

表 3.1.2 CO および CO₂ 分析計の校正結果

| CO-10%/He | | | CO-10%/N ₂ | | |
|-----------|------|-------|-----------------------|-------|-------|
| 出力(V) | 指示値 | 誤差(%) | 出力(V) | 指示値 | 誤差(%) |
| 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 | | |
|-------------------------|------|-------|-------------------------------------|-------|-------|
| 出力(V) | 指示値 | 誤差(%) | 出力(V) | 指示値 | 誤差(%) |
| 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 |

表 3.1.3 逆U字管各部温度と第1段階の持続時間 (初期充填気体が酸素の場合)

| 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 |

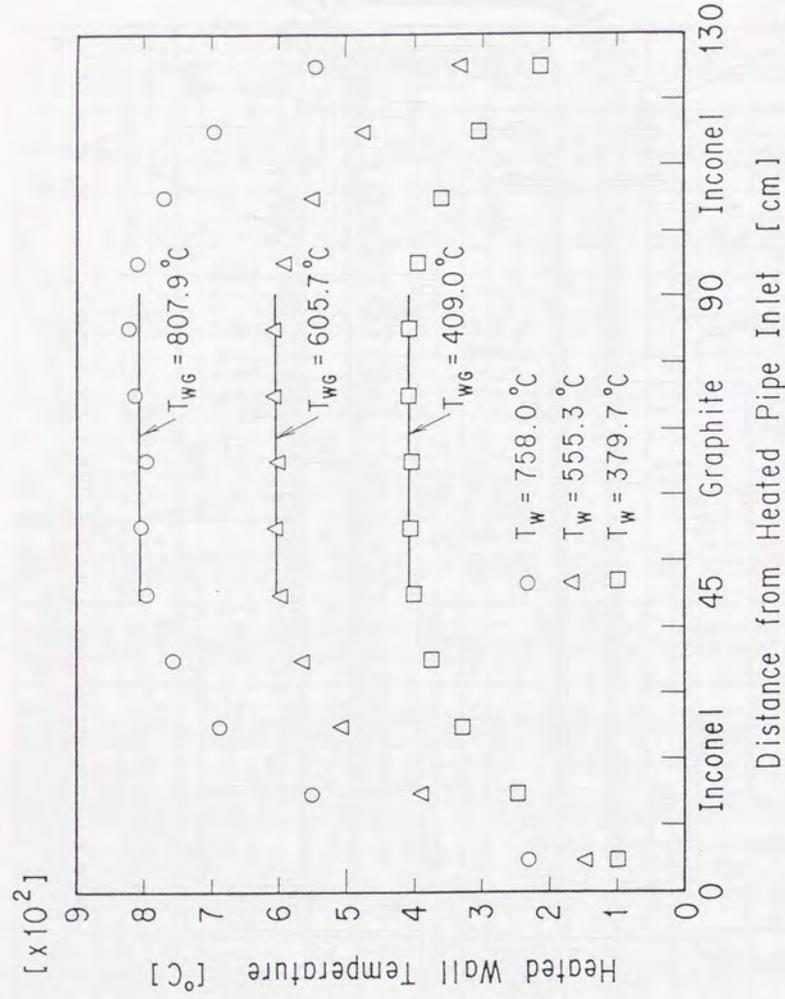


図 3.1.2 鉛直加熱管の軸方向温度分布 (加熱管平均温度: 758°C, 555.3°C, 379.7°C)

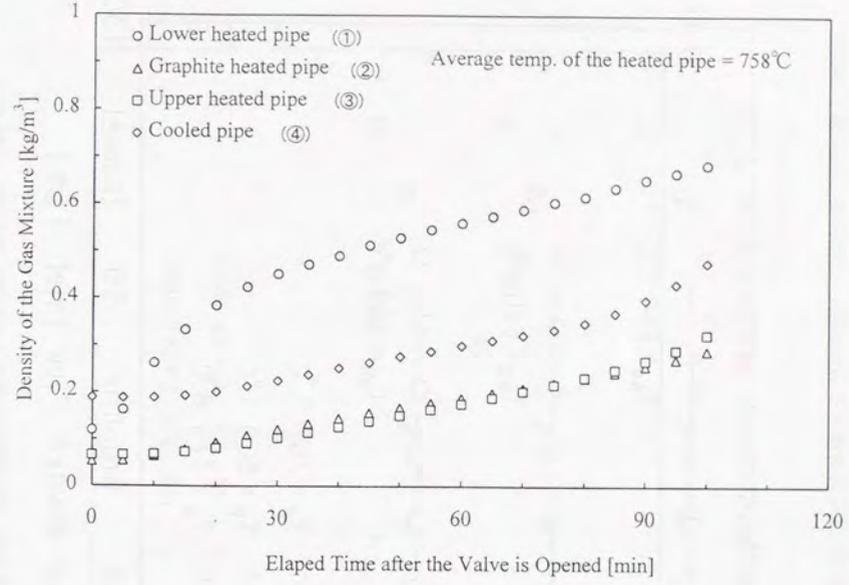


図 3.1.3 初期充填気体が窒素の場合の混合気体密度の時間変化

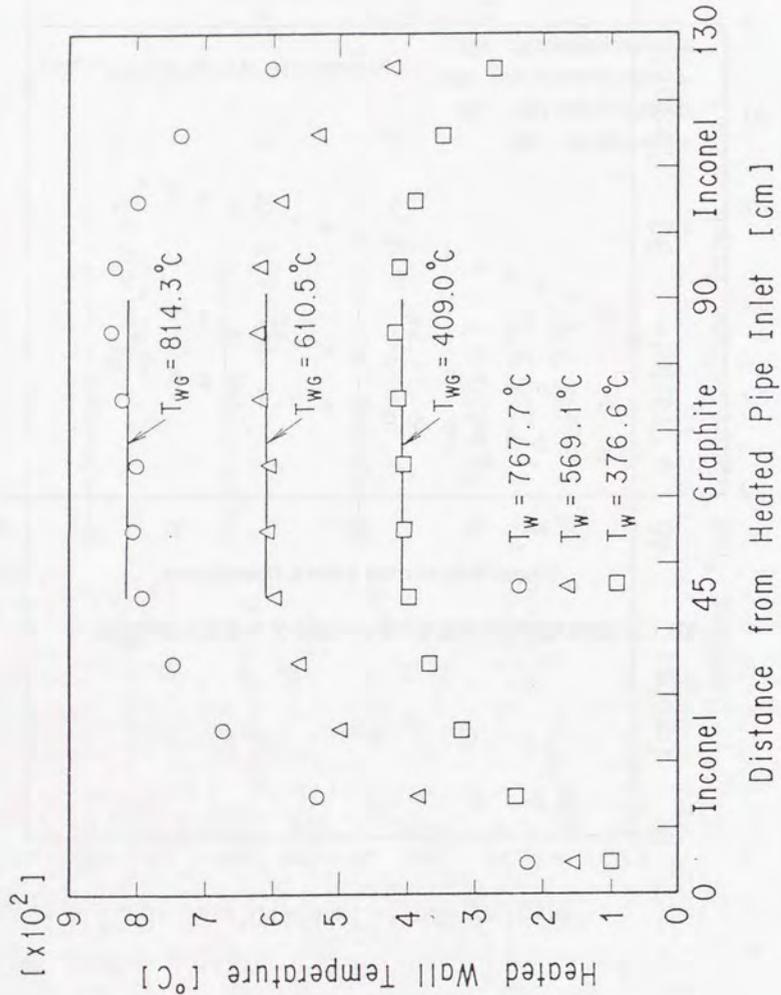


図 3.1.4 鉛直加熱管の軸方向温度分布 (加熱管平均温度: 767.7°C、569.1°C、376.6°C)

