

JAERI - M

84-174

炉内構造物実証試験部(T₂)
循環機停止時における自然循環流の検討

1984年9月

稲垣嘉之・河村 洋・田中利幸

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

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 株式会社高野高速印刷

炉内構造物実証試験部（T₂）
循環機停止時における自然循環流の検討

日本原子力研究所東海研究所高温工学部
稻垣 嘉之・河村 洋・田中 利幸

(1984年8月29日受理)

炉内構造物実証試験部（T₂）に冷却材ヘリウムガスを供給する循環機が停止した場合、固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路のヘリウムガスの密度差により、その2流路間に自然循環流が生じる。自然循環流は、炉心拘束機構やコアバレル等の構造物を加熱し、更にはコアバレルからの熱放射を増加させることにより圧力容器の温度上昇を速める。

本報告書は、自然循環流の発生と構造物の温度上昇に及ぼす影響とを解析し、その対策について検討を行ったものである。

Analysis of natural circulation in the
in-core structure test section (T_2) in
the case of a blower trip

Yoshiyuki INAGAKI, Hiroshi KAWAMURA and Toshiyuki TANAKA

Department of High Temperature Engineering,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received August 29, 1984)

When a blower trip occurs in an abnormal condition of the in-core structure test section (T_2), natural circulation will develop in the two flow channels which are formed by the gap between the fixed reflector and the side shield and the gap between the side shield and the core barrel. The natural circulation heats up the structures of T_2 , such as a core restraint mechanism and a core barrel and others. Moreover, the radiation emitted from the heated core barrel enhances markedly heating-up of the pressure vessel.

This report deals with an analysis of the natural circulation occurred after a blower trip, and with the effect on the temperature rise of the structures of T_2 . Possible countermeasures are also discussed.

Keywords: High-temperature, Gas-cooled Reactor, In-core Structure, Natural Circulation, Heat Transfer, Pressure Vessel, Core Barrel

目 次

1. まえがき	1
2. 計算モデル	4
2.1 計算条件	4
2.2 基礎式	4
2.2.1 構造物の温度計算式	4
2.2.2 ヘリウムガスの温度計算式	9
2.2.3 ヘリウムガスの熱伝達率	12
2.2.4 ヘリウムガスの流量バランスの式	13
2.3 計算方法	17
3. 計算結果	21
3.1 定格運転時	21
3.2 自然循環時	21
4. 自然循環流の対策	28
4.1 減圧	28
4.2 循環機による冷却	28
4.3 緊急冷却系による冷却	29
5. 結論	36
参考文献	37
付 章	38

CONTENTS

1. Introduction	1
2. Calculation model	4
2.1 Calculation condition	4
2.2 Equation	4
2.2.1 Equation of structure temperature	4
2.2.2 Equation of helium gas temperature	9
2.2.3 Heat transfer coefficient of helium gas	12
2.2.4 Equation of flow balance of helium gas	13
2.3 Calculation method	17
3. Calculation result	21
3.1 In case of regular operation	21
3.2 In case of natural circulation	21
4. Countermeasure to mitigate the effect of natural circulation	28
4.1 Depressurization	28
4.2 Cooling by blowers	28
4.3 Cooling by emergency cooling system	29
5. Conclusion	36
Reference	37
Appendix	38

LIST OF FIGURES

- Fig. 1.1 Structure of in-core structure test section (T_2)
 Fig. 1.2 Flow sheet of in-core structure test section (T_2)
 Fig. 2.1 Calculation model (Axial mesh)
 Fig. 2.2 Calculation model (Radial mesh)
 Fig. 2.3 Flow chart of calculation
 Fig. 3.1 Temperature distribution of wall and He gas (Regular operation)
 Fig. 3.2 Temperature distribution of wall and He gas (Natural circulation)
 Fig. 3.3 Temperature distribution of wall and He gas (Natural circulation)
 Fig. 3.4 Temperature distribution of wall and He gas (Natural circulation)
 Fig. 3.5 Variation of flow rate with natural circulation
 Fig. 3.6 Variation of wall temperature at the top of fixed reflector with
and without natural circulation
 Fig. 4.1 Variation of wall temperature at the top of fixed reflector with
and without natural circulation
 Fig. 4.2 Variation of flow rate with and without depressurization
 Fig. 4.3 Variation of wall temperature at the top of fixed reflector with
and without forced circulation
 Fig. 4.4 Variation of flow rate with forced circulation
 Fig. 4.5 Variation of wall temperature at the top of fixed reflector with
and without forced circulation
 Fig. 4.6 Variation of flow rate with forced circulation

Appendix

- Fig. A.1 Discrimination of forced convection and natural convection
 Fig. A.2 Relation between $\frac{\pi \cdot \text{Nun}}{G_z}$ and F_1, F_2
 Fig. A.3 Temperature distribution of wall and He gas
(Natural circulation, Eq. of Martinelli)
 Fig. A.4 Variation of flow rate with natural circulation
 Fig. A.5 Variation of wall temperature at the top of fixed reflector with
natural circulation (Eq. of Martinelli)

