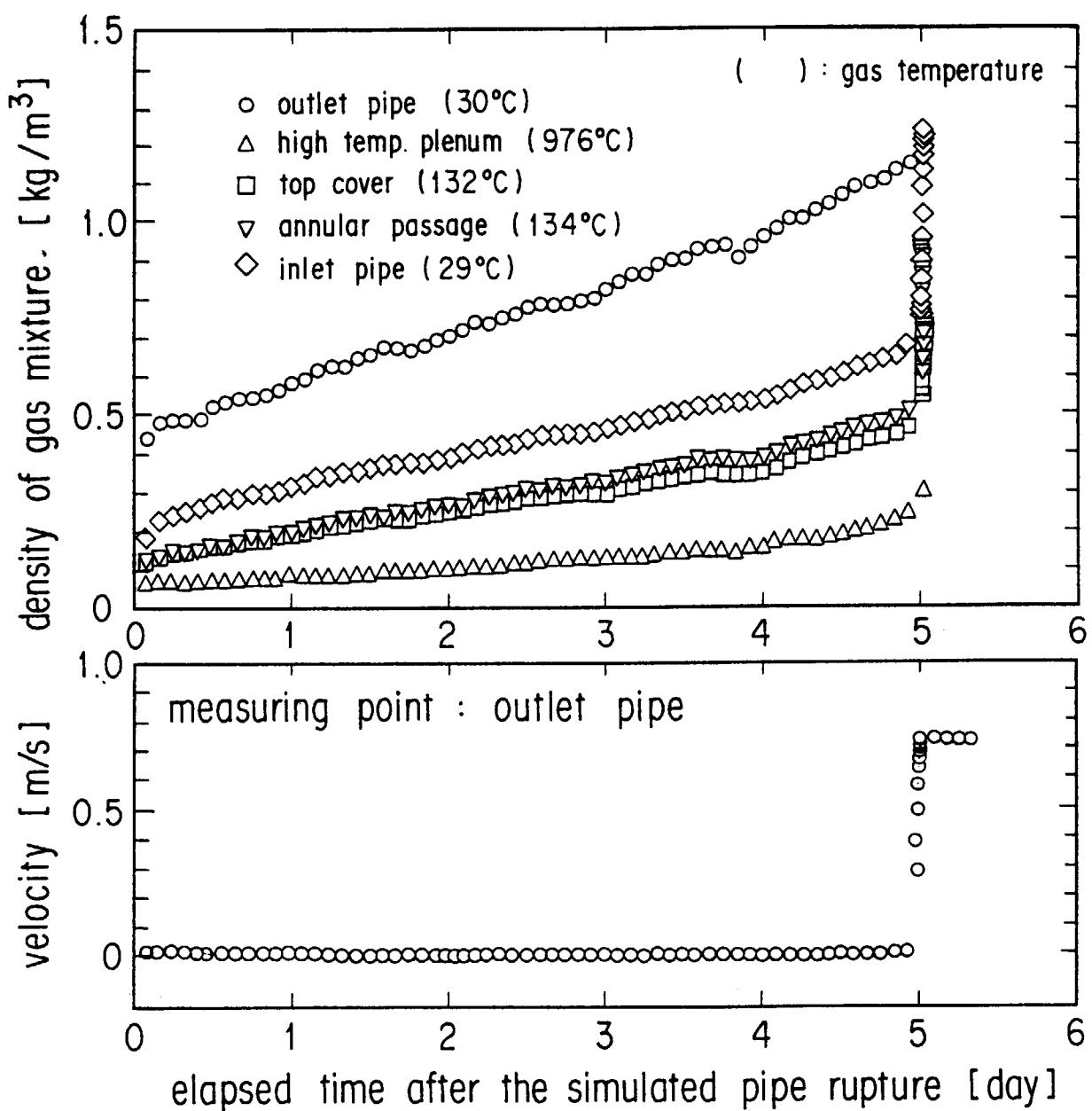


Figure 4.1.4 Time varying of the density of the gas mixture and the ingress velocity of air at the outlet pipe (average temperature of the graphite pipe : 1046°C)

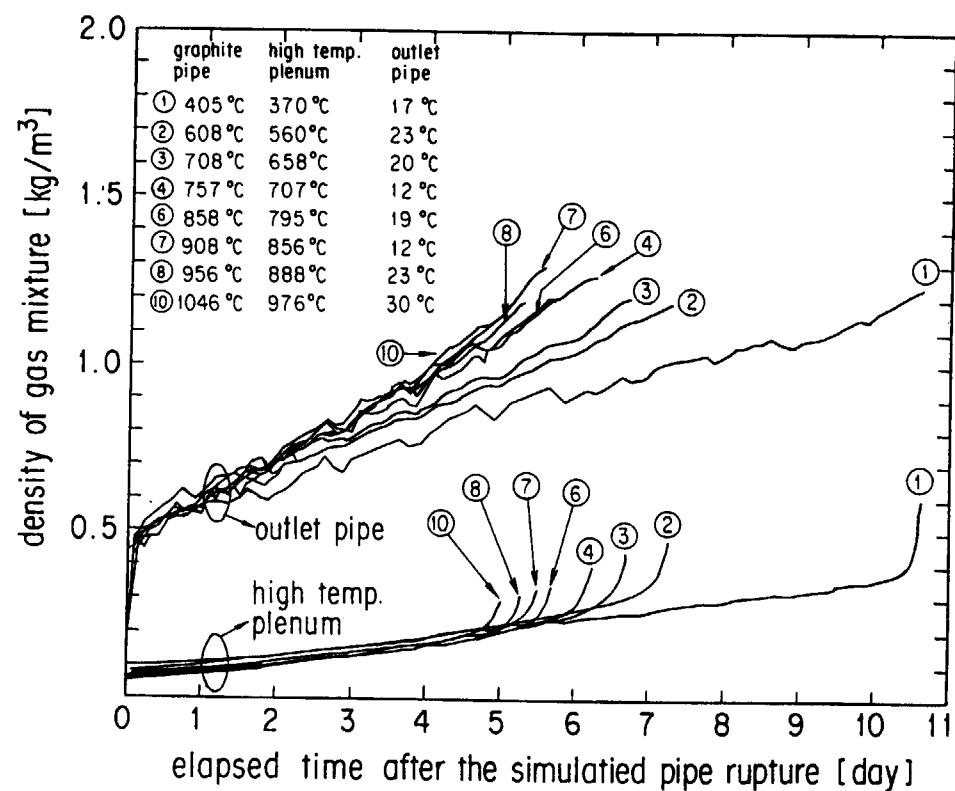


Figure 4.1.5 Density changes of the gas mixture in the outlet pipe and the high-temperature plenum

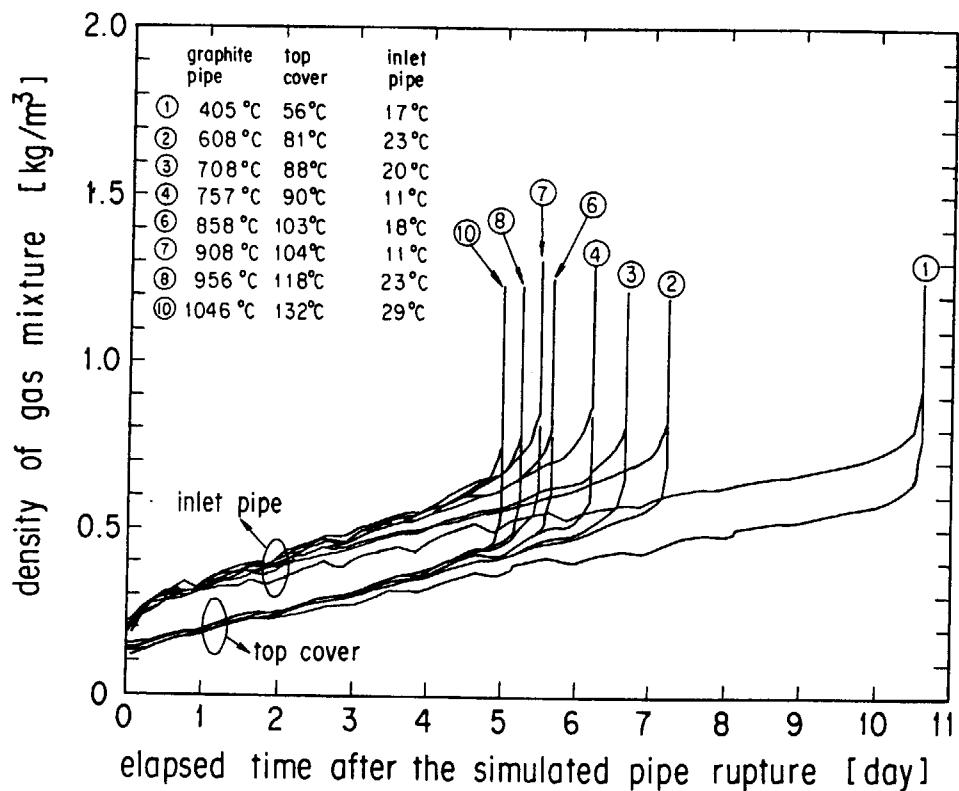


Figure 4.1.6 Density changes of the gas mixture in the inlet pipe and the top space

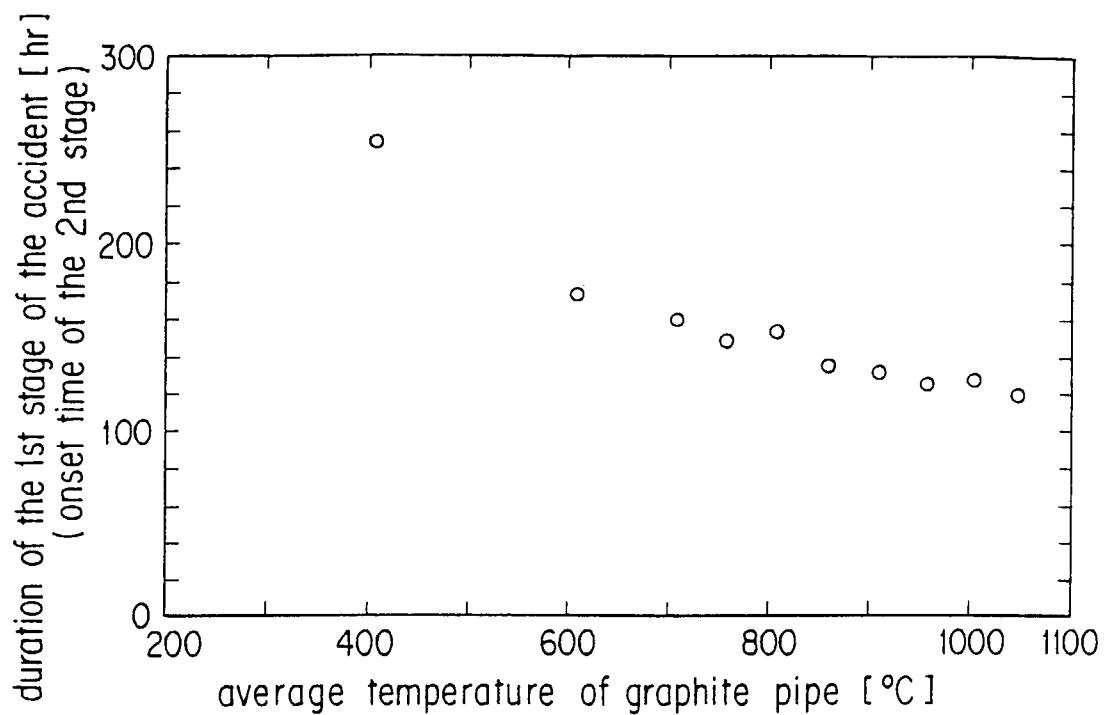
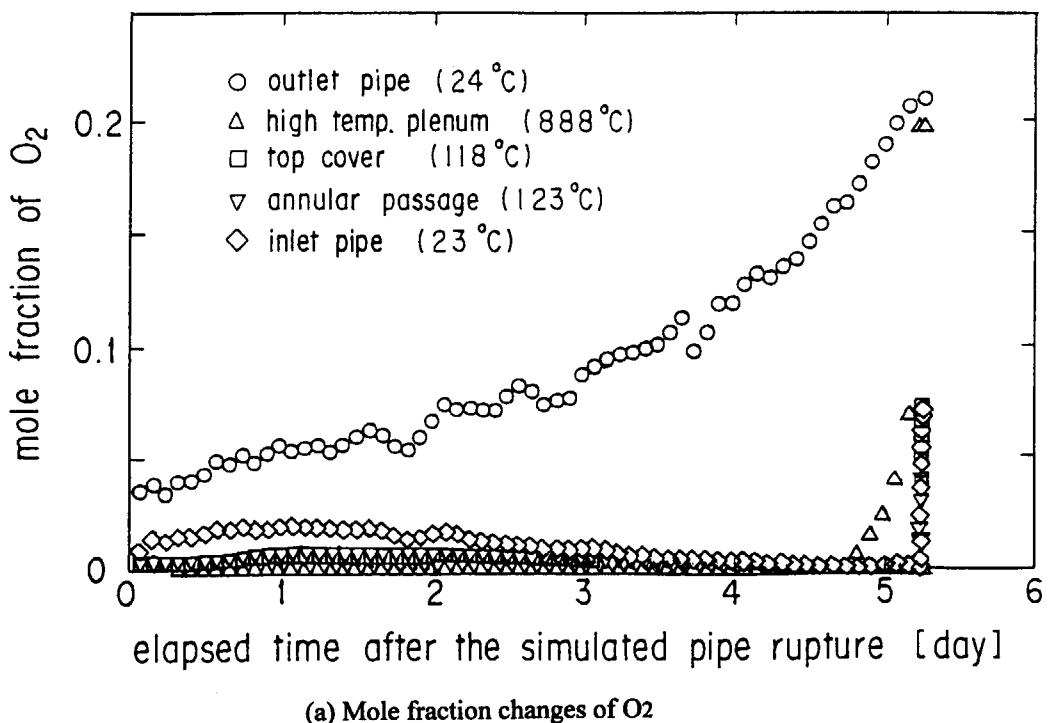
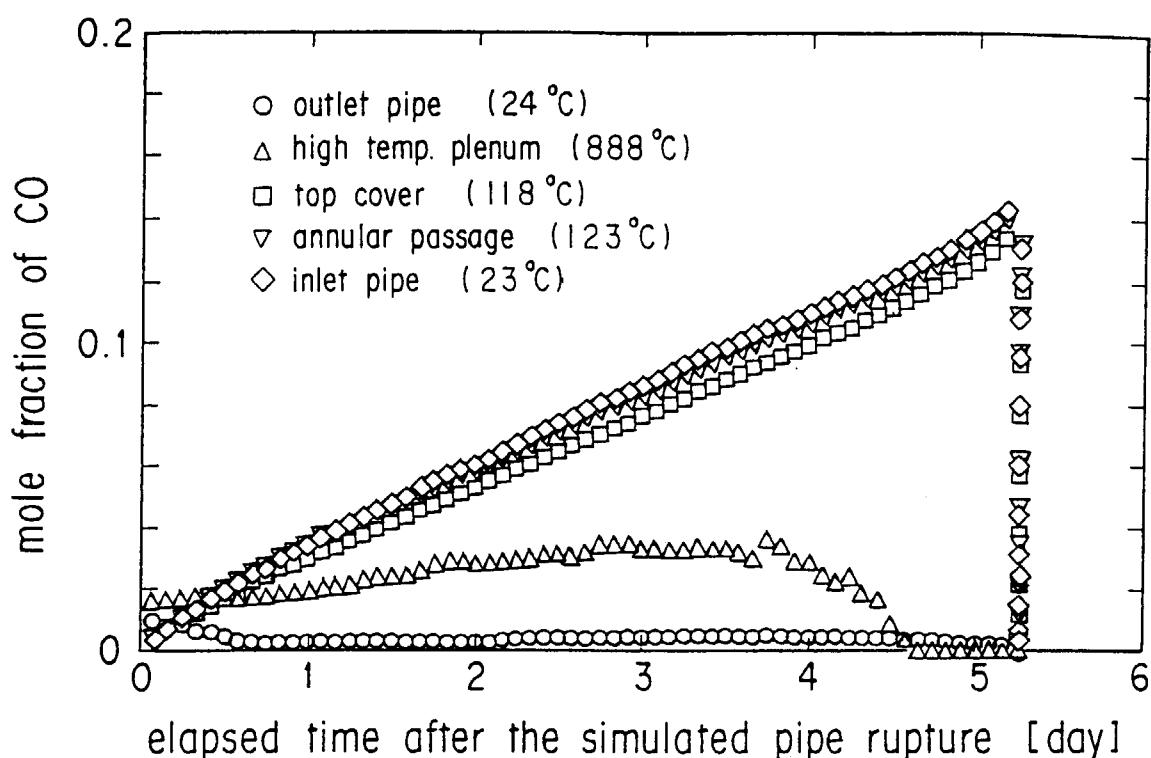


Figure 4.1.7 Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of all graphite pipes

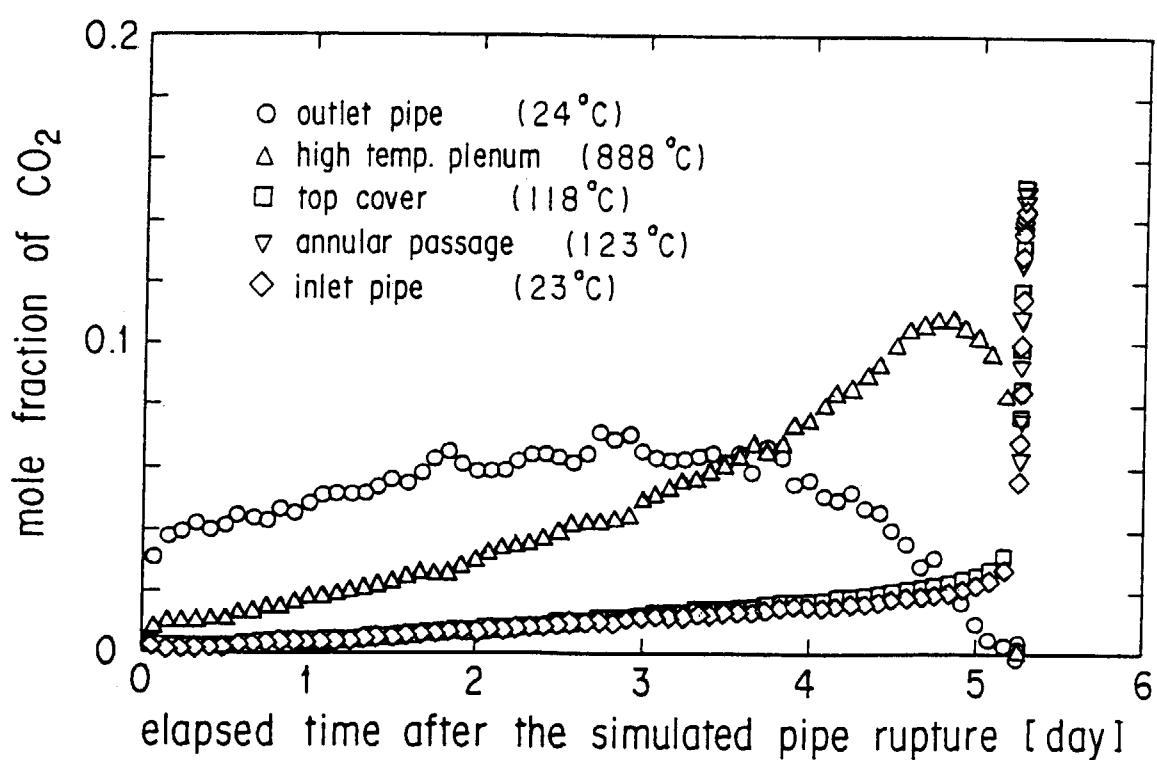


(a) Mole fraction changes of O₂

Figure 4.1.8 Mole fraction changes of each gas species (average temperature of the graphite pipe : 956°C)