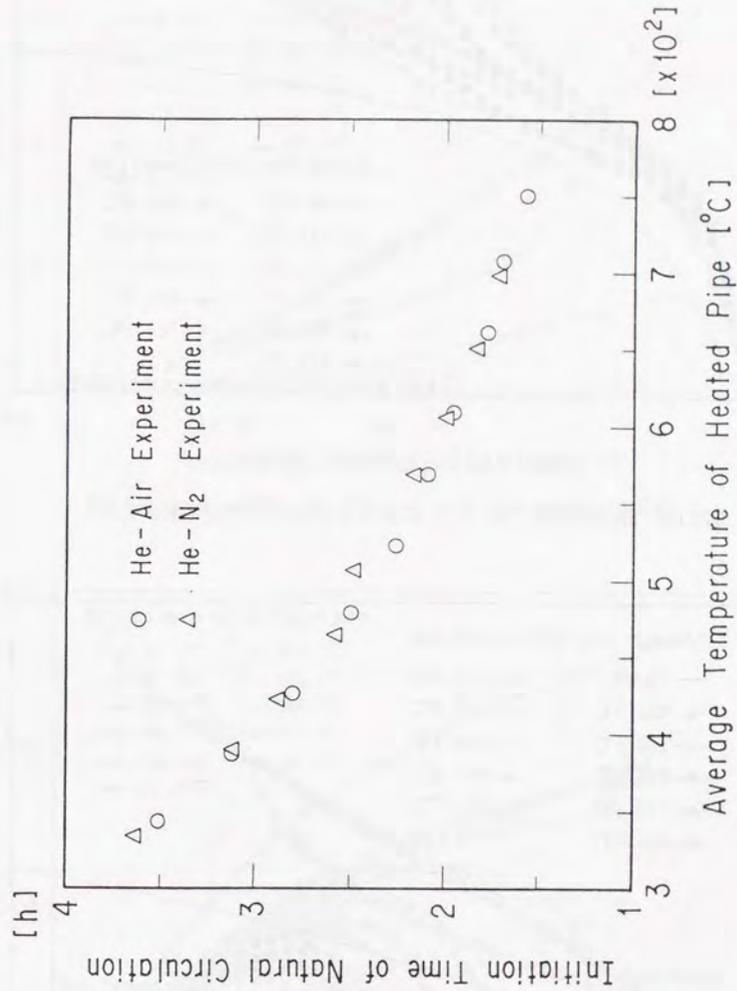


図 3.1.5 第1段階の持続時間 (自然循環流発生までの時間) と加熱管平均温度との関係

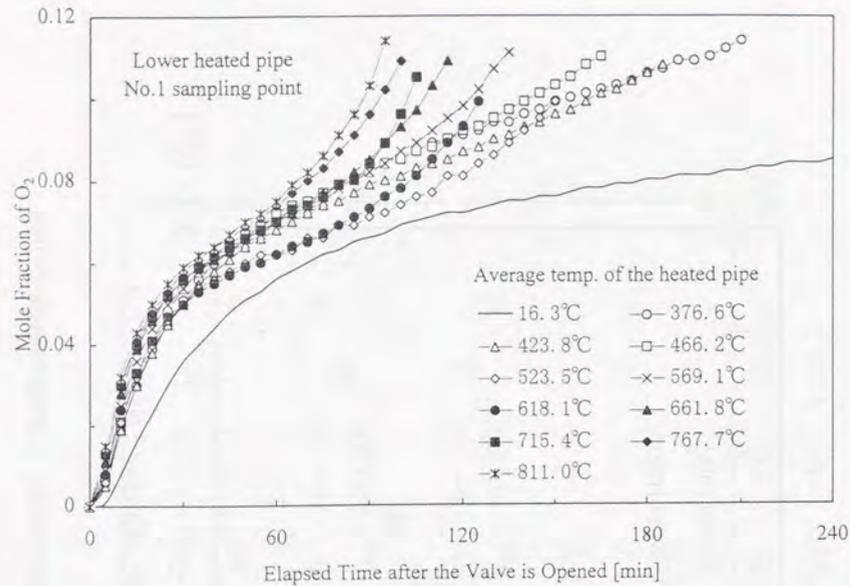


図3.1.6 鉛直加熱管下部 (①) におけるO₂モル分率の時間変化

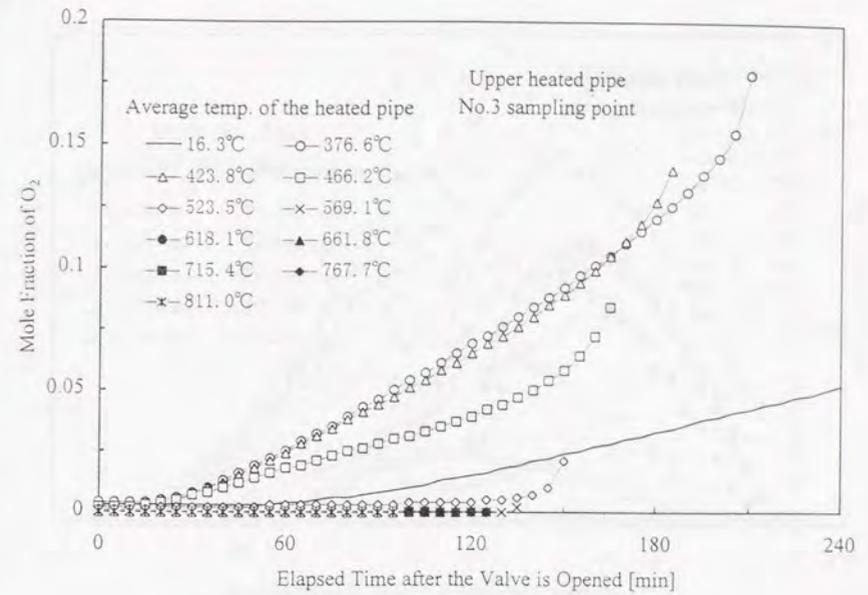


図3.1.8 鉛直加熱管上部 (③) におけるO₂モル分率の時間変化

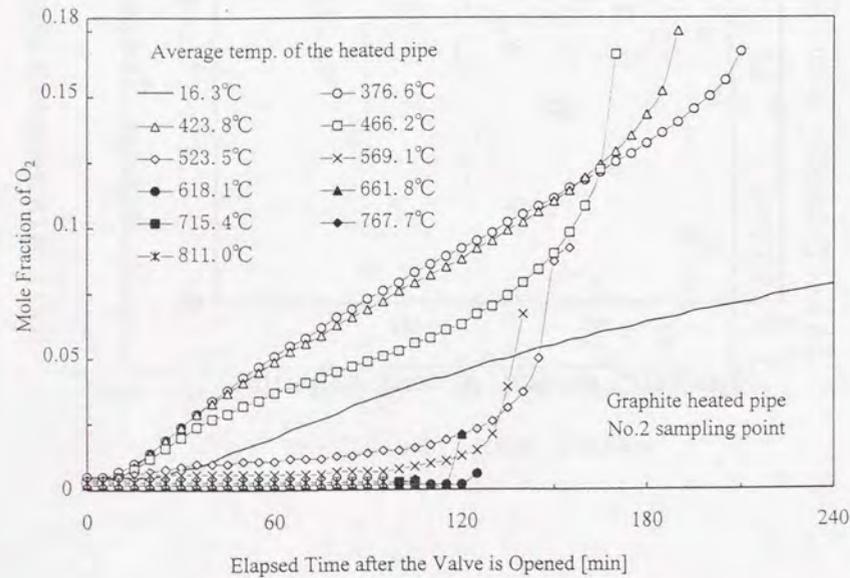


図3.1.7 黒鉛管部 (②) におけるO₂モル分率の時間変化

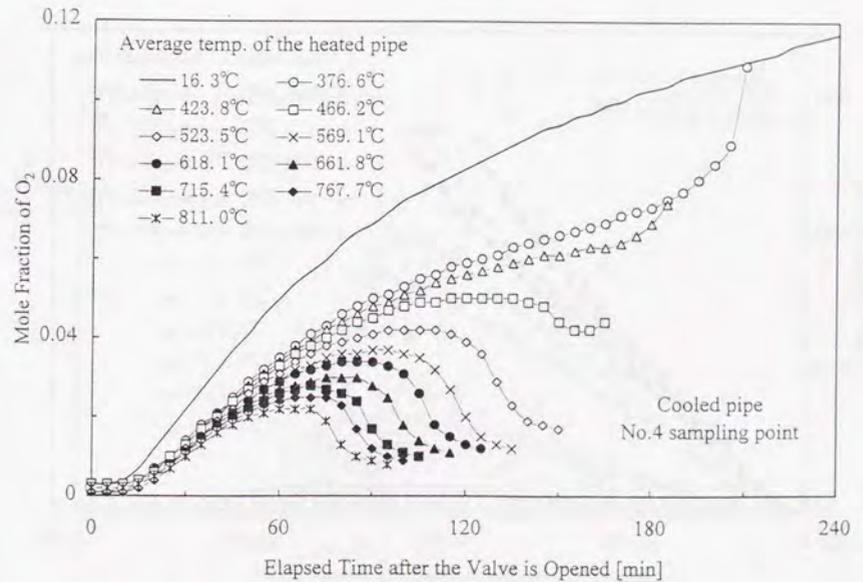


図3.1.9 冷却管部 (④) におけるO₂モル分率の時間変化

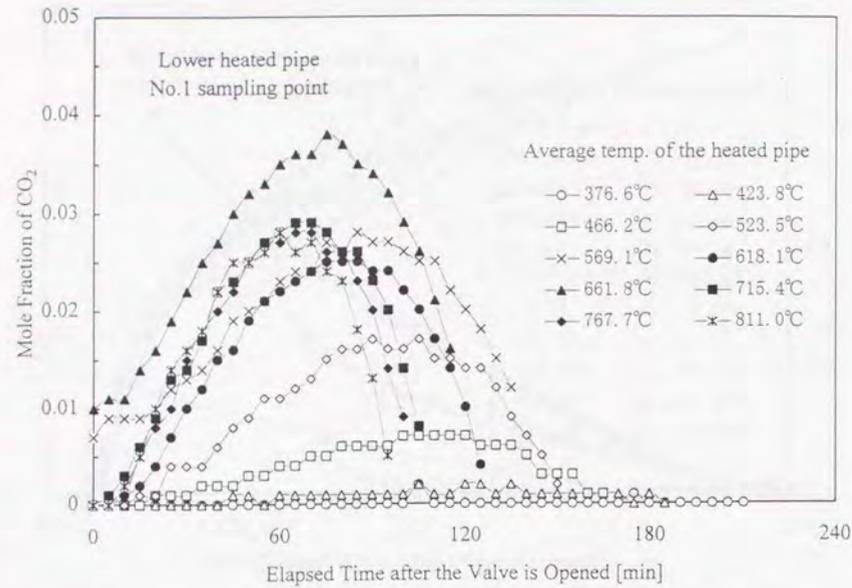


図3.1.10 鉛直加熱管下部 (①) におけるCO₂モル分率の時間変化

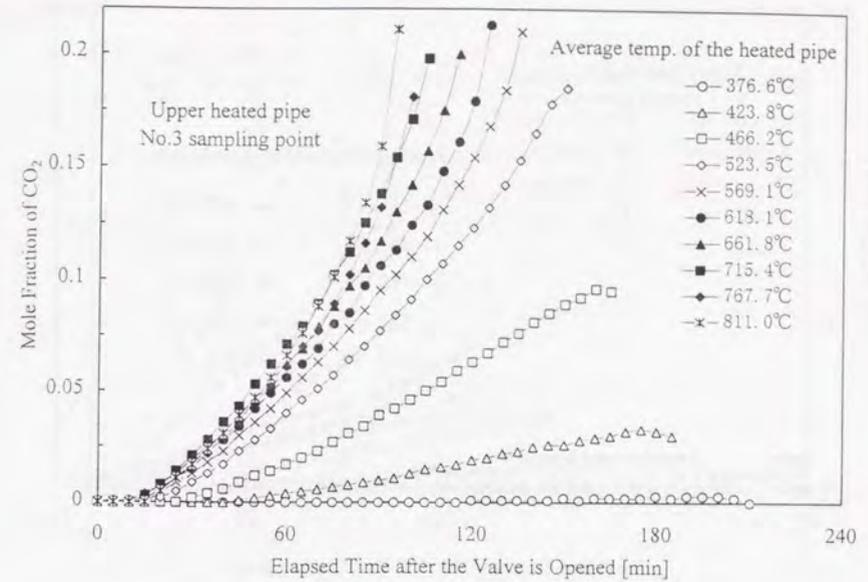


図3.1.12 鉛直加熱管上部 (③) におけるCO₂モル分率の時間変化

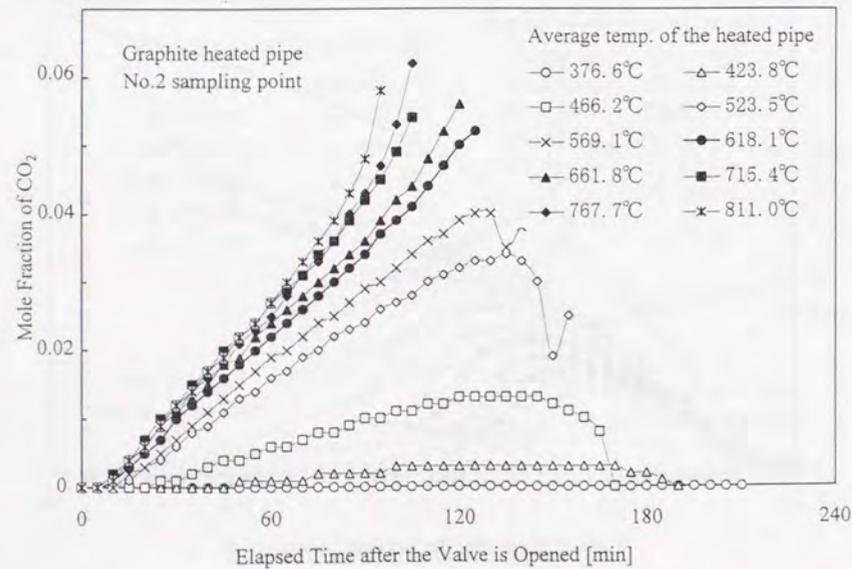


図3.1.11 黒鉛管部 (②) におけるCO₂モル分率の時間変化

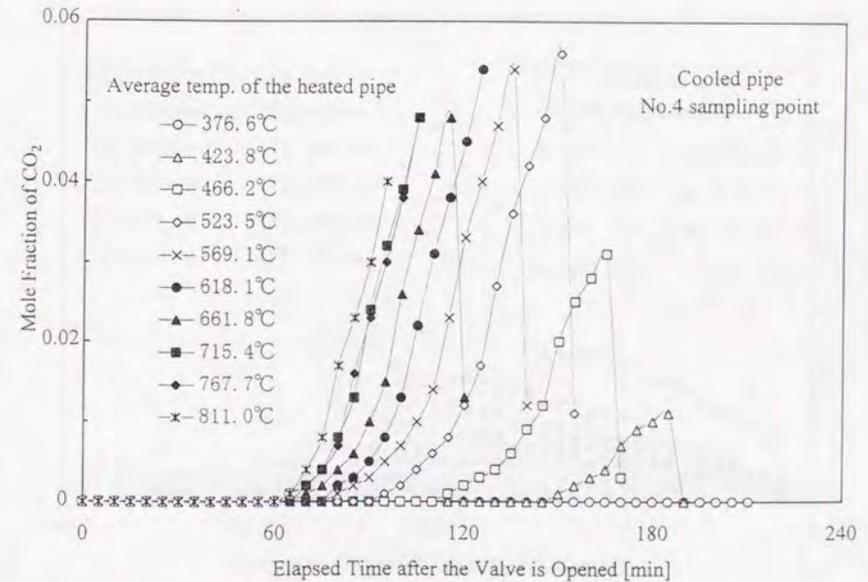


図3.1.13 冷却管部 (④) におけるCO₂モル分率の時間変化

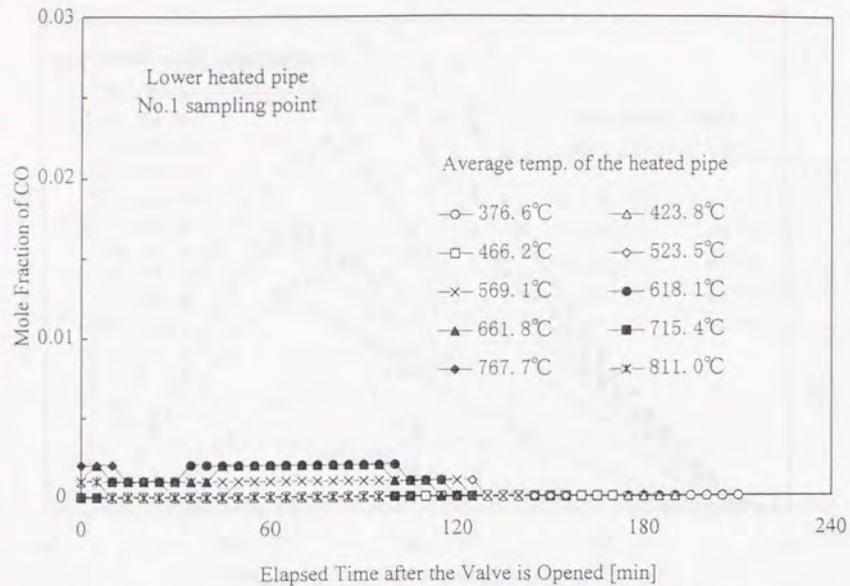


図3.1.14 鉛直加熱管下部 (①) におけるCOモル分率の時間変化

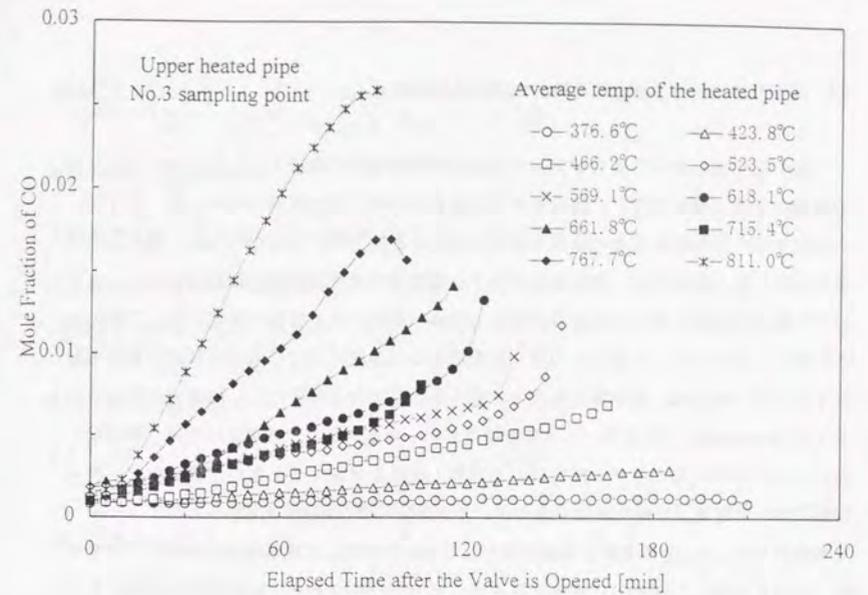


図3.1.16 鉛直加熱管上部 (③) におけるCOモル分率の時間変化

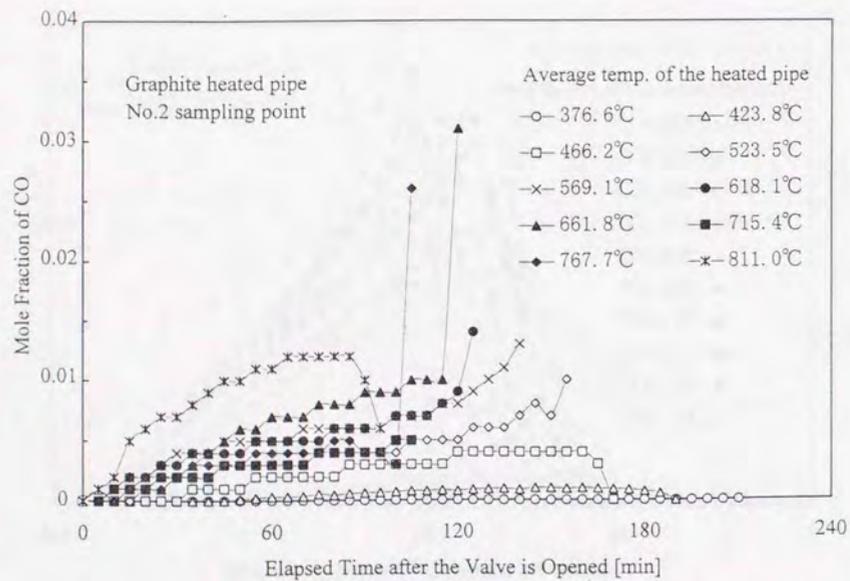


図3.1.15 黒鉛管部 (②) におけるCOモル分率の時間変化

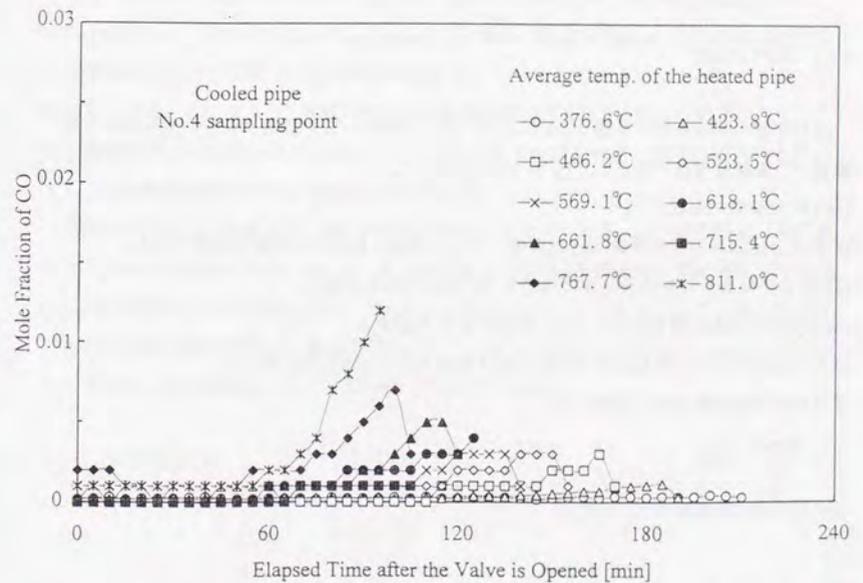


図3.1.17 冷却管部 (④) におけるCOモル分率の時間変化

3.2 化学反応を伴う多成分気体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る必要がある。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、これらの式を連立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あるなど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、

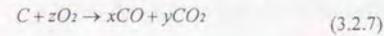
$$D_{i-m} = \frac{1 - X_i}{\sum_{j=1}^n \frac{X_j}{D_{i-j}}} \quad (3.2.6)$$

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。

$$K_0 = 3.60 \times 10^2$$

$$E_0 = 2.09 \times 10^2 \quad [kJ/mol]$$

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。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。

$$A = K_1 \exp\left(-\frac{E_1}{RT}\right) \quad (3.2.9)$$

ここで、 K_1 は定数、 E_1 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組の値を示すが、予備的な計算から、本実験に最も良く一致する値を選んだ。

$$K_1 = 2.512 \times 10^3, E_1 = 5.191 \times 10^1 \quad [kJ/mol] \quad \text{from ref.}[56],$$

$$K_1 = 7.943 \times 10^3, E_1 = 7.83 \times 10^1 \quad [kJ/mol] \quad \text{from ref.}[57],$$

$$K_1 = 1.995 \times 10^3, E_1 = 5.986 \times 10^1 \quad [kJ/mol] \quad \text{from ref.}[57],$$

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と、

$$z = N_{O_2} = \frac{A+2}{2(A+1)} \quad (3.2.10)$$

$$x = N_{CO} = \frac{A}{A+1} \quad (3.2.11)$$

$$y = N_{CO_2} = \frac{1}{A+1} \quad (3.2.12)$$

したがって、成分気体の質量保存式における発生消滅項は以下のように書ける。

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。

$$S = K_r \frac{1}{N_r} C \quad (3.2.13)$$

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、

$$K_r = N_r r \frac{\rho_C}{M_C} \frac{1}{C} \quad (3.2.15)$$

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、

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

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、 $K_2 = 1.3 \times 10^8 [m^3 \cdot mol^{-1} \cdot s^{-1}]$, $E_2 = 126 [kJ \cdot mol^{-1}]$, $X_{H_2O} = 0.0054 \pm 0.0007$ [61]

である。したがって、CO、CO₂、O₂の発生消滅項は、

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

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

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

結局、各成分気体の質量保存式における発生項は、

$$Q_{O_2} = \dot{Q}_{O_2} + \dot{Q}_{O_2} \quad (3.2.29)$$

$$Q_{CO} = \dot{Q}_{CO} + \dot{Q}_{CO}$$

$$Q_{CO_2} = \dot{Q}_{CO_2} + \dot{Q}_{CO_2}$$

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。したがって、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。すなわち、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。

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

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

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

図 3.2.2 に本解析のフローチャートを示し、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、

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

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、

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

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 ρ を用いれば、

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

となる。以下同様に求めると、

$u_j > 0, u_{j-1} < 0$ のとき、

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

$u_j < 0, u_{j-1} > 0$ 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、

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

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、

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

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、

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

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

$$f_j = \frac{64}{Re} = \frac{64 \nu_j^n}{u_j De} = \frac{64 \mu_j^n}{\rho_j^n De |u_j|} \quad (3.2.45)$$

とする。したがって u と p について整理すれば、

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

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

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

故に、

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

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、

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

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 $\varepsilon_2, \varepsilon_3$ として、まず拡散項を先に差分化すれば、

$$\begin{aligned} [Diff] = \frac{\Delta t \varepsilon_3}{\Delta x_i} \left[\frac{(\dot{\rho} D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \omega_{i-1}^{n+1} - \left\{ \frac{(\dot{\rho} D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\dot{\rho} D)_j}{\Delta y_j} \right\} \omega_{i+1}^{n+1} + \frac{(\dot{\rho} D)_j}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^{n+1} \right] \\ + \frac{\Delta t (1 - \varepsilon_3)}{\Delta x_i} \left[\frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} \omega_{i-1}^n - \left\{ \frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right\} \omega_i^n + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^n \right] \end{aligned} \quad (3.2.50)$$

故に、

$u_j > 0, u_{j-1} > 0$ のとき、

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

したがって ω で整理すれば、次式となる。

$$\begin{aligned} & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_s \dot{\rho}_{i-1} \dot{u}_{j-1} + \varepsilon_s \frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} \omega_{i-1}^{n+1} + \left[\dot{\rho}_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_s \dot{\rho}_i \dot{u}_j + \varepsilon_s \left(\frac{(\dot{\rho}D)_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \right) \right\} \right] \omega_i^{n+1} \\ & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_s \frac{(\dot{\rho}D)_j}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_s) \rho_{i-1}^n u_{j-1}^n + (1 - \varepsilon_s) \frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} \right\} \omega_{i-1}^n \\ & + \left[\rho_i^n - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1 - \varepsilon_s) \rho_i^n u_j^n + (1 - \varepsilon_s) \left(\frac{(\rho D)_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \right) \right\} \right] \omega_i^n + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_s) \frac{(\rho D)_j^n}{\Delta y_j} \omega_{i+1}^n \end{aligned} \quad (3.2.52)$$

$u_j > 0, u_{j-1} < 0$ のとき、

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

$u_j < 0, u_{j-1} > 0$ のとき、

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

$u_j < 0, u_{j-1} < 0$ のとき、

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

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、

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

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 $\varepsilon_s, \varepsilon_b, \varepsilon_g$ 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、

$$\begin{aligned} [Therm] &= \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_s \left\{ \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^{n+1} - \left(\frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} + \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} \right) T_i^{n+1} + \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^{n+1} \right\} \\ &+ \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_s) \left\{ \frac{\lambda_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^n - \left(\frac{\lambda_{j-1}^n}{\Delta y_{j-1}} + \frac{\lambda_j^n}{\Delta y_j} \right) T_i^n + \frac{\lambda_j^n}{\Delta y_j} T_{i+1}^n \right\} \\ &- \frac{4Nu\Delta t}{De^2} \left\{ \varepsilon_g \varepsilon_s T_i^{n+1} + \lambda_i^n (1 - \varepsilon_g) T_i^n \right\} + \frac{4Nu\lambda_i^n \Delta t}{De^2} T_w \end{aligned} \quad (3.2.57)$$

故に、

$u_j > 0, u_{j-1} > 0$ のとき、

$$\begin{aligned} & (\dot{\rho}c_p)_j T_i^{n+1} - (\rho c_p)_j^n T_i^n + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_s \left\{ (\dot{\rho}c_p)_j T_i^{n+1} \dot{u}_j - (\dot{\rho}c_p)_{j-1} T_{i-1}^{n+1} \dot{u}_{j-1} \right\} \\ & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1 - \varepsilon_s) \left\{ (\rho c_p)_j^n T_i^n u_j^n - (\rho c_p)_{j-1}^n T_{i-1}^n u_{j-1}^n \right\} = [Therm] \end{aligned} \quad (3.2.58)$$

よって T で整理すれば、

$$\begin{aligned}
 & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} c_p)_{i-1} \dot{u}_{j-1} + \varepsilon_8 \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} T_{i-1}^{n+1} \\
 & + \left[(\dot{\rho} c_p)_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} c_p)_i \dot{u}_j + \varepsilon_8 \left(\frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} + \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} + \frac{4Nu\dot{\lambda}_i \varepsilon_9 \Delta t}{De^2} \right] T_i^{n+1} \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_8 \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_7) (\rho^n c_p^n)_{i-1} u_{j-1}^n + (1-\varepsilon_8) \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} T_{i-1}^n \\
 & + \left[(\rho^n c_p^n)_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_7) (\rho^n c_p^n)_i u_j^n + (1-\varepsilon_8) \left(\frac{\lambda_j}{\Delta y_j} + \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} - \frac{4Nu\lambda_i (1-\varepsilon_9) \Delta t}{De^2} \right] T_i^n \\
 & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_8) \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^n + \frac{4Nu\lambda_i Tw_i \Delta t}{De^2}
 \end{aligned} \tag{3.2.59}$$

$u_j > 0, u_{j-1} < 0$ のとき、

$$\begin{aligned}
 & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_8 \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^{n+1} + \\
 & \left[(\dot{\rho} c_p)_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} c_p)_i (\dot{u}_j - \dot{u}_{j-1}) + \varepsilon_8 \left(\frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} + \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} + \frac{4Nu\dot{\lambda}_i \varepsilon_9 \Delta t}{De^2} \right] T_i^{n+1} \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_8 \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_8) \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^n \\
 & + \left[(\rho^n c_p^n)_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_7) (\rho^n c_p^n)_i (u_j^n - u_{j-1}^n) + (1-\varepsilon_8) \left(\frac{\lambda_j}{\Delta y_j} + \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} - \frac{4Nu\lambda_i (1-\varepsilon_9) \Delta t}{De^2} \right] T_i^n \\
 & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_8) \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} T_{i+1}^n + \frac{4Nu\lambda_i Tw_i \Delta t}{De^2}
 \end{aligned} \tag{3.2.60}$$

$u_j < 0, u_{j-1} > 0$ のとき、

$$\begin{aligned}
 & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} c_p)_{i-1} \dot{u}_{j-1} + \varepsilon_8 \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} T_{i-1}^{n+1} + \left[(\dot{\rho} c_p)_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_8 \left(\frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} + \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) + \frac{4Nu\dot{\lambda}_i \varepsilon_9 \Delta t}{De^2} \right] T_i^{n+1} \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} c_p)_{i+1} \dot{u}_j - \varepsilon_8 \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} \right\} T_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_7) (\rho^n c_p^n)_{i-1} u_{j-1}^n + (1-\varepsilon_8) \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right\} T_{i-1}^n \\
 & + \left[(\rho^n c_p^n)_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_8) \left(\frac{\lambda_j}{\Delta y_j} + \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) - \frac{4Nu\lambda_i (1-\varepsilon_9) \Delta t}{De^2} \right] T_i^n \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_7) (\rho^n c_p^n)_{i+1} u_j^n - (1-\varepsilon_8) \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} \right\} T_{i+1}^n + \frac{4Nu\lambda_i Tw_i \Delta t}{De^2}
 \end{aligned} \tag{3.2.61}$$

$u_j < 0, u_{j-1} < 0$ のとき、

$$\begin{aligned}
 & -\frac{\Delta t}{\Delta x_i} \varepsilon_8 \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^{n+1} + \left[(\dot{\rho} c_p)_i - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} c_p)_i \dot{u}_{j-1} - \varepsilon_8 \left(\frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} + \frac{\dot{\lambda}_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} + \frac{4Nu\dot{\lambda}_i \varepsilon_9 \Delta t}{De^2} \right] T_i^{n+1} \\
 & + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ \varepsilon_7 (\dot{\rho} c_p)_{i+1} \dot{u}_j - \varepsilon_8 \frac{\dot{\lambda}_j}{\Delta y_j} \right\} T_{i+1}^{n+1} = \frac{\Delta t}{\Delta x_i} (1-\varepsilon_8) \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} T_{i-1}^n \\
 & + \left[(\rho^n c_p^n)_i + \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_7) (\rho^n c_p^n)_i u_{j-1}^n - (1-\varepsilon_8) \left(\frac{\lambda_j}{\Delta y_j} + \frac{\lambda_{j-1}}{\Delta y_{j-1}} \right) \right\} - \frac{4Nu\lambda_i (1-\varepsilon_9) \Delta t}{De^2} \right] T_i^n \\
 & - \frac{\Delta t}{\Delta x_i} \left\{ (1-\varepsilon_7) (\rho^n c_p^n)_{i+1} u_j^n - (1-\varepsilon_8) \frac{\lambda_j}{\Delta y_j} \right\} T_{i+1}^n + \frac{4Nu\lambda_i Tw_i \Delta t}{De^2}
 \end{aligned} \tag{3.2.62}$$

(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。

$0 < x < l$,

$$X_{N_2}, X_{O_2}, X_{CO}, X_{CO_2} = 0, X_{He} = 1 \tag{3.2.63}$$

$x = 0, l$

$$X_{N_2} = 0.791, X_{O_2} = 0.209, X_{CO}, X_{CO_2}, X_{He} = 0 \tag{3.2.64}$$

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滿していると仮定した。

$x = 0, x = l$

$$X_{N_2} = 0.791, X_{O_2} = 0.209, X_{CO}, X_{CO_2}, X_{He} = 0, p = p_0, T = T_0, \rho = \rho_0 \tag{3.2.65}$$

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其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 $1 \times 10^{-6} < u < 1 \times 10^{-3} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ($1 \times 10^{-1} < Re < 1$) の範囲であった。第 2 段階以降の空気其自然循環流速は $1.4 \times 10^{-1} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ($Re = 450$) 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 $1040\text{K}, 300\text{K}$ 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 O_2 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 CO_2 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 CO_2 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 CO_2 と CO モル分率の軸方向分布の解析結果を示す。 CO_2 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 CO_2 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 O_2 と反応するため、 CO_2 よりもモル分率は小さい。

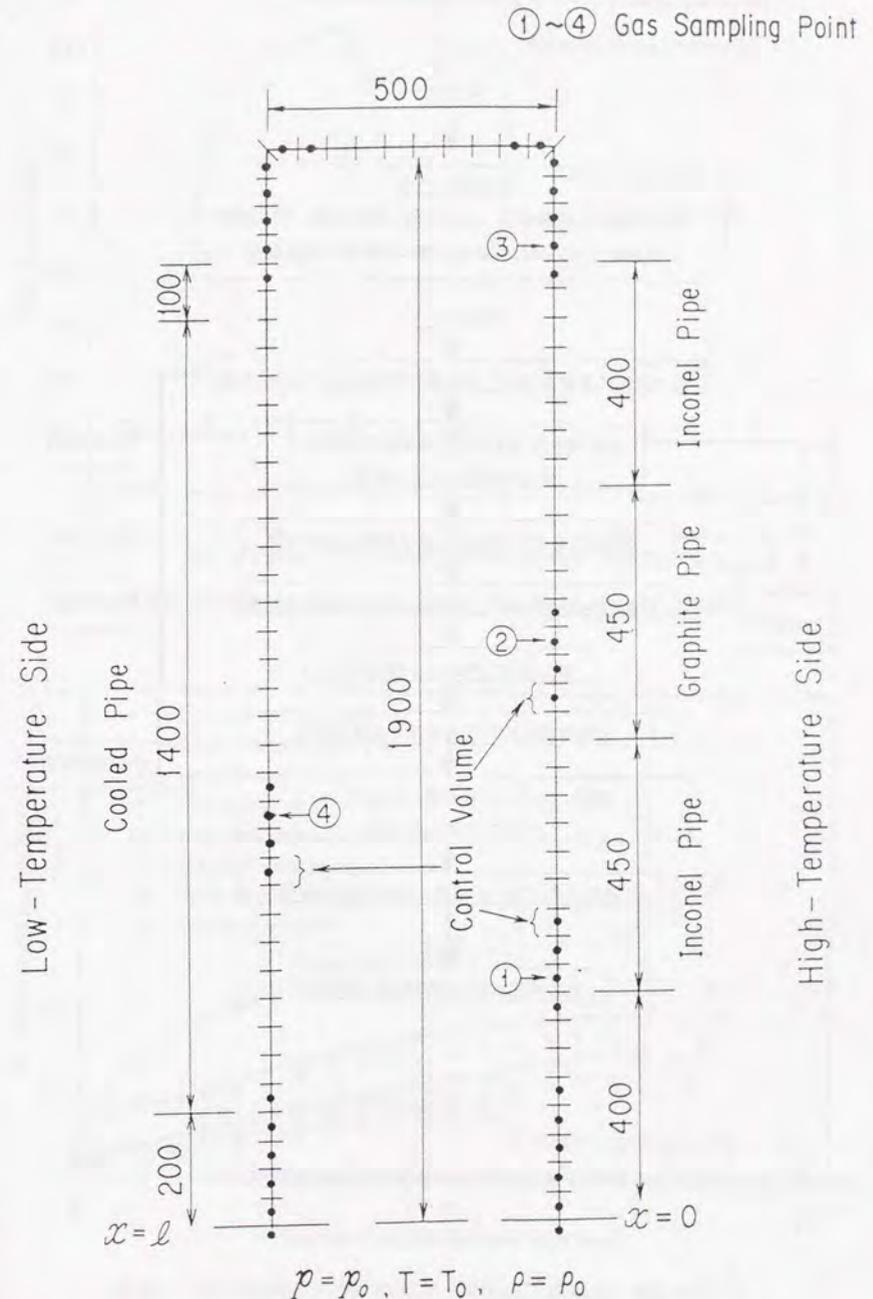


図 3.2.1 逆 U 字管流路解析モデル

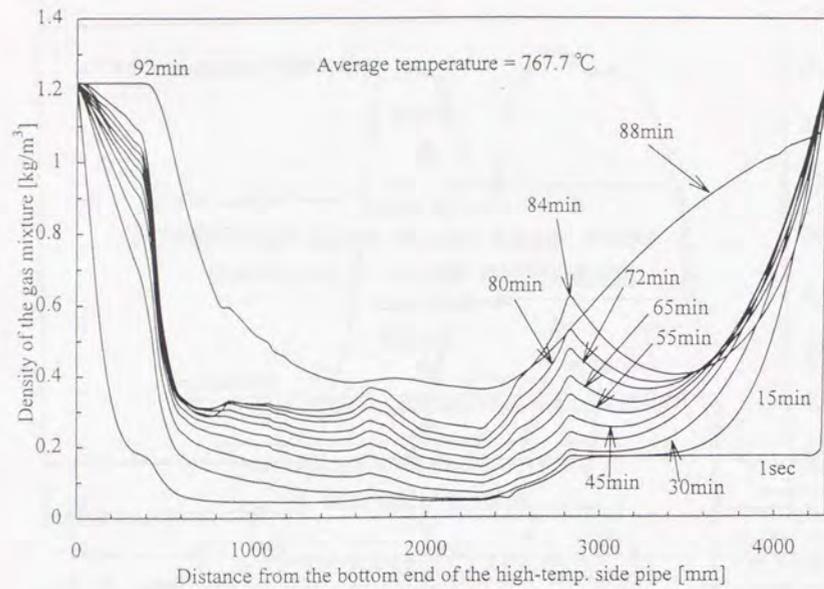


図 3.2.5 混合気体密度分布の時間発展 (加熱管平均温度: 767.7°C)