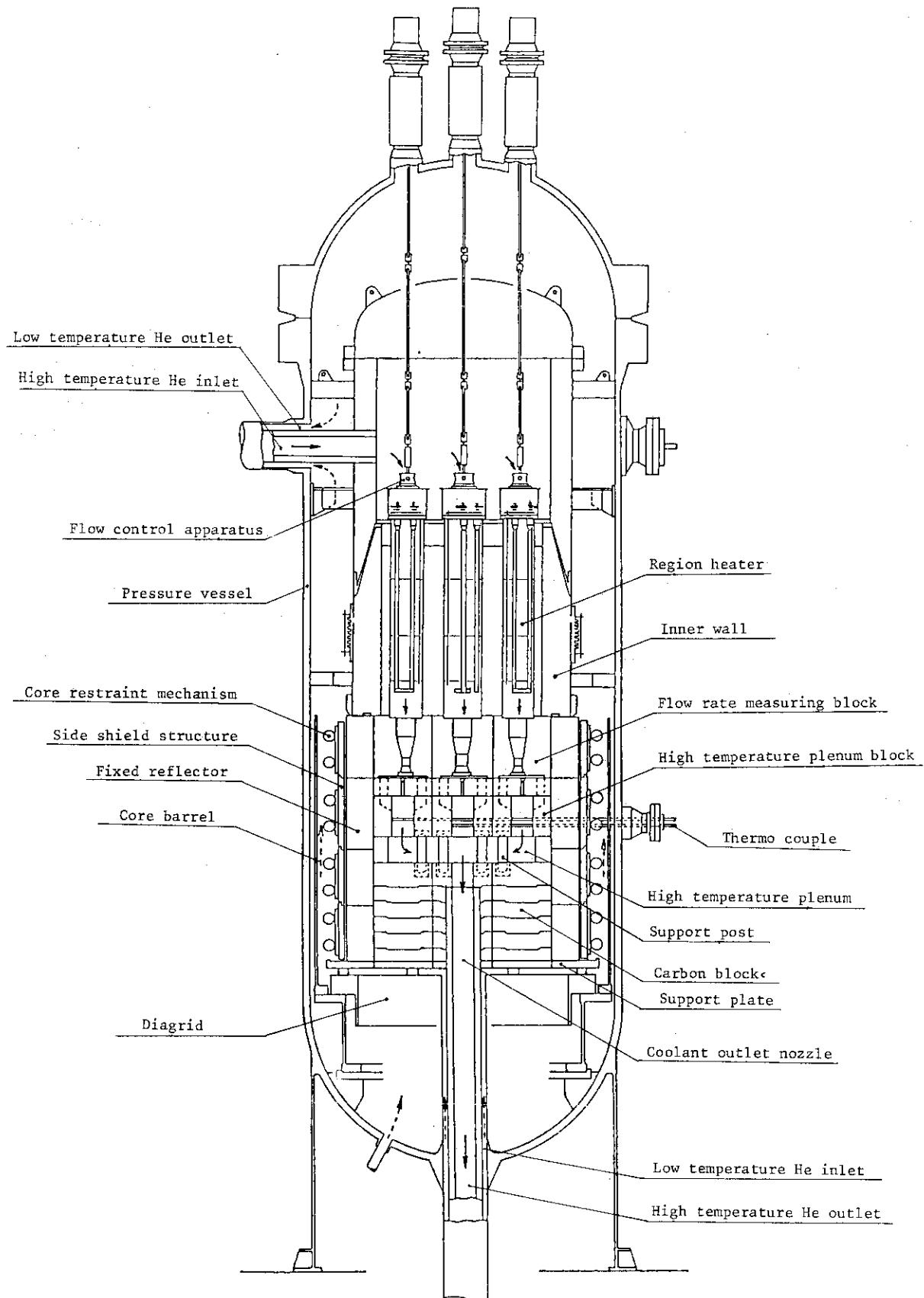
1. まえがき

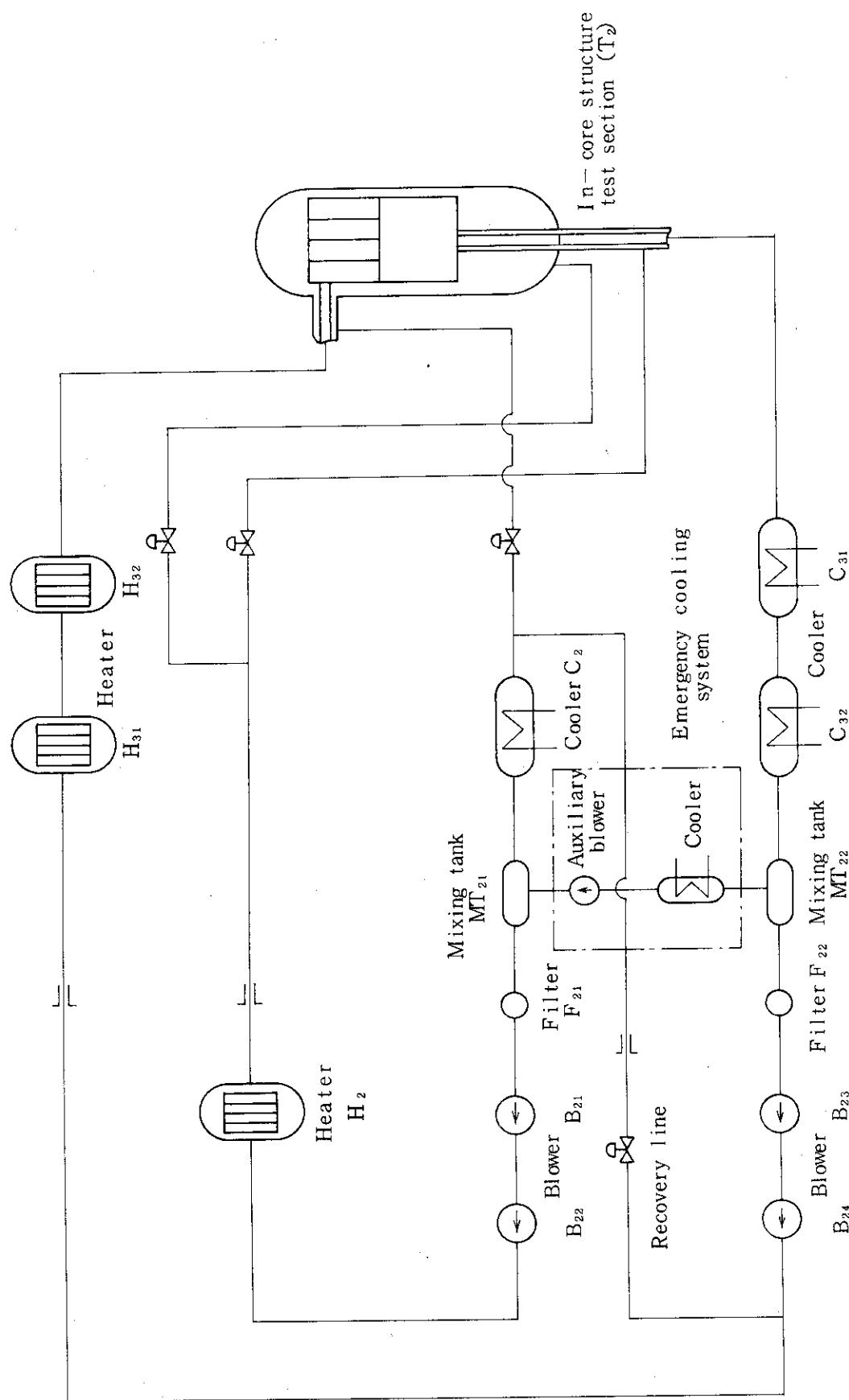
炉内構造物実証試験部（T₂）は、多目的高温ガス実験炉の高温プレナムブロックより下部の高温炉床部構造物を模擬した実寸大の7領域モデルである。構造物の下面是、シールプレート～カバープレート間流路に、側部は固定反射体～側部遮へい体間流路、側部遮へい体～コアバレル間流路、コアバレル～圧力容器間流路の3流路に、4 MPa, 400°C のヘリウムガスを流して冷却する。T₂の構造図をFig. 1.1に、フローシートをFig. 1.2に示す。

定格運転時（T₂出口温度950°C）には、固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路に同流量（1.8 kg/s）のヘリウムガスを流す計画であるが、壁面温度分布やヘリウムガスの伝熱特性が異なるため、2流路のヘリウムガスに温度差が生じ、その密度差により偏流が生じて側部遮へい体～コアバレル間流路のヘリウムガスが減少し、側部遮へい体、コアバレル、圧力容器等の温度が上昇する可能性がある。