(b) Mole fraction changes of CO

(C) Mole fraction changes of CO₂

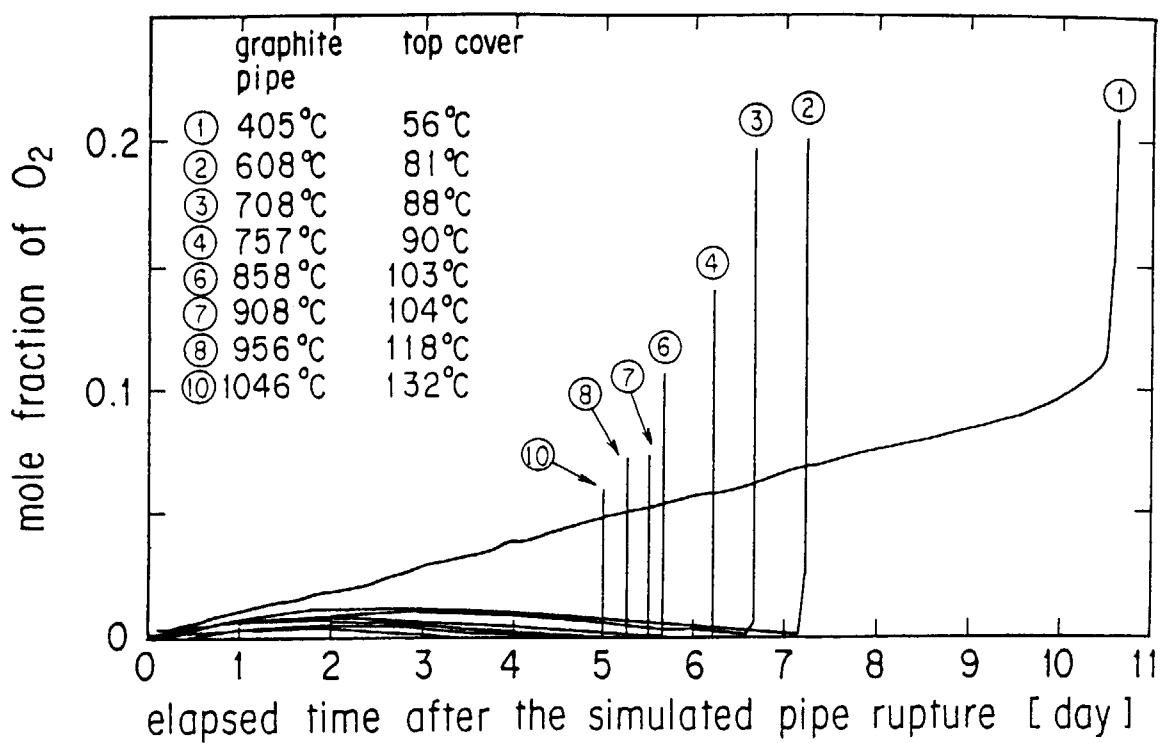
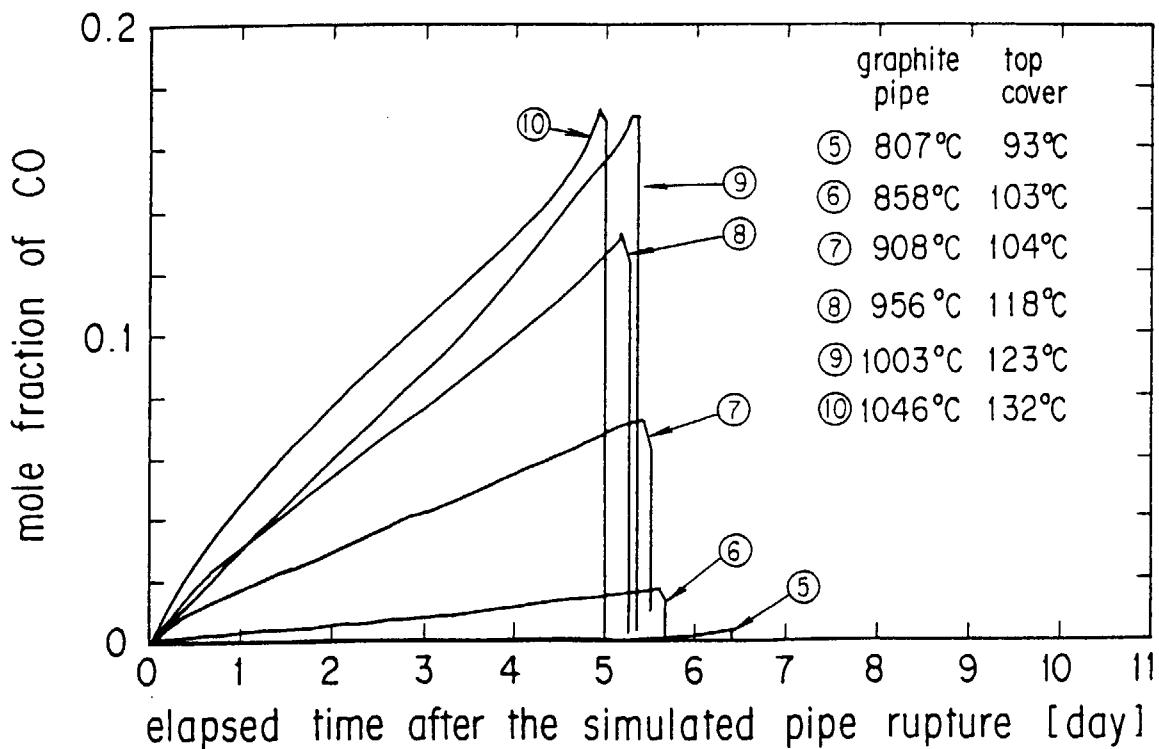
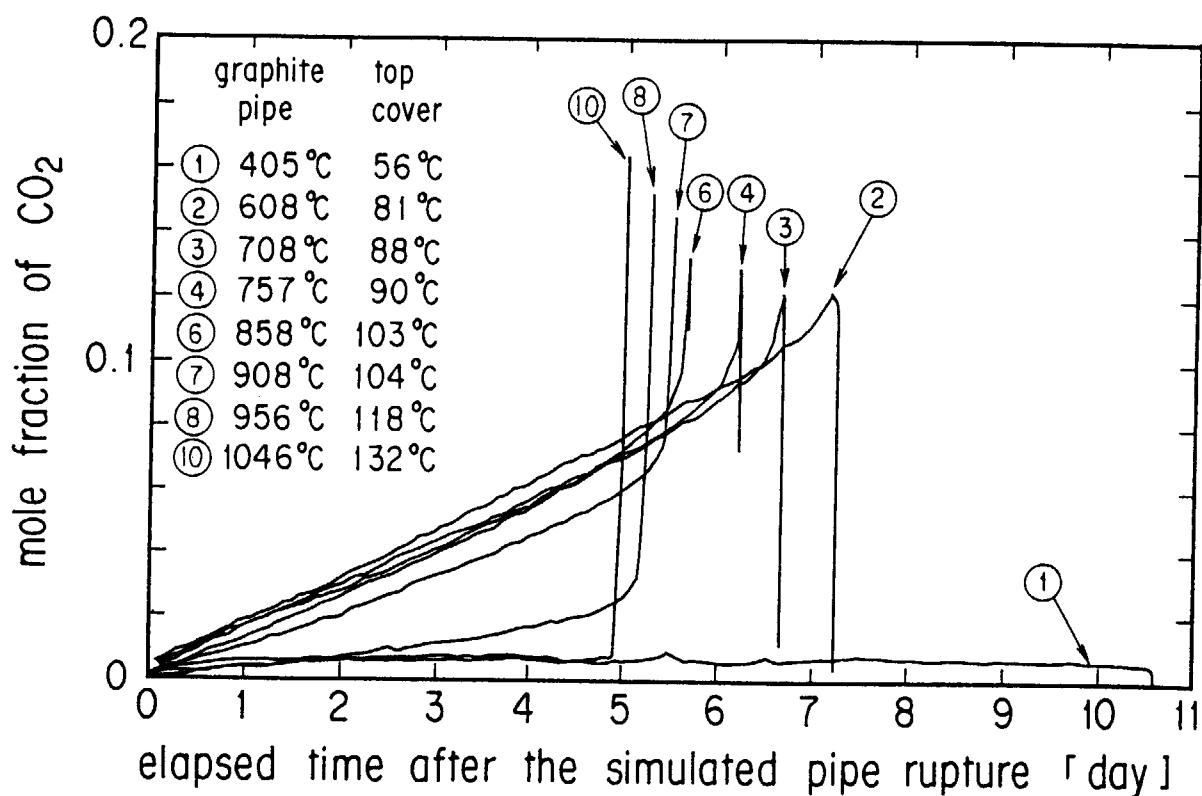
(a) Mole fraction changes of O₂

Figure 4.1.9 Mole fraction changes of each gas species in the top space



(b) Mole fraction changes of CO

(C) Mole fraction changes of CO_2

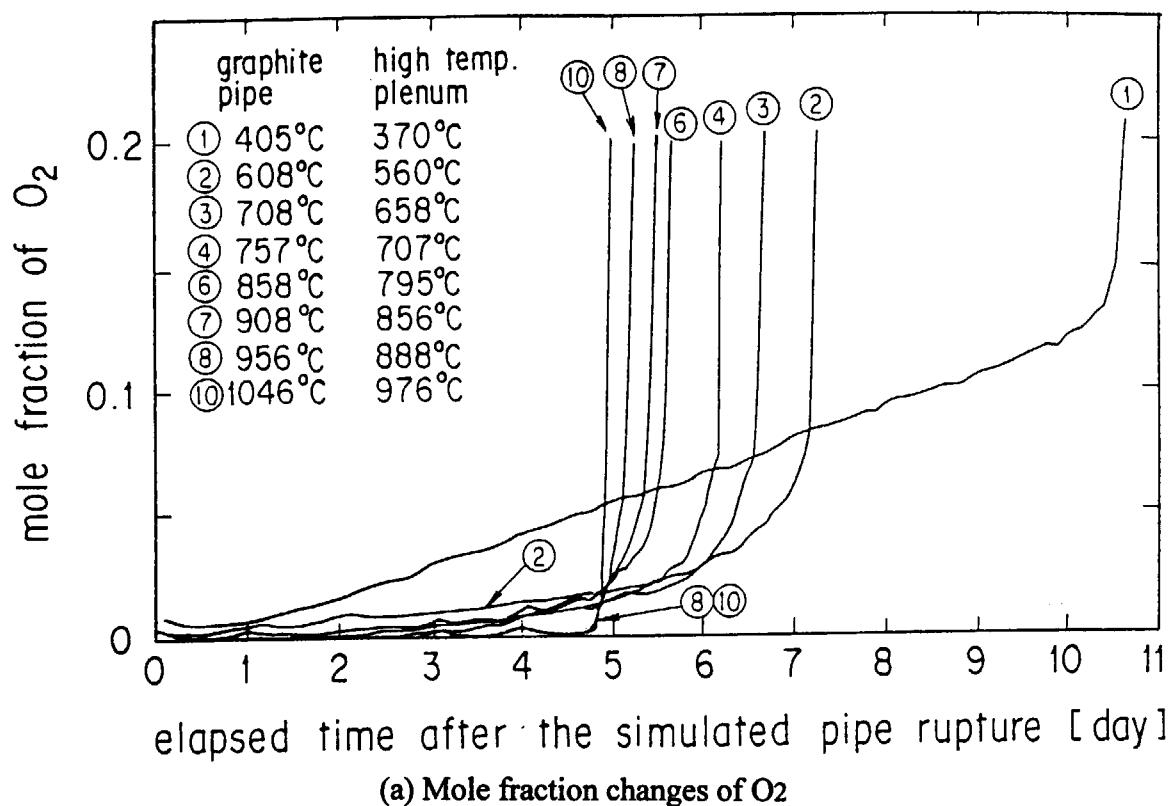
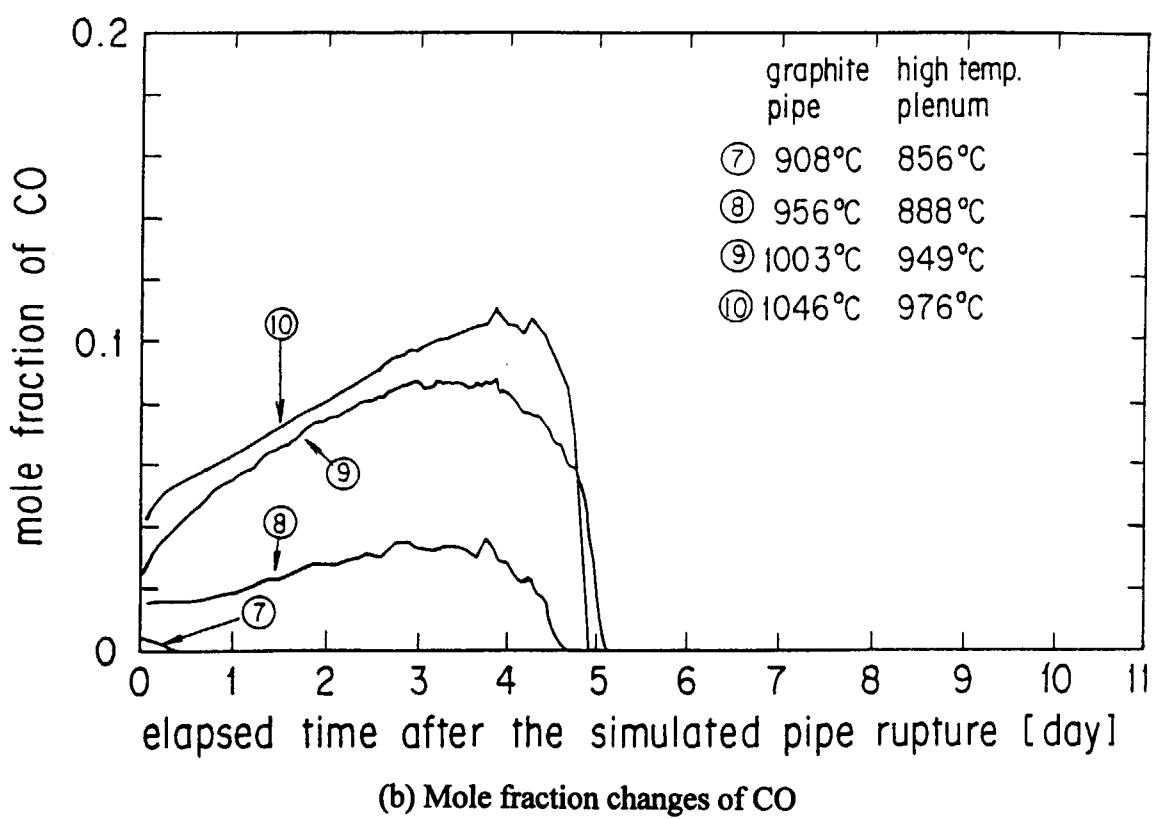
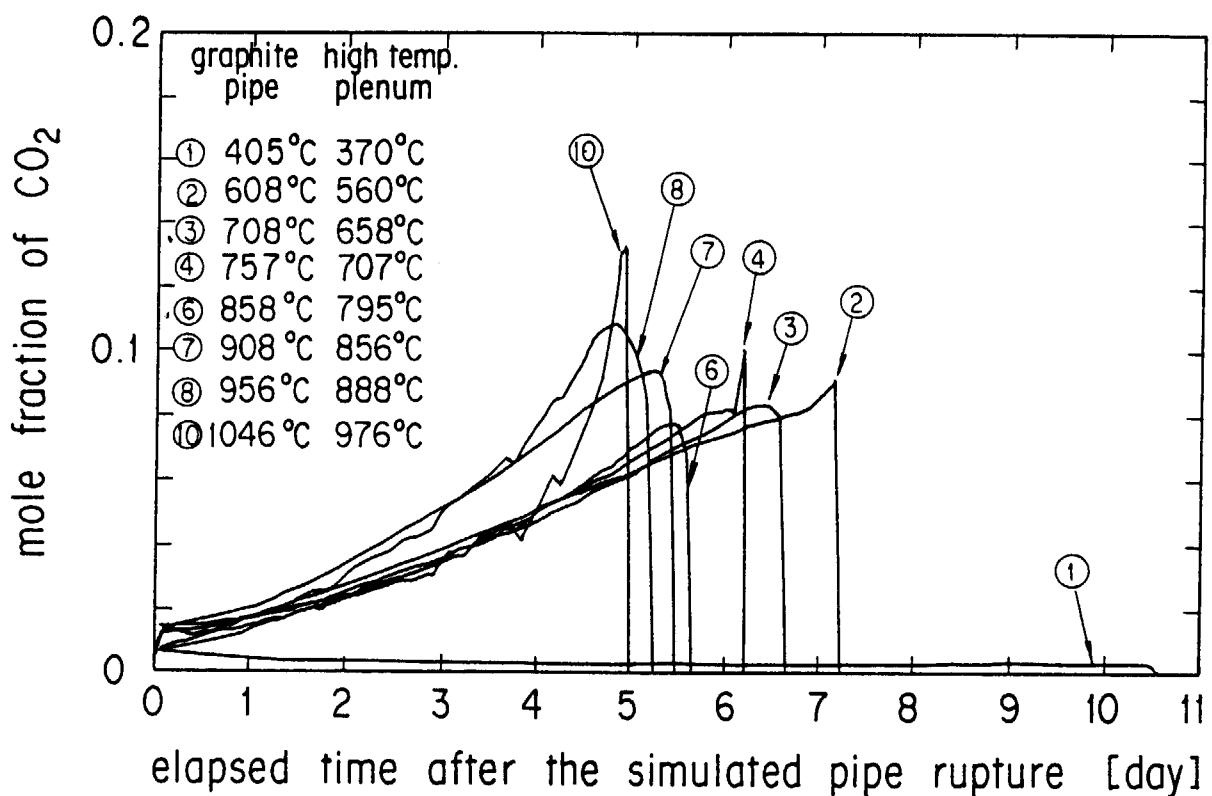


Figure 4.1.10 Mole fraction changes of each gas species in the high-temperature plenum



(C) Mole fraction changes of CO_2

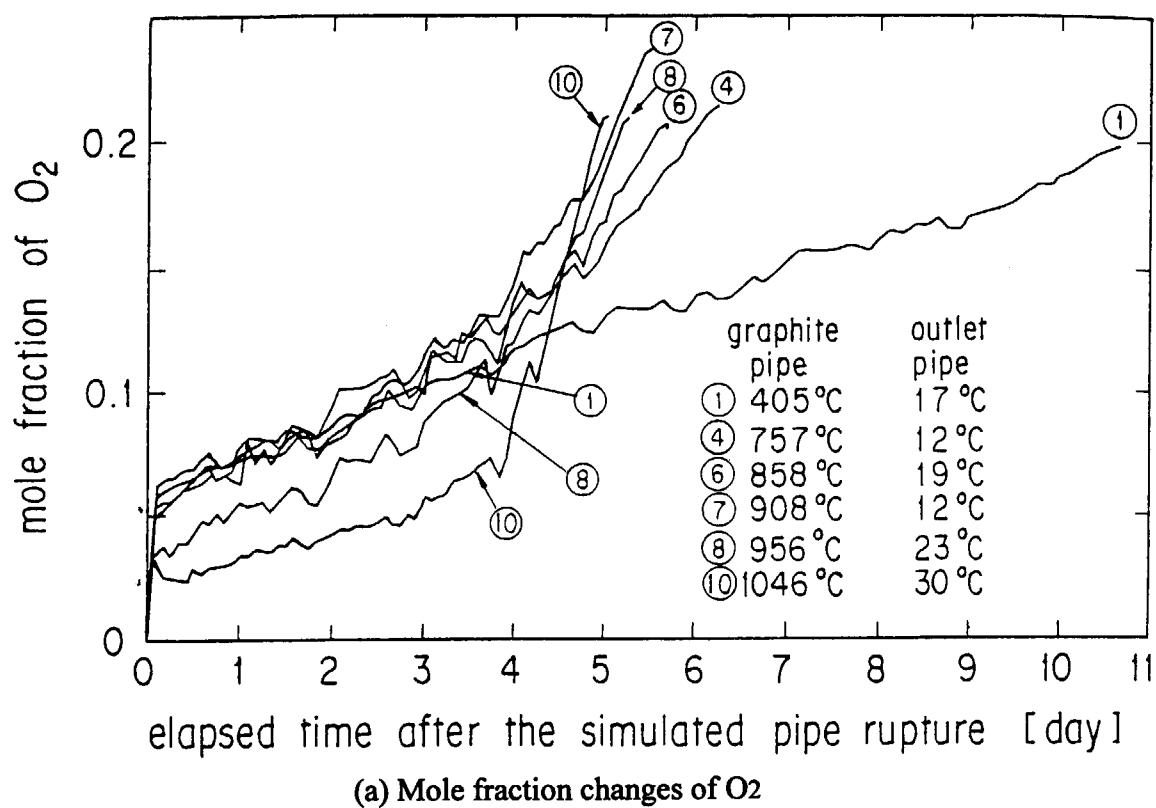
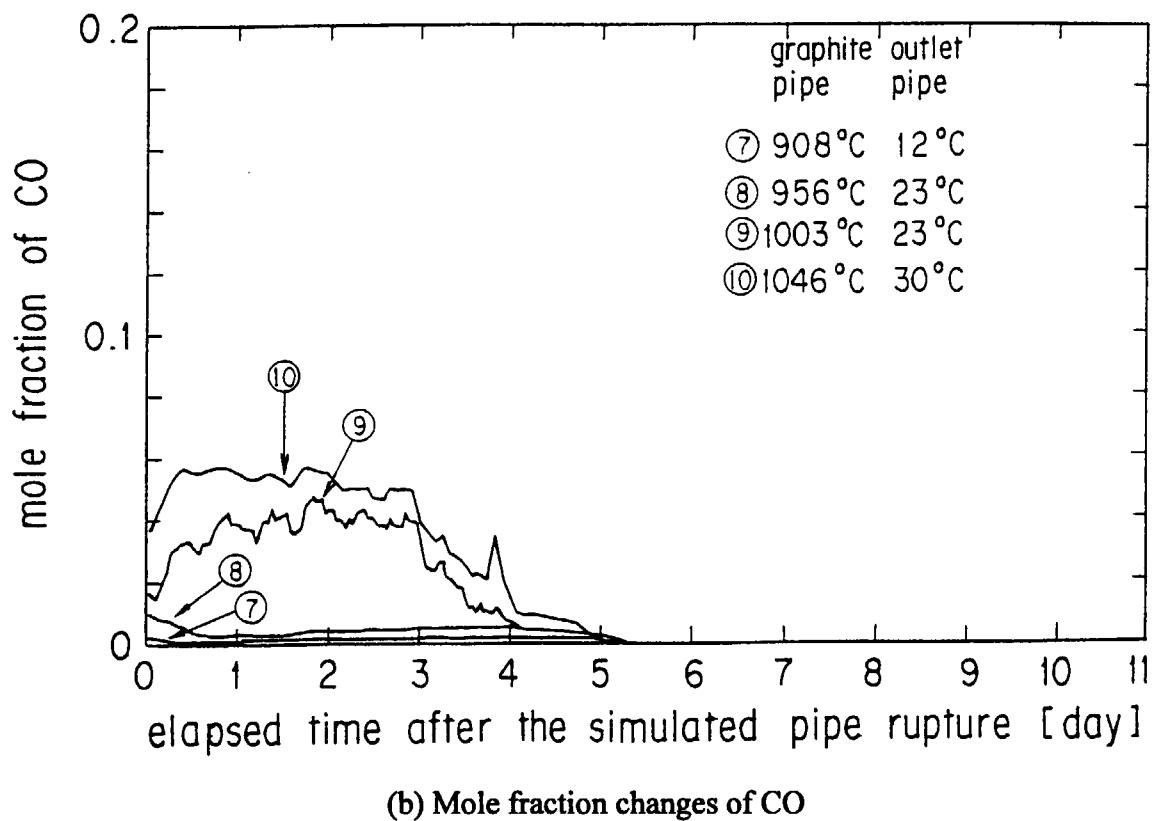
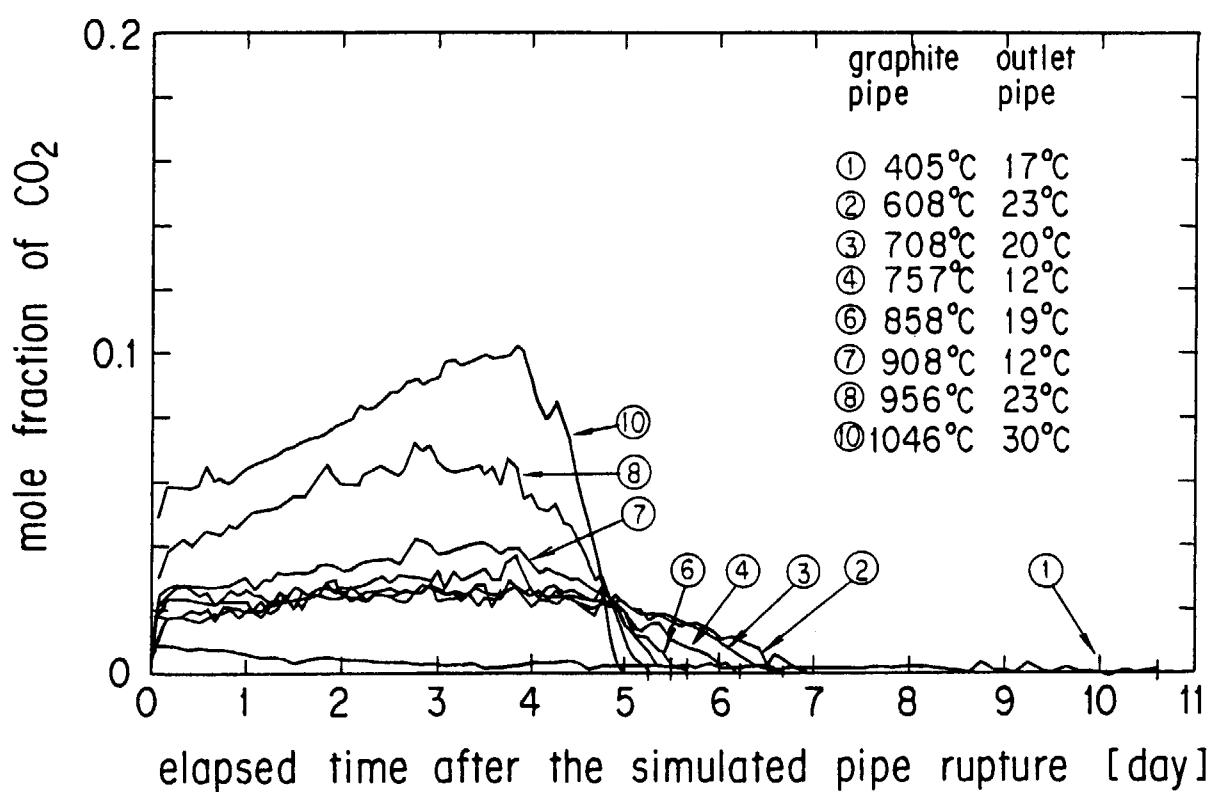
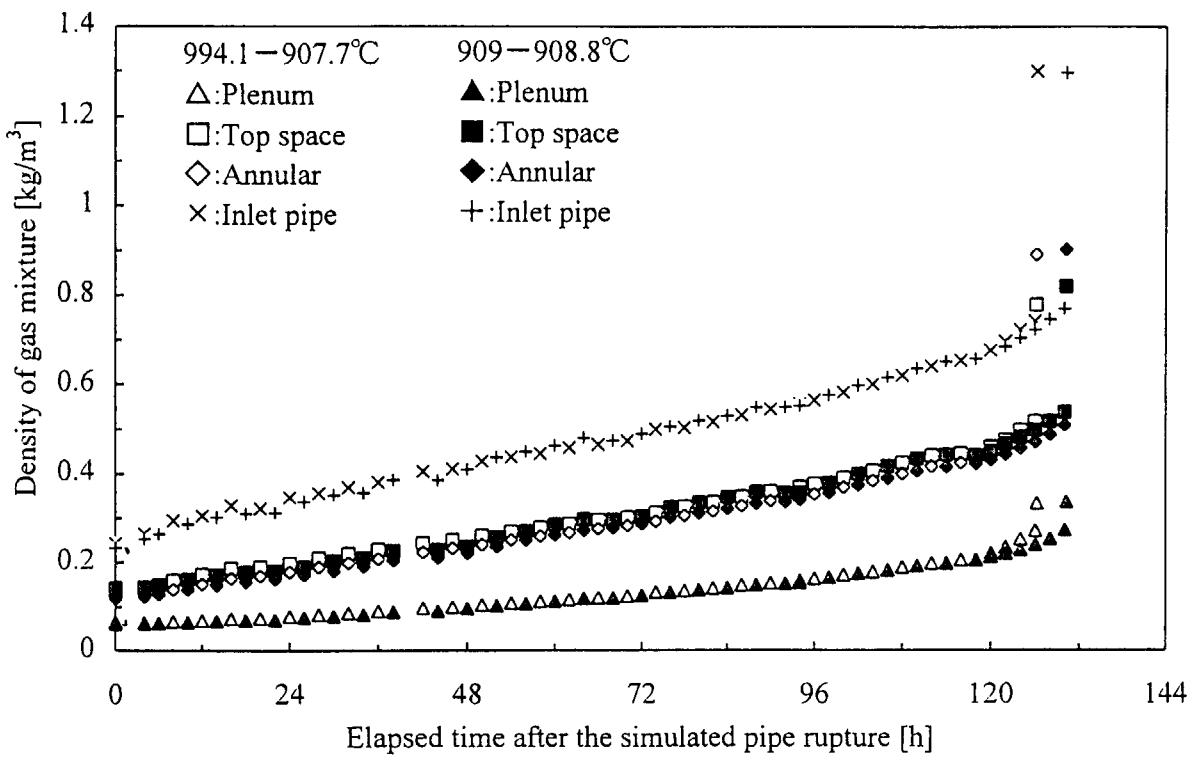