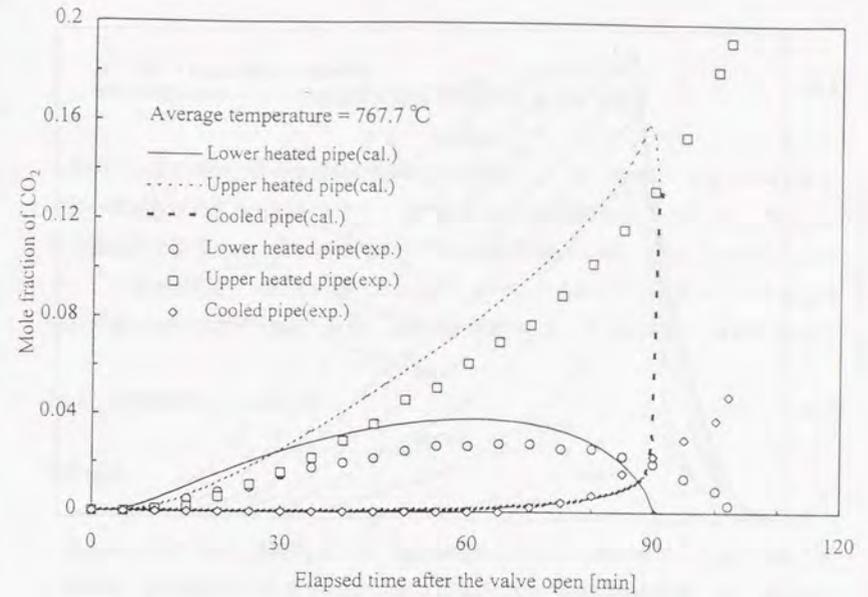


図 3.2.7 CO₂モル分率の時間変化 (加熱管平均温度: 767.7°C)

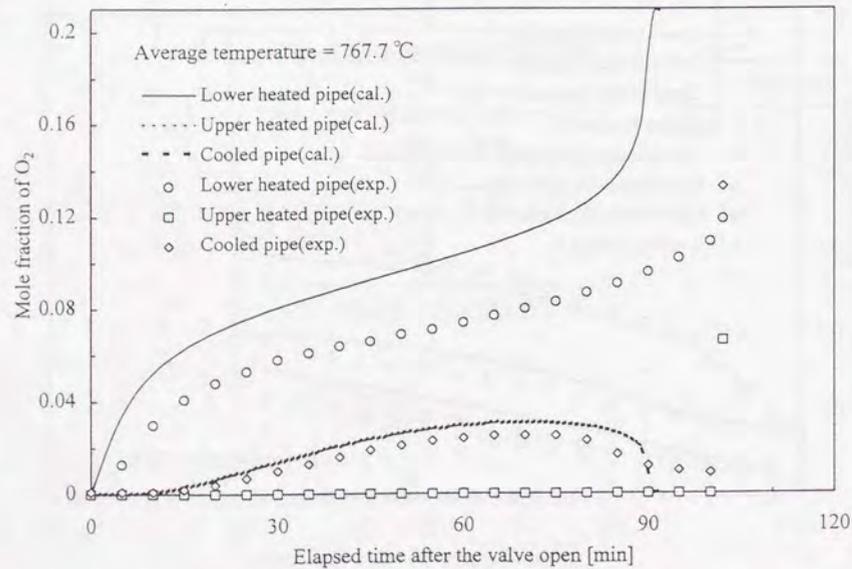


図 3.2.6 O₂モル分率の時間変化 (加熱管平均温度: 767.7°C)

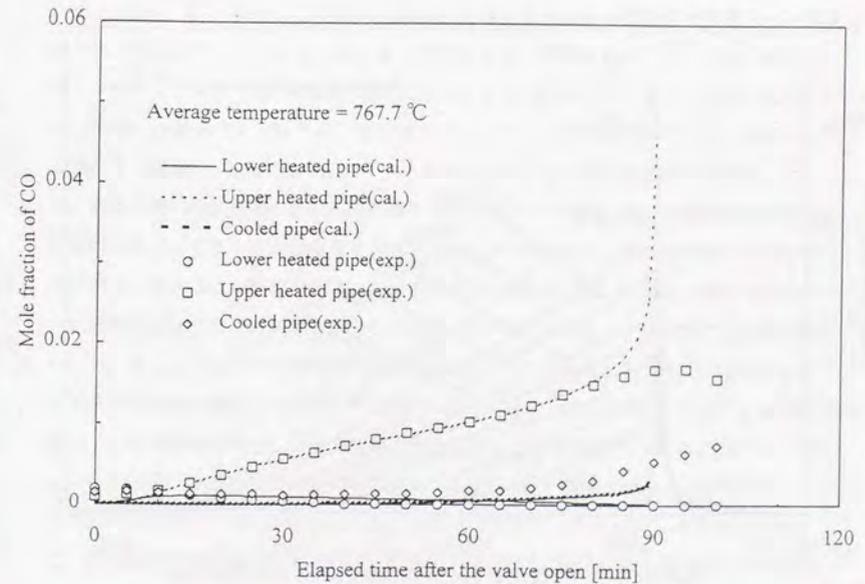


図 3.2.8 COモル分率の時間変化 (加熱管平均温度: 767.7°C)

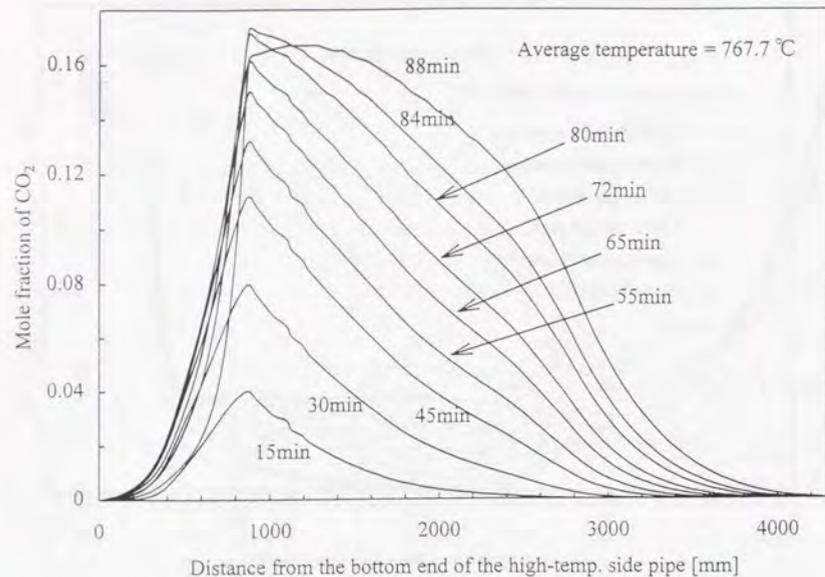


図 3.2.9 CO₂モル分率分布の時間発展 (加熱管平均温度: 767.7°C)

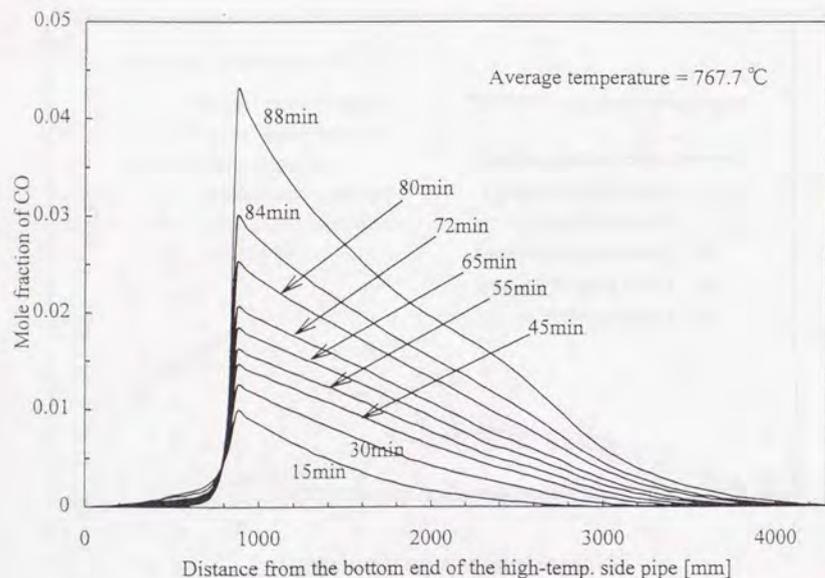


図 3.2.10 COモル分率分布の時間発展 (加熱管平均温度: 767.7°C)

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 の円筒型容器で、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、 O_2 計、 CO_2 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、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。模擬炉心管路及び下部プレナムの壁温度を、400℃から 800℃までの範囲について 50℃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、模擬炉心管路間には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℃、模擬炉心部の平均温度(T_{SC})を 696℃、上部プレナム(T_{UP})を 303℃、冷却管部(T_{CP})を 24℃に保持した場合の各成分気体(CO 、 O_2 、 CO_2)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 O_2 は、ほとんど全量が黒鉛と反応し CO と CO_2 が発生するため、 O_2 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、 O_2 は下部プレナムと模擬炉心部で全部消費されるため検出されなかった。下部プレナムの CO_2 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 CO_2 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 O_2 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浸入するが、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、出口管から浸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 O_2 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℃、模擬炉心部を 547℃、上部プレナムを 231℃、冷却管部を 21℃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 の発生量が少なくなり、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℃、模擬炉心部が 456℃、上部プレナムが 193℃、冷却管部の温度が 22℃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℃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℃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、増加速度も速くなった。平均温度が 450℃以下の場合ほとんど CO₂ は発生しなかった。

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℃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℃～600℃では、1%前後であった。下部プレナムの温度が 800℃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℃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℃の場合には 5 時間、600℃の場合でも 7 時間以降はほとんど O₂ は検出されなかった。

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℃以下の場合、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う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℃以上になると、第 1 段階の持続時間は空気をう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。これは空気をういた実験の場合、黒鉛温度が 700℃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って、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、空気をう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℃と 540℃、図 3.3.13 が 755℃と 680℃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った。

模擬炉心部の平均温度が 700℃以上（下部プレナムは約 800℃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った。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ため、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。

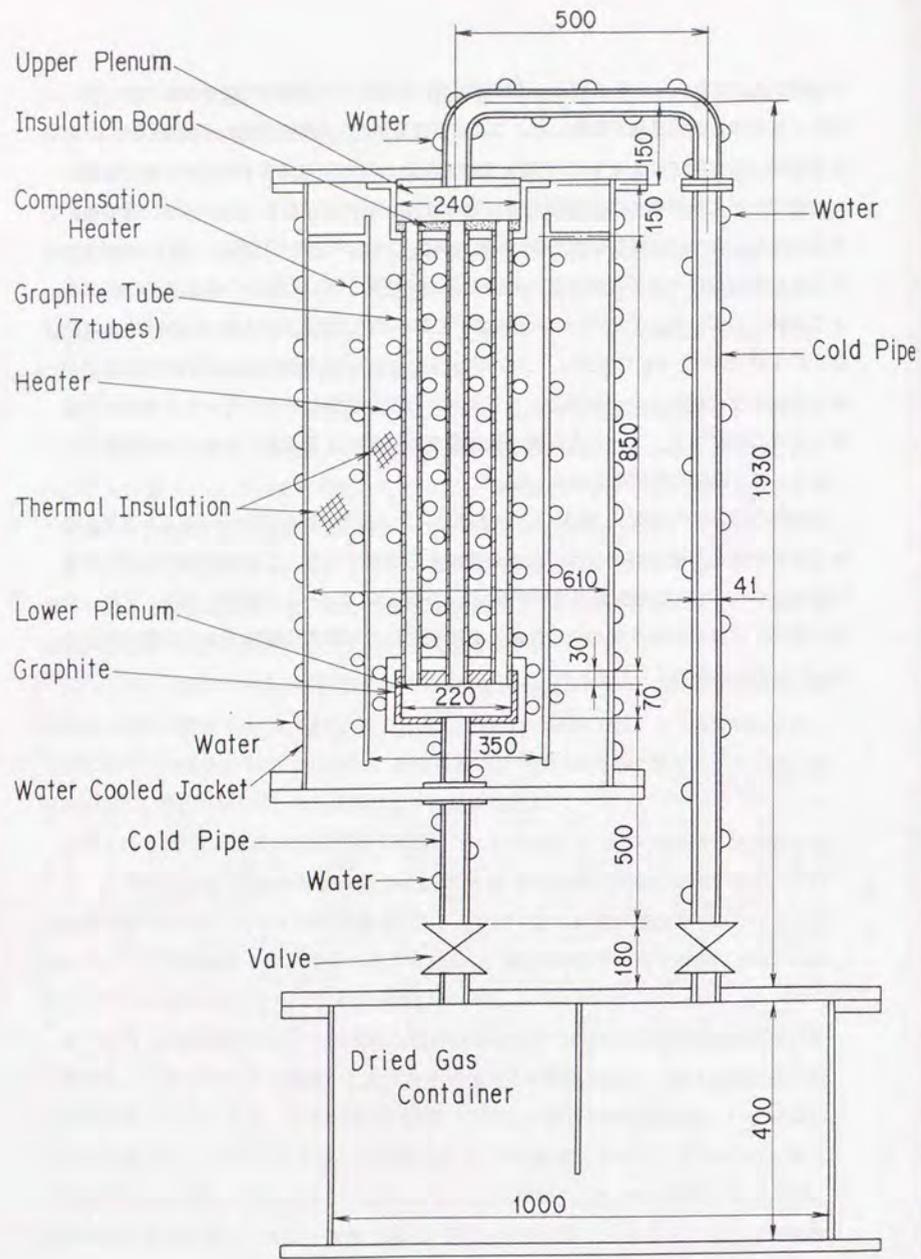


图 3.3.1 多成分气体系逆U字型並列流路実験装置

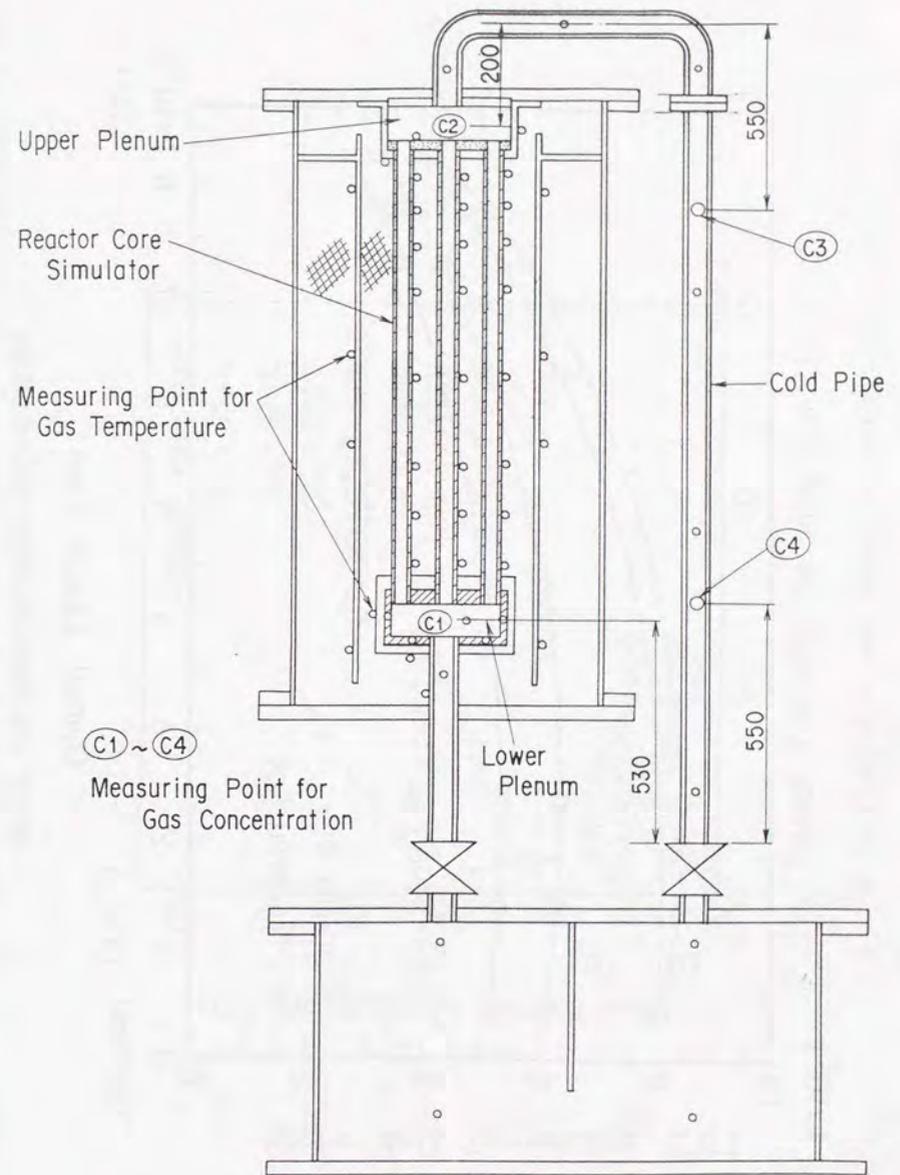


图 3.3.2 温度と濃度測定点

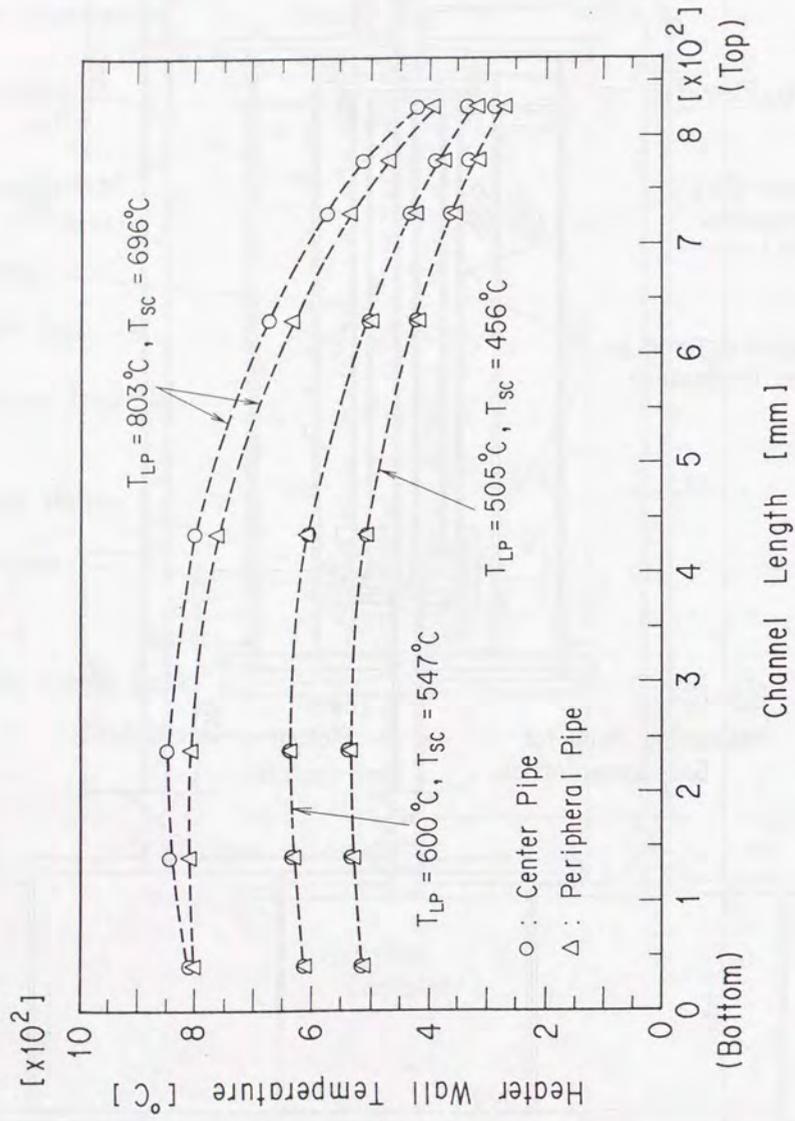


図 3.3.3 中心加熱管と周辺加熱管の軸方向壁温度分布

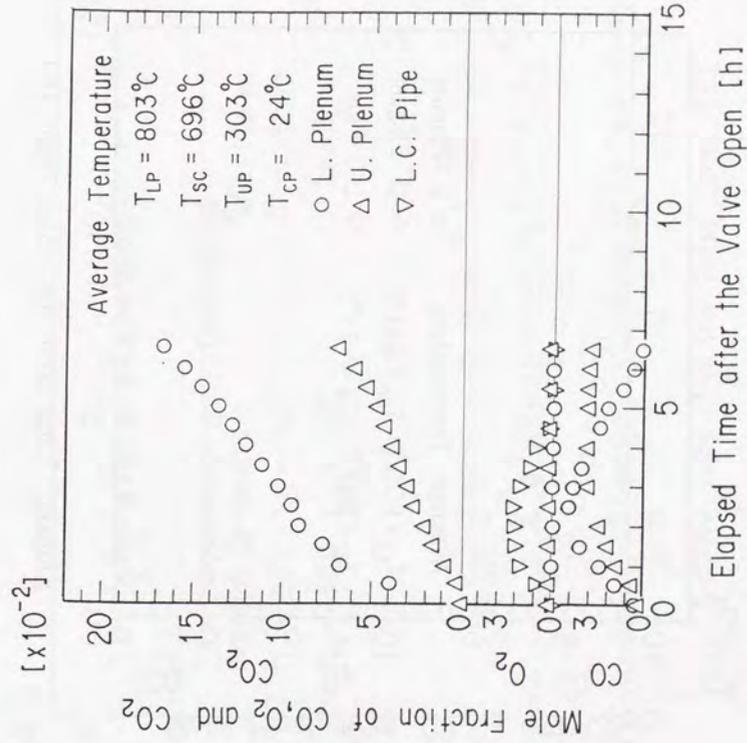


図 3.3.4 CO_2 , O_2 , CO_2 モル分率の時間変化 ($T_{LP} = 803^\circ\text{C}$, $T_{sc} = 696^\circ\text{C}$)

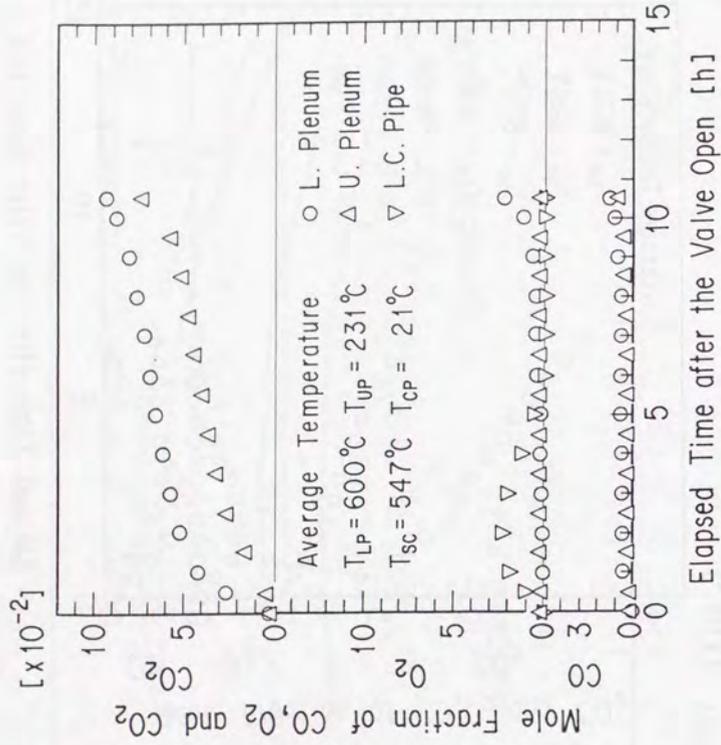


図 3.3.5 $\text{CO}_2, \text{O}_2, \text{CO}_2$ モル分率の時間変化 ($T_{LP}=600^\circ\text{C}, T_{UP}=231^\circ\text{C}, T_{SC}=547^\circ\text{C}, T_{CP}=21^\circ\text{C}$)