また、停電あるいはHENDEL M₂+A+T₂ループの異常インタロック等により循環機が停止し、ヘリウムガスの供給が停止すると、固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路でヘリウムガスの自然循環流が生じ、側部遮へい体～コアバレル間流路では上部から高温のヘリウムガスが流れ、側部遮へい体、炉心拘束機構、コアバレル等を加熱する。そしてコアバレルからの熱放射により圧力容器が加熱される。他方、T₂では定格運転時の圧力容器からの放散熱量を減らすために圧力容器外面に保温材を施工しており、圧力容器外部からの冷却はほとんど期待できない構造となっている。従って、このような状況下では圧力容器の温度上昇が避けられない。

本報告書は、定格運転時における偏流及び循環機停止時における自然循環流がT₂構造物に及ぼす影響と、循環機停止時における圧力容器の温度上昇防止対策について検討を行ったものである。

Fig. 1.1 In-core structure test section (T_2)

Fig. 1.2 Flow sheet of in-core structure test section (T_2)

2. 計 算 モ デ ル

2.1 計算条件

本計算では、対象構造物を2次元体モデルとして基礎式を導出し、差分化して計算を行った。計算領域は、高さ方向がサポートプレート下面から固定反射体最上端まで、半径方向が固定反射体外表面から圧力容器外部の大気までとし、その分割数は高さ方向が21分割（メッシュ数22）、半径方向が13分割（メッシュ数14）とした。計算モデル図をFig. 2.1, 2.2に示す。図中、 j は高さ方向のメッシュ番号を、 i は半径方向のメッシュ番号を示す。

基礎式を導出するに当たり行った仮定を以下に示す。

- 1) 固定反射体の外表面温度は既知とし、別途計算された定格運転時における計算値^{*}を用いる。また、黒鉛及び炭素製の構造物の熱容量が大きいため、本計算の時間内（循環機停止から3時間）では、過渡状態においても固定反射体外表面温度は一定とする。
- 2) 圧力容器外側の大気温度は20°Cで一定とする。
- 3) 循環機停止後、ヘリウムガスの自然循環流は、固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路の2流路のみで生じるものとする。コアバレル～圧力容器間流路は別系統になっているため、この流路への自然循環流は考慮しない。
- 4) 固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路は、それぞれ独立した流路とし、ヘリウムガスの固定反射体外側から内側への漏れ込み及び側部遮へい体外側から内側への漏れ込みはないものとする。
- 5) 構造物内の高さ方向の熱伝導は考慮しない。

2.2 基礎式

2.2.1 構造物の温度計算式

- (1) 側部遮へい体内表面 ($i = 3$)

$$\rho_3 \cdot c_{p_3} \cdot V_3 \cdot \frac{\partial T_3}{\partial t} = \alpha_2 (T_2 - T_3) \cdot A_3 + \alpha \cdot \varepsilon_1 \cdot i (T_1 + 273)^4 - (T_3 + 273)^4 \cdot A_3 - \lambda_3 \cdot \frac{\partial T_3}{\partial x} \cdot A_3 + \lambda_C \cdot \frac{\partial T_3}{\partial x} \cdot A_3 \quad (2.1)$$

上式の左辺は時間 dt 内に増加する熱量の項、右辺第1項は固定反射体～側部遮へい体間流路のヘリウムガスから流入する熱量の項、第2項は固定反射体から熱放射で流入する熱量の項、第3項は側部遮へい体の外側へ流出する熱量の項、第4項は側部遮へい体の脚を経由して固定反射体から流入す

* パブコック日立(株)「HENDEL T₂ 圧力容器高温化対策の検討結果」(私信)

る熱量の項である。また、 V_3 及び A_3 はそれぞれ格子点 $i = 3$ における体積及び面積で、 $V_3 = \frac{\Delta x_3}{2} \cdot \Delta y \cdot L_3$ ， $A_3 = \Delta y \cdot L_3$ であるから、(2.1) 式を差分式で表すと次式になる。

$$\rho_3 \cdot c_p_3 \cdot \frac{\Delta x_3}{2} \cdot \Delta y \cdot L_3 \cdot \frac{T_{(3,j)}^n - T_{(3,j)}^{n-1}}{\Delta t}$$

$$= \alpha_2 \cdot [T_{(2,j)}^n - T_{(3,j)}^n] \cdot \Delta y \cdot L_3 + \sigma \cdot \varepsilon_1 \cdot [(\{T_{(1,j)}^n + 273\})^4 - (\{T_{(3,j)}^n + 273\})^4]$$

$$\Delta y \cdot L_3 - \lambda_3 \cdot \frac{T_{(3,j)}^n - T_{(4,j)}^n}{\Delta x_3} \cdot \Delta y \cdot L_3 + \lambda_C \cdot \frac{T_{(1,j)}^n - T_{(3,j)}^n}{\Delta x_2} \cdot \Delta y \cdot L_3$$
(2.2)

更に、無次元数

$$\nu_3 = \frac{\lambda_3 \cdot \Delta t}{\rho_3 \cdot c_p_3 \cdot \Delta x_3^2}, \quad \beta_3 = \frac{\alpha_2 \cdot \Delta x_3}{\lambda_3}, \quad \beta_1 = \frac{\lambda_C \cdot \Delta x_3}{\lambda_3 \cdot \Delta x_2}$$

$$\gamma_3 = \frac{\sigma \cdot \varepsilon_1 \cdot \Delta x_3}{\lambda_3} \cdot [(\{T_{(1,j)}^n + 273\})^2 + (\{T_{(3,j)}^n + 273\})^2] \cdot [(\{T_{(1,j)}^n + 273\})$$

$$+ (\{T_{(3,j)}^n + 273\})]$$

を用いて (2.2) 式を整理すると次式になる。

$$-\beta_3 \cdot T_{(2,j)}^n + (1 + \beta_1 + \beta_3 + \gamma_3 + \frac{1}{2\nu_3}) \cdot T_{(3,j)}^n - T_{(4,j)}^n$$

$$= (\beta_1 + \gamma_3) \cdot T_{(1,j)}^n + \frac{1}{2\nu_3} \cdot T_{(3,j)}^{n-1}$$
(2.3)

(2) 側部遮へい体内部 ($i = 4 \sim 8$)

$$\rho_i \cdot c_p_i \cdot V_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = \lambda_i \cdot \frac{\partial T_i}{\partial x} \cdot A_i$$
(2.4)