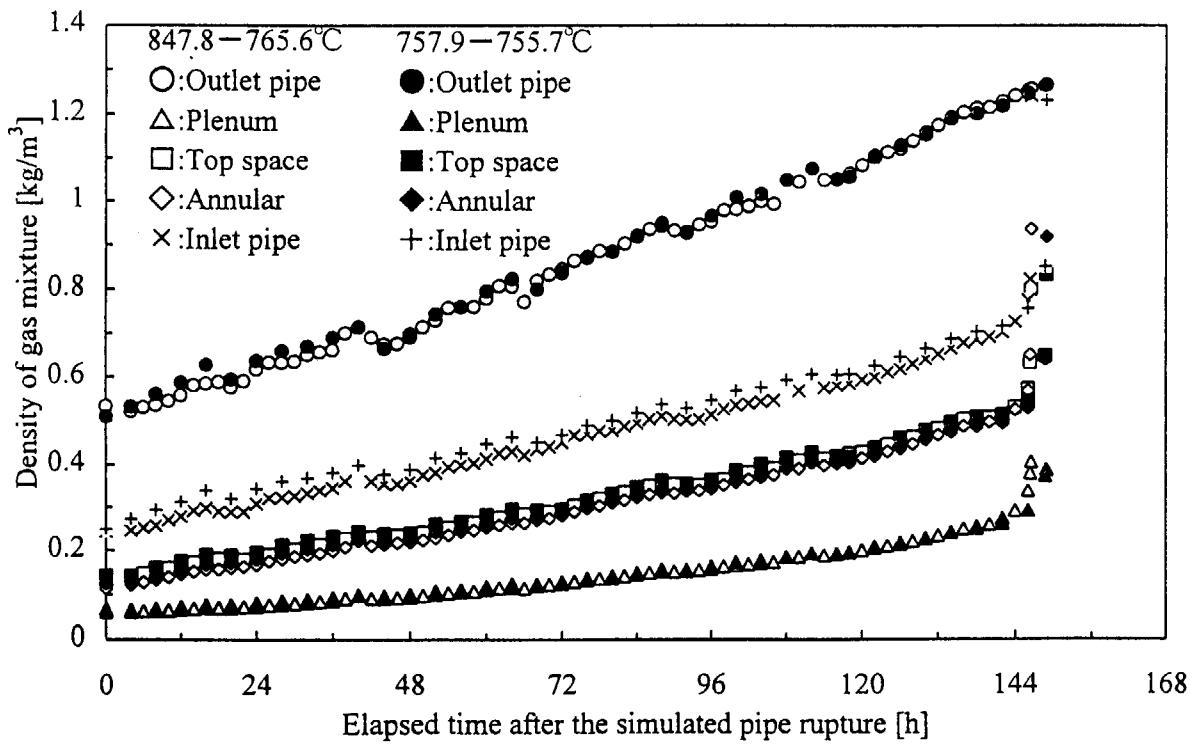
Figure 4.1.11 Mole fraction changes of each gas species in the outlet pipe



(C) Mole fraction changes of CO_2



(a) 1000°C-900°C experiment and 900°C experiment



(b) 850°C-750°C experiment and 750°C experiment

Figure 4.1.12 Density changes of the gas mixture

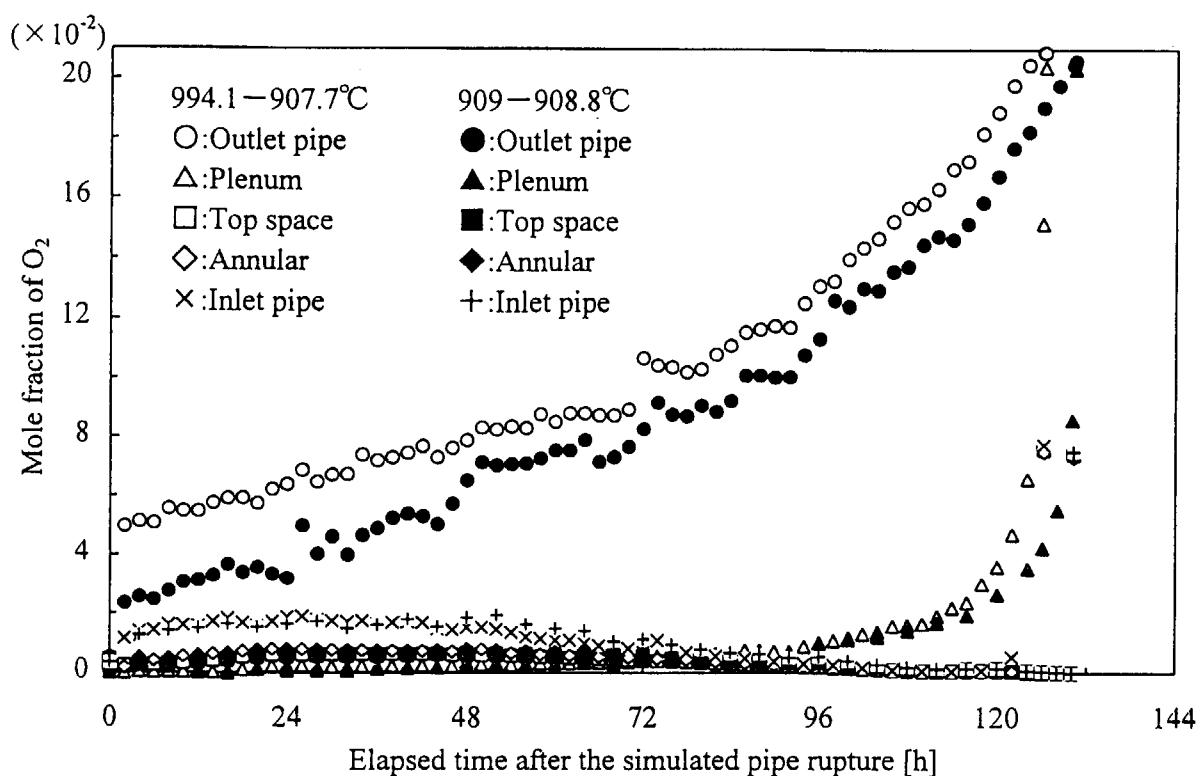
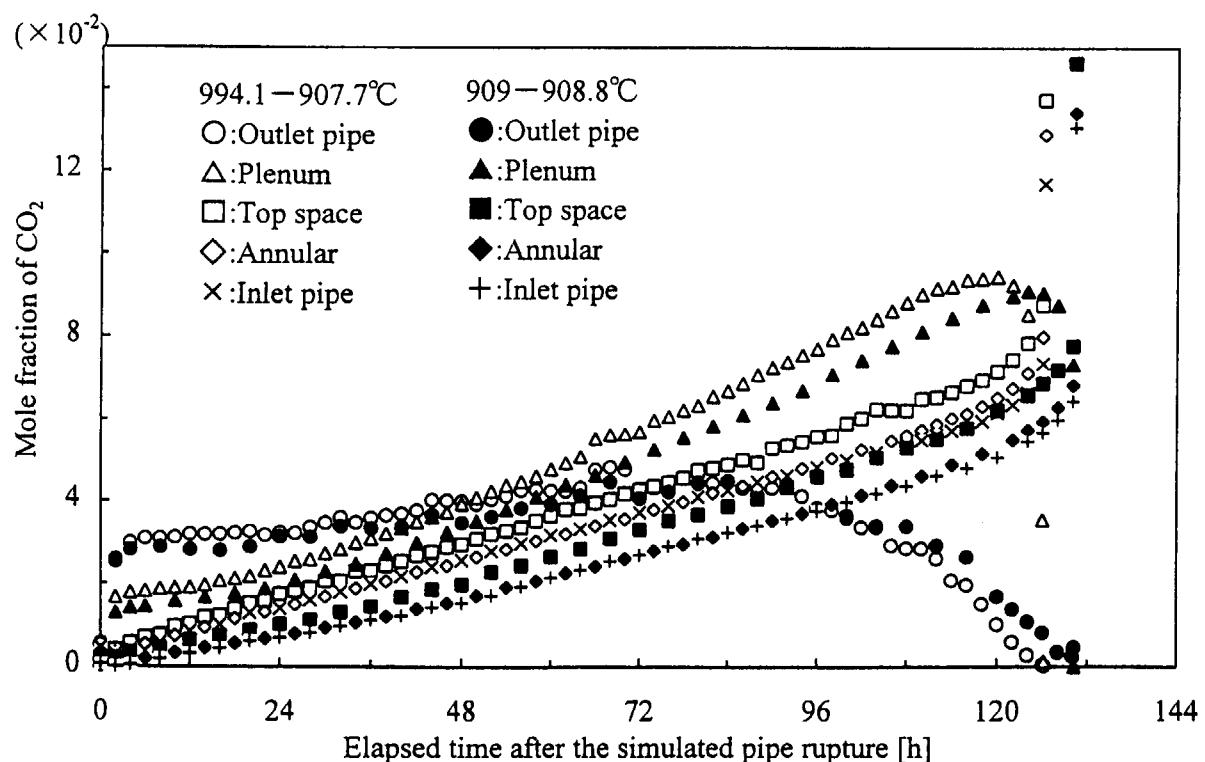
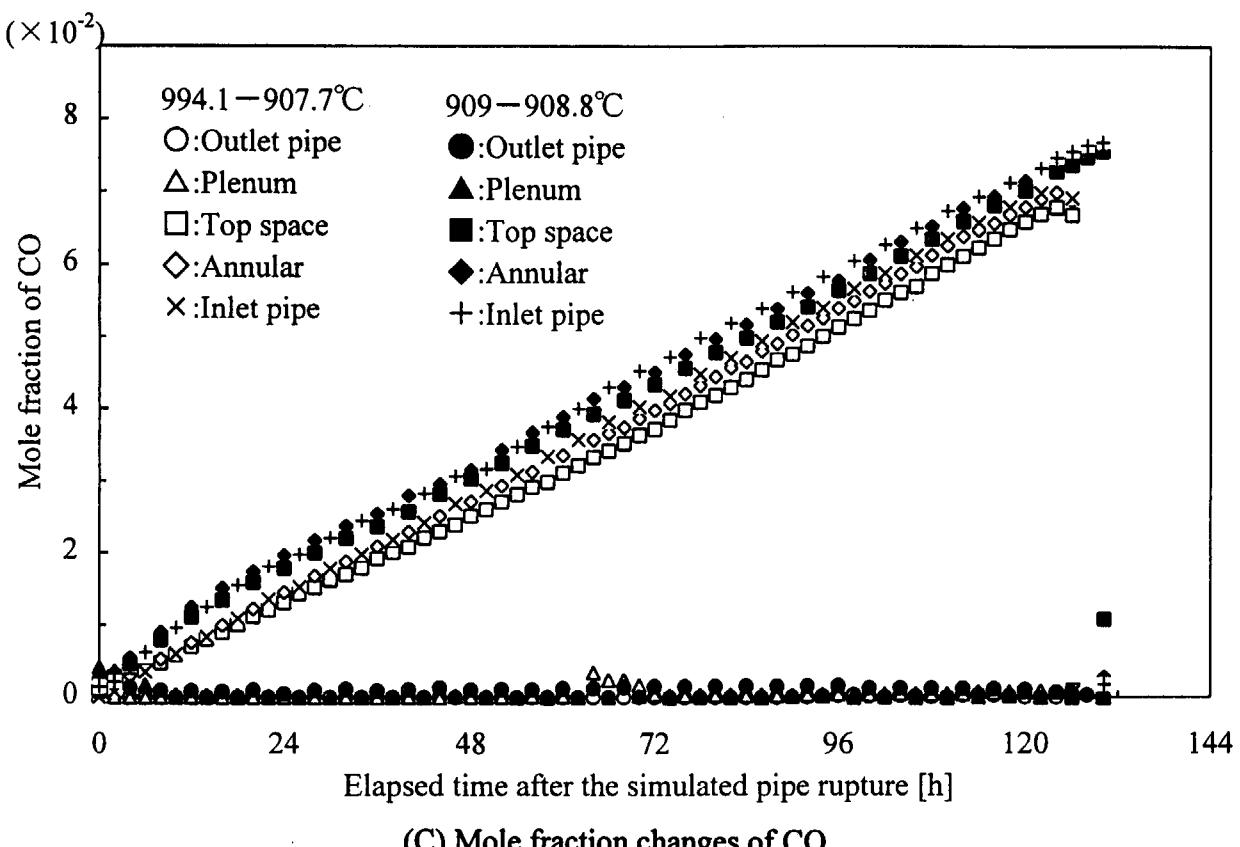
(a) Mole fraction changes of O_2 (b) Mole fraction changes of CO_2

Figure 4.1.13 Mole fraction changes of each gas species



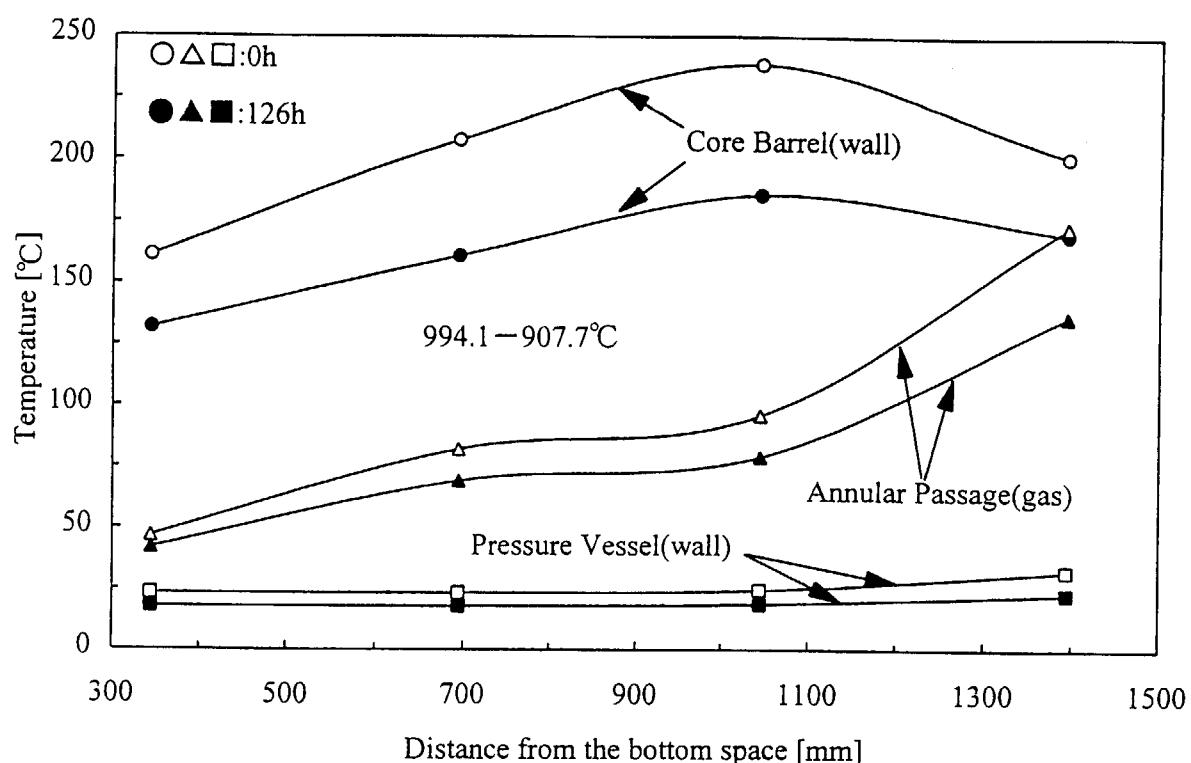


Figure 4.1.14 Wall and gas temperature distributions in the annular passage (1000°C-900°C experiment)

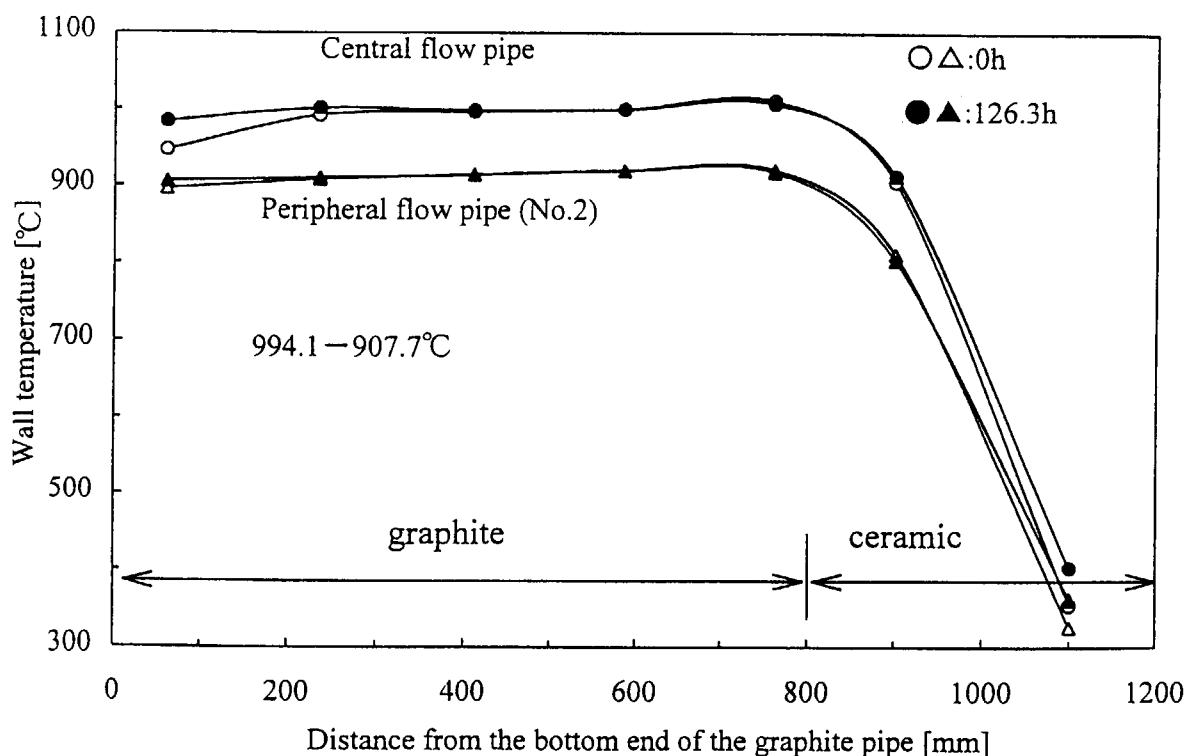


Figure 4.1.15 Wall temperature distribution in the flow pipe (1000°C-900°C experiment)

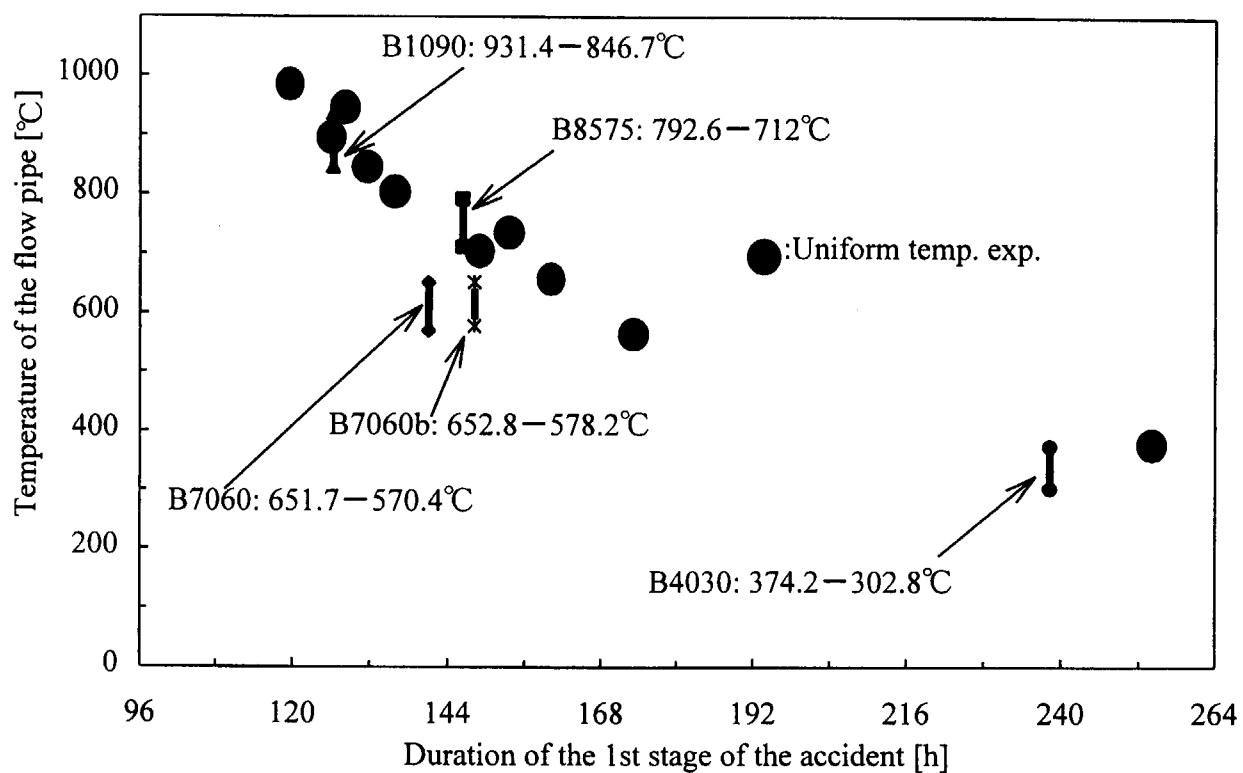


Figure 4.1.16 Relationship between the duration of the first stage of the accident and the average temperature of the flow pipe

4.2 高温ガス炉の配管破断事故時における熱物質移動数値解析コード

前節においては高温ガス炉の流路構成を模擬した試験装置による事故後の空気浸入挙動に関する実験結果を述べた。本試験装置は実際の HTTR の炉心寸法を模擬したものではなく、HTTR の事故後の炉心温度変化を正確に模擬するものではないことから、得られた試験結果から実機における定性的な現象を把握することに重点をおいた試験であった。そこで、試験結果を実機に対する定量的な評価に反映させるため、主配管破断事故時における空気浸入挙動数値解析コードの開発を進めた^[70, 71]。本節では、これまでに作成した解析コードの特徴と 4.1 節の試験結果による検証結果を述べる。

4.2.1 数値解析の概要

(1) 数値解析コードの特徴^[70, 71]