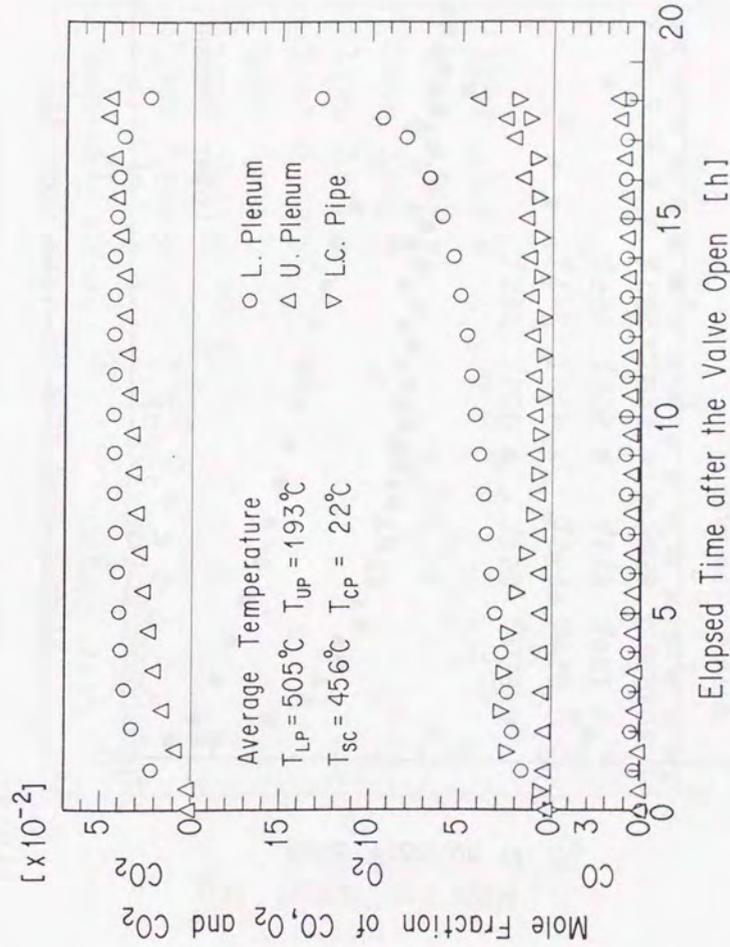


図 3.3.6 $\text{CO}_2, \text{O}_2, \text{CO}_2$ モル分率の時間変化 ($T_{LP}=505^\circ\text{C}, T_{UP}=193^\circ\text{C}, T_{SC}=456^\circ\text{C}, T_{CP}=22^\circ\text{C}$)

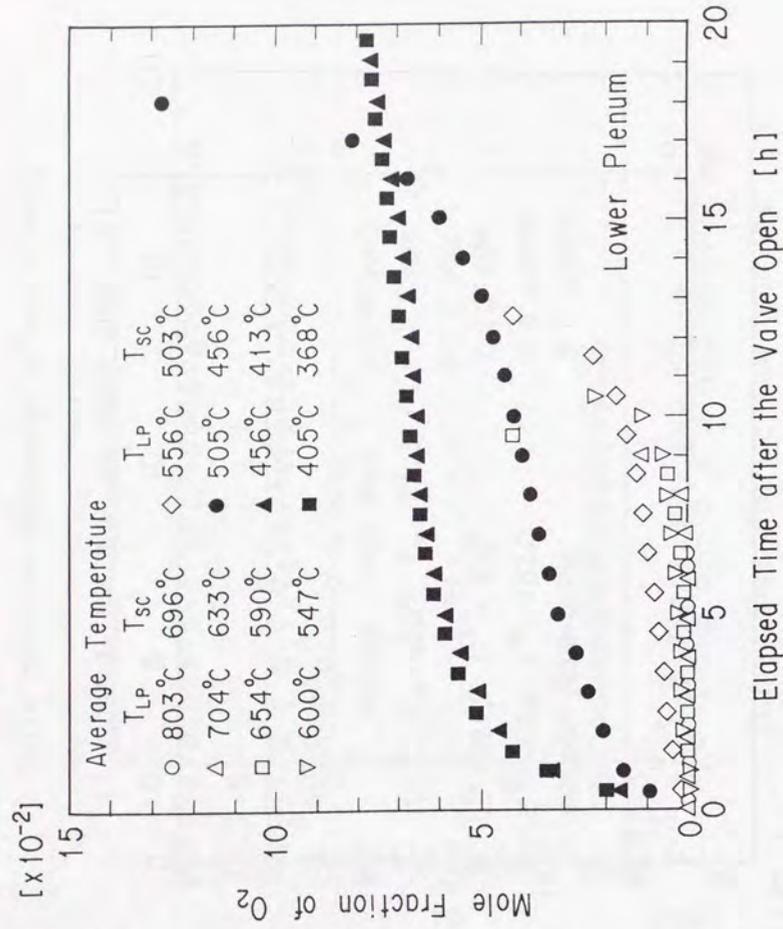


図 3.3.7 下部プレナム(C1)における O_2 モル分率の時間変化

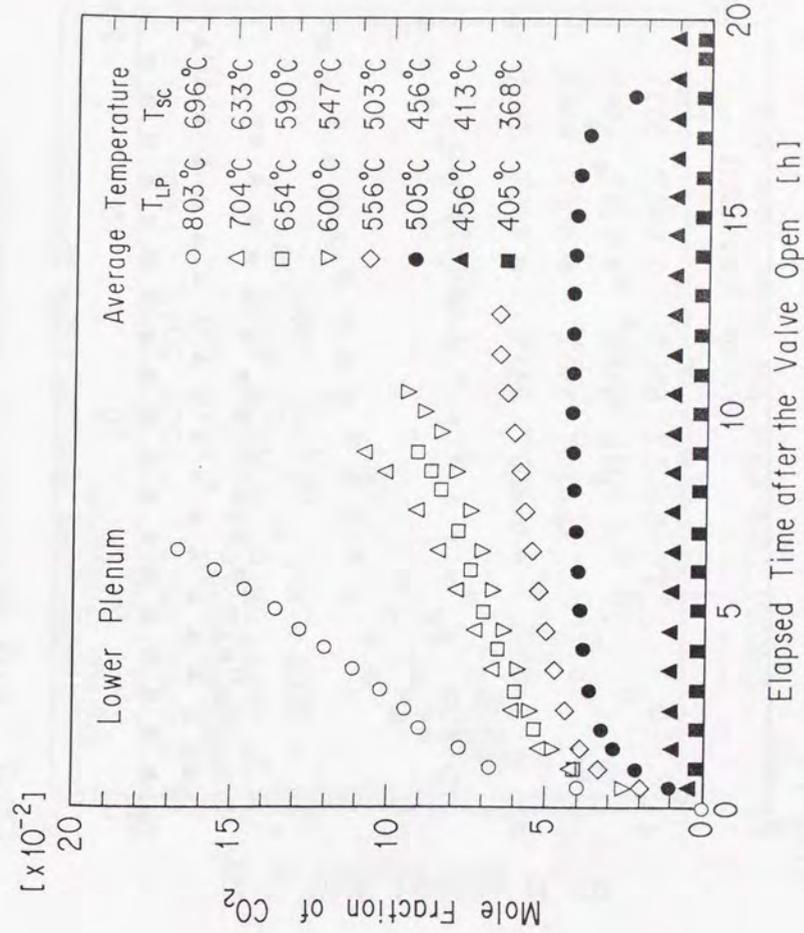


図 3.3.8 下部プレナム(C1)における CO_2 モル分率の時間変化

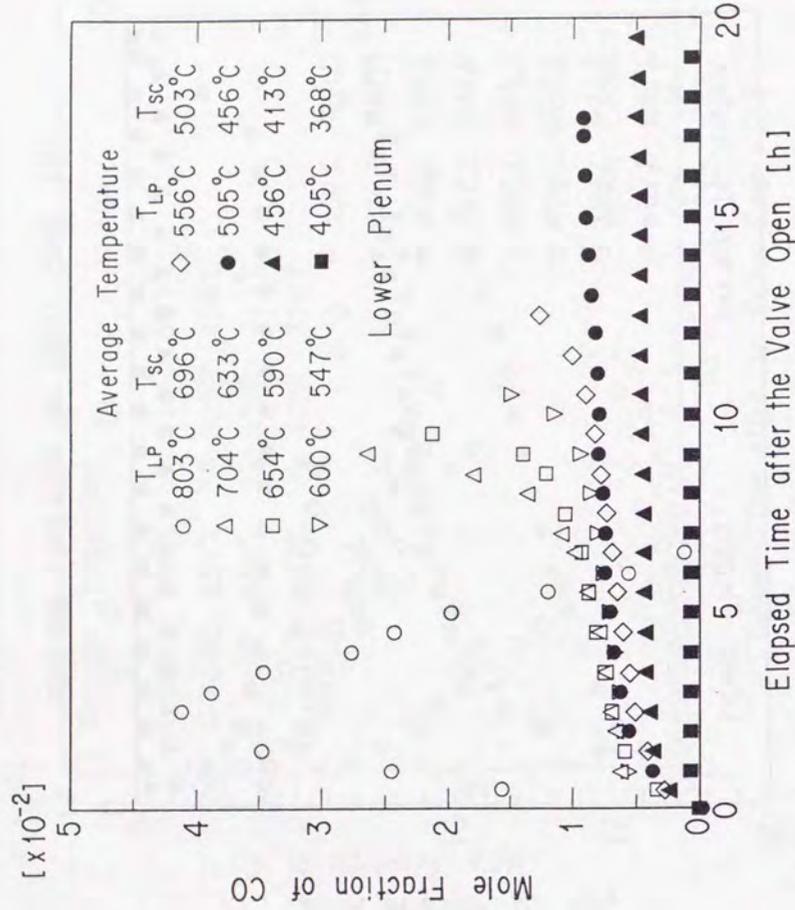


図 3.3.9 下部プレナム(C1)におけるCOモル分率の時間変化

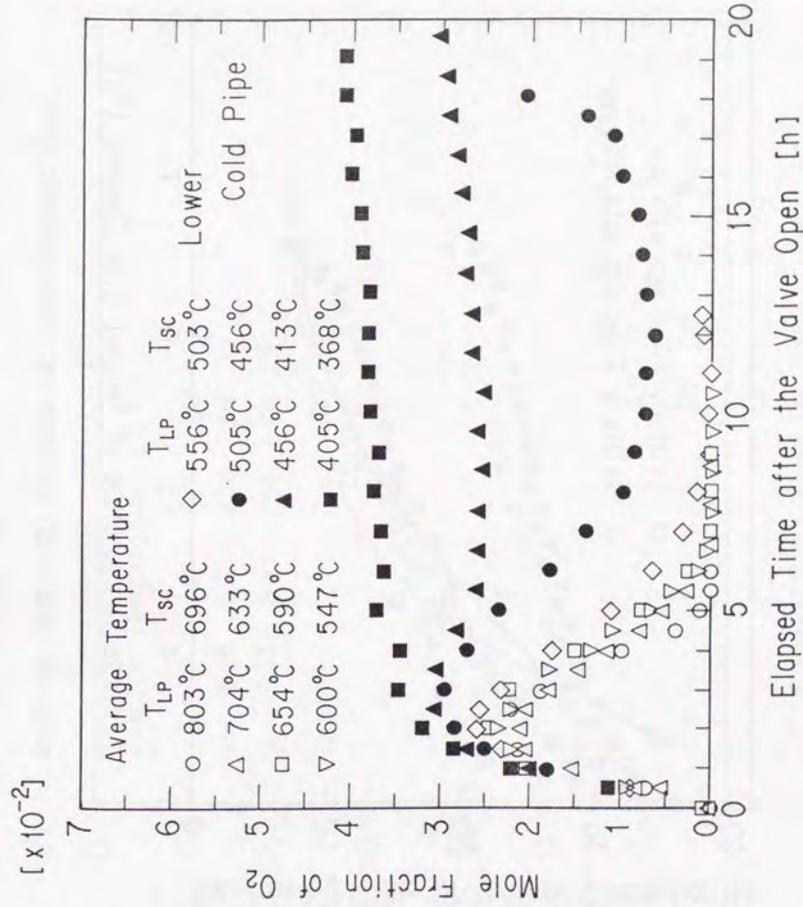


図 3.3.10 冷却管部(C4)におけるO₂モル分率の時間変化

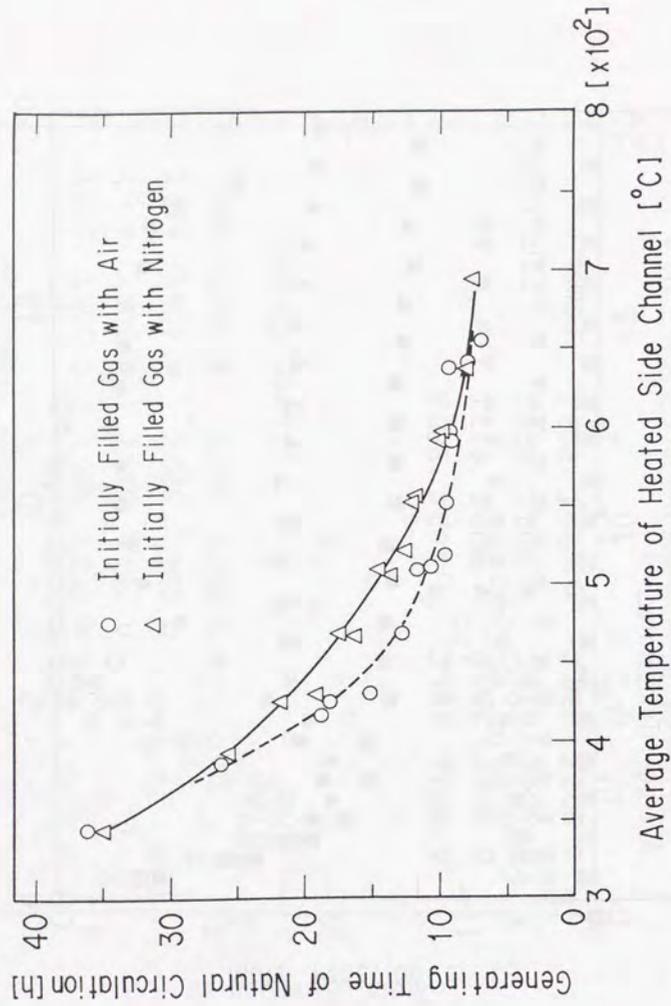


図 3.3.11 高温側流路 (模擬炉心部) の平均温度と第1段階の持続時間との関係

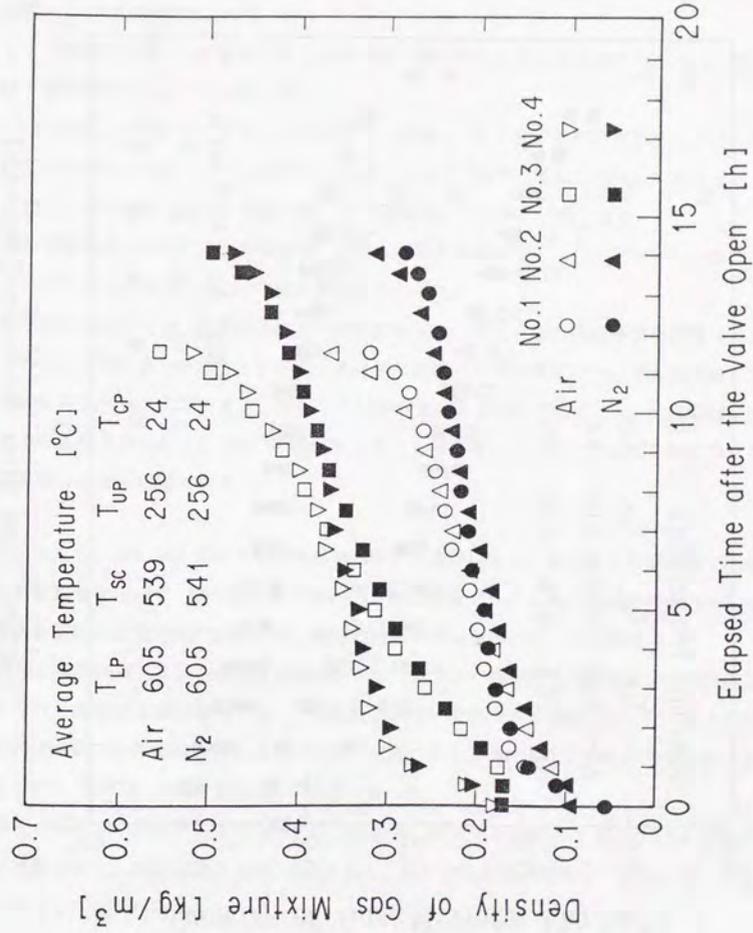


図 3.3.12 混合気体密度の時間変化 ($T_{LP}=605^{\circ}\text{C}$, $T_{sc}=540^{\circ}\text{C}$)

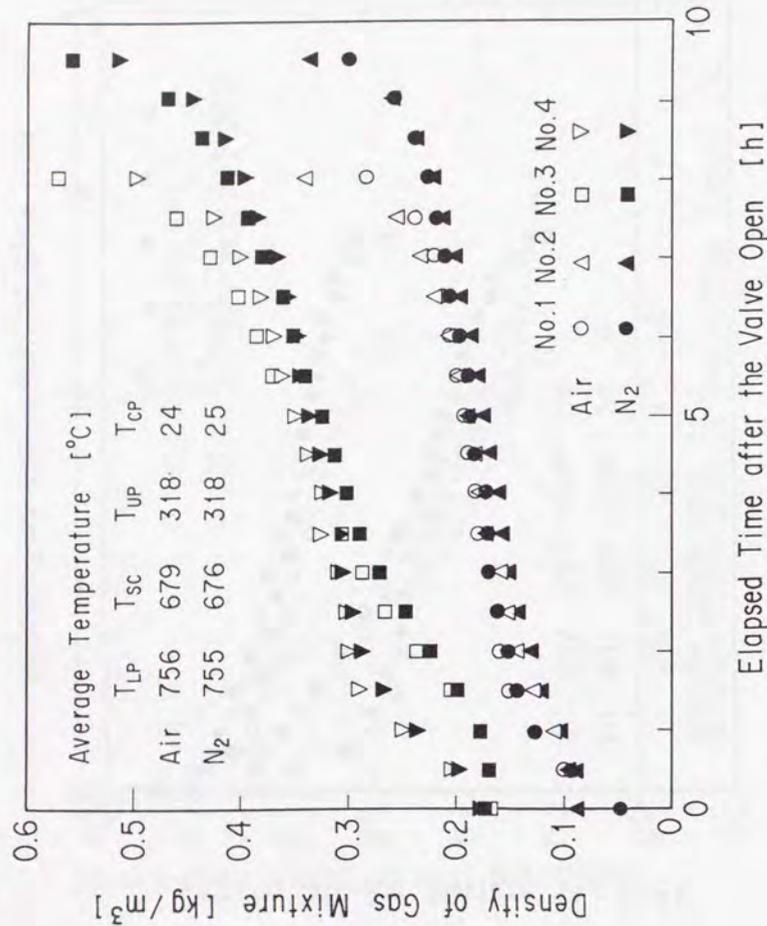


図 3.3.13 混合気体密度の時間変化 ($T_{LP}=755^{\circ}\text{C}$, $T_{SC}=680^{\circ}\text{C}$)

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へ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違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、 $400^{\circ}\text{C} \sim 800^{\circ}\text{C}$ の範囲では、主に CO_2 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 CO_2 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 CO_2 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 O_2 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 O_2 が反応して CO_2 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も局所的に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 0.098 kg/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、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って、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、保守的な仮定の下に安全解析を行い、既に安全であることが確かめられている。しかしながら、将来の実用炉の設計、開発、安全解析等に備えて、配管破断事故時の空気浸入挙動を詳しく把握しておくことが重要である。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[65]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。

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 0.315 m)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0.06 m、高さは1.519 m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、 O_2 、 CO_2 及びCOの濃度を、それぞれ振動式密度計、電気化学式 O_2 計、赤外線吸収式 CO_2 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0.029 m/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。 O_2 計、 CO_2 計及びCO計は、実験開始前に毎回校正を行った。 CO_2 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 $\pm 3^\circ C$ 、密度は $\pm 1\%$ 、各成分気体のモル分率は補正後の値について $\pm 5\%$ 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放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 $405^\circ C$ から最高 $1046^\circ C$ 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 $1046^\circ C$ 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℃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℃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℃、22.3℃、51.3℃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℃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(0.01 m/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℃、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℃、54℃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0.1 m/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1.3 m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($Ra < 1 \times 10^4$)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すれば、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0.05 m/sから0.71 m/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流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、 0.17 kg/m^3 から 0.5 kg/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の間には浮力が生じていて、さらに出口管の下端は入口管より0.3 m下方にある。この状態で実験を開始するため、瞬間的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に相当する空気が出口管内を約0.15 mにわたって(出口管の測定点から約0.7 m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、瞬間的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℃)。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 O_2 、 N_2 、 CO 、 CO_2 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も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 $K=7.943 \times 10^7$, $E=7.83 \times 10^4$ [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 O₂ と反応して CO₂ 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、O₂ 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 CO₂ モル分率は低く押さえられ、高温プレナムで発生した CO₂ 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 CO₂ モル分率も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 O₂ 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、CO₂ 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して黒鉛管に供給される O₂ 量は少ない。上鏡部の O₂ 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 O₂ がほとんどないことから CO₂ 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 CO₂ 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 CO₂ モル分率の比は、黒鉛管の酸化反応による CO/CO₂ 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 以下の場合には、主に CO₂ 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 CO₂ 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 以上の場合には CO の発生が顕著となり、特に 1046°C の場合は、CO₂ 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 O₂ 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、CO₂ モル分率を図 4.1.10(c)に示す。炉心流路管に流入した O₂ 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 O₂ 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 O₂ 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 以上の場合には CO との燃焼反応が活発になるため、第 1 段階終了直前までほとんど O₂ 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、CO₂ 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 CO₂ 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 O₂ 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、O₂ の浸入流量が多くなって、高温プレナムでも O₂ が検出されるようになった時点（黒鉛管平均温度が 956℃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℃の場合は高温プレナムの CO₂ モル分率は 956℃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 CO/CO₂ 発生比が増大したからである。

出口管における O₂ 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、CO₂ モル分率を図 4.1.11(c)に示す。黒鉛管平均温度が 956℃以上の場合、O₂ モル分率が低下しているのは、CO の燃焼反応に O₂ が消費されたためである。高温プレナム内の CO₂ 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 CO₂ 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℃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℃、その他の2本を 600℃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℃、907.7℃の場合（以下 1000-900℃実験と呼ぶ）と 909℃、908.8℃の場合（以下 900℃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℃実験と 750℃均一実験の場合を図 4.1.12(b)に示す。また、1000-900℃実験と 900℃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ぞれの変化(◇)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℃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)及び压力容器(W23-W26)の壁温度分布を示す。破断直後の炉心容器側(O)では 160~240℃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℃となり、压力容器側(□)の積分平均温度は 25℃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 ($Ra = g\Delta TL^3 / \nu\alpha = Gr Pr$) を求めると、流路内が He 雰囲気の場合は $Ra = 1.8 \times 10^4$ 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℃、压力容器は -19℃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压力容器で囲まれた空間を、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℃、上平板は平板付近の気体温度と仮定して 102℃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 雰囲気とすれば、 $Ra = 2.5 \times 10^5$ 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ので、 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(°C)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 300 mm 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、 O_2 、 CO_2 、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。これまでにを行った実験(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も、炉心流路相互間の自然循環流(流速が拡散速度に比べて遥かに速い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行われず、上鏡部と高温プレナムにおける混合気体密度、 O_2 、 CO_2 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/CO_2 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っ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った。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った。