上式の左辺は時間 Δt 内に増加する熱量の項、右辺は側部遮へい体内部を通過する熱量の項である。また、 $V_i = \Delta x_i \cdot \Delta y \cdot L_i$ ， $A_i = \Delta y \cdot L_i$ であるから、(2.4) 式を差分式で表わすと次式になる。

$$\rho_i \cdot c_p_i \cdot \Delta x_i \cdot \Delta y_i \cdot L_i \cdot \frac{T_{(i,j)}^n - T_{(i,j)}^{n-1}}{\Delta t}$$

$$= \lambda_i \frac{T_{(i+1, j)}^n - 2 \cdot T_{(i, j)}^n + T_{(i-1, j)}^n}{\Delta x_i} \cdot \Delta y \cdot L_i \quad (2.5)$$

更に、無次元数

$$\nu_i = \frac{\lambda_i \cdot \Delta t}{\rho_i \cdot c_p i \cdot \Delta x^2}$$

を用いて (2.5) 式を整理すると次式になる。

$$-T_{(i-1, j)}^n + (2 + \frac{1}{\nu_i}) \cdot T_{(i, j)}^n - T_{(i+1, j)}^n = \frac{1}{\nu_i} T_{(i, j)}^{n-1} \quad (2.6)$$

(3) 側部遮へい体外表面 ($i = 9$)

$$(\rho_9 \cdot c_{p_9} \cdot V_9 + \rho_A \cdot c_{p_A} \cdot V_A) \frac{\partial T_9}{\partial t} = \lambda_9 \cdot \frac{\partial T_9}{\partial x} \cdot A_9 - \alpha_{10} (T_9 - T_{10}) \cdot A_9 \\ - \sigma \cdot \varepsilon_2 \{ (T_9 + 273)^4 - (T_{11} + 273)^4 \} \cdot A_9 \quad (2.7)$$

上式の左辺は時間 Δt 内に増加する熱量の項、右辺第1項は側部遮へい体の内側から流入する熱量の項、第2項は側部遮へい体～コアバレル間流路のヘリウムガスへ流出する熱量の項、第3項は熱放射でコアバレルへ流出する熱量の項である。また、 $V_9 = \frac{\Delta x_9}{2} \cdot \Delta y \cdot L_9$, $V_A = \Delta x_A \cdot \Delta y \cdot L_A$, $A_9 = \Delta y \cdot L_9$ であるから、(2.7) 式を差分式で表すと次式になる。

$$(\rho_9 \cdot c_{p_9} \cdot \frac{\Delta x_9}{2} \cdot \Delta y \cdot L_9 + \rho_A \cdot c_{p_A} \cdot \Delta x_A \cdot \Delta y \cdot L_A) \frac{T_{(9, j)}^n - T_{(9, j)}^{n-1}}{\Delta t} \\ = \lambda_9 \frac{T_{(8, j)}^n - T_{(9, j)}^n}{\Delta x_9} \cdot \Delta y \cdot L_9 - \alpha_{10} \cdot \{ T_{(9, j)}^n - T_{(10, j)}^n \} \cdot \Delta y \cdot L_9 \\ - \sigma \cdot \varepsilon_2 \{ (T_{(9, j)}^n + 273)^4 - (T_{(11, j)}^n + 273)^4 \} \cdot \Delta y \cdot L_9 \quad (2.8)$$

更に、無次元数

$$\nu_9 = \frac{\lambda_9 \cdot \Delta t}{(\rho_9 \cdot c_{p_9} \cdot \Delta x_9 + \rho_A \cdot c_{p_A} \cdot \Delta x_A) \cdot \Delta x_9}, \beta_9 = \frac{\alpha_{10} \cdot \Delta x_9}{\lambda_9}$$

$$\gamma_9 = \frac{\sigma \cdot \varepsilon_2 \cdot \Delta x_9}{\lambda_9} \left[(T_{(9, j)}^n + 273)^2 + (T_{(11, j)}^n + 273)^2 \right]$$

$$\cdot [(T_{(9, j)}^n + 273)^2 + (T_{(11, j)}^n + 273)^2]$$

を用いて (2.8) 式を整理すると次式になる。

$$\begin{aligned} & -T_{(8,j)}^n + (1 + \beta_9 + r_9 + \frac{1}{2 \nu_9}) T_{(9,j)}^n - \beta_9 \cdot T_{(10,j)}^n - r_9 \cdot T_{(11,j)}^n \\ & = \frac{1}{2 \cdot \nu_9} T_{(9,j)}^{n-1} \end{aligned} \quad (2.9)$$

(4) コアバレル ($i = 11$)

$$\begin{aligned} \rho_{11} \cdot c_{p_{11}} \cdot V_{11} \cdot \frac{\partial T_{11}}{\partial t} &= \alpha_{10} \cdot (T_{10} - T_{11}) \cdot A_{11} + \sigma \cdot \epsilon_2 \cdot \{ (T_9 + 273)^4 \\ &\quad - (T_{11} + 273)^4 \} \cdot A_{11} - \alpha_{12} \cdot (T_{11} - T_{12}) \cdot A_{11} - \sigma \cdot \epsilon_3 \cdot \{ (T_{11} + 273)^4 \\ &\quad - (T_{14} + 273)^4 \} \cdot A_{11} \end{aligned} \quad (2.10)$$

上式の左辺は時間 Δt 内に増加する熱量の項、右辺第1項は側部遮へい体～コアバレル間流路のヘリウムガスから流入する熱量の項、第2項は側部遮へい体から熱放射で流入する熱量の項、第3項はコアバレル～圧力容器間流路のヘリウムガスへ流出する熱量の項、第4項は熱放射で圧力容器へ流出する熱量の項である。また、 $V_{11} = \Delta x_{11} \cdot \Delta y \cdot L_{11}$ 、 $A_{11} = \Delta y \cdot L_{11}$ であるから、(2.10) 式を差分式で表すと次式になる。

$$\begin{aligned} \rho_{11} \cdot c_{p_{11}} \cdot \Delta x_{11} \cdot \Delta y \cdot L_{11} \cdot \frac{T_{(11,j)}^n - T_{(11,j)}^{n-1}}{\Delta t} &= \alpha_{10} \{ T_{(10,j)}^n - T_{(11,j)}^n \} \\ &\quad \cdot \Delta y \cdot L_{11} + \sigma \cdot \epsilon_2 [\{ T_{(9,j)}^n + 273 \}^4 - \{ T_{(11,j)}^n + 273 \}^4] \cdot \Delta y \cdot L_{11} \\ &\quad - \alpha_{12} [T_{(11,j)}^n - T_{(12,j)}^n] \cdot \Delta y \cdot L_{11} - \sigma \cdot \epsilon_3 [\{ T_{(11,j)}^n + 273 \}^4 \\ &\quad - \{ T_{(13,j)}^n + 273 \}^4] \cdot \Delta y \cdot L_{11} \end{aligned} \quad (2.11)$$