解析コード「FLOWGR」は、原子炉内の流路を 1 次元の流路網でモデル化し、黒鉛の酸化反応を伴う多成分気体系の熱物質移動現象を調べるものである。解析では 3.2 節で述べた多成分気体系の基礎式と黒鉛酸化に関する反応式を使用した。局所的に発生する 3 次元的な自然対流は、2.3 節で述べた実効拡散係数を使用することにより、その効果を考慮した。また、2 本以上の 1 次元流路で炉心の多並列流路を模擬することができるとともに、閉塞流路、2 つ以上の破断口を取り扱うことができる。

FLOWGR では、質量平均流速に基づく基礎式と、モル平均流速に基づく基礎式の両者を取り扱うことができるが、ここでは、質量平均流速に基づいた基礎式による解析を行った。3.2 節で示した混合気体の連続の式、各成分気体の質量保存の式、混合気体の運動量保存式、混合気体の状態方程式を 1 次元のコントロールボリューム法により、スタッガードメッシュ差分を用いて差分化した。したがって、密度、温度、質量分率（モル分率）、圧力等のスカラー量はボリューム中央で、ベクトル量である速度はボリューム境界で定義した。混合気体の質量保存式は 1 次の風上差分法^[27]を、成分気体の質量保存式、混合気体のエネルギー保存式はハイブリッド差分法^[27]を用いた。また、運動量保存式中の対流項は常に 1 次の風上差分法により差分化した。

前章までに述べた数値解析では、連立 1 次方程式の解法として直接法を用いているが、本解析では取り扱う流路構成が複雑であり、解析領域が広くなることによる離散点の増大から計算時間に対して直接法が必ずしも有利であるとは言えない。そこで、直接法に加えて逐次過大緩和法（SOR 法）も解法として採用できるようにしている。また、運動方程式の解法には、近似的な圧力補正式から圧力と流速の補正值を計算し、常に質量保存式を満足するように、計算された流速を補正して流速と圧力を決定する SIMPLER 法^[27]を採用した。多成分混合気体の熱物性値の計算は、これまでに報告されている物性値推算法の中から数値解析上取り扱い易いものを採用した^[72]。FLOWGR のフローチャートを図 4.2.1 に示す。

(2) 解析モデルと解析条件

図 4.2.2 に図 4.1.2 に示した試験装置のモデル図を示す。全系を 62 のノードに分割した 1 次元流路網でモデル化した。流路の断面積や壁温度が大きく変化する箇所を異なる領域として分割し、合計 18 の領域を設定した。領域はそれぞれ、低温及び高温出口管、高温プレナム、炉心部中心領域と周辺領域流路管、上鏡部、胴部環状流路、下鏡部、入口管である。また、炉心流路管は中心、周辺領域とも黒鉛管とセラミック管部分に分けた。周辺領域の 3 本の流路管については、流路長と断面積の等しい 1 本の流路管として取り扱った。

表 4.2.1 にモデル図の各領域の設定値を示す。等価直径は実験装置の寸法から各領域の容積を算出し、これを流路長で除した値を円管状流路の断面積と仮定して求めた。角度は鉛直上方を 0 度とした流路方向である。

黒鉛の酸化反応は黒鉛管流路のみで考慮し、一酸化炭素の燃焼反応は領域の温度が約 200°C 以上であり、酸

素が供給される領域のみで考慮した。したがって、実験では黒鉛管上部のセラミック管部や上鏡部等では酸素が全く検出されないことから、高温プレナム部と出口管の高温部で考慮した。

初期条件における各領域の設定温度は 4.1 節の黒鉛流路管温度を 900°C に設定した実験（表 4.1.2 の⑦A90）に対応する平均温度を使用し、壁温は時間的にも空間的にも一定値であるとした。各領域の温度は領域の両端及び中点で指定して直線補間した。また、境界条件は破断口において常に空気と接していると仮定して、窒素と酸素のモル分率を設定した。系内の圧力は大気圧で一定であると仮定するが、両破断面の鉛直方向位置が異なるため、高さに相当した静圧を加えて破断面の境界条件とした。

本解析において、胴部環状流路の拡散係数に 2.3 節で述べた実効拡散係数を導入した。一例として、自然循環流発生直前の温度条件で空気が充填されている場合を考え、表 4.2.1 の実験⑦A90 における胴部環状流路の実効係数を算出する。実験結果から、第 2 段階へ移行直前の模擬炉心容器側の平均壁温度は 178°C、水冷容器側は 25°C であり、この時の環状流路内の気体温度は 87°C であった。物性値は気体温度で算出すると仮定すれば、動粘性係数は $\nu = 2.23 \times 10^{-5} [m^2/s]$ 、プラントル数は $Pr = 0.716$ であり、この時の Gr 数と Ra 数はそれぞれ $Gr = 2.19 \times 10^6$ 、 $Ra = 1.56 \times 10^6$ となる。したがって、式 (2.4.24) から流速分布を仮定して平均流速を求める $u_{ref} \approx 0.21 [m/s]$ となり、これより $F_{DAP} = 147$ となる。上鏡部については体積要素と考えてメッシュ数を少なくし、密度及び濃度は均一と考えて、実効拡散係数は与えなかった。

4.2.2 数値解析結果

FLOWGR の解析結果の一例を図 4.2.3～4.2.6 に示す。解析対象とした実験結果も図中に示した。図 4.2.3 は出口管(1)、高温プレナム(2)、上鏡空間(3)、胴部環状流路(4)、下鏡部下部空間(5)における混合気体密度の時間変化を示したものであるが、定性的には実験結果を良く模擬している。出口管部の密度の計算値が実験値より大きい値を示しているが、これは配管破断直後に装置内で発生している浮力に相当するだけの空気が出口管から浸入するが、その時の浸入高さを大きく計算したためである。他の測定点においては多少の差は見られるが、ほぼ定量的に一致している。また、密度解析の最終的な計算結果である空気の自然循環流発生時間は実験値（約 130 時間）に対して約 12%（15 時間）早くなかった。この理由としては、空間メッシュ数が少ないため解析の入力値である壁温度が実験値を十分模擬していないことがあげられる。また、本解析では連立 1 次方程式の解法に LU 分解法を採用したが、原研のベクトル計算機（VPP500）において約 150 万ステップで約 15 時間の計算時間を要する非定常解析であり、精度を向上するために時間ステップを小さくしても計算ステップ数が大きくなるため、微小な計算誤差が計算とともに蓄積することなどが考えられ、これらの最終結果として自然循環流発生時間に最も大きな差が生じたものと考えている。

図 4.2.4～4.2.6 の酸素、二酸化炭素、一酸化炭素濃度変化については定量的に一致している箇所とそうでない箇所があったが、定性的には発生した各成分気体の挙動を再現している。特に一酸化炭素の解析結果に大きな差が見られた。これは、黒鉛酸化により発生した一酸化炭素が解析上では酸素と過剰に反応して発生量が減少したものと考えられる。酸化反応により発生・消滅する成分気体の量や空間的な濃度分布を定量的に一致させるためには、反応する成分気体濃度に加えて温度の依存性も強いため、解析における流路壁温や成分気体の温度を実験値に対して十分な精度で与える必要がある。特に、実機を対象とするような解析においては、一酸化炭素の気相での燃焼反応による発生・消滅量を定量的に一致させることができると困難であると考えられる。しかしながら、第 1 段階の持続時間を評価するという観点からは、空气中に含まれている約 20% の酸素のみが二酸化炭素と一酸化炭素に変化し、一酸化炭素の分子量は酸素に近いことなどから考えると、混合気体の密度変化に与える影響はそれほど大きくないと考えている。また、一酸化炭素の発生量より、むしろ酸素と密度差の大きい二酸化炭素の発生量の方が密度変化に与える影響は大きいと考えられる。

本解析に使用した黒鉛酸化に関する反応式の各係数については、前章で示したように逆U字管流路における各成分気体の発生・消滅量を定量的に求めることができたことから、これらの値は妥当なものであると考えている。したがって、気相での化学反応による発生量は局所的な流体の挙動や温度条件に大きく依存すると考えられ、本実験のように装置内で局所的な自然対流が発生する場合には、新たなモデルを導入する必要があると考えられる。

本解析コードは、今後の実機に対する数値解析を念頭において、できるだけ簡単な解析モデルで且つ短い計算時間で事故時の現象を把握することができるよう開発を進めてきた。そこで、本節で述べた解析では、並列流路を含めた解析領域が全体で約8mにも及ぶ実験装置の流路を57のコントロールボリュームにより1次元流路として分割し、安定に計算が進められる最大時間ステップを用いて解析を実施した。その結果、各成分気体濃度において、一部、定量的に一致しない箇所があったが、定性的にはすべての成分気体の移動現象を再現できた。また、混合気体密度、及び第1段階の持続時間においては、前述のように解析の初期・境界条件や離散点数を考えれば、十分許容しうる範囲の結果が得られたと考えられる。したがって、1次元流路で取り扱えない場所での化学反応による成分気体の発生・消滅量の定量評価においては、保守的な仮定を適用する必要があり、安全裕度の過大評価という点で今後検討の余地はあるものの、本解析コードの開発によって、実機の主配管破断事故時の多成分気体移動に関する現象予測が可能となり、本コードは今後の実用炉の安全解析に使用できるものと考えられる。

Table 4.2.1 Initial condition in each region for the numerical analysis by the FLOWGR code

No.	Region name	Length (m)	Volume(m ³)	Equiv.Diam.(m)	Temp.(°C)	C/O2	θ.	Factor	Cell No.	Δx(m)
1	Outlet pipe 1 (middle-temp.)	1.15	4.34×10 ⁻³	0.0693	14-28	X	0	1.0	5	0.23
2	Outlet pipe 2 (high-temp.)	0.47	1.77×10 ⁻³	0.0693	28-700	X	0	1.0	4	0.157
3	High-temp. plenum	0.17	1.895×10 ⁻²	0.3767	700-900	X	0	1.0	2	0.085
4	Central graphite pipe	0.8	1.01×10 ⁻³	0.04	908-908	○	0	1.0	5	0.16
5	Central ceramic pipe	0.5	9.21×10 ⁻⁴	0.0484	900-200	X	0	1.0	3	0.167
6	Peripheral graphite pipes	0.8	3.02×10 ⁻³	0.0693	908-908	○	0	1.0	5	0.16
7	Peripheral ceramic pipes	0.5	2.76×10 ⁻³	0.0838	900-200	X	0	1.0	3	0.167
8	Insulation connecting part	0.03	4.092×10 ⁻⁵	0.0417	900-900	X	0	1.0	2	0.015
9	Thermal insulation	1.4	6.47×10 ⁻¹	0.7671	900-900	X	0	1.0	2	0.7
10	Top space 1	0.29	7.98×10 ⁻²	0.5919	104-104	X	90	1.0	2	0.145
11	Top space 2 (peripheral space)	0.2	1.188×10 ⁻¹	0.8697	104-225	X	180	1.0	2	0.1
12	Annular passage 1 (upper)	0.76	1.232×10 ⁻¹	0.4543	225-129	X	180	150	5	0.152
13	Annular passage 2 (lower)	0.76	1.232×10 ⁻¹	0.4543	129-33	X	180	150	5	0.152
14	Bottom space (horizontal)	0.24	5.01×10 ⁻²	0.5155	29-29	X	90	1.0	2	0.12
15	Bottom space(vertical)	0.15	1.156×10 ⁻²	0.3132	29-14	X	180	1.0	2	0.075
16	Outer pipe of coaxial pipe	0.23	7.86×10 ⁻³	0.2086	14-14	X	180	1.0	2	0.115
17	Inlet pipe 1 (horizontal)	0.5	1.89×10 ⁻³	0.0693	14-14	X	90	1.0	3	0.167
18	Inlet pipe 2 (vertical)	0.5	1.89×10 ⁻³	0.0693	14-14	X	180	1.0	3	0.167

Measuring point = Cell number : (1) Outlet pipe = 5 (2) High-temp. plenum = 11 (3) Top space = 33 (4) Annular passage = 45 (5) Bottom space = 51

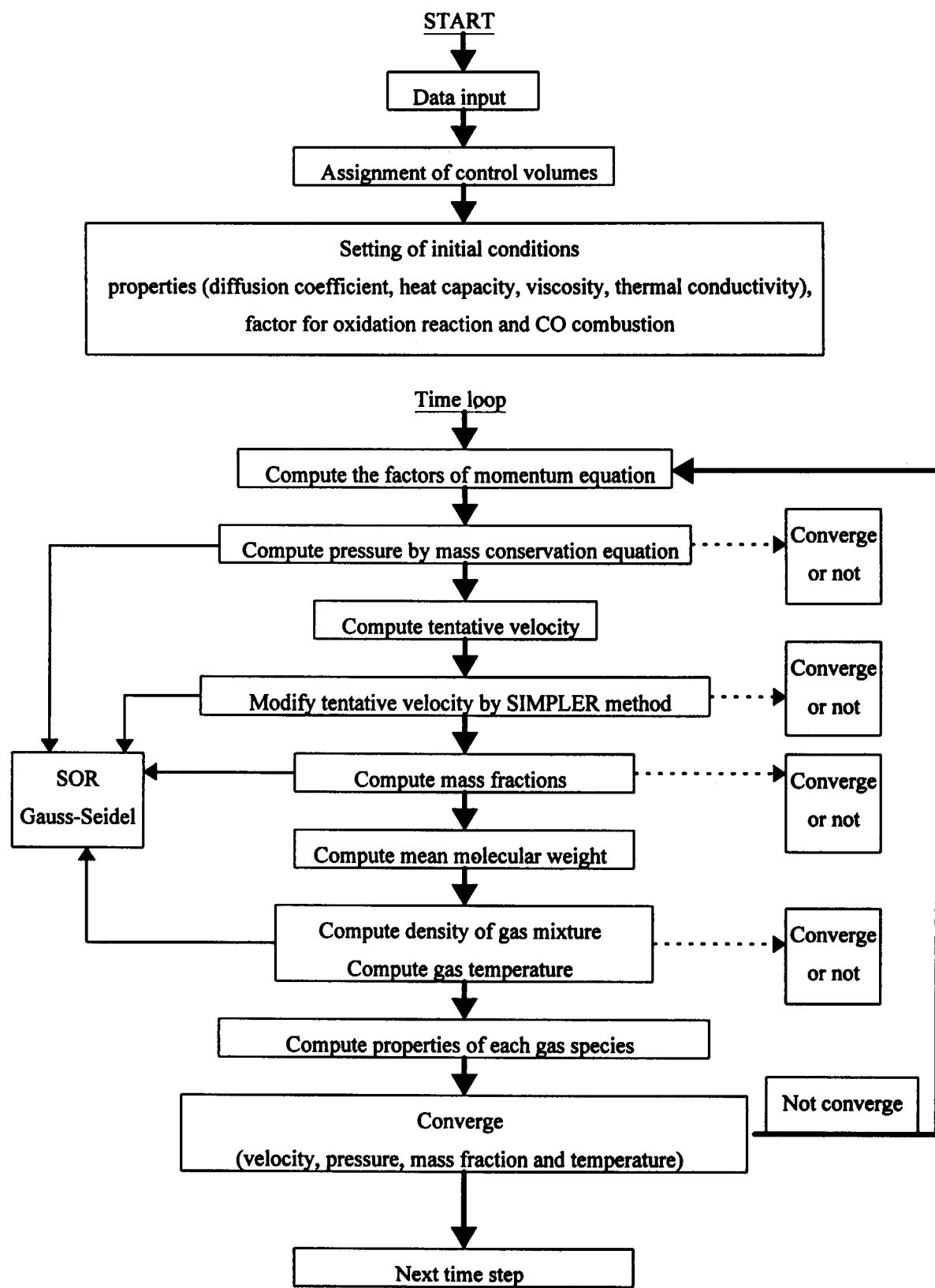


Figure 4.2.1 Flow chart of the FLOWGR code

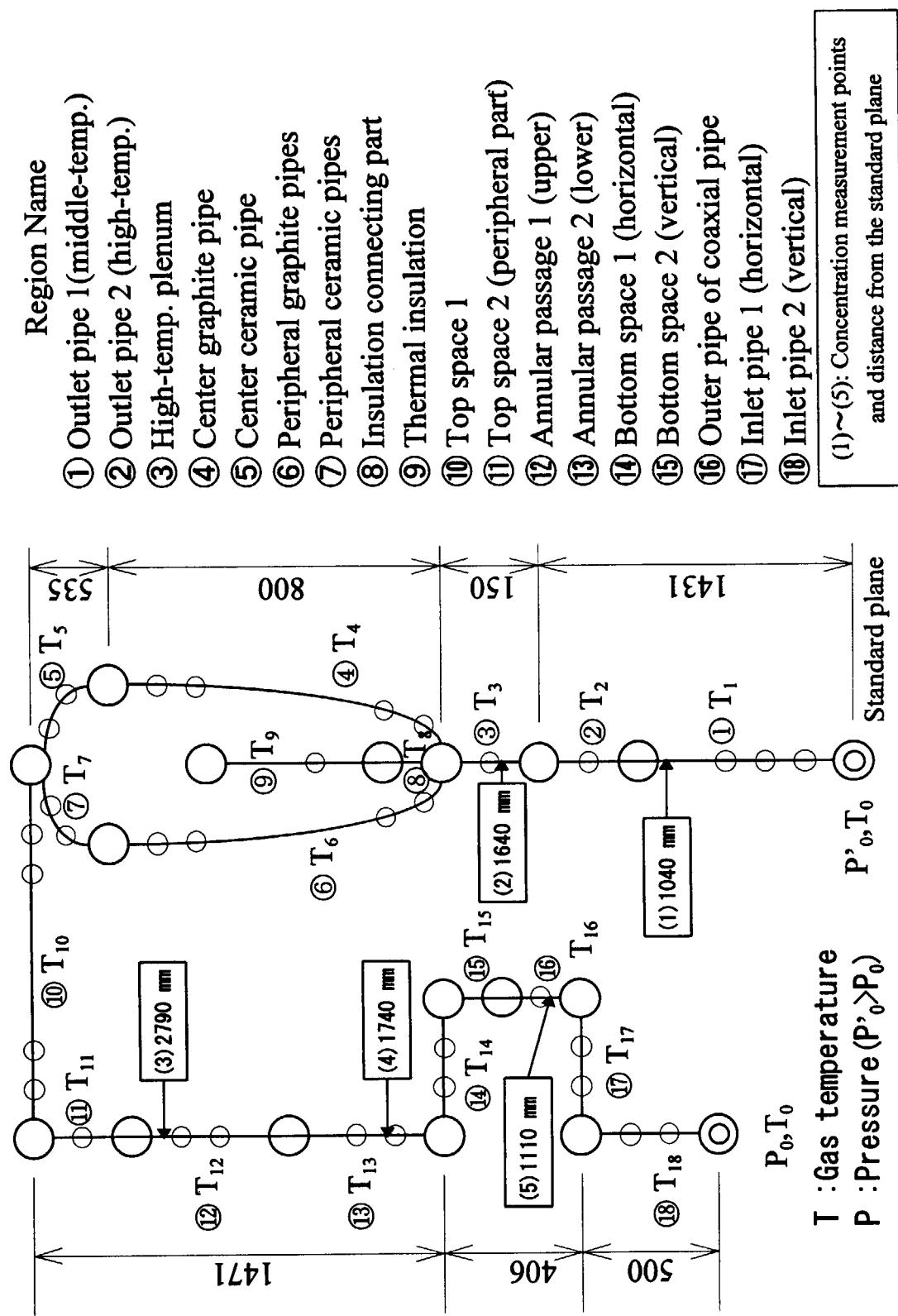


Figure 4.2.2 Numerical model of the test apparatus (Fig.4.1.2)

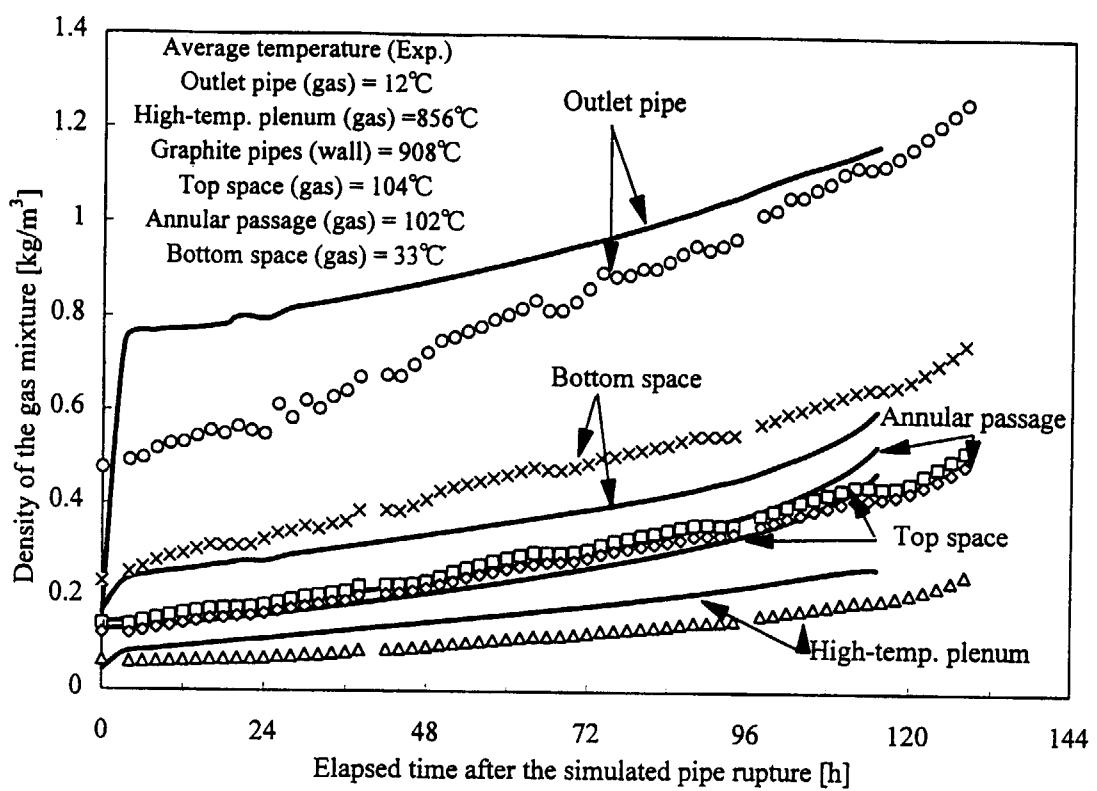


Figure 4.2.3 Density changes of the gas mixture (average temperature of the graphite pipe : 900°C)

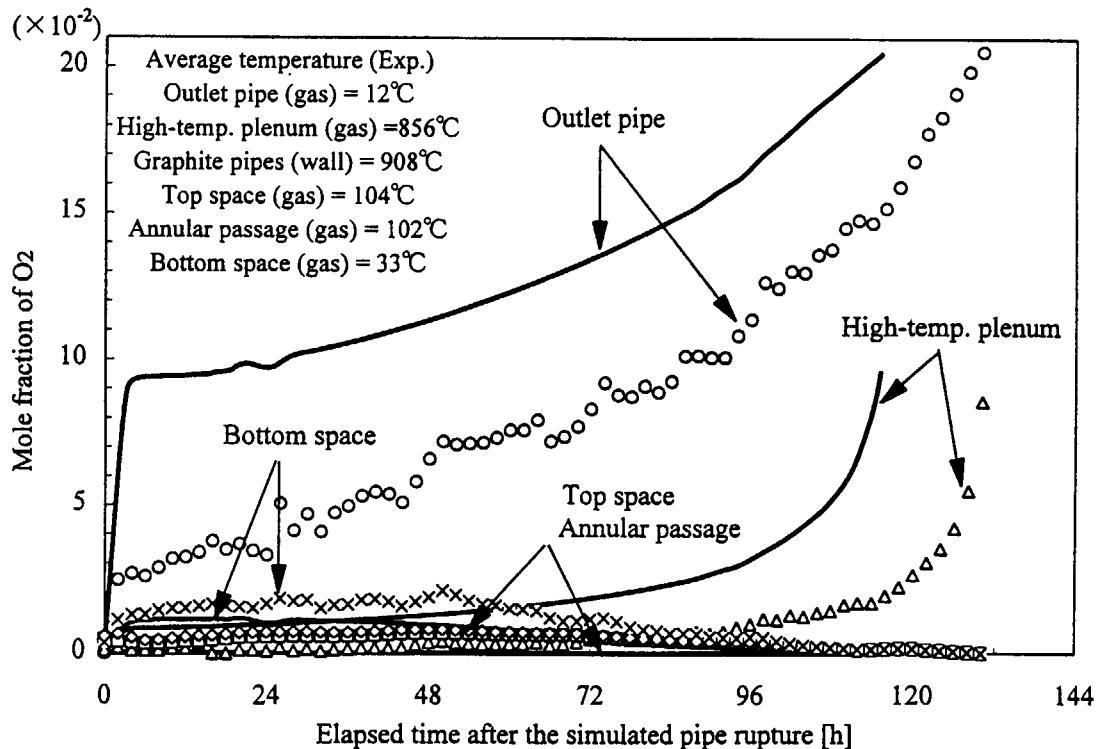


Figure 4.2.4 Mole fraction changes of oxygen (average temperature of the graphite pipe : 900°C)