表4.1.1 配管破断模擬試験装置の主要仕様

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

表4.1.2 炉心の黒鉛流路管温度が均一の場合の実験条件 (模擬配管破断直後)

| 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

表 4.1.3 炉心の黒鉛流路管温度が非均一の場合の実験条件（模擬配管破断直後）

| Run number | B1090 | B8575 | B7060 | B7060b | B4030 |
|---|------------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Measuring points (position in Fig.4.1.2) | 1000-900°C | 850-750°C | 700-600°C | 700-600°C | 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 |

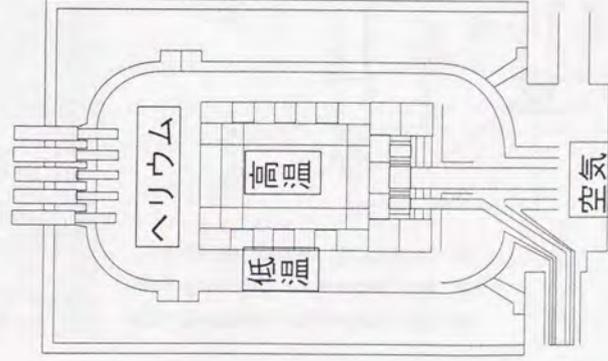
*: Average temperature

** : Graphite and ceramic pipes

unit:°C

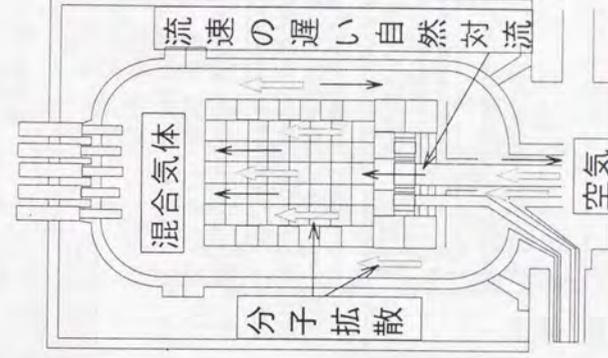
(1) 減圧段階

減圧段階終了後
安定成層を形成



(2) 第1段階

空気浸入量は少ない



(3) 第2段階

空気浸入量は多い

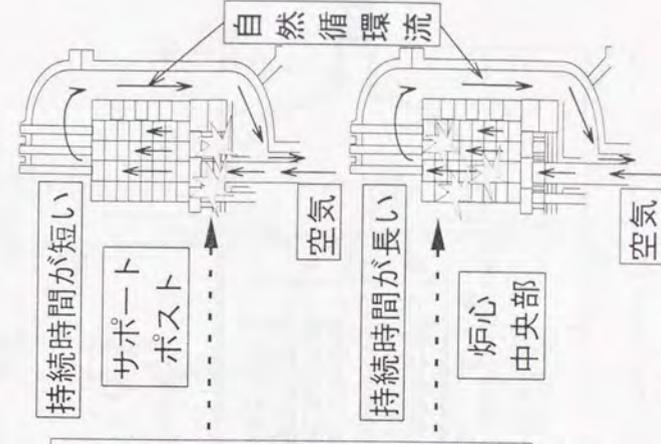


図 4.1.1 1次冷却系主配管破断事故時の空気浸入過程

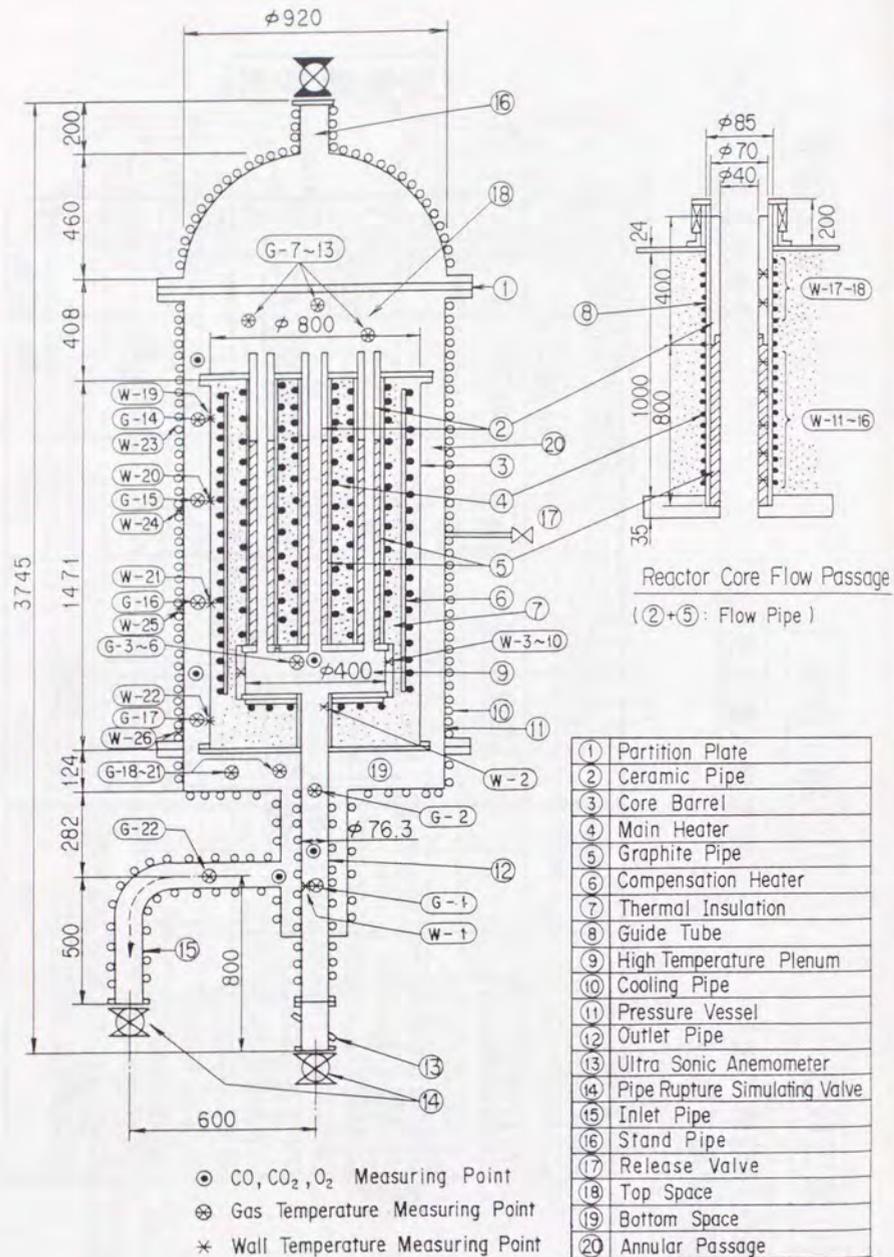


図 4.1.2 配管破断模擬実験装置の概略図

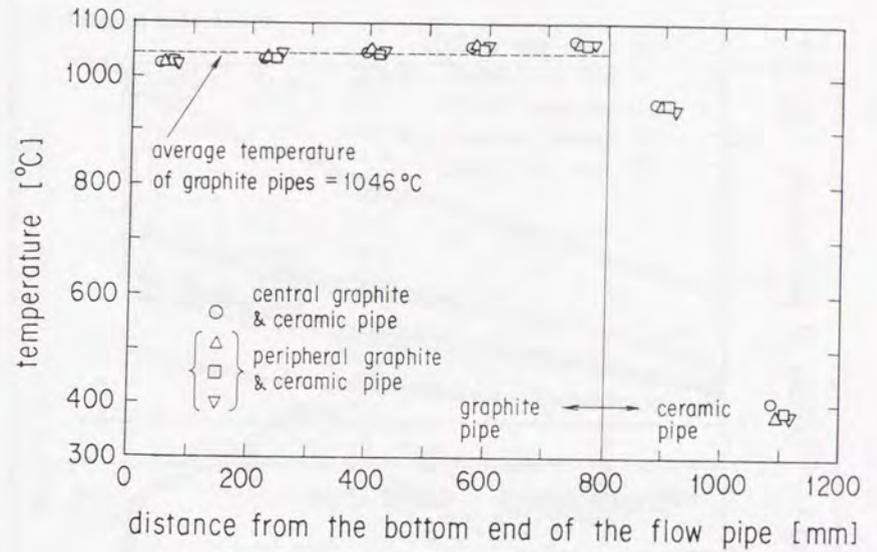


図 4.1.3 中心及び周辺流路管の軸方向温度分布 (配管破断直後)

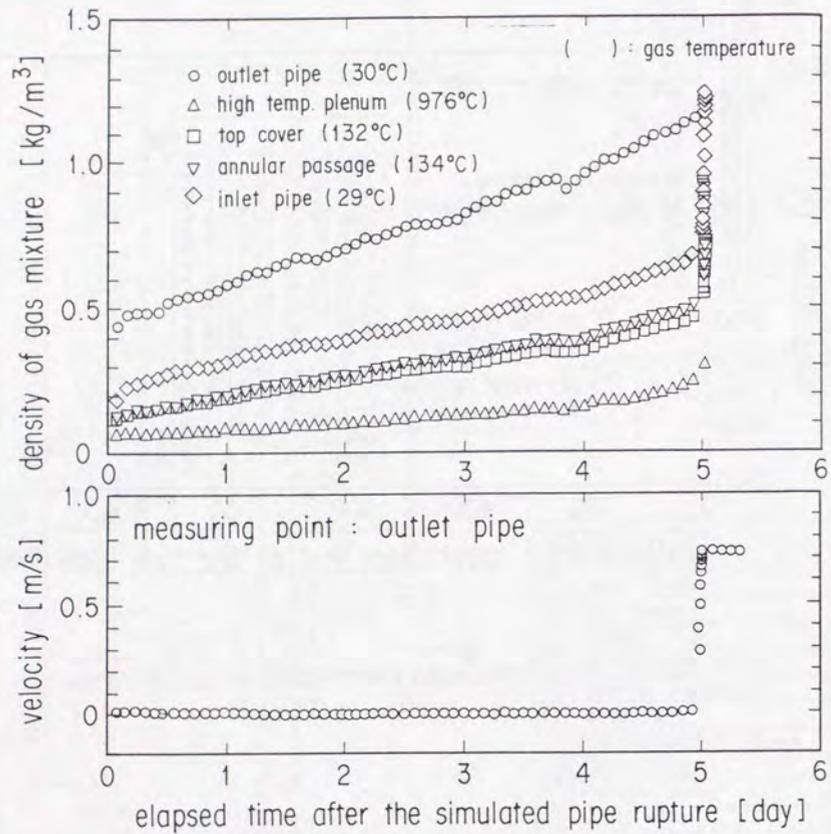


図 4.1.4 混合気体密度と出口管部の空気浸入流速の時間変化
 (黒鉛流路管平均温度: 1046°C)

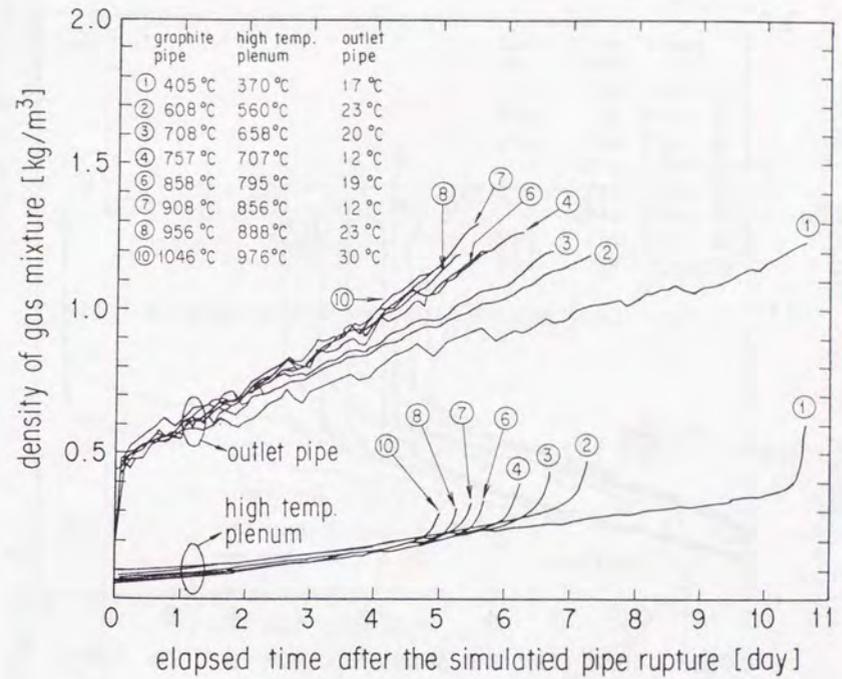


図 4.1.5 出口管と高温プレナムの混合気体密度の時間変化

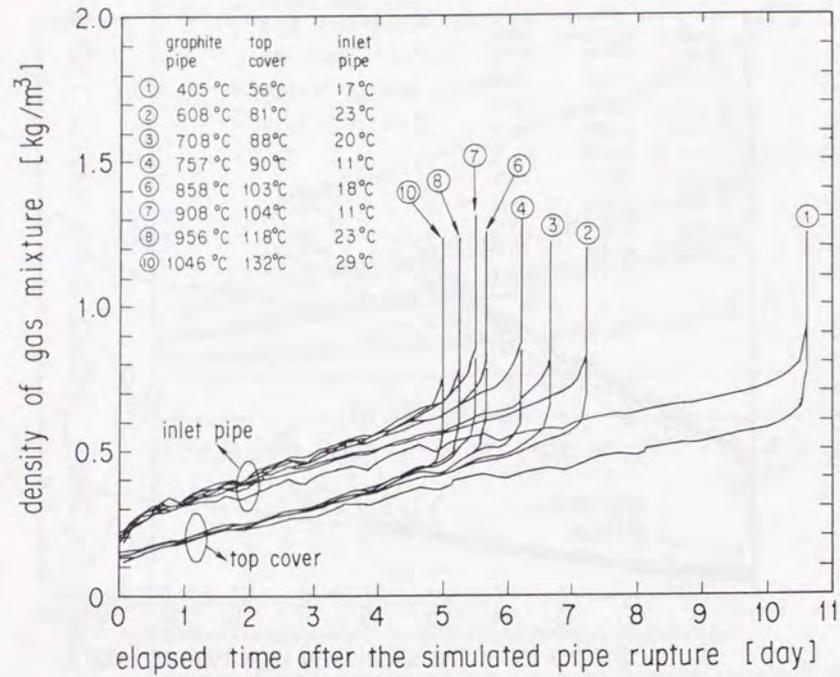


図 4.1.6 入口管と上鏡空間の混合気体密度の時間変化

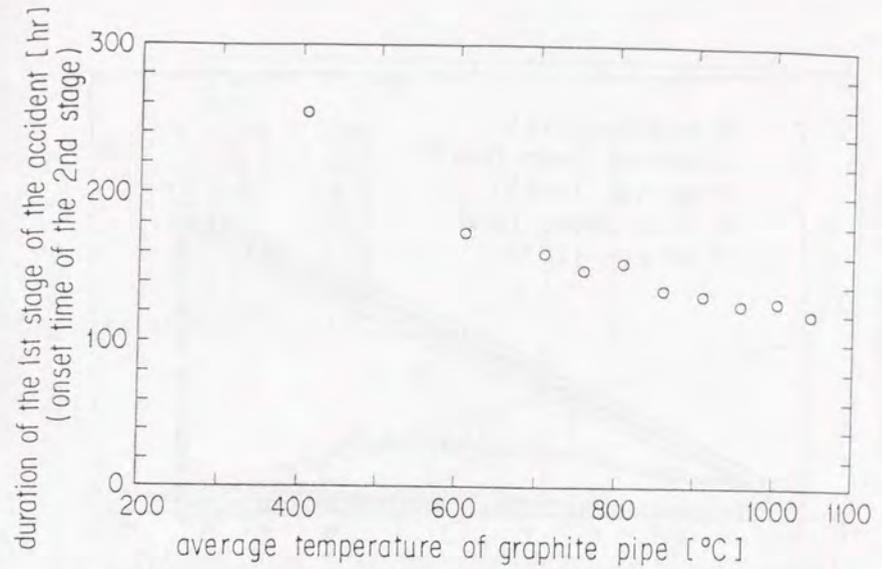
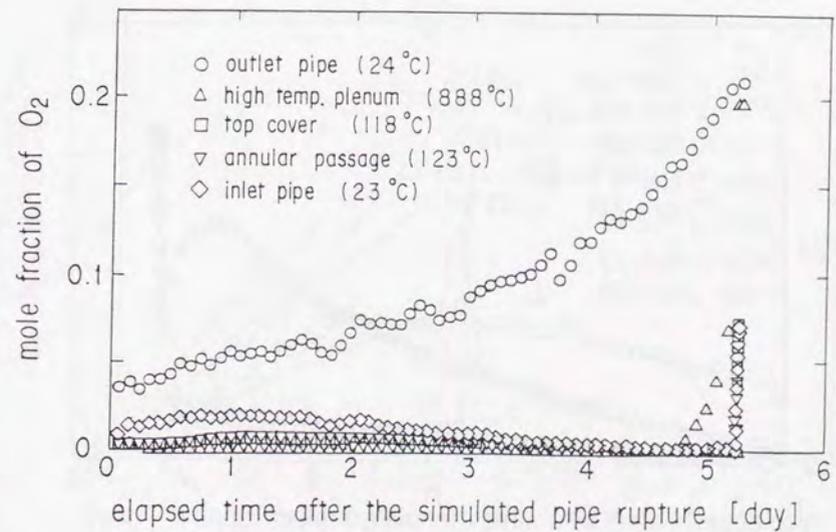
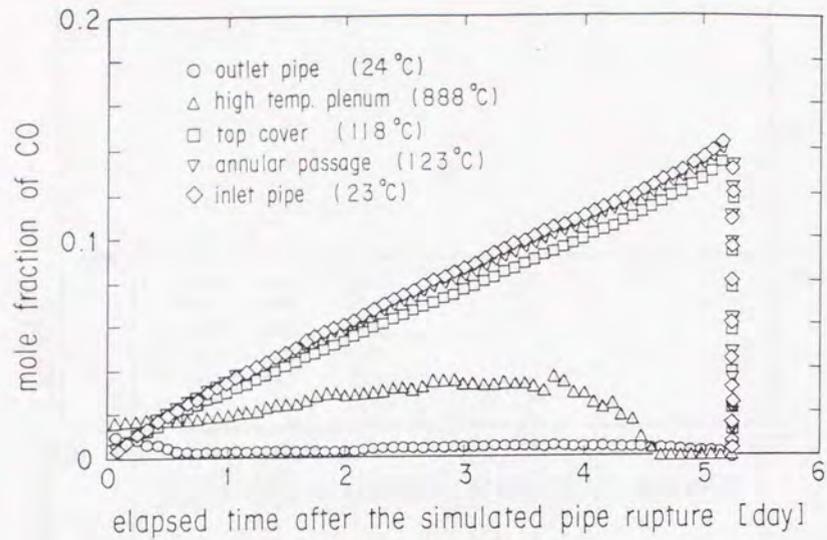


図 4.1.7 第1段階の持続時間と黒鉛流路管平均温度（4本）との関係

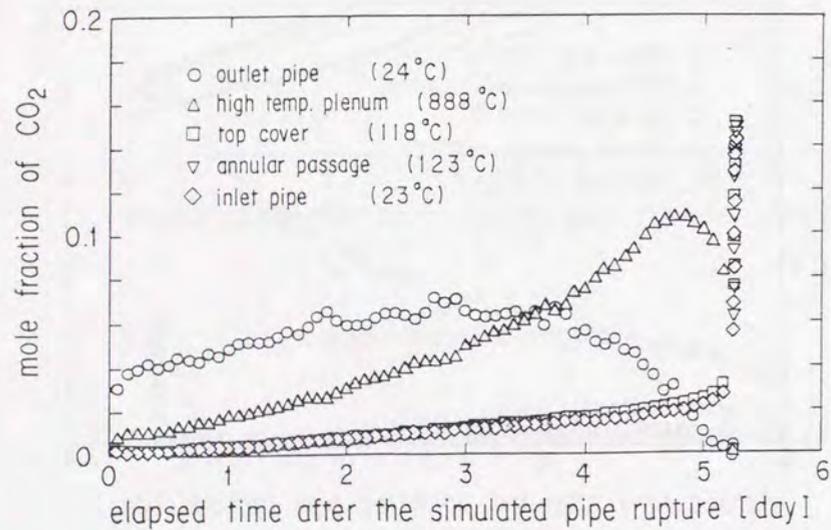


(a) O₂ モル分率の時間変化

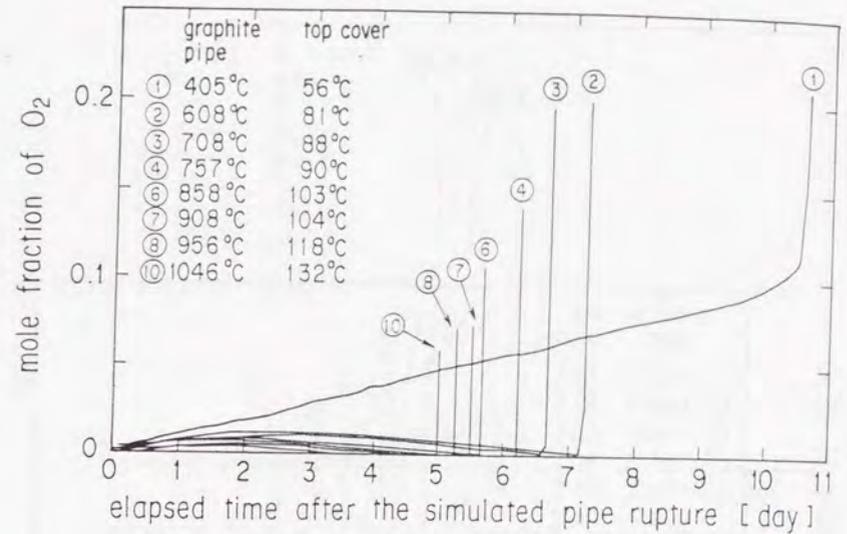
図 4.1.8 各成分気体のモル分率の時間変化（黒鉛流路管平均温度：956°C）