更に、無次元数

$$\begin{aligned} \nu_{11} &= \frac{\alpha_{10} \cdot \Delta t}{\rho_{11} \cdot c_{p_{11}} \cdot \Delta x_{11}}, \quad \beta_{11} = \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{10}} \\ r_{11} &= \frac{\sigma \cdot \epsilon_2}{\alpha_{10}} [\{ T_{(9,j)}^n + 273 \}^2 + \{ T_{(11,j)}^n + 273 \}^2] \cdot [\{ T_{(9,j)}^n + 273 \} \\ &\quad + \{ T_{(11,j)}^n + 273 \}] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \gamma'_{11} = & \frac{\sigma \cdot \varepsilon_3}{\alpha_{10}} [\{ T_{(11,j)}^n + 273 \}^2 + \{ T_{(13,j)}^n + 273 \}^2] \cdot [\{ T_{(11,j)}^n + 273 \} \\ & + \{ T_{(13,j)}^n + 273 \}] \end{aligned}$$

を用いて (2.1 1) 式を整理すると次式になる。

$$\begin{aligned} -\gamma_{11} \cdot T_{(9,j)}^n - T_{(10,j)}^n + (1 + \beta_{11} + \gamma_{11} + \gamma'_{11} + \frac{1}{\nu_{11}}) T_{(11,j)}^n \\ - \beta_{11} \cdot T_{(12,j)}^n - \gamma'_{11} \cdot T_{(13,j)}^n = \frac{1}{\nu_{11}} T_{(11,j)}^{n-1} \quad (2.1 2) \end{aligned}$$

(5) 圧力容器 ($i = 13$)

$$\begin{aligned} \rho_{13} \cdot c_{p_{13}} \cdot V_{13} \cdot \frac{\partial T_{13}}{\partial t} = & \sigma \cdot \varepsilon_3 \cdot \{ (T_{11} + 273)^4 - (T_{13} + 273)^4 \} \cdot \Delta y \cdot L_{13} \\ & + \alpha_{12} \cdot (T_{12} - T_{13}) \cdot A_{13} - \lambda_B \cdot \frac{\partial T_{13}}{\partial x} \cdot A_{13} \quad (2.1 3) \end{aligned}$$

上式の左辺は、時間 Δt 内に増加する熱量の項で、右辺第1項はコアバレルから熱放射で流入する熱量の項、第2項はコアバレル～圧力容器間流路のヘリウムガスから流入する熱量の項、第3項は大気へ放散する熱量の項である。また、 $V_{13} = \Delta x_{13} \cdot \Delta y \cdot L_{13}$ ， $A_{13} = \Delta y \cdot L_{13}$ であるから、(2.1 3) 式を差分式で表すと次式になる。

$$\begin{aligned} \rho_{13} \cdot c_{p_{13}} \cdot \Delta x_{13} \cdot \Delta y \cdot L_{13} \cdot \frac{T_{(13,j)}^n - T_{(13,j)}^{n-1}}{\Delta t} \\ = \sigma \cdot \varepsilon_3 \cdot [\{ T_{(11,j)}^n + 273 \}^4 - \{ T_{(13,j)}^n + 273 \}^4] \cdot \Delta y \cdot L_{13} \\ + \alpha_{12} \cdot \{ T_{(12,j)}^n - T_{(13,j)}^n \} \cdot \Delta y \cdot L_{13} - \lambda_B \cdot \frac{T_{(13,j)}^n - T_{(14,j)}^n}{\Delta x_B} \cdot \Delta y \cdot L_{13} \quad (2.1 4) \end{aligned}$$

更に、無次元数

$$\begin{aligned} \nu_{13} = & \frac{\alpha_{12} \cdot \Delta t}{\rho_{13} \cdot c_{p_{13}} \cdot \Delta x_{13}}, \quad \beta_{13} = \frac{\lambda_B}{\alpha_{12} \cdot \Delta x_B} \\ \gamma_{13} = & \frac{\sigma \cdot \varepsilon_3}{\alpha_{12}} [\{ T_{(11,j)}^n + 273 \}^2 + \{ T_{(13,j)}^n + 273 \}^2] \cdot [\{ T_{(11,j)}^n + 273 \} \\ & + \{ T_{(13,j)}^n + 273 \}] \end{aligned}$$

を用いて(2.15)式を整理すると次式になる。

$$\begin{aligned}
 & -\gamma_{13} \cdot T_{(11, j)}^n - T_{(12, j)}^n + (1 + \beta_{13} + \gamma_{13} + \frac{1}{\nu_{13}}) T_{(13, j)}^n \\
 & = \frac{1}{\nu_{13}} T_{(13, j)}^{n-1} + \beta_{13} \cdot T_{(14, j)}^n
 \end{aligned} \tag{2.15}$$

ここで用いた記号の説明を以下に示す。

- $T(i, j)$: 差分格子点 (i, j) における温度 ($^{\circ}\text{C}$)
- ρ_i : 格子点 i における構造物の密度 (kg/m^3)
- c_{p_i} : 格子点 i における構造物の比熱 ($\text{kJ}/\text{kg} \cdot \text{K}$)
- λ_i : 格子点 i における構造物の熱伝導率 (W/mK)
- α_i : 格子点 i におけるヘリウムガスの熱伝達率 ($\text{W}/\text{m}^2 \text{K}$)
- σ : ステファン・ボルツマン定数 ($\text{W}/\text{m}^2 \text{K}^4$)
- ε : 熱放射率
- Δx_i : 格子点 i における半径方向の刻み幅 (m)
- Δy : 高さ方向の刻み幅 (m)
- L_i : 格子点 i における周方向の距離 (m)

添字 A は側部遮へい体の金属部, B は圧力容器外周の保溫材, C は側部遮へい体の脚を表す。

2.2.2 ヘリウムガスの温度計算式

ヘリウムガスは平行平板間を流れるとすると、温度計算式は次式になる。

$$\rho_f \cdot c_{p_f} \cdot U_f \cdot A_f \frac{dT_f}{dy} = \alpha \cdot L_1 \cdot (T_{w_1} - T_f) + \alpha \cdot L_2 \cdot (T_{w_2} - T_f) \tag{2.16}$$

U_f : ヘリウムガスの流速 (m/hr)

添字 f はヘリウムガスを、 w は壁面を表わし、 1 及び 2 は平行平板の 2 壁面の番号とする。

他の記号は前節と同様である。

上式の左辺はヘリウムガスが距離 dy 進む間に増加する熱量の項、右辺第 1 項及び第 2 項は、平行平板の 2 壁面からヘリウムガスへ流入する熱量の項である。

ここで、高さ方向の格子点番号 j における壁面温度 $T_{w, j}$ が、高さ方向の無次元長さ $Y (= \Delta y / D)$ の一次関数で表されるとする。

$$T_{w_1, j} = T_{w_1, j-1} + \eta_1 Y \tag{2.17}$$

$$T_{w_2, j} = T_{w_2, j-1} + \eta_2 Y \tag{2.18}$$

D : 代表直径 = $2 \times$ 流路幅 (m)