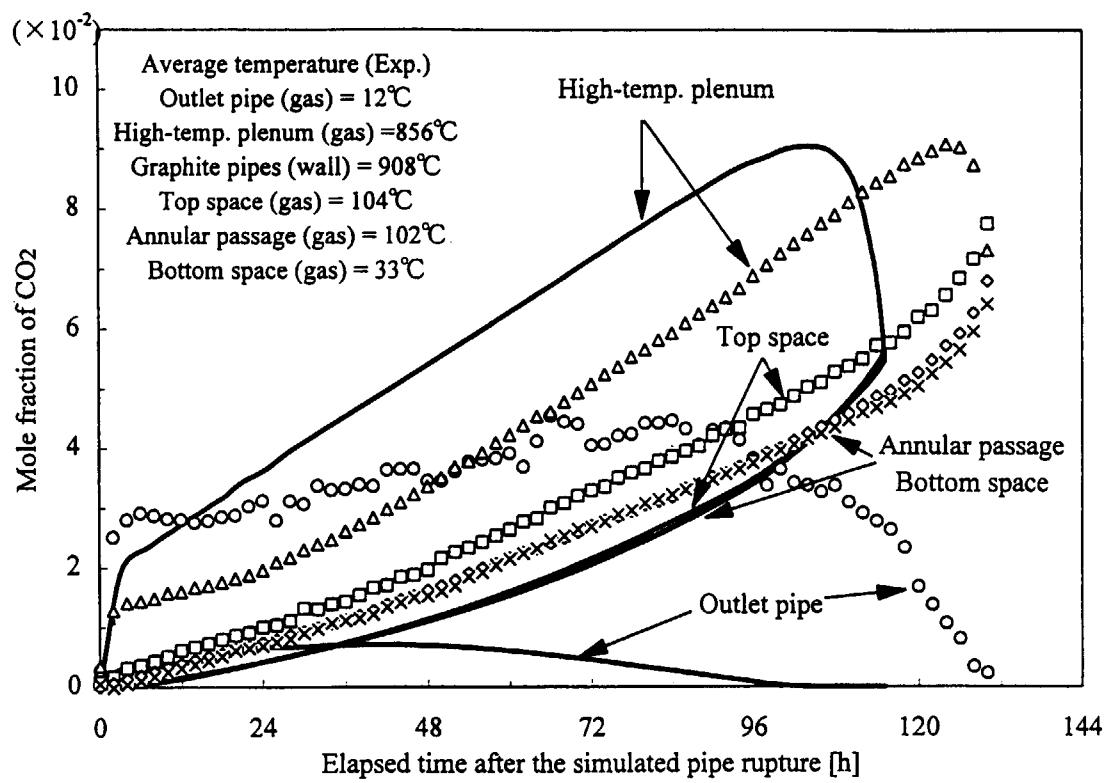


Figure 4.2.5 Mole fraction changes of carbon dioxide (average temperature of the graphite pipe : 900°C)

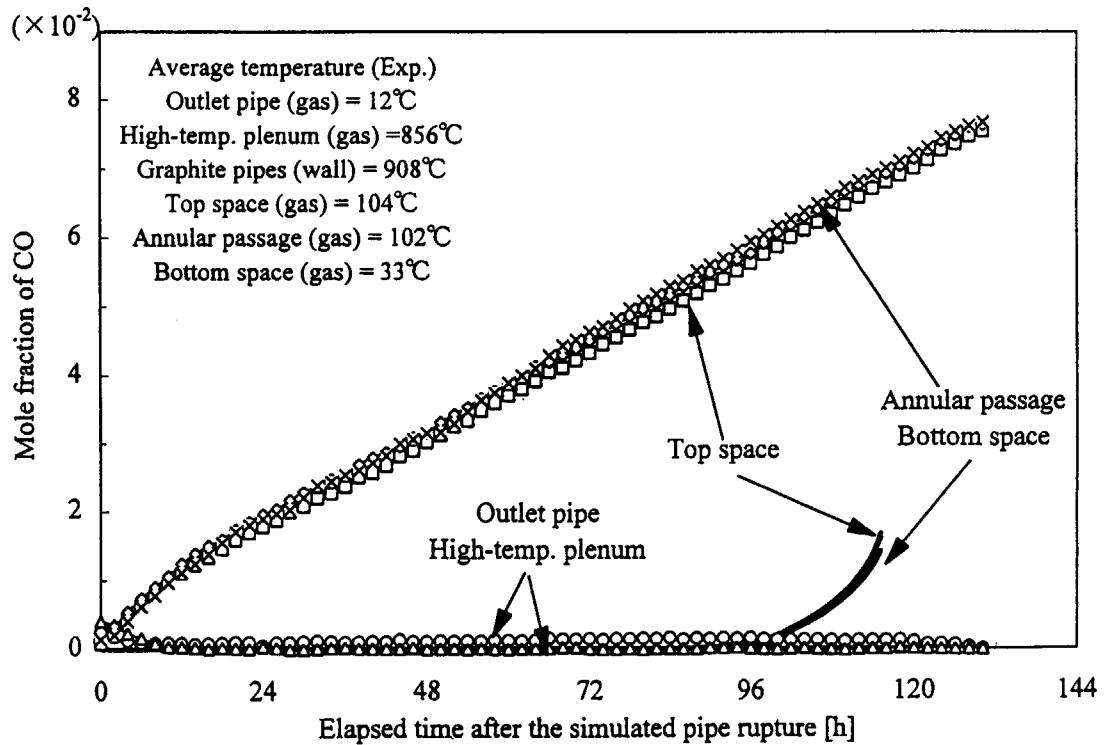


Figure 4.2.6 Mole fraction changes of carbon monoxide (average temperature of the graphite pipe : 900°C)

4.3 高温ガス炉の固有安全特性に関する実験

実機において配管破断事故が発生した時点では、冷却パネルによって圧力容器が外側から冷却されることを考えると、炉心の中心流路の温度が最も高く、周辺部に向かって低くなる温度分布となることが予想される。HTTR の安全解析によると、1 次冷却系主配管破断事故後の炉心燃料温度は、崩壊熱により約 30 時間後に 1380°Cまで上昇し、1000 時間後には 570°Cまで冷却されるとしている。事故後の 30 時間から 200 時間までを直線補間すると冷却速度は約 3°C/h となり、200 時間後には約 870°Cまで炉心の燃料温度が低下している^[73, 74]。炉心温度が上昇する場合には、炉内の多成分気体が膨張するため空気の浸入流量が減少するが、炉内の高温側と低温側流路間の温度差は大きくなるので、両流路間の密度差によって誘起される極めて流速の遅い自然循環流の流速は速くなり、空気の浸入流量が増加する。一方、炉心温度が時間とともに低下する場合には、炉内の気体が収縮することによる空気浸入量の増加と高温側と低温側流路間の密度差による自然循環流の流速が遅くなることによる空気浸入量の減少を考慮しなければならない。したがって、配管破断事故後の炉心温度は時間とともに変化するため、模擬炉心部の温度が均一で、時間的にも一定に保持した場合の実験だけから、実機の空気浸入挙動を予想するのは十分でない。本試験は直接 HTTR の事故後の炉心温度変化を模擬したものではなく、得られた試験結果から実機について定量的な評価は必ずしもできないが、定性的に現象を把握し、前節で述べた数値解析コード^[70, 71]を通して定量的な評価に反映できるものと位置付けられる。そこで本節では、より実機に近い温度条件と考えられる、配管破断後の炉心温度が時間とともに低下する場合の第 1 段階における空気浸入挙動と空気浸入防止技術に関する実験結果を述べる。

4.3.1 黒鉛流路管温度が時間とともに低下する場合の実験結果^[65]

配管破断後、模擬炉心部を一定温度に保持した場合の黒鉛流路管平均温度の時間変化を図 4.3.1 に示す。図のように、黒鉛流路管の平均温度が 750°C以上の場合はすべて第 2 段階に移行後、黒鉛酸化反応により黒鉛流路管の温度が上昇している。一方、700°Cの場合は、空気の自然循環流が発生しても、反応速度が遅いため、黒鉛流路管の温度は上昇せず、逆に自然循環流により流入する空気によって模擬炉心部が冷却された。

次に配管破断後の模擬炉心部を一定速度で降温した場合の実験を行った。実験条件を表 4.3.1 に示す。この内、実験①～④は、中心領域と周辺領域の黒鉛流路管温度が等しくなるよう設定した実験であり、実験⑤～⑧は、中心領域黒鉛流路管の温度が周辺領域よりも高くなるよう設定した実験である。以下では、この実験を炉心部降温実験と呼ぶ。

図 4.3.2 に炉心部降温実験における中心領域黒鉛管温度の時間変化を示す。実験方法は試験体に He を充填した後、所定の温度まで加熱し、試験体内的圧力を大気圧に設定してから、出入口管の破断弁を開放すると同時に黒鉛流路管温度を一定速度で降温して、密度、成分気体のモル分率を測定した。本実験の降温速度は装置固有の値であるため、直接実機には適用できないが、定性的な現象を知る目的で以下のように設定した。1000°C均一実験（実験①）の場合、空気の自然循環流発生までの時間は 128 時間であり、これを配管破断後 128 時間後に 20°Cまで冷却すると仮定すれば、降温速度は 7.66°C/h となる。この速度を基準として、降温しない場合（実験①）、基準速度の 1/2（実験②）、基準速度の場合（実験③）、ヒータからの加熱を止めて自然冷却した場合（実験④）の 4 つを考えた。これと同様に模擬炉心部の半径方向に温度差のある 1000-900°C実験（実験⑤）の場合も 126.33 時間後に中心領域炉心流路管を 20°Cまで冷却するとして、降温速度は 7.76°C/h となる。これより降温しない場合（実験⑥）、基準速度の 1/4（実験⑦）、基準速度の 1/2（実験⑧）、基準速度の 3/4（実験⑨）に設定した。図から分かるように、中心領域黒鉛管温度の降温速度が 0°C/h～2°C/h の場合（実験①～④）は、第 1 段階の持続時間は約 5 日であり、降温速度の大きさによって持続時間が大きく変わることはなかっ

た。また、第2段階に移行して自然循環流が発生した後、黒鉛酸化反応により黒鉛流路管の温度は上昇した。一方、降温速度が $2^{\circ}\text{C}/\text{h} \sim 4^{\circ}\text{C}/\text{h}$ の場合（実験②⑦）においても、第1段階の持続時間は約5～6日であったが、空気の自然循環流発生後、黒鉛酸化による流路管の温度上昇は見られず、逆に自然循環流によって、模擬炉心部は冷却された。さらに降温速度が $5.8^{\circ}\text{C}/\text{h}$ より大きい場合（実験③④⑧）には、試験体各部の温度が室温に低下するまで第1段階が持続し、第2段階に移行して空気の自然循環流が発生することはなかった。この結果から、配管破断後の第1段階の持続時間は試験体の流路形状や温度分布等の要因によって異なるため、本実験の降温速度を直接実機に適用することはできないが、事故後の炉心部を第2段階に移行しても黒鉛酸化を抑制しながら自然循環流により冷却できる場合、及び第2段階に移行することなく、空気浸入量の少ない第1段階の間に炉心部を十分冷却することが可能な炉心の降温速度が存在することが分かった。

降温速度の違いによって第1段階で収束する場合と第2段階まで進展する場合が生じた理由については以下のように考えている。2.2節では逆U字管を用いた2成分気体の場合について、密度変化が小さい場合については温度のグラスホフ数(Gr_T)と濃度のグラスホフ数(Gr_c)に分離することによって、これらの比を用いて自然循環流発生時刻を求めることができた。一方、温度や濃度による密度変化が大きい場合には、 Gr_T と Gr_c に分離することが困難となり、これらの比で整理することができないが、逆U字管の実験結果から、容器内の高温及び低温流路間の密度差によるグラスホフ数 $Gr_{T,c}$ （温度と濃度の両方が関係する）が大きくなり、同時に容器内外の気体濃度差によるグラスホフ数 Gr_c が小さくなつて自然循環流が発生すると考えられる。本実験では降温速度が大きい場合は圧力容器内外の Gr_c が小さくなる以前に容器内の $Gr_{T,c}$ が小さくなつて第1段階で収束し、降温速度が小さい場合は $Gr_{T,c}$ が小さくなる以前に Gr_c が小さくなつて第2段階に進展したものと考えられる。

中心領域黒鉛管の降温速度が $1.94^{\circ}\text{C}/\text{h}$ （実験⑥）と $5.82^{\circ}\text{C}/\text{h}$ （実験⑧）の場合の各測定点における混合気体密度の時間変化を図4.3.3(a), (b)に、 O_2 モル分率を図4.3.4(a), (b)、 CO_2 モル分率を図4.3.5(a), (b)及びCOモル分率を図4.3.6(a), (b)に示す。また図4.3.7(a), (b)に試験体各部の温度変化を示す。降温速度が $1.94^{\circ}\text{C}/\text{h}$ （実験⑥）の場合が、第2段階まで進展した実験例であり、 $5.82^{\circ}\text{C}/\text{h}$ （実験⑧）の場合は、第2段階まで進展しなかつた例である。

炉心部降温実験では、上鏡部を含む低温側流路測定点におけるCOモル分率が模擬配管破断後一旦上昇し、極大点（図4.3.6(a), (b)のA, A'点）に達した後減少した。これは、黒鉛管温度の低下とともに、黒鉛と O_2 との反応速度が低下し、さらに CO/CO_2 生成比も減少することから、COの生成量が少なくなったためである（黒鉛管温度は図4.3.7(a), (b)のA, A'点参照）。COの生成量については主に 800°C 以上で多くなるため、降温速度が速い場合はそれだけ生成量も少なかつた。また炉心部均一温度実験（ 900°C 均一実験）及び炉心部非均一温度実験（ $1000\text{--}900^{\circ}\text{C}$ 実験）では、低温側流路測定点におけるCOモル分率は図4.1.13(c)から明らかなように、第1段階の期間中単調に増加し続けた。

一方、低温側流路測定点における CO_2 のモル分率は、降温速度が違う2つの場合で異なっている。炉心部均一温度及び非均一温度実験では、図4.1.13(b)に示すように、低温側流路測定点における CO_2 モル分率は模擬配管破断後単調に増加するが、降温速度が $5.82^{\circ}\text{C}/\text{h}$ （実験⑧）の実験では、図4.3.5(b)に示すように、模擬配管破断後しばらくの間は徐々に増加し、図中B点において極大値に達した後減少した。図4.3.7(b)に示すようにB点は配管破断後約90時間の点であるが、このときの黒鉛管温度は約 500°C であり、黒鉛の酸化速度が小さくなるため、低温側流路測定点における CO_2 モル分率は減少する。逆に、降温速度が $1.94^{\circ}\text{C}/\text{h}$ （実験⑥）の場合（図4.3.5(a)）は、黒鉛管温度が 500°C まで低下する以前に第2段階まで進展したため、極大点Bは見られなかつた。

さらに第2段階まで進展しなかつた実験においては、 O_2 （図4.3.4(b)）、 CO_2 （図4.3.5(b)）及びCO（図4.3.6(b)）のモル分率変化においてC点とD点が現れた。C点は高温プレナムにおける O_2 、 CO_2 、COモル分率が

上鏡部のモル分率に近づき始める点、D点は高温プレナムと上鏡部におけるO₂、CO₂、COモル分率が等しくなる点である。このような変化が生じたのは、炉心部の温度が低下するとともに、セラミック管と黒鉛管の温度差が小さくなつて流路管鉛直方向の温度勾配が緩やかになり、前述のように炉心流路相互間での自然循環流が発生したためであると考えられる。図4.3.8(a)、(b)に模擬配管破断直後と108時間後(C点とD点の間)の黒鉛管部の鉛直方向温度分布を示すが、この温度分布から中心領域流路では上向き、周辺領域流路では下向きに流れていると予想できる。したがって、C点以降ではこの自然循環流によって高温プレナムと上鏡部の気体は混合されるため両者の成分気体のモル分率は等しくなる。炉心部降温実験において第1段階で収束したすべての場合について、炉心流路相互間の自然循環流が発生し、各成分気体のモル分率変化にC点とD点が現れた。この過程において、主に高温プレナムのモル分率が変化し、低温側流路のモル分率変化が小さいのは、高温プレナムの体積($1.9 \times 10^{-2} \text{m}^3$)に比較して低温流路側の体積(上鏡部 $1.99 \times 10^{-1} \text{m}^3$ 、環状流路 $2.46 \times 10^{-1} \text{m}^3$)が大きいからである。

4.3.2 空気浸入防止技術に関する実験結果^[66]

本実験は、HTTRに代表される逆U字型の流路構成を持つ高温ガス炉の安全性向上のために、主配管破断事故時の空気浸入量を少なくし、黒鉛構造物の酸化を防止することが目的である。これは、高温流路と低温流路との間の気体密度差に伴い発生する自然循環流を低温流路側に密度の小さい異種気体を注入することにより、密度差による浮力を小さくすることによって自然循環流を制御するものである。実験は、黒鉛流路管の平均温度を700°Cに設定し、炉内にN₂を充填して配管破断弁を開放し、空気の自然循環流が発生した後、低温側流路である胴部環状流路からHeを一定量注入した。出口管における空気浸入流速の時間変化を図4.3.9(a)、(b)に示す。この実験では、初期条件として装置内に窒素が充填されているため、模擬配管破断と同時に空気の自然循環流が発生し、多量の空気が装置内に浸入した。この状態で実験装置の容積にはほぼ等しいHeを胴部環状流路から50l/minで12分間注入した。図4.3.9(a)に示すように、Heの注入と同時に自然循環流速は低下して、5分後には流速がゼロとなり、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流により空気が浸入する第1段階に移行した。さらに、この状態で黒鉛流路管温度を700°Cに保持したまま実験を継続した。図4.3.9(b)に示すように、He注入停止後も約55時間、第1段階が持続して、その後再び空気の自然循環流が発生し、第2段階に移行した。以上のことから、実機においても主配管破断事故時に固定反射体と圧力容器との環状流路等の低温側流路から微量のHeを連続的に注入するか、あるいは一定量のHeを供給することができれば、空気の自然循環流が発生してもこれを防止し、空気浸入量を抑制することができると考えられる。

Table 4.3.1 Experimental condition just after the simulated pipe rupture (the simulated core with cooling condition)

Run number Measuring points (position in Fig.4.1.2)	A100 ①	C1000c ②	C1000b ③	C1000 ④	B1090 ⑤	E1090b ⑥	E1090 ⑦	E1090c ⑧
Cooling rate (°C/h)	-	3.83	7.66	45	-	1.94	3.88	5.82
Duration of the 1st stage of the accident	128h	121.17h	-	-	126.33h	121.33h	146.33h	-
Outlet pipe(gas) :G1	22.7	22.6	21.8	11.3	8.6	23.8	21.7	27.3
Outlet pipe(wall) :W1	23.5	24	22.5	14.2	7.8	25.2	23.1	27.3
Outlet pipe(gas) :G2	769.1	772.1	770.6	775.4	681.2	695	693.2	689.6
Outlet pipe(wall) :W2	771.1	773.9	771.9	776.2	689.9	697	691.7	692.2
High-temp. plenum(gas) :G3-6*	949.1	963.3	932	934.8	833.4	872.4	871.6	873.2
High-temp. plenum(wall) :W3-10*	981.1	983.4	979.9	977.4	889.2	888.1	895.9	895.2
Central graphite pipe(wall) :W11-16*	1002.5	1002.3	1002.3	979.2	994.1	990.5	990.7	989.4
Peripheral graphite pipes(wall) :W11-16*	1002.7	1000.8	1000.3	998.4	907.7	927.7	928.2	924.3
Central flow pipe** (wall) :W11-18*	934.9	936.3	935.5	918.7	931.4	927.4	928	927.9
Peripheral flow pipes** (wall) :W11-18*	935.3	934.5	932.4	928.8	846.7	858.8	859.8	857.6
Top space(gas) :G7-13*	122.6	128.6	128.1	94.3	102	113.7	113.6	116.8
Annular passage(gas) :G14-17*	114.2	127.7	129.2	117.5	100.6	115.7	114.6	120.7
Core barrel(wall) :W18-21*	247.7	257.7	258.1	248.2	214.4	230.9	231.8	236.3
Pressure vessel(wall) :W23-26*	46.1	51.9	51.5	36.1	25	44.1	43.1	55.9
Bottom space(gas) :G18-21*	36.7	38.5	38.2	27.4	20.7	38.1	35.8	41.9
Inlet pipe(gas) :G22	22.1	22.7	21.2	12.6	5.9	23.6	21.9	26.3

*: Average temperature

unit°C

**: Graphite and ceramic pipes

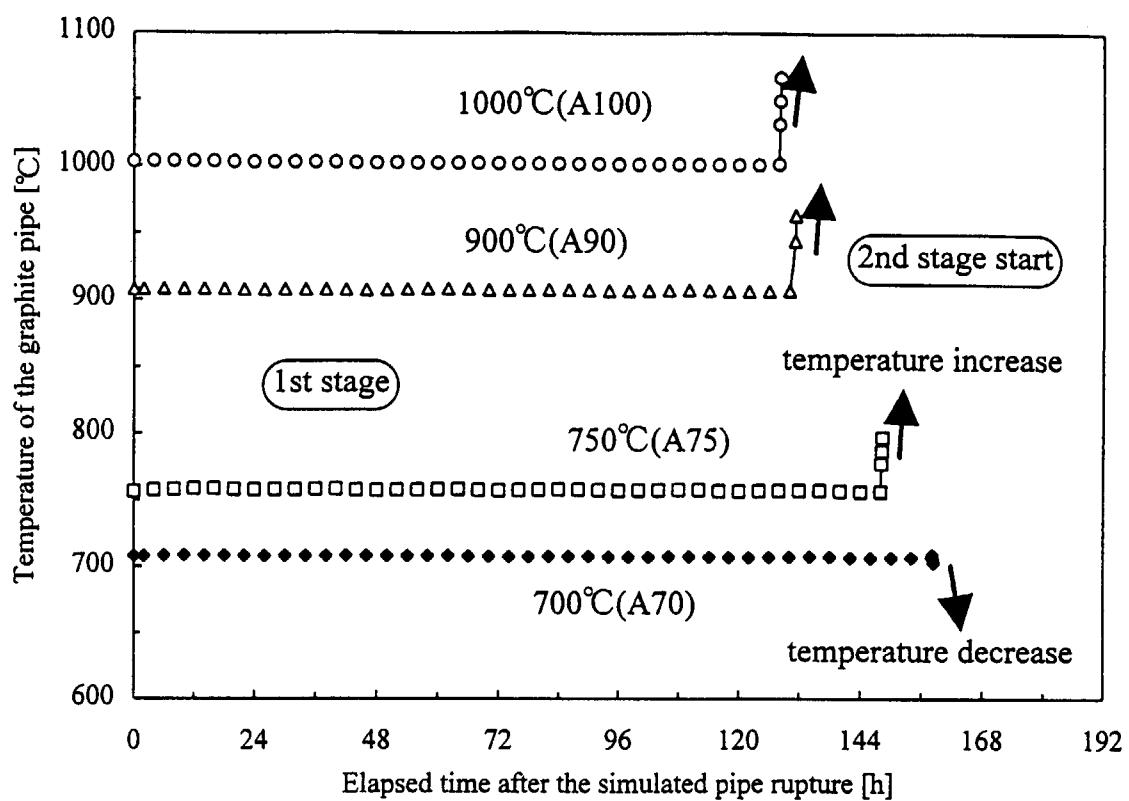


Figure 4.3.1 Temperature changes of the graphite flow pipe (the simulated core with uniform temperature condition)