(b) CO モル分率の時間変化

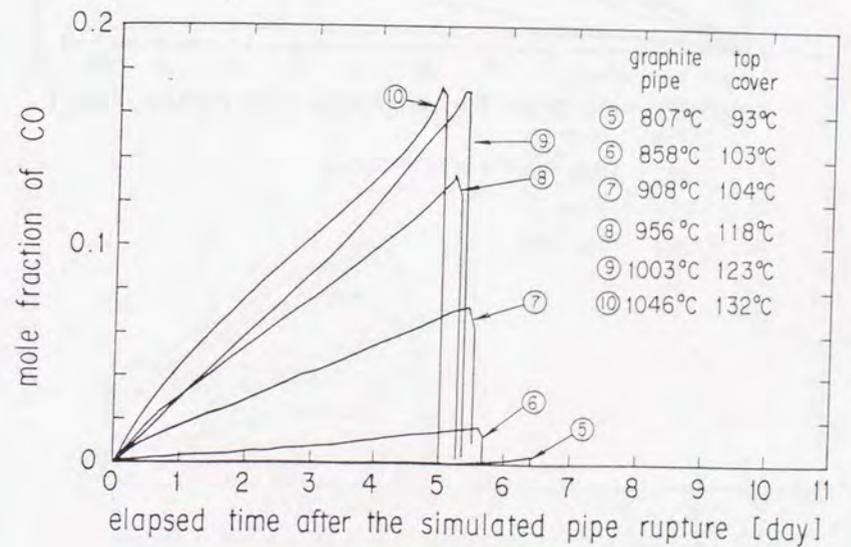


(c) CO₂ モル分率の時間変化

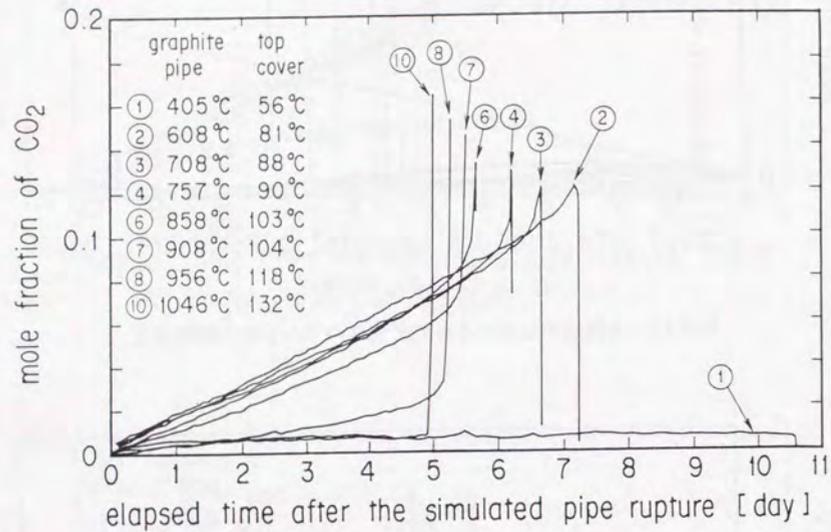


(a) O₂ モル分率の時間変化

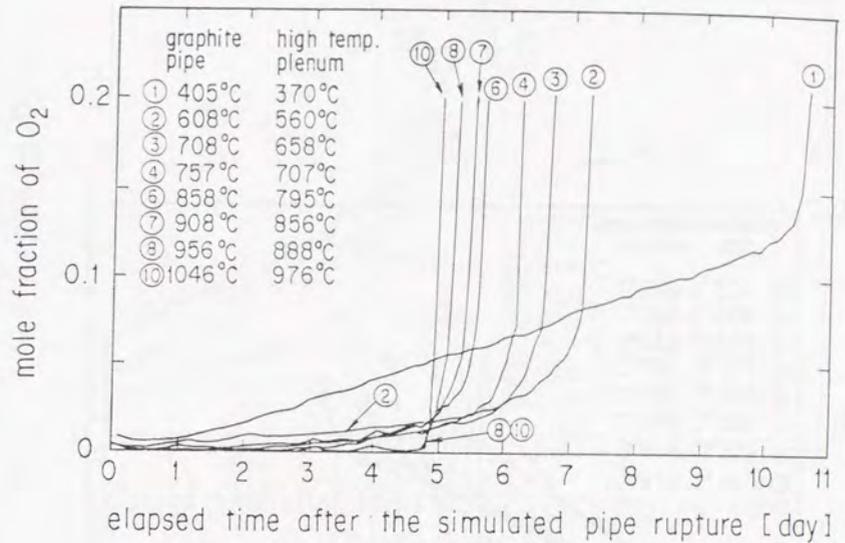
図 4.1.9 上鏡空間における各成分気体のモル分率の時間変化



(b) CO モル分率の時間変化

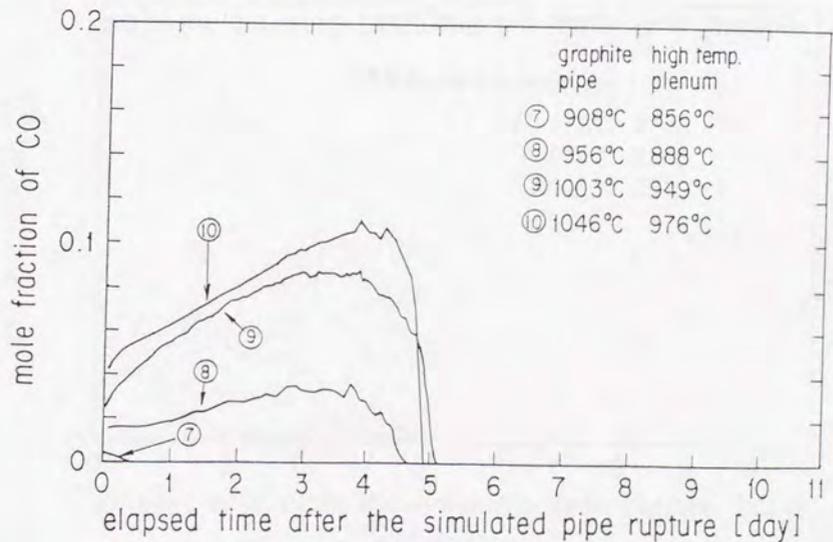


(c) CO₂モル分率の時間変化

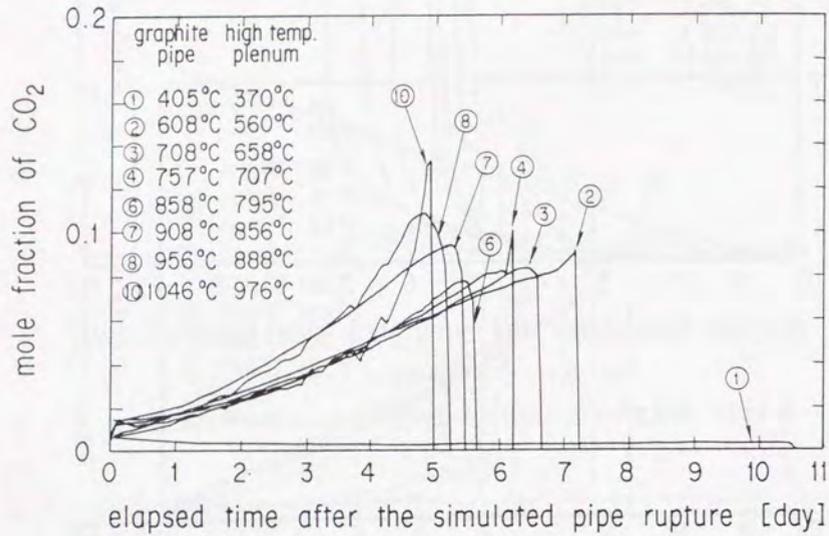


(a) O₂モル分率の時間変化

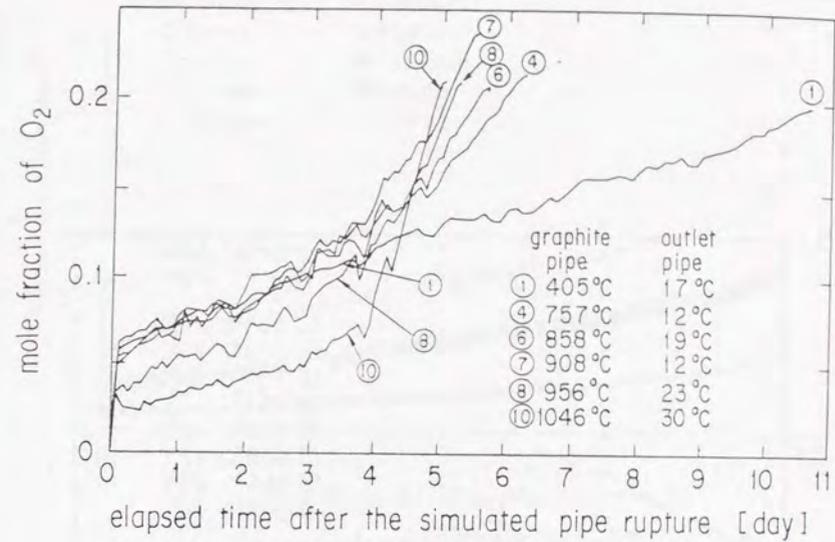
図 4.1.10 高温プレナムにおける各成分気体のモル分率の時間変化



(b) COモル分率の時間変化

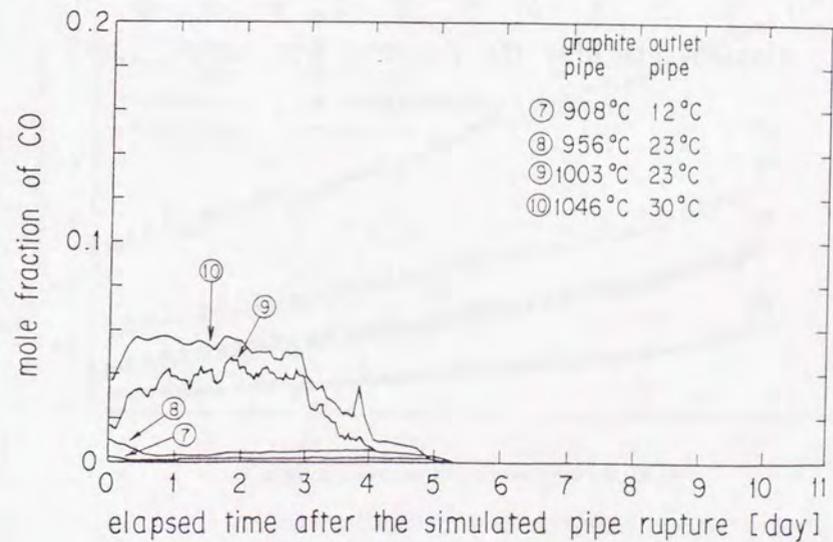


(c) CO₂モル分率の時間変化

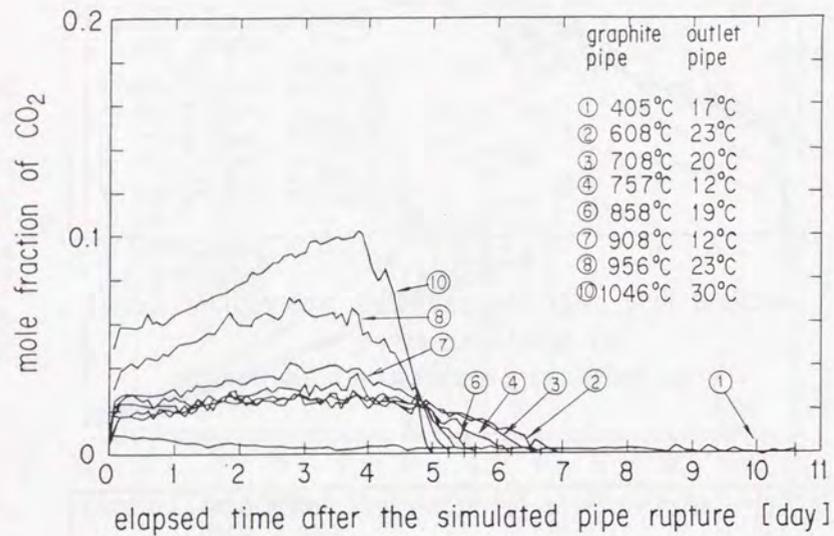


(a) O₂モル分率の時間変化

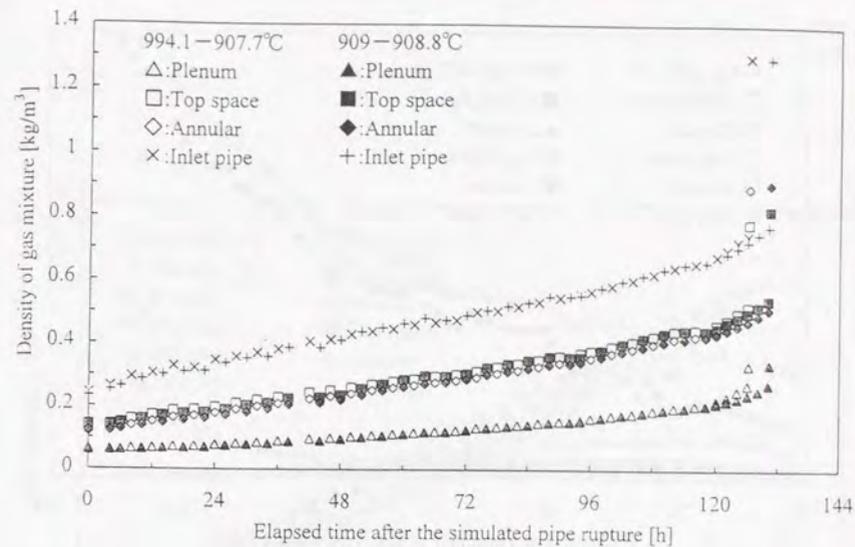
図 4.1.11 出口管における各成分気体のモル分率の時間変化



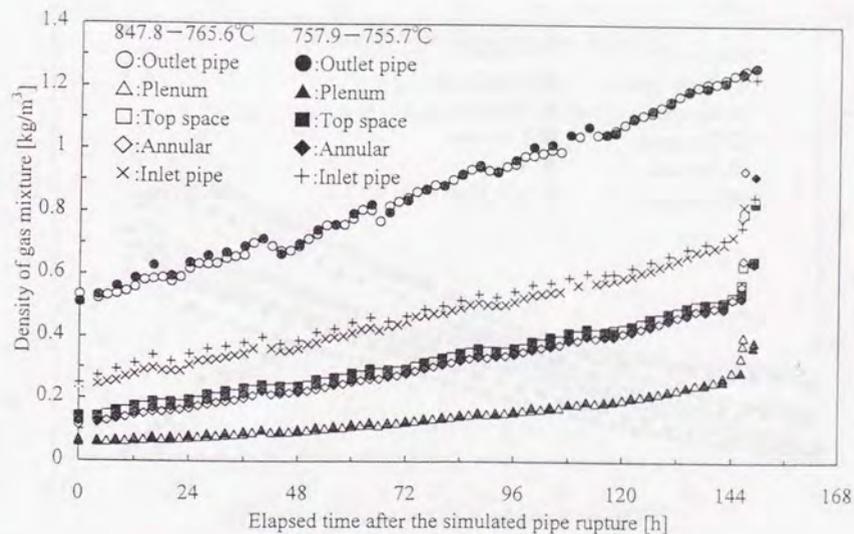
(b) COモル分率の時間変化



(c) CO₂モル分率の時間変化

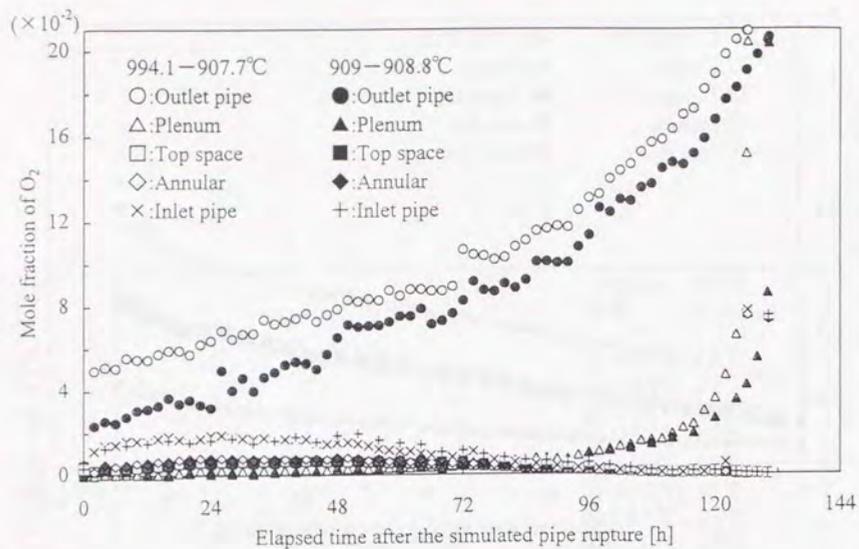


(a) 1000-900°C実験と900°C均一実験の場合

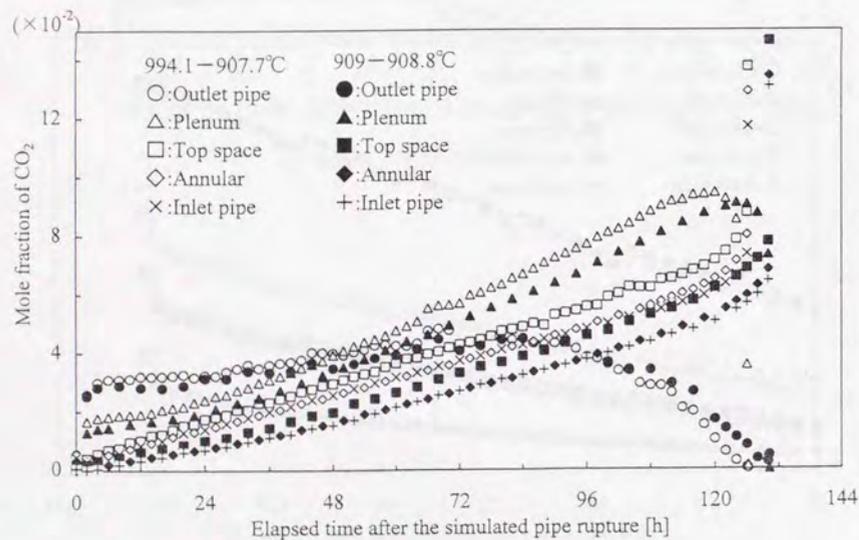


(b) 850-750°C実験と750°C均一実験の場合

図4.1.12 混合気体密度の時間変化

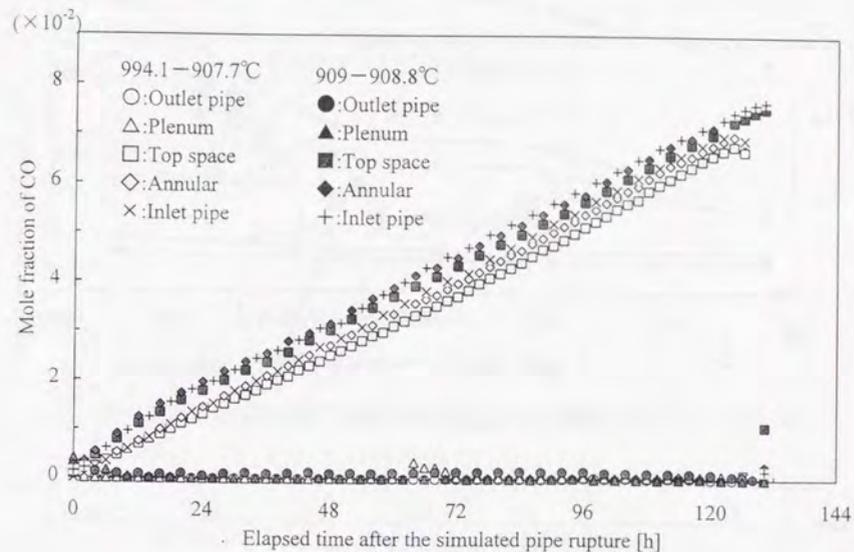


(a) O₂ モル分率の時間変化



(b) CO₂ モル分率の時間変化

図4.1.13 各成分気体モル分率の時間変化



(c) CO モル分率の時間変化

図4.1.13 各成分気体モル分率の時間変化

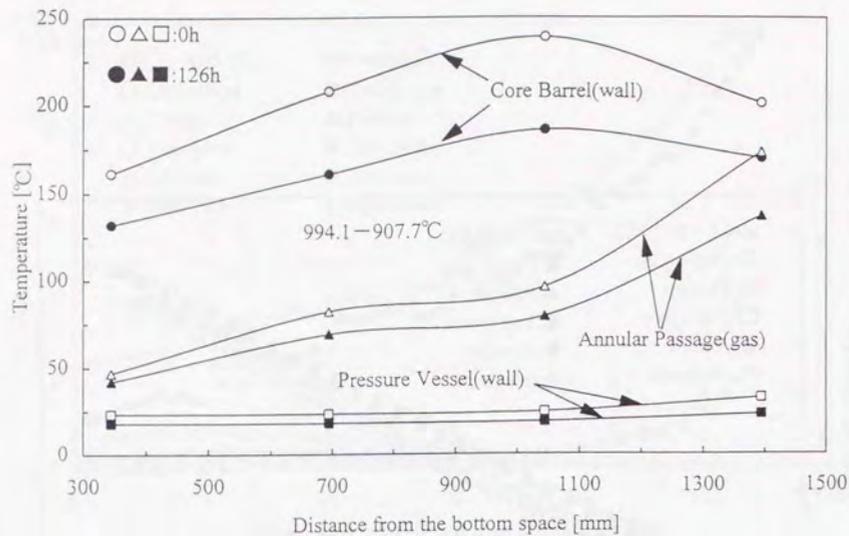


図4.1.14 1000-900°C実験における胴部環状流路の壁温度と気体温度分布

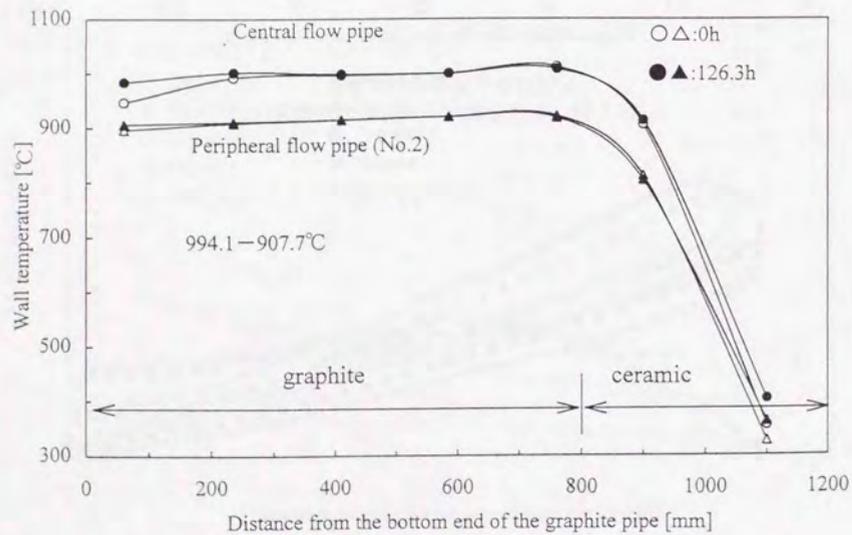


図4.1.15 1000-900°C実験における流路管壁温度の軸方向温度分布

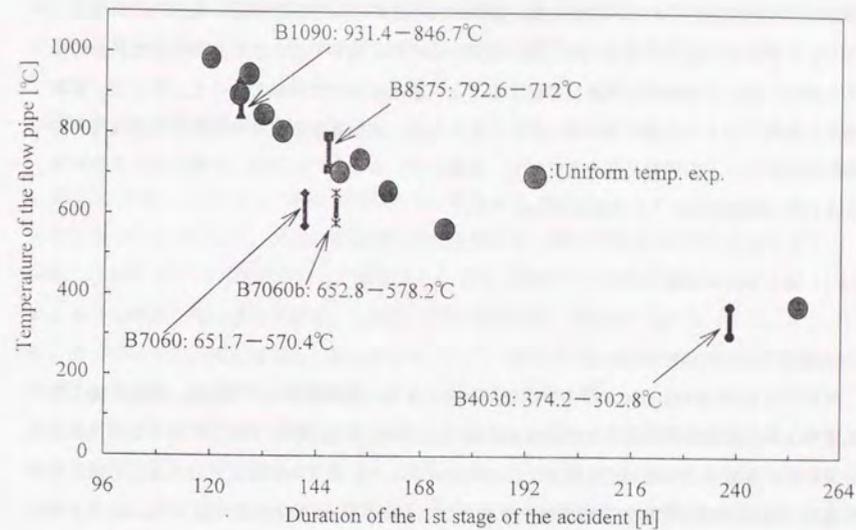


図4.1.16 第1段階の持続時間と流路管平均温度との関係

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値を計算し、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℃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℃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℃、水冷容器側は25℃であり、この時の環状流路内の気体温度は87℃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