η : 比例係数

無次元数

$$\omega_1 = \frac{4 \cdot \alpha_1 \cdot L_1}{\rho_f \cdot c_p f \cdot U_f \cdot (L_1 + L_2)} , \quad \omega_2 = \frac{4 \cdot \alpha_2 \cdot L_2}{\rho_f \cdot c_p f \cdot U_f \cdot (L_1 + L_2)}$$

を用い、更に(2.16)式に(2.17)式と(2.18)式を代入して整理すると次式になる。

$$\begin{aligned} T_{f,j} &= \frac{\omega_1}{\omega_1 + \omega_2} T_{w1,j} + \frac{\omega_2}{\omega_1 + \omega_2} T_{w2,j} \\ &- \frac{\omega_1 \cdot T_{w1,j-1} + \omega_2 \cdot T_{w2,j-1}}{\omega_1 + \omega_2} e^{-(\omega_1 + \omega_2)Y} \\ &- \frac{\omega_1 \eta_1 + \omega_2 \eta_2}{(\omega_1 + \omega_2)^2} \{ 1 - e^{-(\omega_1 + \omega_2)Y} \} \end{aligned} \quad (2.19)$$

従って、各流路における計算式は以下になる。

(1) 固定反射体～側部遮へい体間流路 ($i = 2$)

$$\begin{aligned} T_{(2,j)} &= \frac{\omega_1}{\omega_1 + \omega_2} T_{(1,j)} + \frac{\omega_2}{\omega_1 + \omega_2} T_{(3,j)} \\ &- \left\{ \frac{\omega_1 \cdot T_{(1,j-1)} + \omega_2 \cdot T_{(3,j-1)}}{\omega_1 + \omega_2} \right\} e^{-(\omega_1 + \omega_2)Y_2} \\ &- \frac{\omega_1 \eta_1 + \omega_2 \eta_2}{(\omega_1 + \omega_2)^2} \{ 1 - e^{-(\omega_1 + \omega_2)Y_2} \} \end{aligned} \quad (2.20)$$

$$Y_2 = A_y / (2 \cdot A_{x_2})$$

$$\omega_1 = \frac{4 \cdot \alpha_2 \cdot L_1}{\rho_2 \cdot c_{p_2} \cdot U_2 \cdot (L_1 + L_3)}$$

$$\omega_2 = \frac{4 \cdot \alpha_2 \cdot L_3}{\rho_2 \cdot c_{p_2} \cdot U_2 \cdot (L_1 + L_3)}$$

$$\eta_1 = \frac{T_{(1,j+1)} - T_{(1,j-1)}}{2 \cdot Y_2}$$

$$\eta_2 = \frac{T_{(3,j+1)} - T_{(3,j-1)}}{2 \cdot Y_2}$$

(2) 側部遮へい体～コアバレル間流路 (i = 10)

$$\begin{aligned}
 T_{(10, j)} &= \frac{\omega_1}{\omega_1 + \omega_2} T_{(9, j)} + \frac{\omega_1}{\omega_1 + \omega_2} T_{(11, j)} \\
 &- \left\{ \frac{\omega_1 \cdot T_{(9, j-1)} + \omega_2 \cdot T_{(11, j-1)}}{\omega_1 + \omega_2} \right\} e^{-(\omega_1 + \omega_2) Y_{10}} \\
 &- \frac{\omega_1 \eta_1 + \omega_2 \eta_2}{(\omega_1 + \omega_2)^2} \left\{ 1 - e^{-(\omega_1 + \omega_2) Y_{10}} \right\} \quad (2.2.1)
 \end{aligned}$$

$$Y_{10} = \Delta y / (2 \cdot \Delta x_{10})$$

$$\omega_1 = \frac{4 \cdot \alpha_{10} \cdot L_9}{\rho_{10} \cdot c_{p_{10}} \cdot U_{10} \cdot (L_9 + L_{11})}$$

$$\omega_2 = \frac{4 \cdot \alpha_{10} \cdot L_{11}}{\rho_{10} \cdot c_{p_{10}} \cdot U_{10} \cdot (L_9 + L_{11})}$$

$$\eta_1 = \frac{T_{(9, j+1)} - T_{(9, j-1)}}{2 \cdot Y_{10}}$$

$$\eta_2 = \frac{T_{(11, j+1)} - T_{(11, j-1)}}{2 \cdot Y_{10}}$$

(3) コアバレル～圧力容器間流路 (i = 12)

$$\begin{aligned}
 T_{(12, j)} &= \frac{\omega_1}{\omega_1 + \omega_2} T_{(11, j)} + \frac{\omega_1}{\omega_1 + \omega_2} T_{(13, j)} \\
 &- \left\{ \frac{\omega_1 \cdot T_{(11, j-1)} + \omega_2 \cdot T_{(13, j-1)}}{\omega_1 + \omega_2} \right\} e^{-(\omega_1 + \omega_2) Y_{12}} \\
 &- \frac{\omega_1 \eta_1 + \omega_2 \eta_2}{(\omega_1 + \omega_2)^2} \left\{ 1 - e^{-(\omega_1 + \omega_2) Y_{12}} \right\} \quad (2.2.2)
 \end{aligned}$$

$$Y_{12} = \Delta y / (2 \cdot \Delta x_{12})$$

$$\omega_1 = \frac{4 \cdot \alpha_{12} \cdot L_{11}}{\rho_{12} \cdot c_{p_{12}} \cdot U_{12} \cdot (L_{11} + L_{13})}$$

$$\omega_2 = \frac{4 \cdot \alpha_{12} \cdot L_{13}}{\rho_{12} \cdot c_{p_{12}} \cdot U_{12} \cdot (L_{11} + L_{13})}$$

$$\eta_1 = \frac{T_{(11, j+1)} - T_{(11, j-1)}}{2 \cdot Y_{12}}$$

$$\eta_2 = \frac{T_{(13, j+1)} - T_{(13, j-1)}}{2 \cdot Y_{12}}$$

2.2.3 ヘリウムガスの熱伝達率

(1) 強制対流熱伝達率

ヘリウムガスは平行平板間の流れであるから、乱流におけるヌセルト数 Nu_f は次式になる。¹⁾

$$Nu_f = 0.018 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4} \quad (2.23)$$

$$Re : レイノルズ数 = \frac{U \cdot D}{\nu}$$

U : 流速 (m/s)

D : 代表直径 (m)

ν : 動粘性係数 (m^2/s)