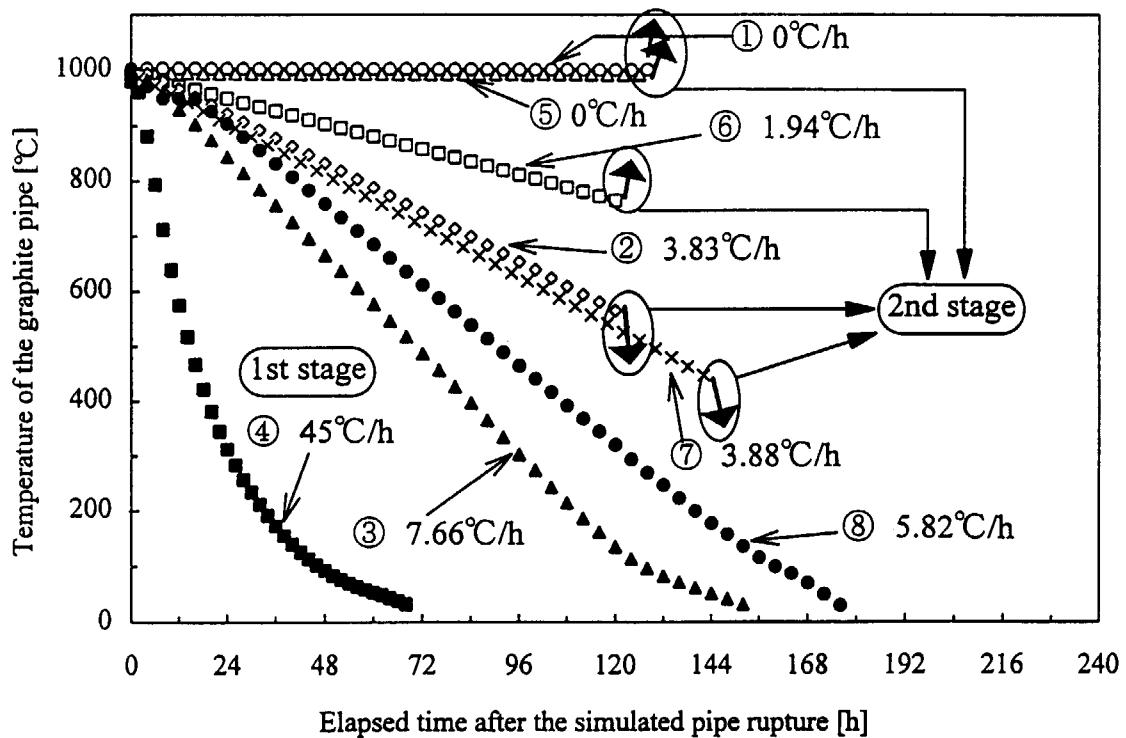
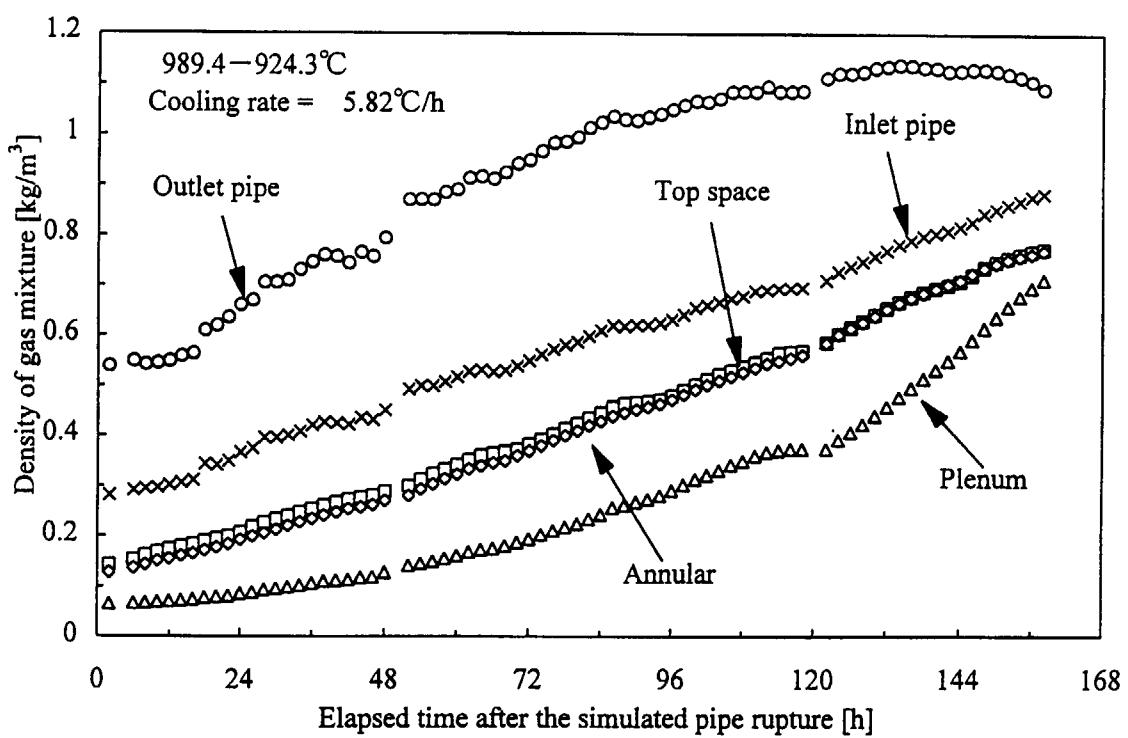
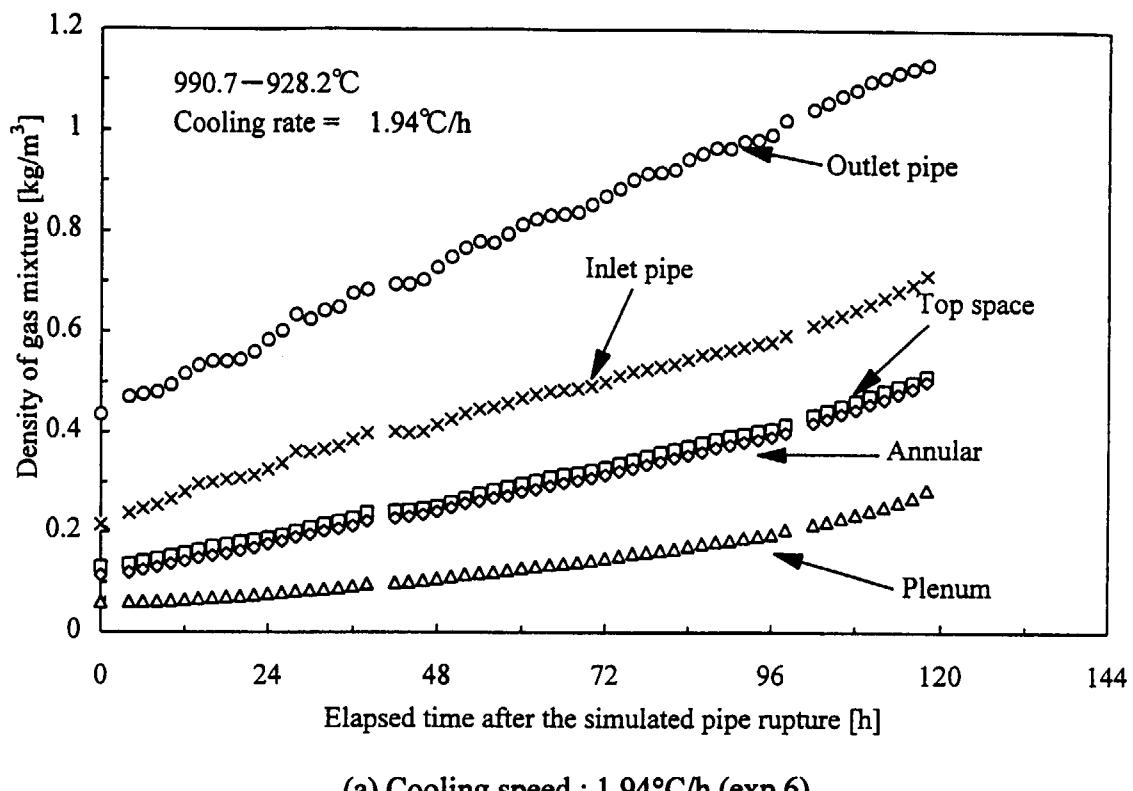


Figure 4.3.2 Temperature changes of the graphite flow pipe (the simulated core with cooling condition)



(b) Cooling speed : 5.82°C/h (exp.8)

Figure 4.3.3 Density changes of the gas mixture

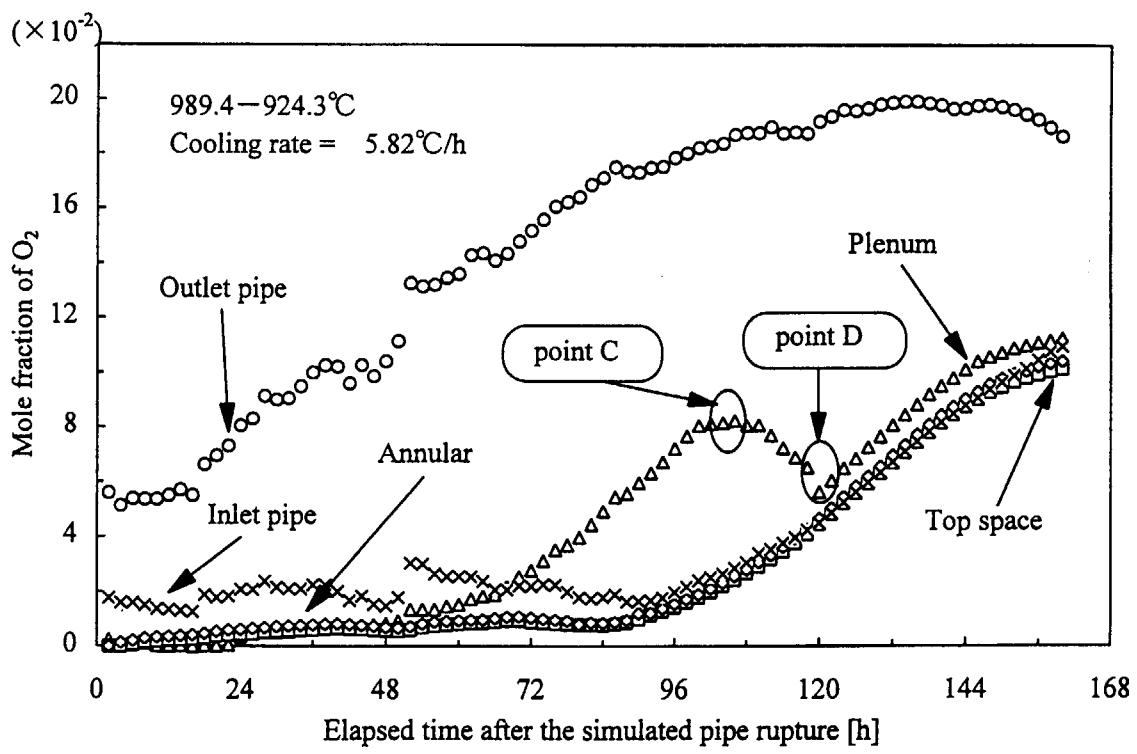
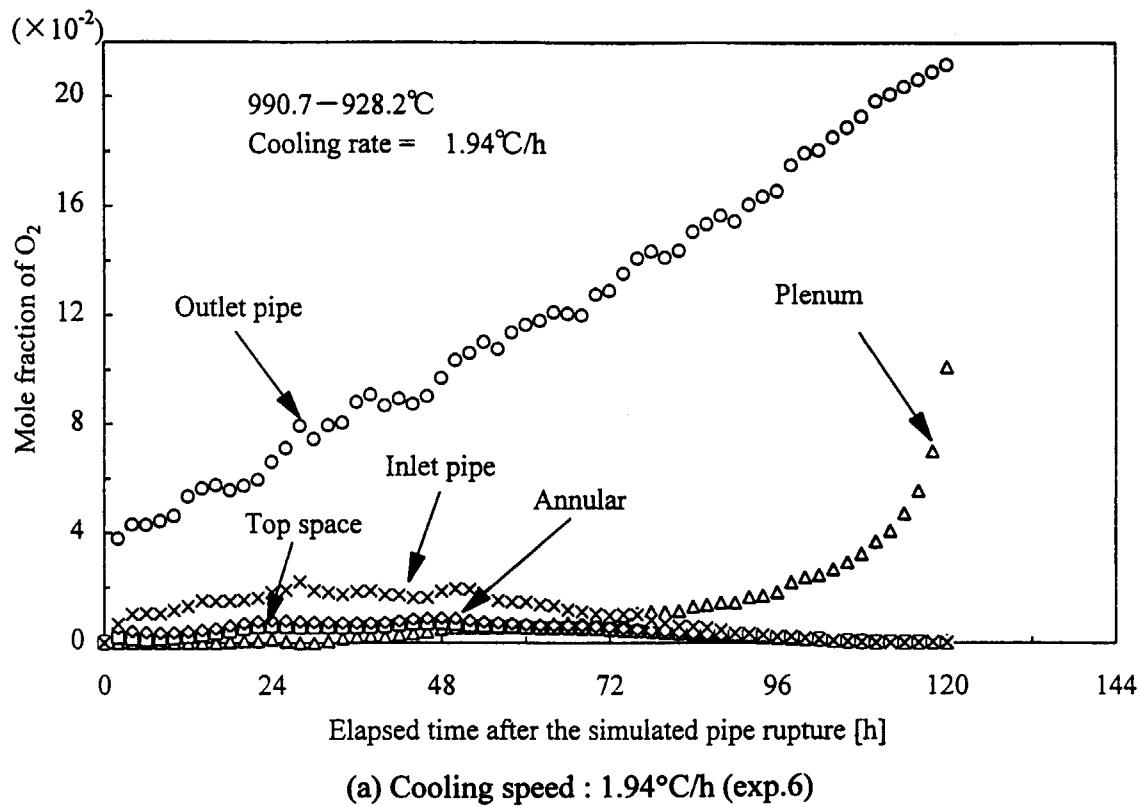


Figure 4.3.4 Mole fraction changes of oxygen

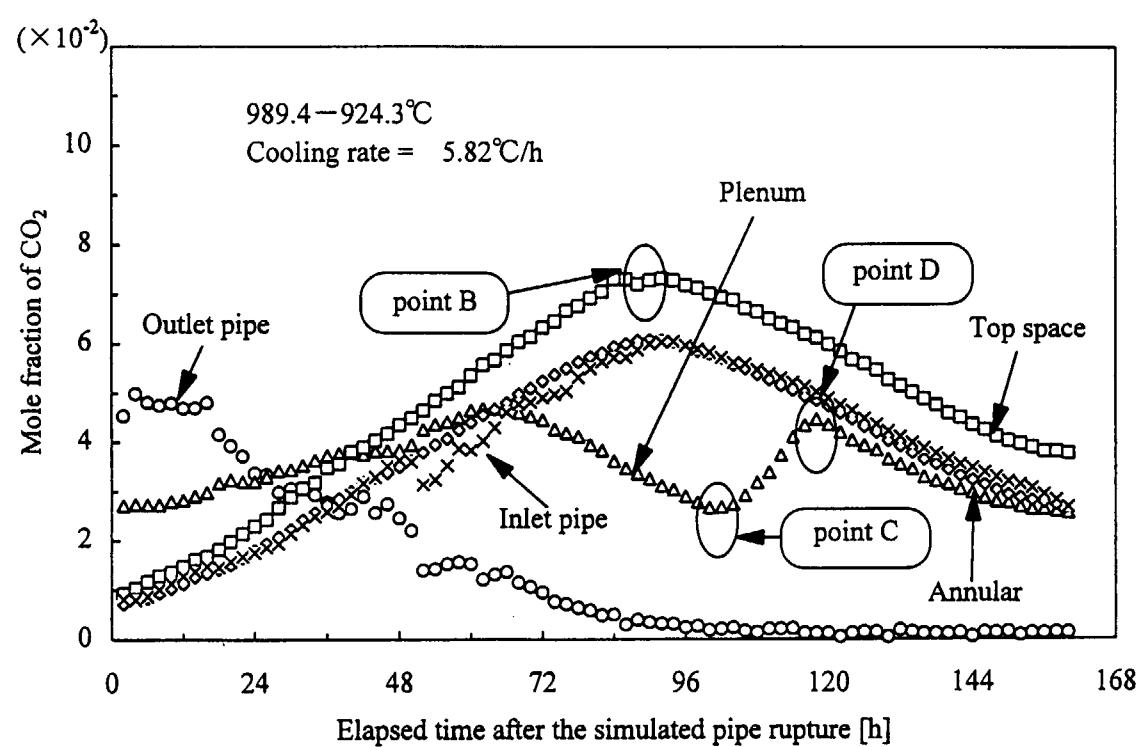
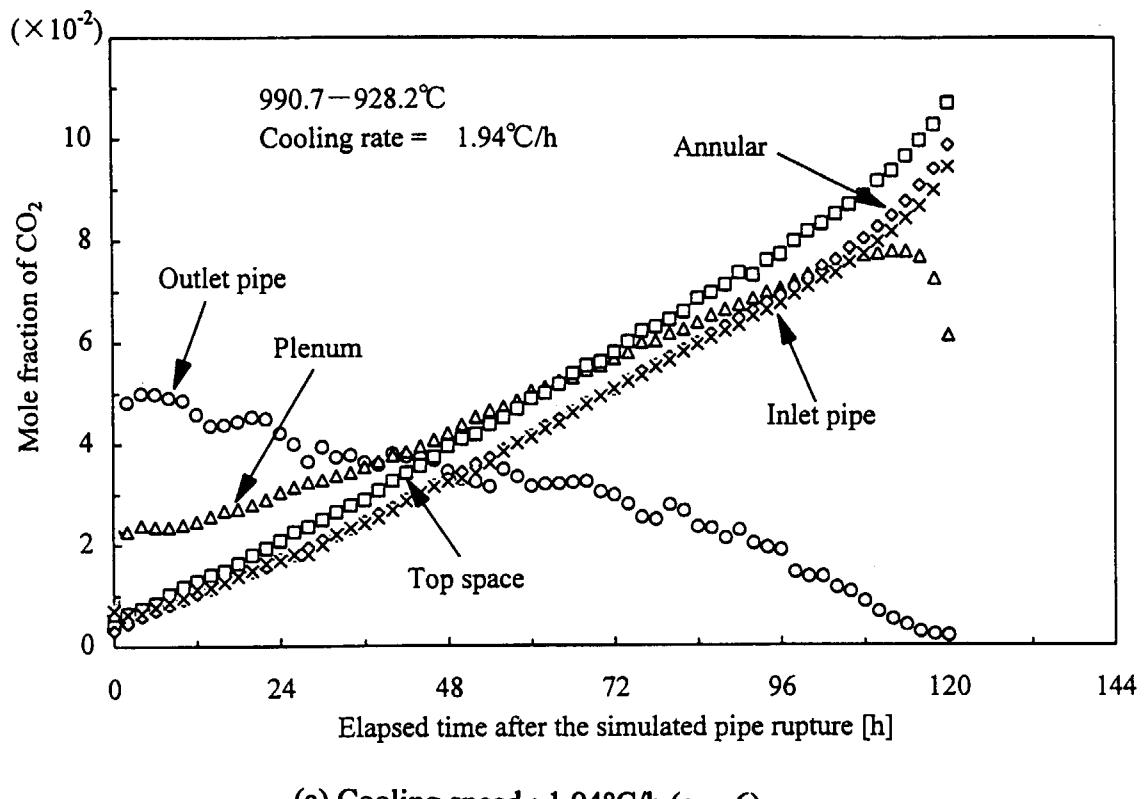


Figure 4.3.5 Mole fraction changes of carbon dioxide

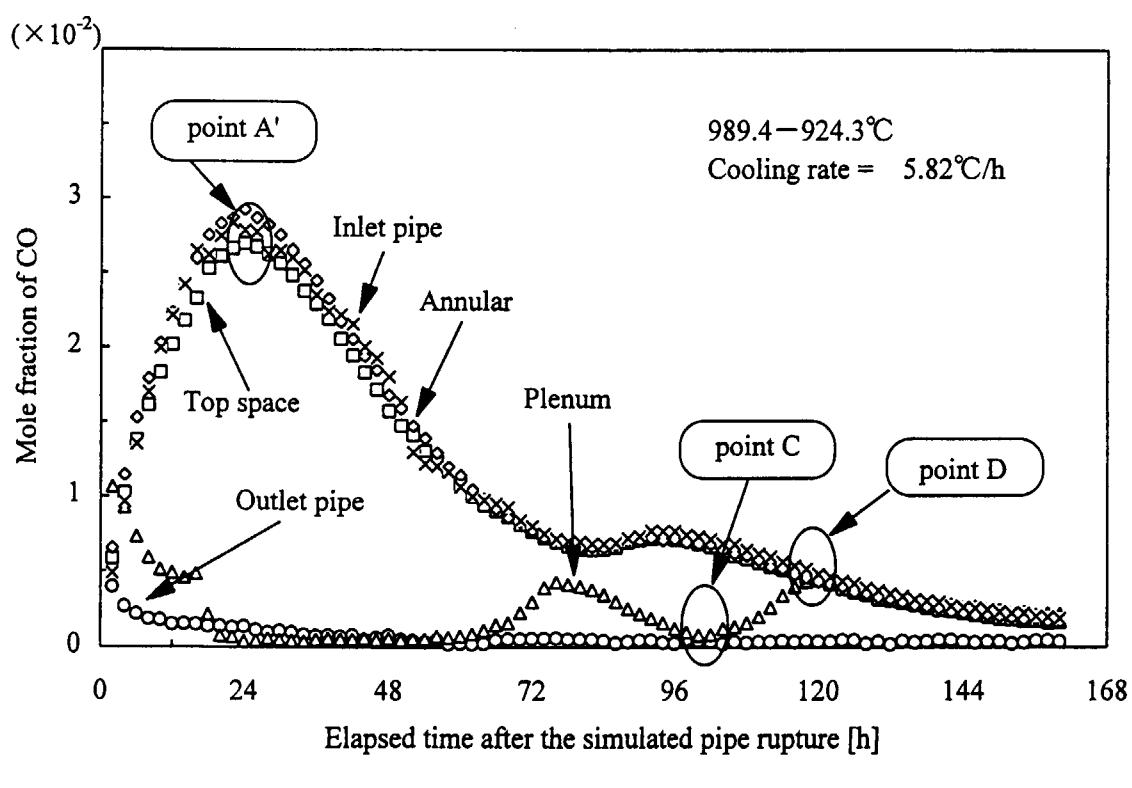
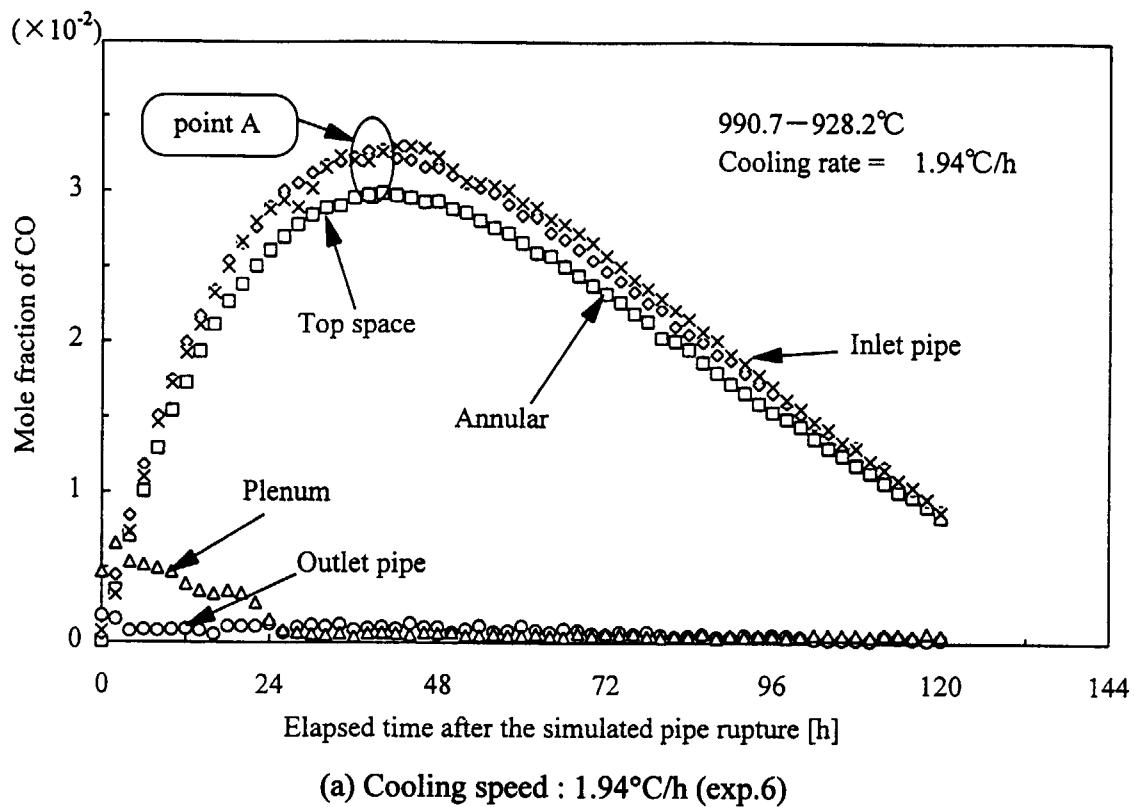