$v = 2.23 \times 10^{-3} \text{ (m}^2/\text{s)}$ 、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と $u_{mf} \approx 0.21 \text{ [m/s]}$ 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るとメッシュ数を少なくし、密度及び濃度は均一と考えると、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、ほぼ定量的にも一致している。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最も困難で

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、空気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。

表 4.2.1 FLOWGR における各領域の設定条件

| 番号 | 領域名 | 流路長 L(m) | 容積 V(m ³) | 等価直径 De(m) | 壁温(°C) | C/O2 | CO/O2 | 角度、実効係数 | Cell 数 | Δx(m) |
|----|----------------|----------|-----------------------|------------|---------|------|-------|---------|--------|-------|
| 1 | 模擬出口管 1 (中温部) | 1.15 | 4.34×10 ³ | 0.0693 | 14-28 | × | × | 0 | 5 | 0.23 |
| 2 | 模擬出口管 2 (高温部) | 0.47 | 1.77×10 ³ | 0.0693 | 28-700 | × | ○ | 0 | 4 | 0.157 |
| 3 | 高温プレナム | 0.17 | 1.895×10 ² | 0.3767 | 700-900 | × | ○ | 0 | 2 | 0.085 |
| 4 | 中心領域黒鉛流路管 | 0.8 | 1.01×10 ³ | 0.04 | 908-908 | ○ | ○ | 0 | 5 | 0.16 |
| 5 | 中心領域セラミック流路管 | 0.5 | 9.21×10 ⁴ | 0.0484 | 900-200 | × | × | 0 | 3 | 0.167 |
| 6 | 周辺領域黒鉛流路管 | 0.8 | 3.02×10 ³ | 0.0693 | 908-908 | ○ | ○ | 0 | 5 | 0.16 |
| 7 | 周辺領域セラミック流路管 | 0.5 | 2.76×10 ³ | 0.0838 | 900-200 | × | × | 0 | 3 | 0.167 |
| 8 | 断熱材部接続流路 | 0.03 | 4.092×10 ⁵ | 0.0417 | 900-900 | × | × | 0 | 2 | 0.015 |
| 9 | 断熱材部 | 1.4 | 6.47×10 ¹ | 0.7671 | 900-900 | × | × | 0 | 2 | 0.7 |
| 10 | 上鏡部 1 | 0.29 | 7.98×10 ² | 0.5919 | 104-104 | × | × | 90 | 2 | 0.145 |
| 11 | 上鏡部 2 (周囲鉛直空間) | 0.2 | 1.188×10 ¹ | 0.8697 | 104-225 | × | × | 180 | 2 | 0.1 |
| 12 | 胴部環状流路 1 (上部) | 0.76 | 1.232×10 ¹ | 0.4543 | 225-129 | × | × | 180 | 5 | 0.152 |
| 13 | 胴部環状流路 2 (下部) | 0.76 | 1.232×10 ¹ | 0.4543 | 129-33 | × | × | 180 | 5 | 0.152 |
| 14 | 下鏡部 1 (水平空間) | 0.24 | 5.01×10 ² | 0.5155 | 29-29 | × | × | 90 | 2 | 0.12 |
| 15 | 下鏡部 2 (鉛直空間) | 0.15 | 1.156×10 ² | 0.3132 | 29-14 | × | × | 180 | 2 | 0.075 |
| 16 | 二重管部外管 | 0.23 | 7.86×10 ³ | 0.2086 | 14-14 | × | × | 180 | 2 | 0.115 |
| 17 | 模擬入口管 1 (水平管部) | 0.5 | 1.89×10 ³ | 0.0693 | 14-14 | × | × | 90 | 3 | 0.167 |
| 18 | 模擬入口管 2 (鉛直管部) | 0.5 | 1.89×10 ³ | 0.0693 | 14-14 | × | × | 180 | 3 | 0.167 |

測定点とセル番号の対応点: (1)高温出口管 = 5 (2)高温プレナム = 11 (3)上鏡部 = 33 (4)胴部環状流路 = 45 (5)下鏡部 = 51

解析コード(FLOWGR)のフローシート

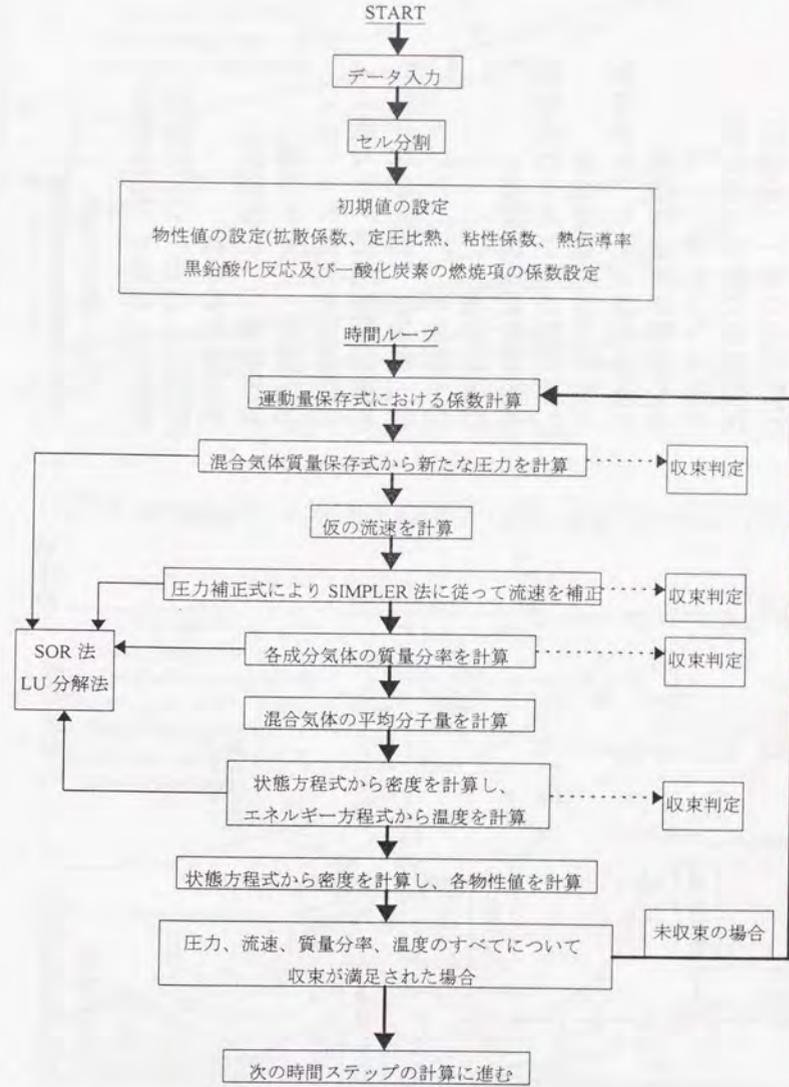
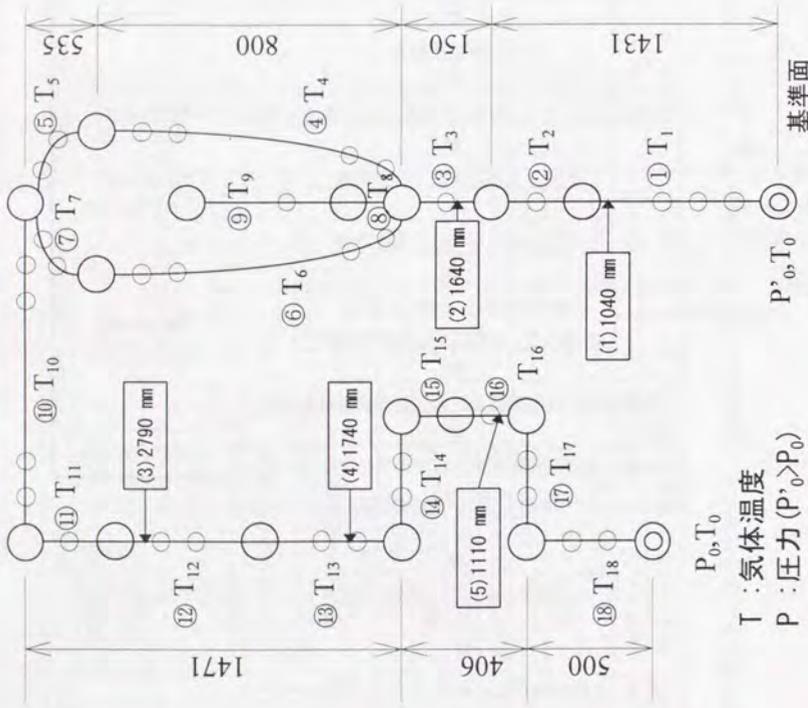


図 4.2.1 FLOWGR におけるフローチャート



- 領域名
- ① 模擬出口管 1 (中温部)
 - ② 模擬出口管 2 (高温部)
 - ③ 高温プレナム
 - ④ 中心領域黒鉛流路管
 - ⑤ 中心領域セラミック流路管
 - ⑥ 周辺領域黒鉛流路管
 - ⑦ 周辺領域セラミック流路管
 - ⑧ 断熱材部接続流路
 - ⑨ 断熱材部
 - ⑩ 上鏡部 1
 - ⑪ 上鏡部 2 (周囲鉛直空間)
 - ⑫ 胴部環状流路 1 (上部)
 - ⑬ 胴部環状流路 2 (下部)
 - ⑭ 下鏡部 1 (水平空間)
 - ⑮ 下鏡部 2 (鉛直空間)
 - ⑯ 二重管部外管
 - ⑰ 模擬入口管 1 (水平管部)
 - ⑱ 模擬入口管 2 (鉛直管部)

(1)~(5)は濃度測定点、
数字は基準面からの距離

図 4.1.2 配管破断模擬試験装置 (図 4.1.2) のモデル図

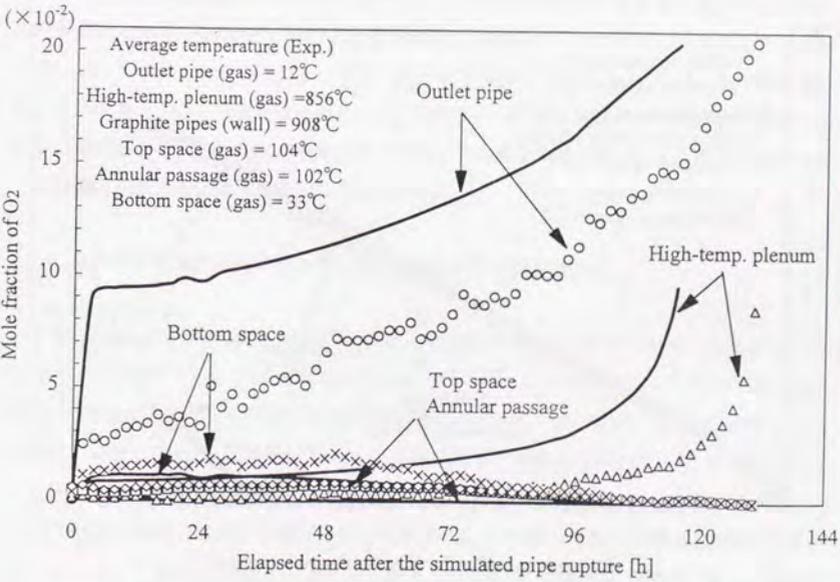


図 4.2.4 酸素モル分率の時間変化 (黒鉛流路管平均温度が900℃の場合:A90)

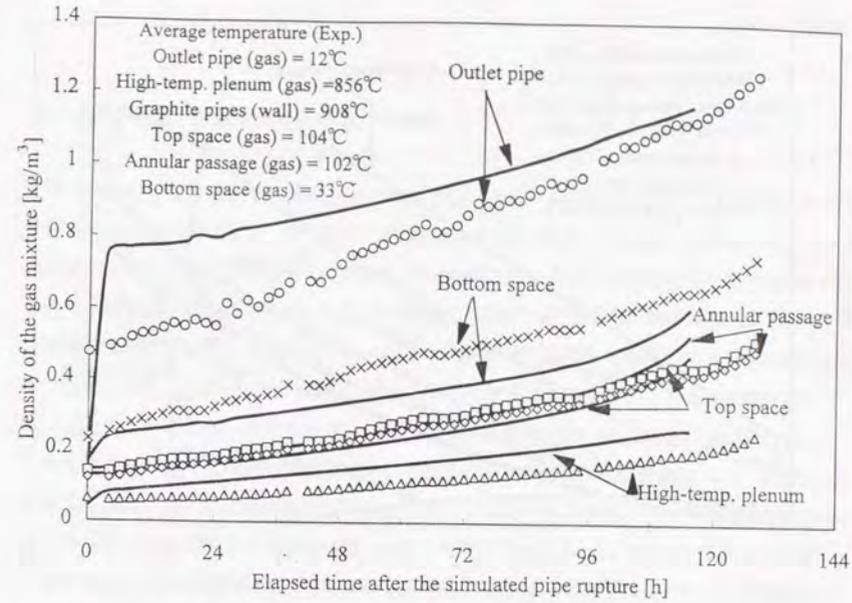


図 4.2.3 混合気体密度の時間変化 (黒鉛管平均温度が900℃の場合:A90)

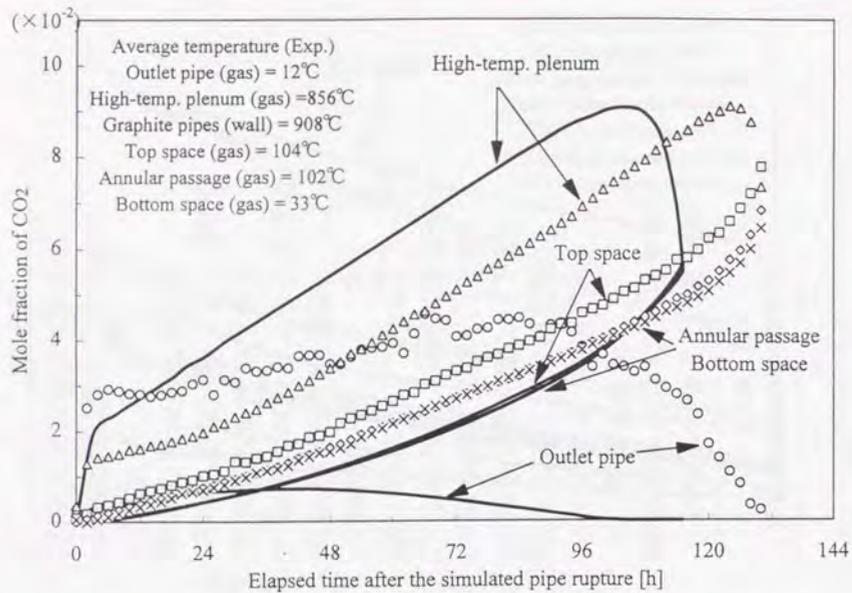


図4.2.5 二酸化炭素モル分率の時間変化（黒鉛流路管平均温度が900°Cの場合:A90）

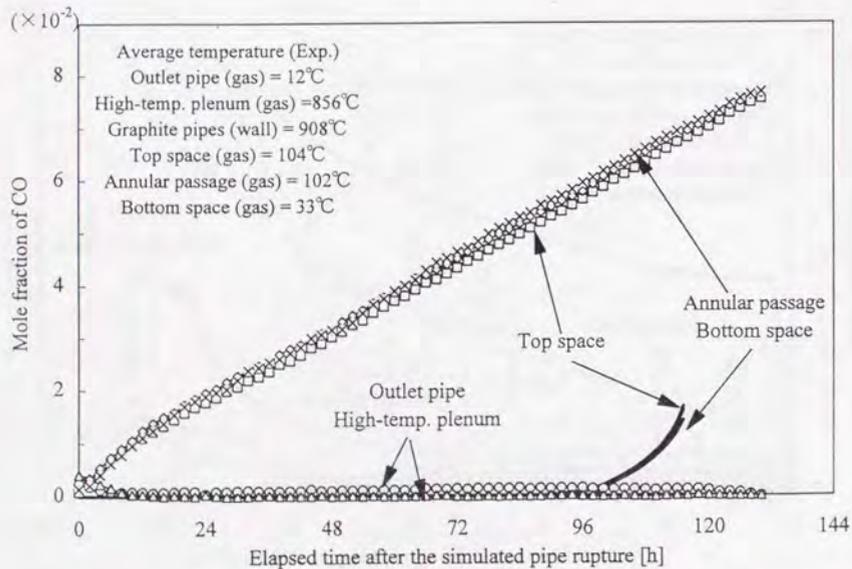


図4.2.6 一酸化炭素モル分率の時間変化（黒鉛流路管平均温度が900°Cの場合:A90）

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以上の場合にはすべて第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、試験体内の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⑤）、基準速度の 1/4（実験⑥）、基準速度の 1/2（実験⑦）、基準速度の 3/4（実験⑧）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①⑤⑥）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°C/h～4°C/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°C/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_{TC} （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 が小さくなっ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压力容器内外の Gr_C が小さくなる以前に容器内の Gr_{TC} が小さくなって第 1 段階で収束し、降温速度が小さい場合は Gr_{TC} が小さくなる以前に Gr_C が小さくなって第 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°C/h（実験⑥）と 5.82°C/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°C/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°C/h（実験⑧）の場合は、第 2 段階まで進展しなかった例である。

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った。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（1000-900°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) から明らかのように、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°C/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°C/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 は見られなかった。

さらに第2段階まで進展しなかった実験においては、 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 O_2 、 CO_2 、 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っ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($1.9 \times 10^3 m^3$)に比較して低温流路側の体積 (上鏡部 $1.99 \times 10^1 m^3$ 、環状流路 $2.46 \times 10^1 m^3$) 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 $700^\circ C$ に設定し、炉内に N_2 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 $700^\circ C$ 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。

表 4.3.1 炉心の黒鉛流路管温度が時間の経過とともに低下する場合の実験条件 (模擬配管破断直後)

| Run number | A100 | C1000c | C1000b | C1000 | B1090 | E1090b | E1090 | E1090c |
|---|--------|---------|--------|-------|---------|---------|---------|--------|
| Measuring points (position in Fig.4.1.2) | ① | ② | ③ | ④ | ⑤ | ⑥ | ⑦ | 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 |

unit:°C

*: Average temperature
 **: Graphite and ceramic pipes

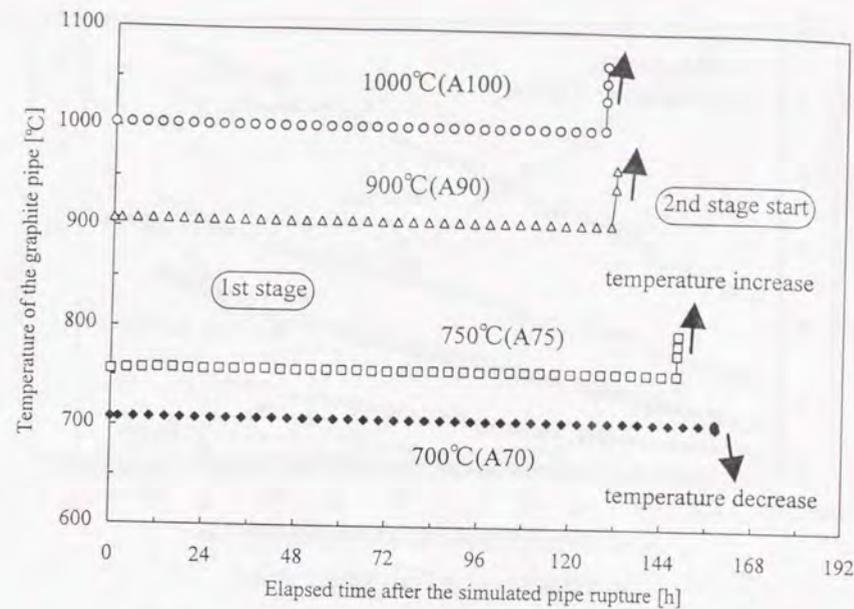


図4.3.1 炉心部均一温度実験における黒鉛流路管温度の時間変化

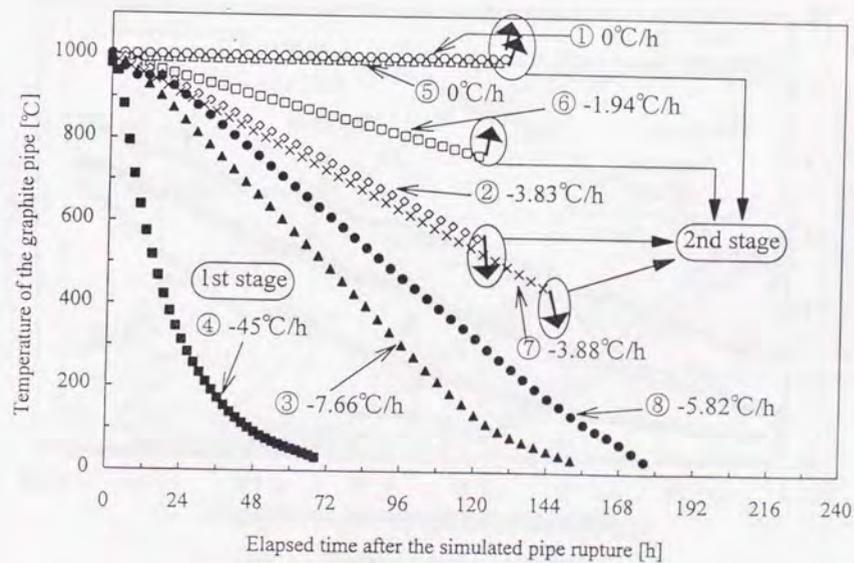
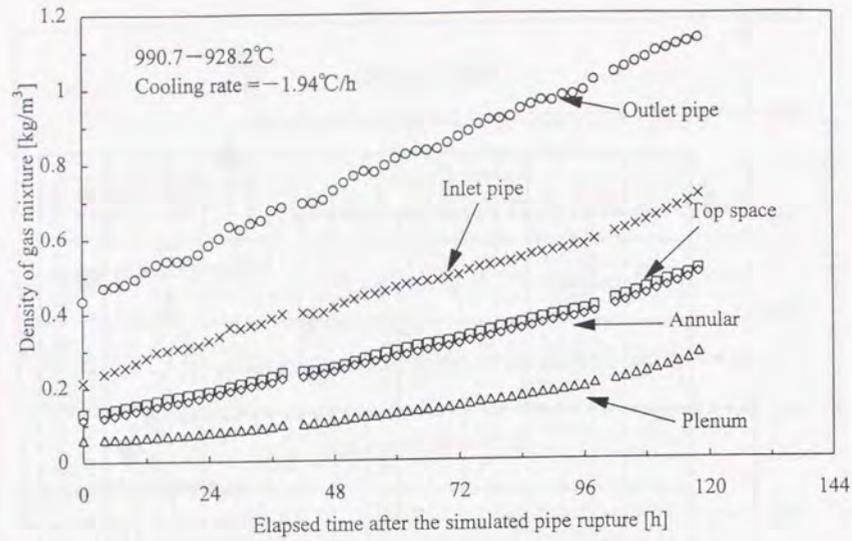
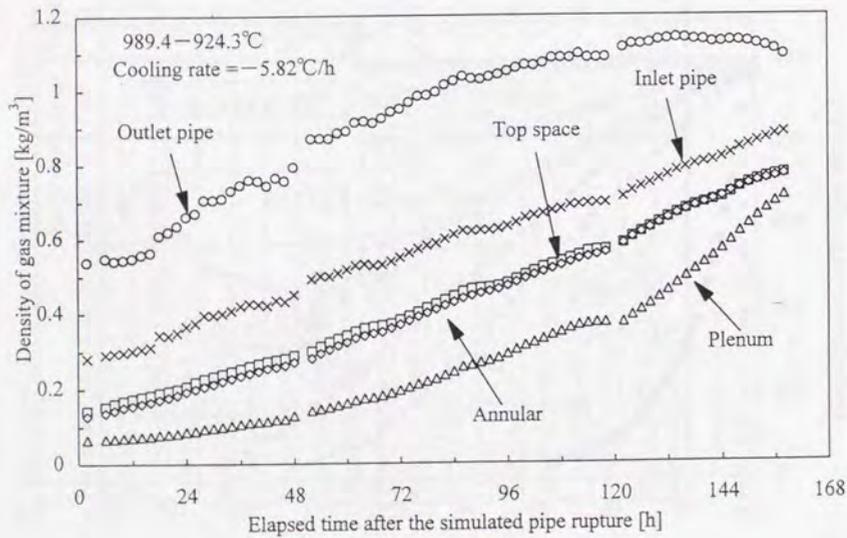