Pr : プラントル数

また、層流 ($Re < 2600$) における壁面加熱時のヌセルト数は次式で与えられる。²⁾

$$Nu_f = 8.0 \quad (2.24)$$

したがって、強制対流熱伝達率 α_f は次式になる。

$$\alpha_f = \frac{Nu_f \cdot \lambda}{D} \quad (W/m^2 K) \quad (2.25)$$

側部遮へい体～コアバレル間流路には炉心拘束機構及びレストレインティング等があり、これらがあたかも乱流促進体の役目を果たし、流れを乱してヘリウムガスの伝熱効果を高める。藤田³⁾によつて平行平板間流路に円柱群を並べたときの伝熱特性が調べられ、その熱伝達率は、円柱群がない場合の約 1.4 倍となっている。よつて、側部遮へい体～コアバレル間流路の熱伝達率は、(2.25) 式に補正係数 1.4 を掛けたものとした。

(2) 自然対流熱伝達率

平行平板間の垂直層における自然対流のヌセルト数 Nu_n は、密閉流体層に対する Emery-Chu⁴⁾ の式を用いると、次のように与えられる。

$$Nu_n = 0.28 \cdot (Gr \cdot Pr)^{0.25} \cdot \left(\frac{\ell}{d} \right)^{-0.25} \quad (10^3 < Gr \cdot Pr < 10^7) \quad (2.26)$$

$$Gr : グラスホフ数 = \frac{\beta \cdot g \cdot d^3 \cdot |T_w - T_f|}{\nu^2}$$

d : 代表直径 = 流路幅 (m)

β : ヘリウムガスの熱膨張率 $(1/\text{°C})$ ℓ : 垂直流体層の垂直方向の長さ (m)

今、平行二平面の壁面温度を T_{W_1} , T_{W_2} とし、流体温度を T_f とすると、各壁面と流体間の熱流束 q_1 , q_2 は次式で示される。

$$q_1 = \alpha_{n_1} (T_{W_1} - T_f) \quad (\text{W/m}^2) \quad (2.27)$$

$$q_2 = \alpha_{n_2} (T_f - T_{W_2}) \quad (\text{W/m}^2) \quad (2.28)$$

α_{n_1} , α_{n_2} : 各壁面と流体の自然対流熱伝達率 $(\text{W/m}^2 \text{K})$

他方、平面 1 から平面 2 への熱流束 q は、次式で示される。

$$q = \alpha_n (T_{W_1} - T_{W_2}) \quad (\text{W/m}^2) \quad (2.29)$$

α_n : 壁面 1 から壁面 2 への熱伝達率 $(\text{W/m}^2 \text{K})$

さらに、 $q = q_1 = q_2$ であるから、(2.27) ~ (2.29) 式より、 α_n , α_{n_1} 及び α_{n_2} の間には次式が成立する。

$$\frac{1}{\alpha_n} = \frac{1}{\alpha_{n_1}} + \frac{1}{\alpha_{n_2}} \quad (2.30)$$

ここで、 $\alpha_{n_1} = \alpha_{n_2}$ と仮定すると、壁面と流体間の熱伝達率 α_{n_1} , α_{n_2} は次式で与えられている。

$$\alpha_{n_1} = \alpha_{n_2} = 2 \frac{\text{Nu}_n \cdot d}{\lambda} \quad (2.31)$$

強制対流による流れを伴った自然対流のヌセルト数の計算式は、Martinelli⁵⁾により与えられている。しかし、Martinelli の式は円管内流を対象としているのに対し、本計算では、ヘリウムガスは平行平板間の流れと仮定したので、計算には Emery-Chu の式を用いた。

なお、Martinelli の式を用いた計算結果を付章で述べる。

(3) 強制対流と自然対流の複合対流熱伝達率

強制対流と自然対流の複合対流熱伝達率 α は、各熱伝達率の 2 乗平均とし、次式より求めた。

$$\alpha = \sqrt{\alpha_f^2 + (2 \alpha_n)^2} \quad (\text{W/m}^2 \text{K}) \quad (2.32)$$

2.2.4 ヘリウムガスの流量バランスの式

(1) 運動量の式

ヘリウムガスの運動方程式は次式で表せる。

$$\rho u \frac{du}{dy} = - \frac{dP}{dy} - \rho g - \left(\frac{\lambda}{D} + \frac{\zeta}{L} \right) \cdot \frac{1}{2} \rho |u| \cdot u \quad (2.33)$$

ρ : ヘリウムガスの密度	(kg/m³)
u : 流速	(m/s)
λ : 流路の圧力損失抵抗	
ζ : 流路出入口部の圧力損失抵抗	
L : 流路長	(m)
D : 代表長径 = 2 × 流路幅	(m)
P : 圧力	(MPa)

上式の左辺は運動量の項で、右辺第1項は圧力勾配の項、第2項は重力の項、第3項は流路摩擦の項である。また、 u が正のときにはヘリウムガスは固定反射体最下端から最上端の方へ流れ、負のときには逆方向へ流れるものとする。

ここで、 $m = \rho u$ とし、更に圧力 P が密度 ρ と温度 T の関数 ($P = \rho RT$, R : ガス定数) として (2.3.3) 式を変形すると次式になる。

$$\frac{dP}{dy} = -\rho g - \left(\frac{\lambda}{D} + \frac{\zeta}{L} \right) \frac{1}{2\rho} m^2 + m + -\frac{m^2}{\rho T} - \frac{dT}{dy} \quad (2.3.4)$$

更に、上式を差分式で表すと次式になる。

$$\frac{P_j - P_{j-1}}{\Delta y} = -\rho_j \cdot g - \left(\frac{\lambda}{D} + \frac{\zeta}{L} \right) \frac{1}{2\rho_j} m^2 + m + -\frac{m^2}{\rho_j \cdot T_j} - \frac{T_j - T_{j-1}}{\Delta y} \quad (2.3.5)$$

高さ方向最下端格子点 ($j = 1$) から最上端格子点 ($j = N$, $N = 22$) まで上式を積分すると次式になる。

$$P_N - P_1 = - \sum_{j=1}^N \left[\rho_j \cdot g \cdot \Delta y + \left(\frac{\lambda}{D} + \frac{\zeta}{L} \right) \frac{\Delta y}{2\rho_j} m^2 + m + -\frac{m^2}{\rho_j \cdot T_j} (T_j - T_{j-1}) \right] \quad (2.3.6)$$

Δy : 高さ方向の刻み幅

固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路の出入口部は共通であるため、この2流路における圧力損失は等しい。したがって、(2.3.6) 式より次式が成立する。

$$\begin{aligned} & \sum_{j=1}^N \left[\rho_{(2,j)} \cdot g \cdot \Delta y + \left(\frac{\lambda_2}{D_2} + \frac{\zeta_2}{L} \right) \frac{\Delta y}{2 \cdot \rho_{(2,j)}} m_2^2 + m_2 + -\frac{m_2^2}{\rho_{(2,j)} \cdot T_{(2,j)}} (T_{(2,j)} - T_{(2,j-1)}) \right. \\ & \quad \left. + \frac{m_2^2}{\rho_{(2,j)}} \cdot \frac{T_{(2,j)}^n - T_{(2,j-1)}^n}{T_{(2,j)}^n} \right] \\ & = \sum_{j=1}^N \left[\rho_{(10,j)} \cdot g \cdot \Delta y + \left(\frac{\lambda_{10}}{D_{10}} + \frac{\zeta_{10}}{L} \right) \frac{\Delta y}{2 \cdot \rho_{(10,j)}} m_{10}^2 + m_{10} + -\frac{m_{10}^2}{\rho_{(10,j)} \cdot T_{(10,j)}} (T_{(10,j)} - T_{(10,j-1)}) \right. \\ & \quad \left. + \frac{m_{10}^2}{\rho_{(10,j)}} \cdot \frac{T_{(10,j)}^n - T_{(10,j-1)}^n}{T_{(10,j)}^n} \right] \quad (2.3.7) \end{aligned}$$