Figure 4.3.6 Mole fraction changes of carbon monoxide

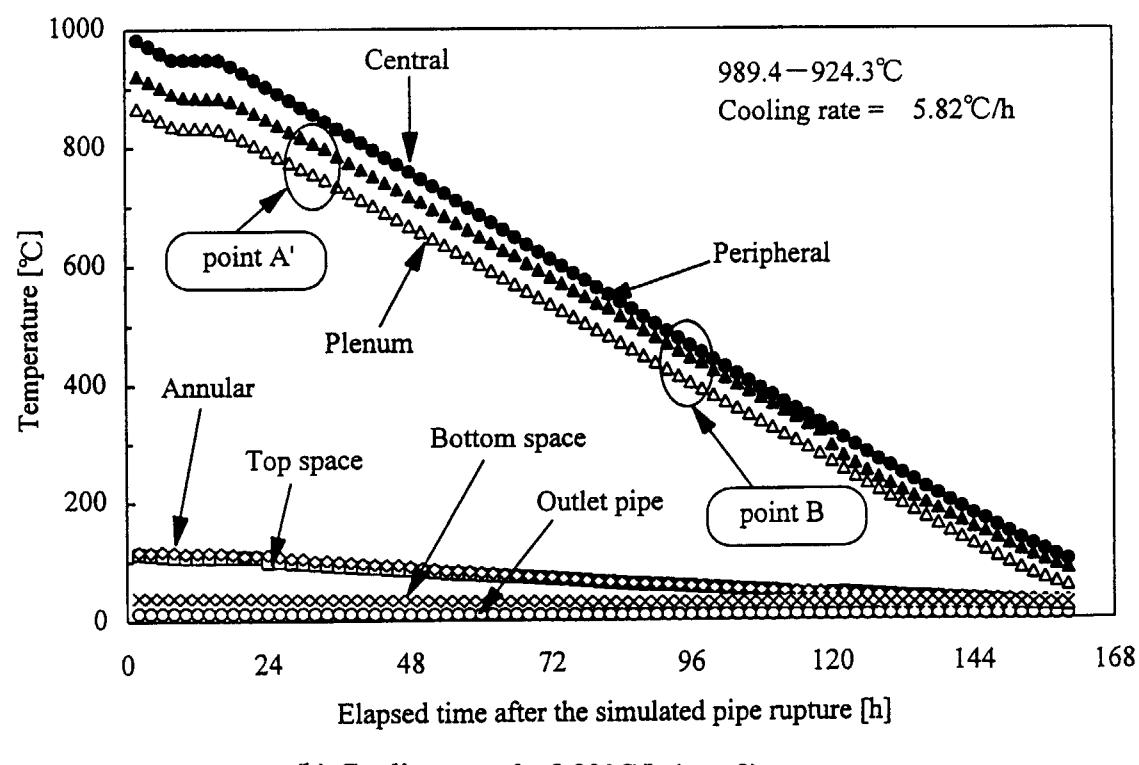
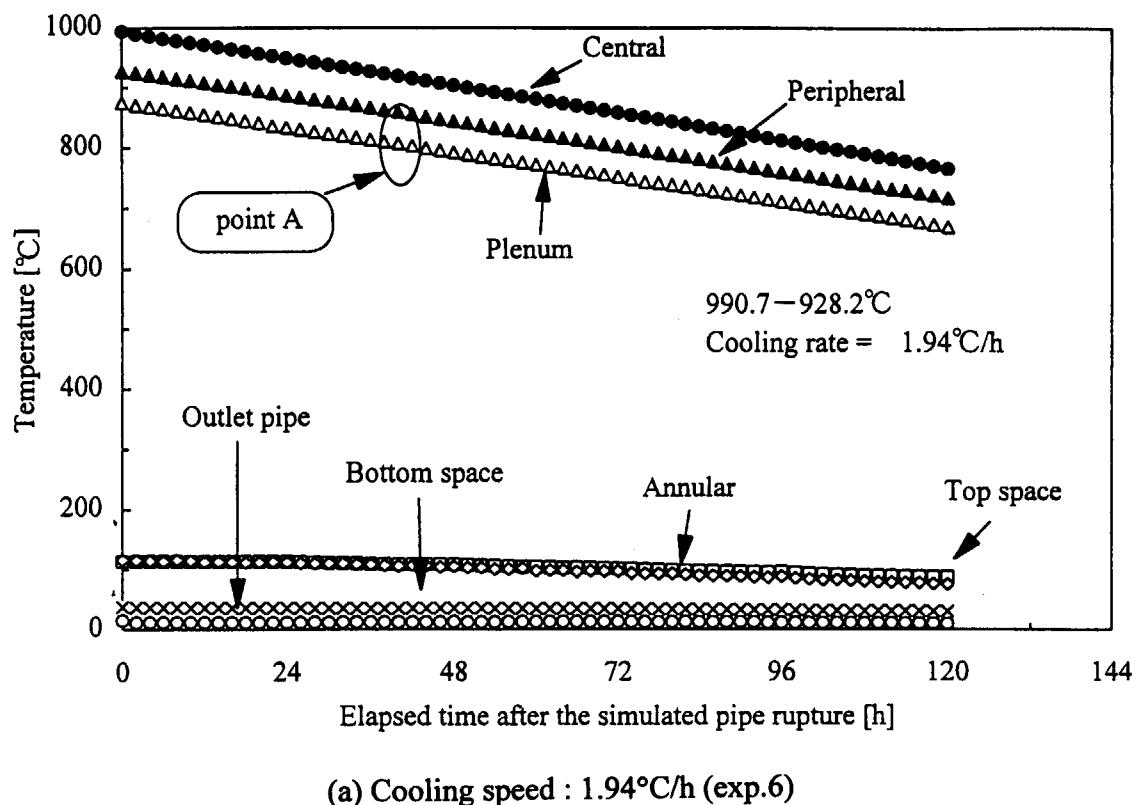
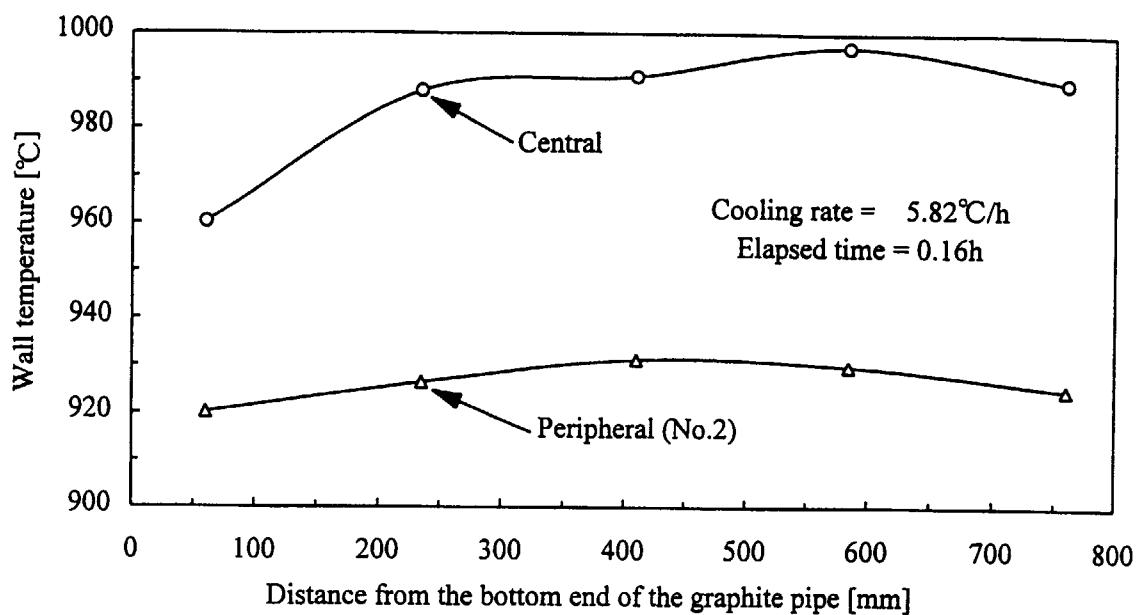
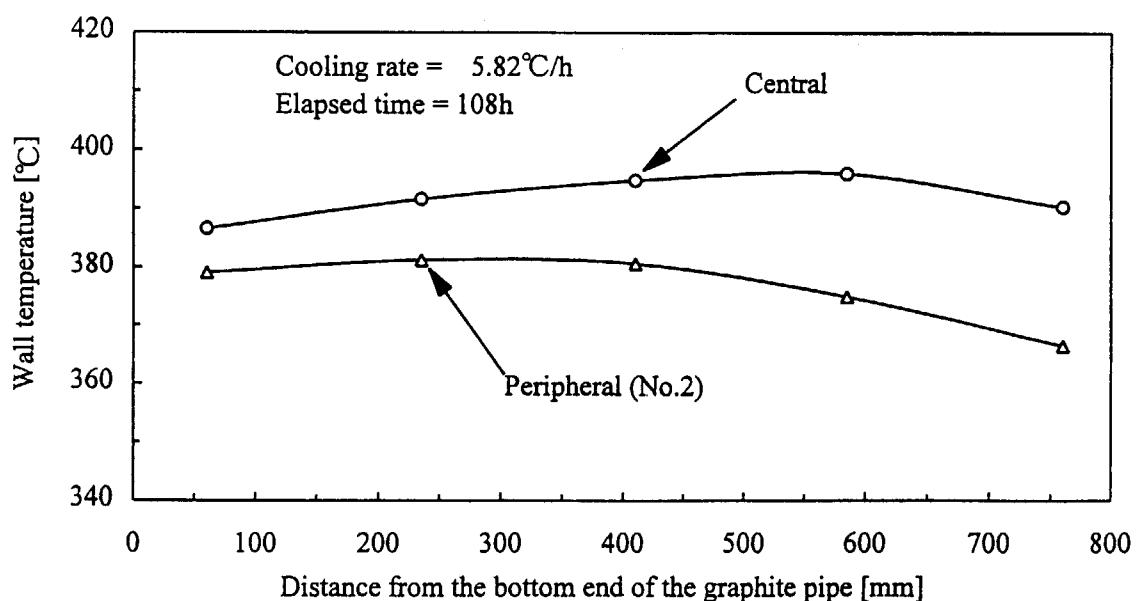


Figure 4.3.7 Temperature changes of various measuring points in the apparatus

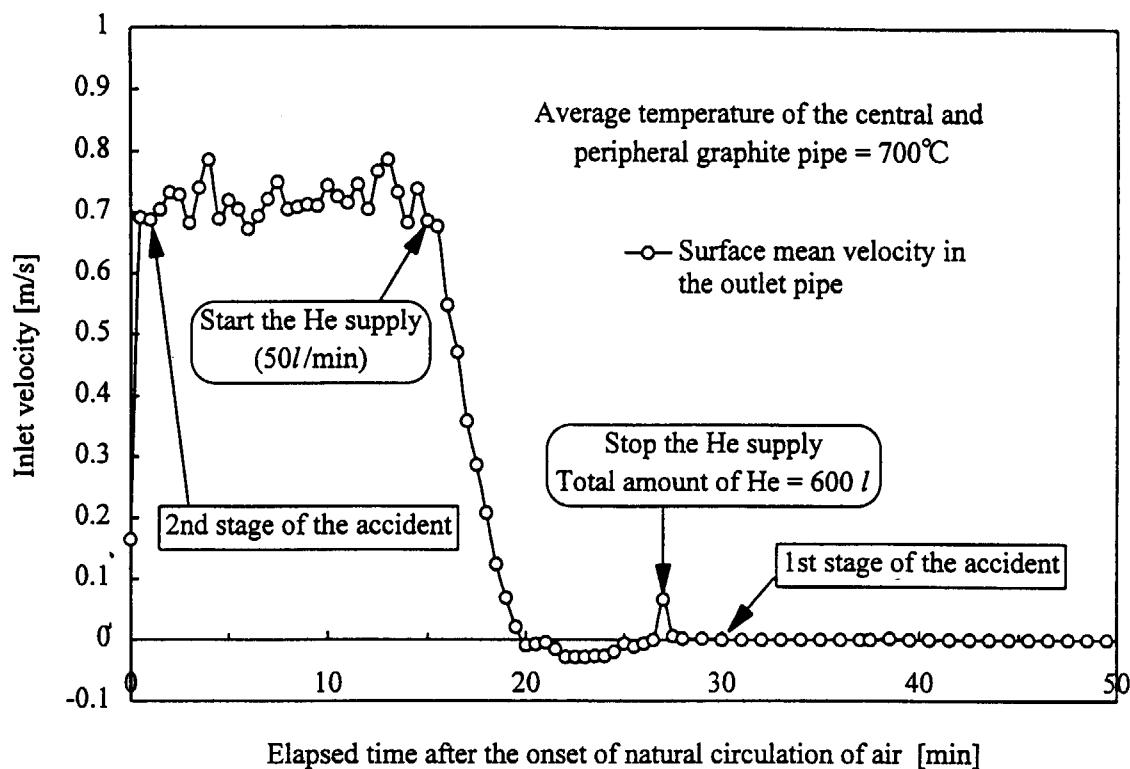


(a) Elapsed time after the simulated pipe rupture : 0.16h

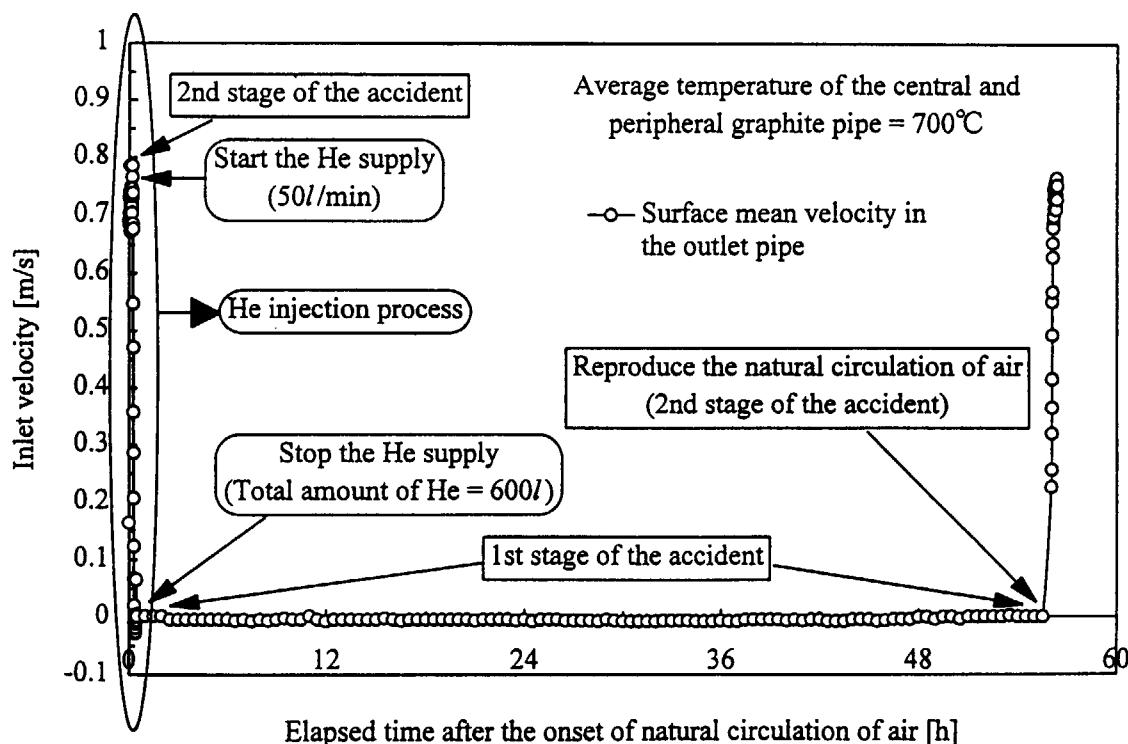


(b) Elapsed time after the simulated pipe rupture : 108h

Figure 4.3.8 Temperature distribution in the graphite pipe (Cooling speed : $5.82^{\circ}\text{C}/\text{h}$ (exp.8))



(a) During helium supply from the low-temperature side channel



(b) After stop of helium supply

Figure 4.3.9 Air ingress velocity change at the outlet pipe on the helium injection experiment

4.4 本章のまとめ

高温ガス炉を模擬した配管破断模擬試験装置を用いて、1次冷却系主配管破断事故時の模擬試験を行い、第1段階における空気浸入挙動を調べ、数値解析コードを開発するとともに空気浸入防止技術に関する実験を行い、以下の結論を得た。

- (1) 本試験装置において、模擬配管破断時の第1段階における空気の浸入流量を決定する重要な律則過程は、分子拡散と、高温の内側流路から低温の外側流路に向かって流れる極めて流速の遅い自然循環流であり、この段階で試験体内に浸入する空気量は非常に少ない。
- (2) 本実験において、黒鉛流路管の温度を1046°Cに保持した場合の第1段階の持続時間は120時間であった。この持続時間は、試験装置の寸法、温度分布等によって異なるが、全体として逆U字型の流路形状を持つ実機の場合にも第1段階が長時間にわたって持続する可能性は大きいと考えられる。これより、たとえ事故が発生しても第2段階に致るまでには、なんらかの対策を施すのに必要な時間的余裕があると考えられる。
- (3) 黒鉛酸化反応によって生成する気体は、黒鉛流路管の温度が850°C以下では主にCO₂であり、850~950°Cの範囲ではCOとCO₂である。黒鉛管の温度が950°C以上では、主にCOが生成したが、O₂が存在する箇所ではCOの燃焼反応によりCO₂が発生した。
- (4) 黒鉛流路管の温度が1000°Cを越える場合の各所におけるCOとCO₂濃度を予測するためには、黒鉛酸化反応によるCOとCO₂の生成量だけでなく、COとO₂の燃焼反応を十分考慮する必要がある。
- (5) 本実験ではいずれの測定点においても、COの爆鳴気は形成されなかった。
- (6) 炉心部平均温度が750°Cを越える場合の炉心部非均一温度実験における試験体各部の多成分混合気体の密度、O₂、CO、CO₂モル分率の時間変化は、炉心部均一温度実験の結果と同様な変化を示し、第1段階の持続時間についても、大きな差は現れなかった。これは、炉心流路管上部を冷却したことにより生じた鉛直方向温度勾配が、炉心流路相互間の自然循環流の発生を妨げたことによる。炉心部の温度が400°C以下の場合は並列流路間の自然循環流が発生したために、非均一温度実験の第1段階の持続時間が短くなった。
- (7) 開発した数値解析コードによる解析結果は、気相での化学反応による気体生成量において検討の余地はあるが、混合気体の密度及び第1段階の持続時間については定量的に実験結果と一致した。これにより、実機の主配管破断事故時の第1段階における現象の予測が可能となった。
- (8) 配管破断後、模擬炉心部を一定速度で降温した実験において、第1段階が継続した後、降温速度によって、次の3つの場合が存在することを見出した。^① 第2段階に移行して空気の自然循環流発生後、黒鉛酸化反応により、さらに炉心温度が上昇する場合、^② 第2段階に移行し、空気の自然循環流が発生するものの、逆に炉心が冷却される場合、^③ 第1段階の間に十分炉心が冷却され、第2段階に移行しない場合。
- (9) 結論(8)より、配管破断後の降温速度や第1段階の持続時間は、試験体の流路形状や温度分布等の条件によって異なるため、本実験の降温速度を直接実機に適用することはできないが、実機においても、空気の自然循環流が発生する第2段階に移行することなく、空気浸入量が少ない第1段階で収束させることができる炉心の降温速度が存在する。
- (10) 本実験において局所的な自然対流や炉心流路間の自然循環流の発生は、試験体内の密度変化や各成分気体の濃度変化に大きな影響を与えたことから、実機における気体密度や濃度変化の定量評価のためには、これらの局所的な対流発生の有無を十分検討する必要がある。
- (11) 実機において、主配管破断事故後に第2段階に移行して空気の自然循環流が発生した場合、低温側に相当する圧力容器の側部または下部から微量のHeを連続的に注入するか、あるいはHeを一定量供給することによって、自然循環流の発生を防止し、再び第1段階に移行させて空気浸入量を抑制することができる。

5. 総括結論

本研究では、高温ガス炉の安全設計において重要な想定事故事象の1つである1次冷却系主配管破断事故時の空気浸入挙動について、実験と数値解析によりその挙動を解明し、高温ガス炉の安全性に関する考察を行った。

HTTRに代表される炉型の高温ガス炉では、1次冷却系主配管破断事故時の流路構成が逆U字型流路になることに着目し、逆U字管流路の一方の鉛直部を加熱、他方を冷却した場合のヘリウムと窒素による2成分気体の分子拡散と自然循環に関する実験と解析を行った。その結果、ヘリウムを充填した逆U字管内への窒素浸入過程には、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流が律則過程となる第1段階と流路全体を短時間内に一巡する窒素の自然循環流が律速過程となる第2段階が存在することがわかった。このように、逆U字型流路内への窒素浸入挙動に特徴的な現象が見られ、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流が生じている第1段階から通常我々が経験するような窒素の自然循環流が発生している第2段階へ移行する時間は第1段階の持続時間に比べて短時間であり、この移行現象は突然である。また、通常の質量平均流速ではなくモル平均流速を用いた1次元の数値解析においては、窒素モル分率の時間変化、窒素の自然循環流が発生するまでの第1段階の持続時間について、定量的に求めることができた。

一方、無次元数を用いた2成分混合気体系の数値解析では、混合気体の密度を $\bar{\rho} = \rho_0 / \{1 + \beta_T(T - T_0) + \beta_C(X_B - B_{Bmin})\}$ で近似する場合と理想気体の状態式で近似する場合についてそれぞれ解析を行い、各成分気体のモル分率の時間変化や第1段階の持続時間を求めた。温度及び濃度による密度変化が小さく、混合気体密度が式(2.2.23)で近似できる場合の管外の密度の大きい気体の自然循環流発生（第1段階終了）時刻、 t_{in}^* 、をグラスホフ数比 ($R_{Gr} = Gr_T/Gr_C$) の関数として求め、 $R_{Gr} > 0.66$ のときには $t_{in}^* = 0$ （直ちに自然循環流が発生して第2段階に移行する）、 $R_{Gr} < 0.66$ の場合には、 $t_{in}^* = 2.199R_{Gr}^2 - 2.987R_{Gr} + 1.0272$ で求めることができた。実用上多く経験するように、混合気体の密度を式(2.2.34)で近似する必要がある場合にも、 $\beta'_C(X_{Bmax} - X_{Bmin})$ の値が1に比べて無視できるほど小さいときには、上記の結果がそのまま適用できる。しかしながら、混合気体の密度が式(2.2.34)で近似する必要があり、 $\beta'_C(X_{Bmax} - X_{Bmin})$ の値が1に比べて無視できない場合の第1段階の持続時間（自然循環流発生時刻）は、式(2.2.50)で求めた値より遅くなった。