図4.3.2 炉心部降温実験における黒鉛流路管温度の時間変化

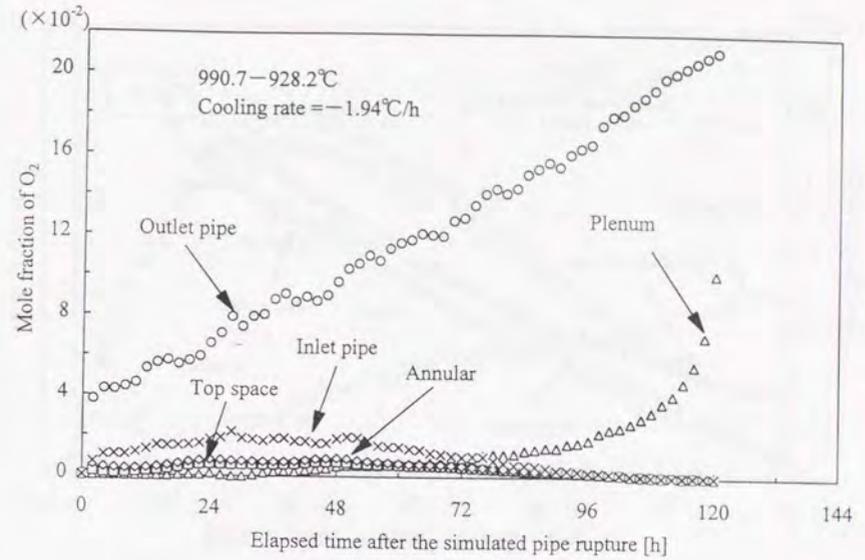


(a)冷却速度が-1.94°C/h (実験⑥) の場合

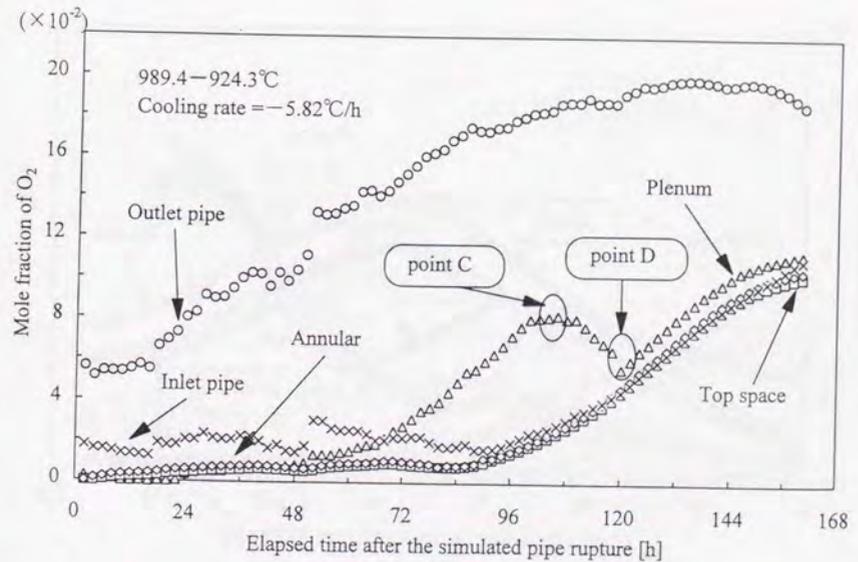


(b)冷却速度が-5.82°C/h (実験⑧) の場合

図4.3.3 混合気体密度の時間変化

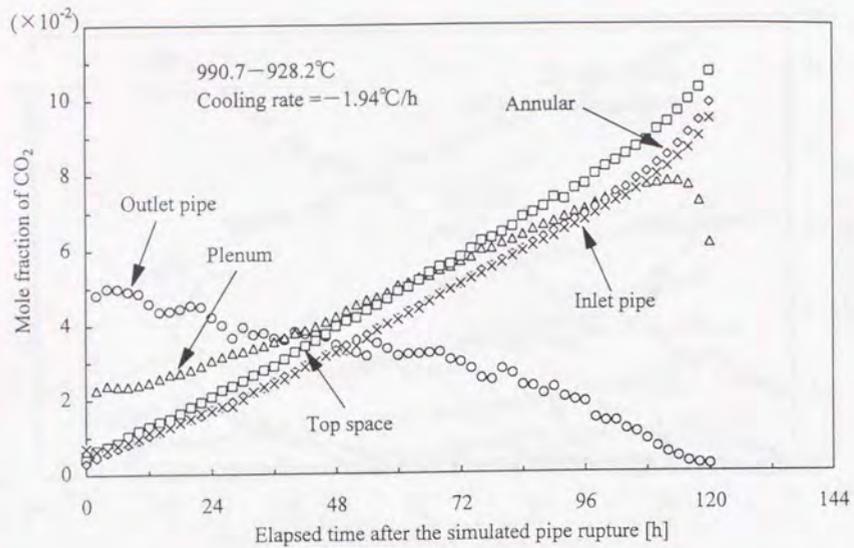


(a)冷却速度が-1.94°C/hの場合

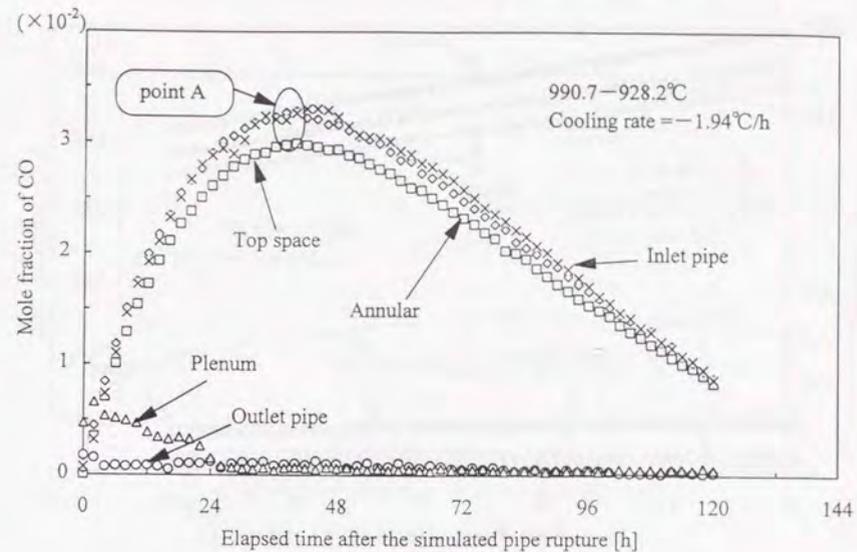


(b)-5.82°C/h

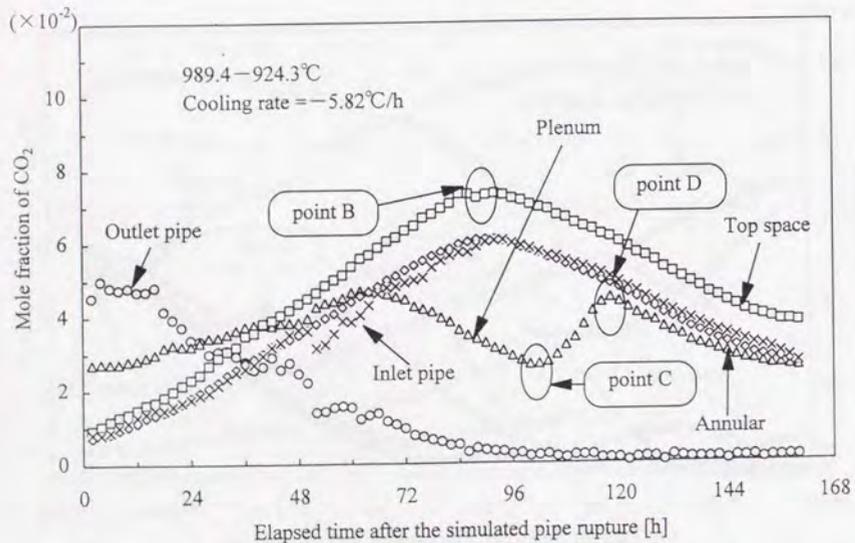
図4.3.4 O₂モル分率の時間変化



(a) 冷却速度が -1.94°C/h の場合

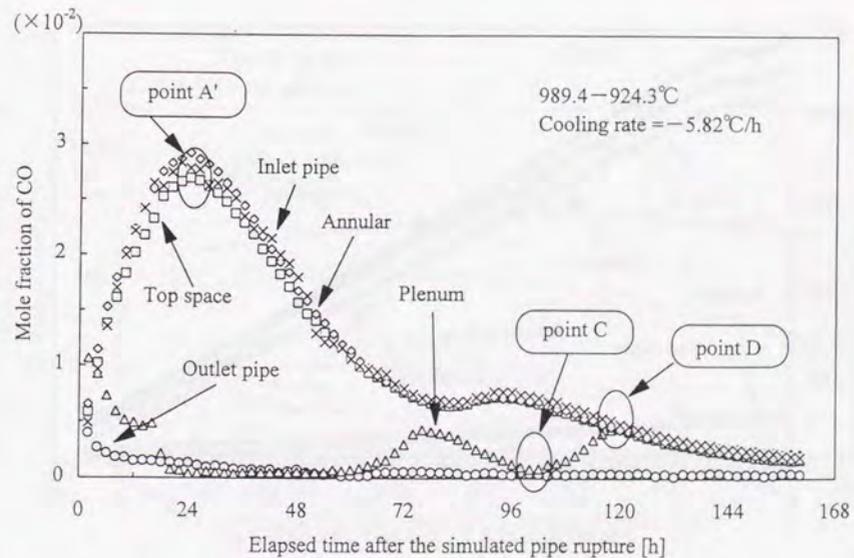


(a) 冷却速度が -1.94°C/h の場合



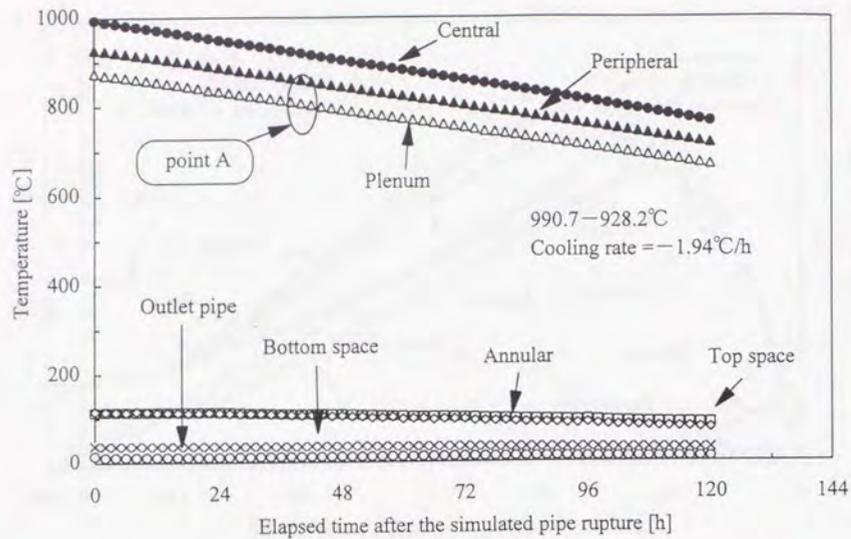
(b) -5.82°C/h

図4.3.5 CO₂モル分率の時間変化

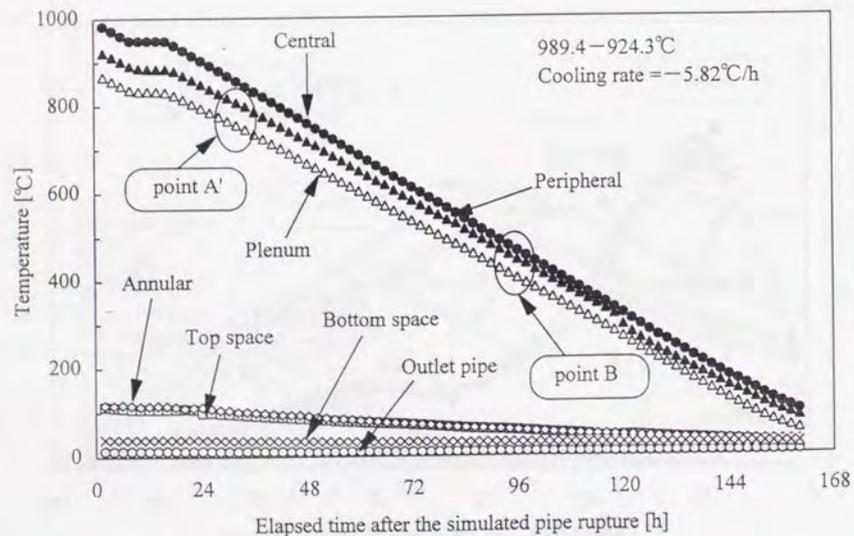


(b) -5.82°C/h

図4.3.6 COモル分率の時間変化

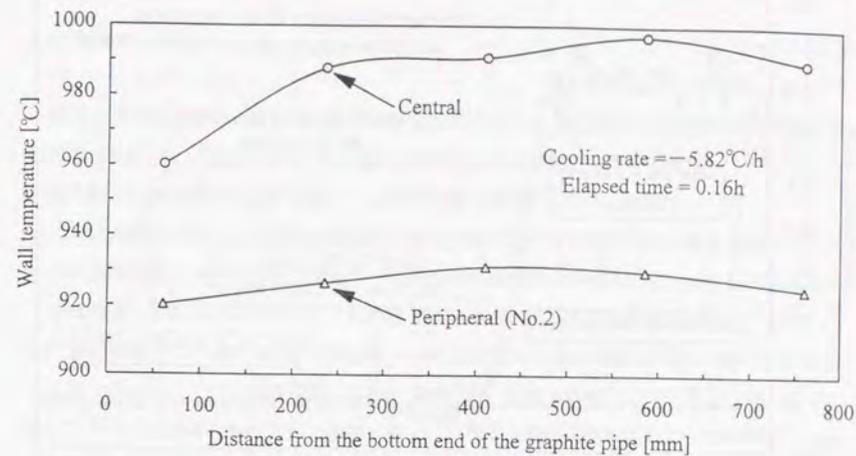


(a)冷却速度が $-1.94^{\circ}\text{C}/\text{h}$ の場合

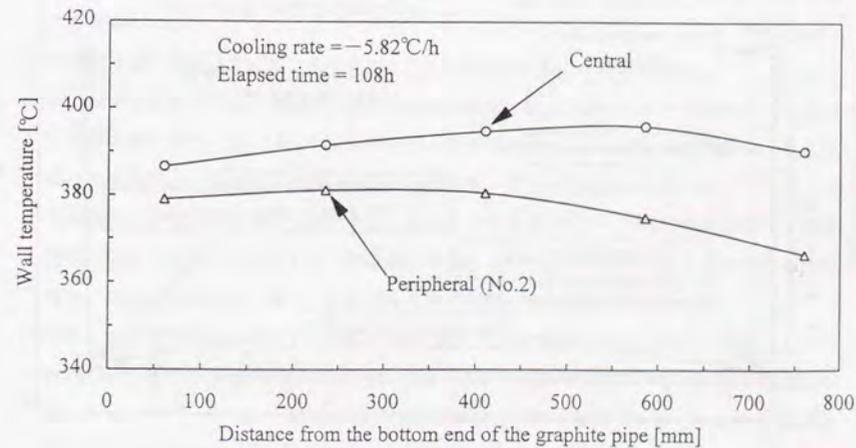


(b)冷却速度が $-5.82^{\circ}\text{C}/\text{h}$ の場合

図4.3.7 実験装置各部温度の時間変化

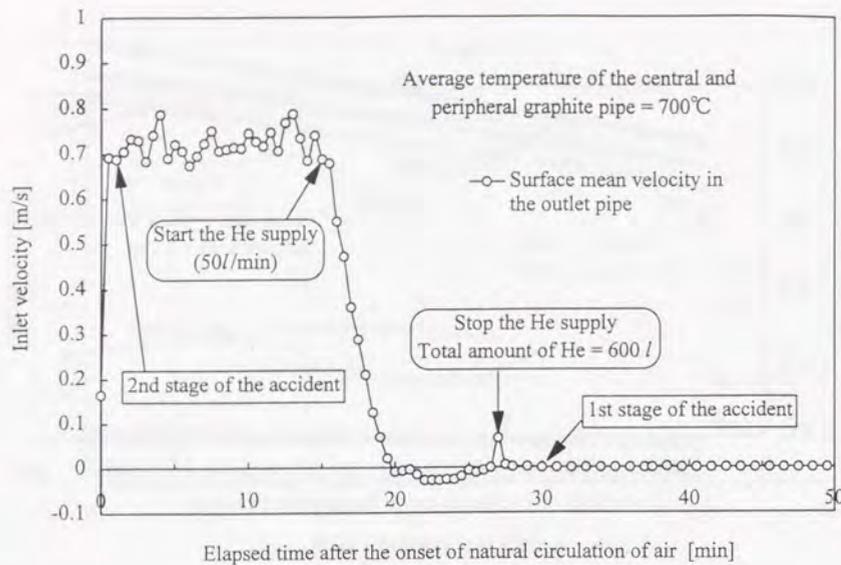


(a)模擬配管破断後0.16時間

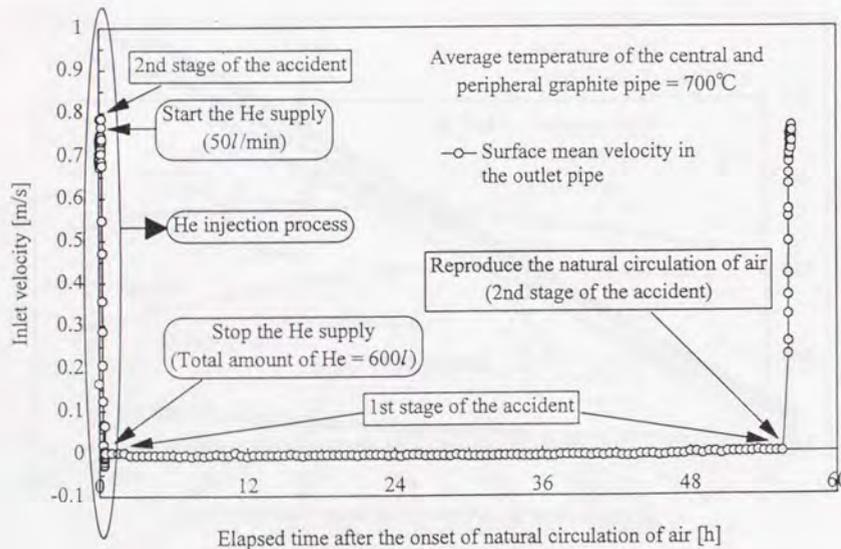


(b)模擬配管破断後108時間

図4.3.8 冷却速度が $-5.82^{\circ}\text{C}/\text{h}$ (実験③) の場合の黒鉛流路管温度分布



(a) 低温側流路からHeを注入したときの空気浸入流速の時間変化



(b) He注入停止後の空気浸入流速の時間変化
 図4.3.9 He注入実験時の出口管における空気浸入流速の時間変化

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以下の場合に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、低温側に相当する压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、これまで全く明らかにされていなかった高温ガス炉の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。以下に、各章の主要な結論を述べる。

第2章では、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い、ヘリウムを充填した管内への窒素浸入過程を調べた。

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を明らかにした。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、現象は突然であることがわかった。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 $I/\rho = I/\rho_0 \{1 + \beta_T(T - T_0) + \beta_C(X_B - B_{Bmin})\}$ 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_m^* 、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 $t_m^* = 0$ (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、 $t_m^* = 2.199R_{Gr}^2 - 2.987R_{Gr} + 1.0272$ 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、 $\beta'_c(X_{\beta_{max}} - X_{\beta_{min}})$ 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)で求めた値より遅くなる。

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って、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部的に発生するため、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を明らかにした。

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則過程である第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部的に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、将来の実機を対象とした計算コードの開発に資するため、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。

第3章では、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、第2章で述べた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℃以下の場合、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℃~800℃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求めることができた。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。

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℃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℃~700℃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℃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℃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。

第4章では、本研究の最終段階として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。

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、压力容器内の上鏡部や下鏡部、压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部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による実験と実機の安全解析を目標とした空気浸入挙動数値解析コードを開発し、これを実験的に検証することによって、主配管破断事故時の安全解析と将来の固有安全炉の設計開発に役立てることができると考えている。

本試験装置において、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、これまでの逆U字管流路の場合と同様に、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ことを明らかにした。本実験において黒鉛流路管の温度を1046℃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言える。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℃以下では主に二酸化炭素であり、850～950℃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℃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℃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。

実機の炉心部は压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℃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による。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℃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℃程度の場合には黒鉛構造物の酸化を伴わないため、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と言える。

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、本試験装置の場合には、降温速度が2℃/h以下のとき、約5日後に空気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℃/h～4℃/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压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、事故直後に空気自然循環流を発生させない、あるいは、たとえ空気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することができる。

本研究は、現在建設が進められているHTTRに代表される高温ガス炉においては、想定事故の一つである1次冷却系の主配管破断時にも、原子炉压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、また、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

本研究をまとめるにあたり、著者に自然循環流現象の実験的研究に導いていただいた東京理科大学理工学部 河村洋教授、高温ガス炉の安全性研究をとおして多成分気体の移動現象の研究に導いていただき、熱心にご指導、ご激励いただいた千葉大学工学部 菱田誠教授に心より深く感謝いたします。また、物質伝達への興味を開かせていただいた日本原子力研究所企画室 小川益郎博士、数値解析に関する興味を抱かせて頂いた同所原子炉工学部伝熱流動研究室 功刀資彰博士に深く感謝いたします。常に熱心に研究論議に付き合っていた、日本原子力研究所 ITER 開発室次長 関昌弘博士、同所核熱利用研究部熱利用技術室長 秋野詔夫主任研究員、同所熱利用システム研究室主任研究員 椎名保顕博士、並びに同所先端基礎研究センター熱対流分岐解析研究グループリーダー 藤村薫博士に感謝いたします。また、本論文中の第4章における実験装置の設計・製作にご尽力いただいた川崎重工業(株)原子力本部の方々とお実験の遂行とデータ整理にご助力戴いた川崎重工業(株) 武仲五月氏に感謝いたします。数値解析コード[FLOWGR]の作成にご助力いただいた、富士通エフ・アイ・ピー(株) 今西史龍氏に感謝いたします。

本論文の作成にあたって、東京大学工学部附属原子力工学研究施設 班目春樹教授に適切なるご指導とご助言を戴いたことに謝意を表します。また、論文作成の細部にわたり、ご討論と適切なるご助言を戴いた東京大学工学部附属原子力工学研究施設 岡本孝司助教授、並びに越塚誠一助教授、本論文の内容について、ご討論と有益なご意見を頂いた東京大学工学部附属原子力工学研究施設 岡芳明教授、並びに東京大学工学部システム量子工学科 大橋弘忠助教授に謝意を表します。

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, 数値解析法, 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. Engng. 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).