逆U字型流路の高温側が並列流路で構成される場合の流路内への窒素浸入過程においては、並列流路が等温の場合は逆U字管の場合と同様に分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流によって窒素が浸入し、徐々に混合気体密度が大きくなつて、最終的に窒素の自然循環流が発生した。並列流路が等温でない場合には、並列流路の高温流路には上向きの、低温流路では下向きの混合気体の自然循環流が局所的に発生するため、各成分気体は並列流路内で十分混合され、並列流路が等温の場合（並列流路間に自然循環流が発生しない場合）に比べて、第1段階の持続時間が短くなることがわかった。

2成分気体により形成される鉛直密度成層内の自然対流が気体混合過程に及ぼす影響を調べるため、温度の異なる鉛直2平板からなるスロット内の気体混合実験をレイリー数が $0 < Ra_d < 7.5 \times 10^4$ の範囲について行い、気体密度および温度の時間変化を求めた。その結果、鉛直スロット内の分子拡散による気体混合過程においては、平板間の温度差による自然対流の影響を大きく受け、たとえ伝導領域であっても気体の移動量は壁面に沿つて上昇下降する自然対流流速による気体の移動量を定量的に評価する必要があることがわかった。また、この実験ではヘリウム-空気系よりも窒素-アルゴン系密度成層の方が気体混合過程に及ぼす対流の影響が明確に現れた。

高温ガス炉の流路構成を簡単に模擬した実験装置による装置内への空気浸入挙動についても、定性的には逆U

字管流路の場合と同じであり、分子拡散と極めて流速の遅い自然循環流が律則過程である第1段階と装置全体にわたる空気の自然循環流が律速過程である第2段階が存在した。しかしながら、このような実験装置では温度の異なる並列流路間の自然循環流や局所的に3次元的な自然対流が発生し、そこでは成分気体濃度が均一化されるため、第1段階の持続時間が短くなった。また、出入口管部のように1次元的な流路とみなせる流路の長さは、分子拡散や流速の遅い自然循環流による空気浸入過程に及ぼす影響が大きいため、1次元的な流路長が短いほど第1段階の持続時間が短縮された。数値解析においては、3次元的な自然対流による気体の輸送を1次元で取り扱う実効拡散係数を導入した1次元流路網解析コードを開発し、混合気体密度や第1段階の持続時間について定量的な評価が可能となった。

次に、逆U字型流路の一方の鉛直部に黒鉛を内蔵して加熱し、他方を冷却した場合の管内への空気浸入過程と酸化反応に伴い発生・消滅する成分気体の挙動を実験と数値解析により調べた。ヘリウムを充填した逆U字管内への空気浸入過程は、化学反応を伴わない2成分気体の場合（ヘリウム-窒素または空気）における窒素（または空気）の浸入過程と定性的には同様であり、分子拡散と極めて流速の遅い混合気体の自然循環流による第1段階と空気の自然循環流による第2段階が存在した。黒鉛管壁温度が400°C以下の場合は、ほとんど黒鉛は酸化せず、酸素がそのまま残存し、一酸化炭素と二酸化炭素は発生しなかった。また、400°C～800°Cの範囲では、主に二酸化炭素が発生し、一酸化炭素の発生量は少なかった。数値解析においては、混合気体密度及び黒鉛酸化に伴い発生・消滅する成分気体濃度の時間変化と第1段階の持続時間を定量的に示した。また、黒鉛酸化反応はいくつもの反応が重なっており、発生・消滅する気体量は反応に関与する気体量だけでなく、黒鉛材や黒鉛温度にも強く依存するため、さらなる解析精度の向上のためには、用いる黒鉛材に対する種々の酸化反応について活性化エネルギーや反応定数に関する実験値の蓄積が必要であるといえる。

高温ガス炉の炉心流路と高温プレナムをそれぞれ7本の黒鉛管と黒鉛製の円筒容器で模擬した実験装置を用いて窒素と空気の浸入実験を行い、高温プレナム内の各成分気体モル分率及び混合気体密度の時間変化と第1段階の持続時間を調べた。空気と窒素の浸入実験を比較した結果、空気浸入実験では高温プレナムや模擬炉心部の温度が500°C以上になると二酸化炭素の発生量が増加し、酸化反応を伴わない窒素浸入実験に比べて、第1段階の持続時間が短くなかった。特に二酸化炭素の発生比が一酸化炭素のそれに比べて多い500°C～700°Cの間でその差が顕著であった。高温プレナムや模擬炉心部が600°C以上の場合、浸入する空気中の酸素はほとんど全量が消費され、黒鉛温度が800°Cを越えると、徐々に一酸化炭素の発生量が増加した。高温プレナム部では黒鉛酸化により発生した一酸化炭素が気相における酸素との燃焼反応によって二酸化炭素が発生した。

実機の事故時においては、全体的には逆U字型流路を構成しているものの、圧力容器内の上鏡部や下鏡部、圧力容器と固定反射体との間の環状流路部等の箇所では局所的に自然対流が発生し、また炉心部の多数の並列流路間には流路温度差による密度差に起因する自然循環流が発生すると考えられる。したがって、これら自然対流の効果も含めた事故時の空気浸入挙動を解明するためにはHTTRによる模擬配管破断試験を行うことが最も確かな方法であるが、実機の黒鉛構造物を酸化させることはできない。そこで、高温ガス炉の流路構成を模擬した試験装置（配管破断模擬試験装置）を用いて、1次冷却系主配管破断事故時の第1段階における空気浸入挙動を調べた。

中心領域と周辺領域炉心流路管の温度が等しく、模擬配管破断後もこれらの温度を一定値に保持した場合の第1段階における空気浸入実験結果から、主配管破断後の初期段階における空気浸入流量を決定する律則過程は、分子拡散と高温の内側流路から低温の外側流路に向かって流れる極めて流速の遅い混合気体の自然循環流であり、この第1段階中に試験体内へ浸入する空気量は非常に少ないと示した。本実験において黒鉛流路管の温度を1046°Cに保持した場合の第1段階の持続時間は120時間であった。したがって、この持続時間は試験装置の寸法、温度分布等によって異なるけれども、全体として逆U字型の流路形状を持つ実機の場合にも第1段階が長時間に

わたって持続し、たとえ事故が発生しても第2段階に移行するまでの間に、事故後の安全対策を施すための時間的余裕があると結論できる。

黒鉛酸化反応によって生成する気体は、黒鉛流路管の温度が850°C以下では主に二酸化炭素であり、850~950°Cの範囲では一酸化炭素と二酸化炭素である。黒鉛管の温度が950°C以上では主に一酸化炭素が発生したが、酸素が存在する箇所では気相における一酸化炭素の燃焼反応により二酸化炭素が発生した。したがって、実機における構造物の温度が850°Cを越える場合に炉内の一酸化炭素と二酸化炭素濃度を精度良く予測するためには、黒鉛酸化反応による成分気体の生成量だけでなく、一酸化炭素と酸素の燃焼反応を十分考慮する必要がある。また、本実験では、試験装置内において一酸化炭素の爆鳴気は形成されなかったことから、実機の第1段階においても爆鳴気は形成されないと予想できる。

実機の炉心部は圧力容器外側からの冷却によって半径方向に温度が低くなる分布を形成し、さらに事故後の炉心温度は時間の経過とともに低下するため、中心領域炉心流路管の温度が周辺領域に比べて高い場合と配管破断後、模擬炉心部を一定速度で降温した場合について空気浸入挙動を調べた。その結果、炉心部平均温度が750°Cを越える場合の炉心部非均一温度実験における試験体各部の多成分混合気体の密度や各成分気体のモル分率の時間変化は、炉心部均一温度実験の結果と同様な変化を示し、第1段階の持続時間についても、大きな差は現れなかった。これは、炉心流路管上部を冷却したことにより生じた鉛直方向温度勾配が、炉心流路相互間の自然循環流の発生を妨げたことが原因である。このことから、実機においては、例えば上鏡部の冷却速度が炉心部に比べて速く、炉心部に鉛直方向の温度勾配が達成されれば局所的な自然循環流の発生を防ぐことができると考えられる。本試験装置においては、模擬炉心部の温度が400°C以下の場合、炉心部鉛直方向の温度勾配が小さく、並列流路間の自然循環流が発生したために、炉心部の気体濃度が均一になり、第1段階の持続時間が短くなった。実機においては、炉心温度が400°C程度の場合は黒鉛構造物の酸化を伴わないので、逆に自然循環流が発生して速く炉心を冷却するほうが安全である。

高温ガス炉の安全解析を目標とした空気浸入挙動数値解析コードの開発検証においては、各成分気体濃度において、一部、定量的に一致しない箇所があったが、定性的にはすべての成分気体の移動現象を再現できた。また、混合気体密度及び第1段階の持続時間についても、十分許容しうる範囲の結果が得られたと考えられる。したがって、1次元流路で取り扱えない場所での化学反応による成分気体の発生・消滅量の定量評価において今後検討の余地はあるものの、本解析コードの開発によって、実機の主配管破断事故時の多成分気体移動に関する現象予測が可能となった。

模擬炉心部を一定速度で降温した実験では、降温速度が2°C/h以下のとき、約5日後に空気の自然循環流が発生して第2段階に移行した後、黒鉛酸化反応により黒鉛流路管の温度が上昇した。一方、降温速度が2°C/h~4°C/hの場合は第1段階の持続時間に大きな違いは見られないが、空気の自然循環流発生後、黒鉛酸化による黒鉛流路管の温度上昇は見られず、逆に自然循環流によって模擬炉心部は冷却された。さらに降温速度が大きい場合には、試験体各部の温度が室温に低下するまで第1段階が持続し、第2段階に至らず空気の自然循環流は発生しなかった。これより、配管破断後の降温速度や第1段階の持続時間は、試験体の流路形状や温度分布等の条件によって異なるため、直接実機に適用することはできないが、黒鉛酸化を抑制しながら自然循環流により炉心を冷却できる場合及び事故を第2段階まで進展させることなく第1段階で収束させ、空気浸入量を少なくすることができる炉心の冷却速度が存在することがわかった。

実機において、主配管破断後直ちに空気の自然循環流が発生した場合、あるいは第1段階を経て第2段階に移行して自然循環流が発生した場合にも、この自然循環流を停止させる方法を考案した。これは、主配管破断事故後、第2段階に至った場合、低温側流路に相当する圧力容器の下部あるいは側部から微量のヘリウムを連続的に注入するか、または、ヘリウムを一定量供給することによって、高温側から低温側に向かう流れと逆向きに浮

力を発生させ、温度差による密度差に伴い発生する自然循環流を制御するものである。したがって、ヘリウムの供給方法を確立することによって、事故直後に空気の自然循環流を発生させない、あるいは、たとえ空気の自然循環流が発生しても、これを停止させて空気浸入による黒鉛構造物の酸化を防止できることを示した。

本研究は、現在、臨界を目指して機器性能試験が進められている HTTR に代表される高温ガス炉において、設計事故象の一つである 1 次冷却系の主配管破断時にも、原子炉圧力容器内外では全体的に安定成層が形成され、直ちに多量の空気が浸入する可能性は極めて低いことを明らかにしたもので、本研究で解明した空気浸入挙動を十分考慮し、その挙動特性を安全性向上のための技術開発に役立てることにより、本研究成果は、さらに安全性の高い将来の高温ガス炉開発に寄与するものと考えられる。

謝　　辞

本研究を進めるにあたっては、昨年9月まで研究室長であった菱田誠氏（現在、千葉大学工学部教授）に研究全般にわたりひとかたならぬご指導、ご激励を頂いたことをここに記して感謝の意を表する。また、本研究の遂行に適切なるご指導、ご助言を頂いた核熱利用研究部高温機器開発試験室の小川益郎室長、常に暖かいご支援を頂いた熱利用技術研究室の秋野詔夫室長、原子炉工学部伝熱流動研究室の功刀資彰氏をはじめ、熱利用システム研究室員の方々に深く感謝する。また、本報告書をまとめるにあたって、適切なるご指導、ご助言を頂いた核熱利用研究部の宮本喜景部長、塩沢周策次長、並びに企画室の数土幸夫総括調査役に感謝の意を表する。最後に、本報告の第4章における実験装置の設計・製作にご尽力頂いた川崎重工業㈱原子力本部の方々と実験の遂行とデータ整理にご助力頂いた川崎重工業㈱ 武仲五月氏、数値解析コード[FLOWGR]の作成にご助力頂いた、富士通エフ・アイ・ピー㈱ 今西史龍氏に感謝の意を表する。

参考文献

- [1] 佐野川好母, 斎藤伸三, 高温ガス炉開発の現状, 原子力誌, **29**[7], 603-613(1987).
- [2] 斎藤伸三, いま注目される高温ガス炉—現状と将来展望—, 原子力工業, **36**[4], 20-24 (1990).
- [3] 田中利幸, 高温ガス炉研究開発の現状と将来, 高圧ガス, **32**[11], 28-32(1995).
- [4] 斎藤伸三, 他, 高温工学試験研究炉の設計と研究開発, 原子力誌, **32**[9], 847-871(1990).
- [5] 日本原子力研究所, 高温工学試験研究の現状, (1994).
- [6] S.Saito *et al.*, Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), JAERI-1332 (1994).
- [7] J.S.Turner, Double-Diffusive Phenomena, *Ann. Rev. Fluid Mech.*, **6**, 37-56 (1974).
- [8] J.S.Turner, Multicomponent Convection, *Ann. Rev. Fluid Mech.*, **17**, 11-44 (1985).
- [9] H.E.Huppert and J.S.Turner, Double-diffusive convection, *J.Fluid Mech.*, **106**, 299-329 (1981).
- [10] Y.Zvirin, Instabilities in a double-diffusive thermosyphon, *Int. J. Heat Mass Transfer*, **30**[7], 1319-1329 (1987).
- [11] Y.Zvirin, Transient and stability phenomena in a double diffusive natural circulation loop, *Int. J. Heat Mass Transfer*, **34**[2], 543-558 (1991).
- [12] 武田哲明, 菱田誠, 2成分気体の拡散と自然循環に関する研究（第1報, 逆U字管における自然循環）, 機論B編, **55**[517], 2795-2799 (1988).
- [13] M.Hishida and T.Takeda, Study on air ingress during an early stage of a primary-pipe rupture accident of a high-temperature gas-cooled reactor, *Nucl. Engng Des.*, **126**, 175-187 (1991).
- [14] R.C.Reid, J.M.Prausnitz and T.K.Sherwood, *The Properties of Gases and Liquids* (3rd Edn), pp.37-40, 226, 410-414, 470-474, 548-565. McGraw-Hill, New York (1977).
- [15] J.O.Hirschfelder, C.F.Curtiss and R.B.Bird, *Molecular Theory of Gases and Liquids*, p.232. John Wiley & Sons, New York (1954).
- [16] R.B.Bird, W.E.Stewart and E.L.Lightfoot, *Transport Phenomena*, p.497. John Wiley, New York (1960).
- [17] R.K.Shah and A.L.London, *Advances in Heat Transfer*, *Laminar Flow Forced Convection in Ducts*, p.78, 143. Academic, New York (1978).
- [18] C. R. Wilke, *J.Chem. Phys.*, **18**, p.517 (1950).
- [19] G.Soave, Equilibrium constants from a modified Redlich-Kwong equation of state, *Chem. Engng Sci.*, **27**, 1197-1203 (1972).
- [20] M.Kays and M.E.Crawford, *Convective Heat and Mass Transfer* (2nd Edn), McGraw-Hill, New York (1980).
- [21] T.A.Porsching, J.H.Murphy and J.A.Redfield, Stable numerical integration of conservation equations for hydraulic networks, *Nucl. Sci. Engng.*, **43**, 218-225 (1971).
- [22] T.Takeda and M.Hishida, Studies on diffusion and natural convection of the two component gases, *Proc. of the International Topical Meeting on The Safety, Status and Future of Non-commercial Reactors and Irradiation Facilities*, (Boise, ID), [1], 296-303 (1990).
- [23] K.V. Roberts and N.O. Weiss, Convective difference schemes, *Math. of comput.*, [20-94], 272-299 (1966).
- [24] 森正武, *数值解析法*, 朝倉書店 (1984).
- [25] 武田, 菱田, 機論B編, **60**[569], 208-214 (1994).

- [26] 甲藤好郎, 他, 伝熱学特論, p.188. 養賢堂(1984).
- [27] S.V.Patankar, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere Pub. Co. (1980).
- [28] B.Gebhart and L.Pera, The nature of vertical natural convection flows resulting from the combined buoyancy effects of thermal and mass diffusion, *Int. J. Heat Mass Transfer*, **14**, 2025–2050 (1971).
- [29] 武田哲明, 菱田誠, 日本原子力学会 1996 年春の年会 (阪大) ,B31.
- [30] H.H.Bau and K.E.Torrance, Transient and steady behavior of an open, symmetrically-heated, free convection loop, *Int. J. Heat Mass Transfer*, **24**[4], 597–609 (1981).
- [31] H.H.Bau and K.E.Torrance, On the stability and flow reversal of an asymmetrically heated open convection loop, *J. Fluid Mech.*, **106**, 417–433 (1981).
- [32] H.H.Bau and K.E.Torrance, On the effects of viscous dissipation and pressure work in free convection loops, *Int. J. Heat Mass Transfer*, **26**[5], 727–734 (1983).
- [33] Y.Zvirin and R.Greif, Transient behavior of natural circulation loops; Two vertical branches with point heat source and sink, *Int. J. Heat Mass Transfer*, **22**, 499–504 (1979).
- [34] Y.Zvirin et al., Experimental and analytical investigation of a natural circulation system with parallel loops, *ASME J. Heat Transfer*, **103**, 645–652 (1981).
- [35] Y.Zvirin, Natural circulation loops with parallel channels - Transient behavior, *Nucl. Engng Des.*, **84**, 73–81 (1985).
- [36] J.C.Chato, Natural convection flows in parallel-channel systems, *Trans. ASME J. Heat Transfer*, **85**, 339–345 (1963).
- [37] 武田哲明, 他, 加熱量の異なる並列多チャンネル間の自然循環, 機論 B 編, **52**[480], 3035–3042 (1986).
- [38] T.Takeda, H.Kawamura and M.Seki, *Nucl. Engng Des.*, **104**, 133–143 (1987).
- [39] 成合英樹, 他, 並列流路単相流自然循環の流動特性, 機論 B 編, **55**[509], 182–187 (1989).
- [40] 武田哲明, 菱田誠, 配管破断時空気浸入実験, *JAERI-M 91-053*.
- [41] T.Takeda and M.Hishida, Studies on diffusion and natural convection of two-component gases, *Nucl. Engng Des.*, **135**, 341–354 (1992).
- [42] Y.shiina, Heat Transfer from the Inner Surface of a Sphere by Free Convection, *Heat Transfer Jap.Res.*, **18**[4], 70–86 (1989).
- [43] R.F.borgholz, Instability of Steady Natural Convection in a Vertical Fluid Layer, *J.Fluid Mech.*, **84**[4], 743–768 (1978).
- [44] J.W.Elder, Laminar free convection in a vertical slot, *J. Fluid Mech.*, **23**[1], 77–98 (1965).
- [45] E.R.G.Eckert and W.O.Carlson, Natural convection in an air layer enclosed between two vertical plates with different temperatures, *Int. J. Heat Mass Transfer*, **2**, 106–120 (1961).
- [46] T. Takeda and M. Hishida, Studies on molecular diffusion and natural convection in a multi-component gas system, *Int J. Heat Mass Transfer*, **39**[3], 527–536 (1996).
- [47] 江頭ら, 横河技報, **33**[4], 261–266 (1989).
- [48] C. R. Wilke, Diffusional properties of multicomponent gases, *Chem. Eng. Prog.*, **46**, 95–104 (1950).
- [49] D. F. Fairbanks and C. R. Wilke, Diffusion coefficients in multicomponent gas mixture, *Ind. Eng. Chem.*, **42**, 471–475 (1950).
- [50] R. E. Walker, N. de Haas and A. A. Westenberg, Measurements of multicomponent diffusion coefficients for the CO₂-He-N₂ system using the point source technique, *J. Chem. Phys.*, **32**, 1314–1316 (1960).
- [51] D. E. Baker, Graphite as a neutron moderator and reflector material, *Nucl. Engrg. Des.*, **14**, 413–444 (1970).
- [52] 今井久, 他, *JAERI-M 82-067* (1982).

- [53] H. Kawakami, Air oxidation behavior of carbon and graphite materials for HTGR, *TANSO* **124**, 26–33 (1986).
- [54] T. Hino *et al.*, Measurements of oxidation velocities for graphites, silicon and boron mixed graphites, *J.Nucl. Sci. Technol.*, **28**[1], 20–26 (1991).
- [55] 小川益郎, 円管内混合気体層流における黒鉛酸化時の物質伝達, 原子力誌 **35**[3], 245–252 (1993).
- [56] J. Arthur, *Trans. Faraday Soc.*, **47**, 164 (1956).
- [57] M. Rossberg, *Z. Elektrochem.*, **60**, 952 (1956).
- [58] R. Phillips, F. J. Vastola and P. L. Walker Jr., Factors affecting the product ratio of the carbon-oxygen reaction-II. Reaction temperature, *Carbon* **8**, 205–210 (1970).
- [59] J. B. Howard, G. C. Williams and D. H. Fine, Kinetics of carbon monoxide oxidation in postflame gases, *14th Symp. (Int.) on Combustion* (The comb. Inst., Pittsburgh) 975–986 (1973).
- [60] 日本機械学会編, 技術資料, 燃焼に伴う環境汚染物質の生成機構と抑制法, 第7章, p.120 (1980).
- [61] C. Bruno, P. M. Walsh, D. Santavicca and F. V. Bracco, High temperature catalytic combustion of CO-O₂-N₂, Ar, He, CO₂-H₂O mixtures of platinum, *Int. J. Heat Mass Transfer*, **26**, 1109–1120 (1982).
- [62] 武田哲明, 菱田誠, 第26回日本伝熱シンポジウム講演論文集 **3**, 764–766 (1989).
- [63] 武田哲明, 菱田誠, 馬場信一, 黒鉛模擬炉心内空気浸入実験, *JAERI-M 91-179* (1991).
- [64] 武田哲明, 他, 原子力誌, **37**[10], 948–958 (1995).
- [65] 武田哲明, 他, 原子力誌, **38**[2], 154–162 (1996).
- [66] 武田哲明, 菱田誠, 第73期機械学会全国大会, 福岡, **3**, 101–102 (1995).
- [67] 川上一美, 菱田誠, 第28回日本伝熱シンポジウム講演論文集, **28-C233**, 514–516 (1991).
- [68] R. Krishnamurti, On the transition to turbulent convection Part2 The transition to time-dependent flow, *J. Fluid Mech.*, **42**, 309–320 (1970).
- [69] R. Krishnamurti, Some further studies on the transition to turbulent convection, *J. Fluid Mech.*, **60**, 285–303 (1973).
- [70] M. Hishida, S. Imanishi, T. Takeda and S. Takenaka, A computer program for analyzing air ingress process during the first stage of the primary pipe rupture accident of HTGR, *Proc. of the 9th Power Plant Dynamics, Control & Testing Symposium*, Knoxville, TN, (1995).
- [71] T. Takeda, M. Hishida, S. Imanishi and S. Takenaka, Analysis of air ingress process during the primary-pipe rupture accident of the HTGR, *Proc. of the 3rd JAERI Symp. on HTGR Technologies*, Oarai, Ibaraki, 275–288 (1996).
- [72] 武田哲明, 他, 多成分混合気体の熱物性値, *JAERI-M 92-131* (1992).
- [73] K. Kunitomi *et. al.*, Depressurization accident analysis for the HTTR by the TAC-NC, *Energy* **16**, 471–480 (1991).
- [74] 國富一彦, 他, *JAERI-M 91-163* (1991).