ここで、添字 2 は固定反射体～側部遮へい体間流路を、添字 10 は側部遮へい体～コアバレル間流路を表わす。

循環機が停止しても羽根車の慣性力等により、ヘリウムガスの供給が完全に止まるまでには多少の時間を要する。本計算では、ヘリウムガスの流量は循環機停止から 60 秒後に 0 になるとし、その間の流量は直線的に減少すると仮定した。

定格運転状態、過渡状態（循環機停止から自然循環開始までの状態）及び自然循環状態におけるヘリウムガス流量と温度の計算条件を以下に示す。

1) 定格運転状態

i) 流量条件

$$m_2 \cdot A_2 + m_{10} \cdot A_{10} = G_1 \quad (2.38)$$

$$m_{12} \cdot A_{12} = G_2 \quad (2.39)$$

A : 流路断面積 (m^2)

G_1 : 固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路の定格流量

(= 3.6) (kg/s)

G_2 : コアバレル～圧力容器間流路の定格流量 (= 0.4) (kg/s)

ii) 温度条件

$$T_{2, bottom} = T_{10, bottom} = T_{12, bottom} \quad (2.40)$$

2) 過渡状態

i) 流量条件

$$m_2 \cdot A_2 + m_{10} \cdot A_{10} = G_1 \cdot \left(1 - \frac{t}{60}\right) \quad (2.41)$$

$$m_{12} \cdot A_{12} = G_2 \left(1 - \frac{t}{60}\right) \quad (2.42)$$

t : 循環機停止からの経過時間 (sec)

ii) 温度条件

$$T_{2, bottom} = T_{10, bottom} = T_{12, bottom} \quad (2.43)$$

3) 自然循環状態

i) 流量条件

$$m_2 \cdot A_2 + m_{10} \cdot A_{10} = 0 \quad (2.44)$$

$$m_{12} \cdot A_{12} = 0 \quad (2.45)$$

ii) 温度条件

$$T_{2, bottom} = T_{10, bottom} \quad (2.46)$$

$$T_{2, top} = T_{10, top} \quad (2.47)$$

添字 bottom は流路入口部 ($j = 1$) を, top は出口部 ($j = 2$) を表す。また, 添字 12 は, コアバレル～圧力容器間流路を表す。

(2) 流路の圧力損失抵抗

固定反射体～側部遮へい体間流路の圧力損失抵抗となる要素は, 流路の摩擦抵抗, 側部遮へい体の足及び流路出入口部の圧力損失抵抗である。従って, この流路の圧力損失係数 ξ_2 は次式になる。

$$\xi_2 = \frac{\lambda_1 + \lambda_2}{D} + \frac{\zeta_1 + \zeta_2}{L} \quad (1/m) \quad (2.48)$$

D : 代表直径 = $2 \times$ 流路幅 (m)

L : 流路長 (m)

λ_1 : 流路の摩擦係数

λ_2 : 側部遮へい体の脚の圧力損失係数

ζ_1 : 流路入口部の圧力損失係数

ζ_2 : 流路出口部の圧力損失係数

流路の摩擦係数 λ_1 は次式より求めた。

i) 乱流 ($Re > 2000$)

$$\lambda_1 = \frac{0.3164}{Re^{0.25}} \quad (2.49)$$

ii) 層流 ($Re \leq 2000$)

$$\lambda_1 = \frac{96}{Re} \quad (2.50)$$

側部遮へい体の脚は, 平行平板間流路に円筒状の棒が 2 本並列に横切った形状となっている。この場合の圧力損失係数 λ_2 は次式より求めた。⁶⁾

$$\lambda_2 = 1.15 \left(\frac{Cx1}{\frac{dm}{D}} - \frac{1}{\bar{\ell}} - \frac{\frac{Sm}{Fo}}{\left(1 - 1.5 \frac{Sm}{Fo} \right)^3} \left(1 - \frac{D}{B} \right)^{\frac{1}{3}} \right) \times 2 \quad (2.51)$$

D : 代表直径 = $2 \times$ 流路幅 (m)

B : 流路の長辺の長さ (m)

dm : 側部遮へい体の脚の直径 (m)

Fo : 流路の断面積 (m²)

Sm : 側部遮へい体の脚の流路を横切る断面積 (m²)

$\bar{\ell}$: = dm/B

Cx1 : 流路の障害物の形状と $\bar{\ell}$ により定まる定数

(2.51) 式より求めると, $\lambda_2 \approx 0.025$ である。

側部遮へい体～コアバレル間流路の圧力損失抵抗となる要素は, 流路の摩擦抵抗, 出入口部の圧力

損失抵抗のほか、レストレイントリングの絞り抵抗がある。従って、この流路の圧力損失係数 ξ_{10} は次式になる。

$$\xi_{10} = \frac{\lambda_1 + \lambda'_2}{D} + \frac{\zeta_1 + \zeta_2}{L} \quad (2.52)$$

λ'_2 : レストレイントリングの絞り抵抗

他の記号は (2.48) 式と同様である。

レストレイントリングの絞りは、同一流量、同一温度条件のときに 2 流路の圧力損失が等しくなるように調節される。従って、その条件を満たすように、レストレイントリングの絞り抵抗 λ'_2 を決定した。側部遮へい体～コアバレル間流路では、レストレイントリングの絞り抵抗が支配的である。

2.3 計算方法

計算は、まず初期値を代入して定格運転状態における側部遮へい体、コアバレル、圧力容器及びヘリウムガスの温度と流量バランスの計算を行い、更に過渡状態、自然循環状態へと計算を進めた。

構造物の温度計算はマトリックス法で、ヘリウムガスの温度と流量は逐次代入法で行い、所定の誤差範囲内に収まるまで反復計算を行った。収束条件を以下に示す。

1) 温度

$$\left| \frac{T_{i,j}^n - T_{i,j}^{n-1}}{T_{i,j}^n} \right| < 10^{-3}$$

2) 流量

$$\left| m_i^n - m_i^{n-1} \right| < 10^{-3}$$

ここで、n は反復計算の回数を表す。

計算コードのフローチャートを Fig. 2.3 に示す。

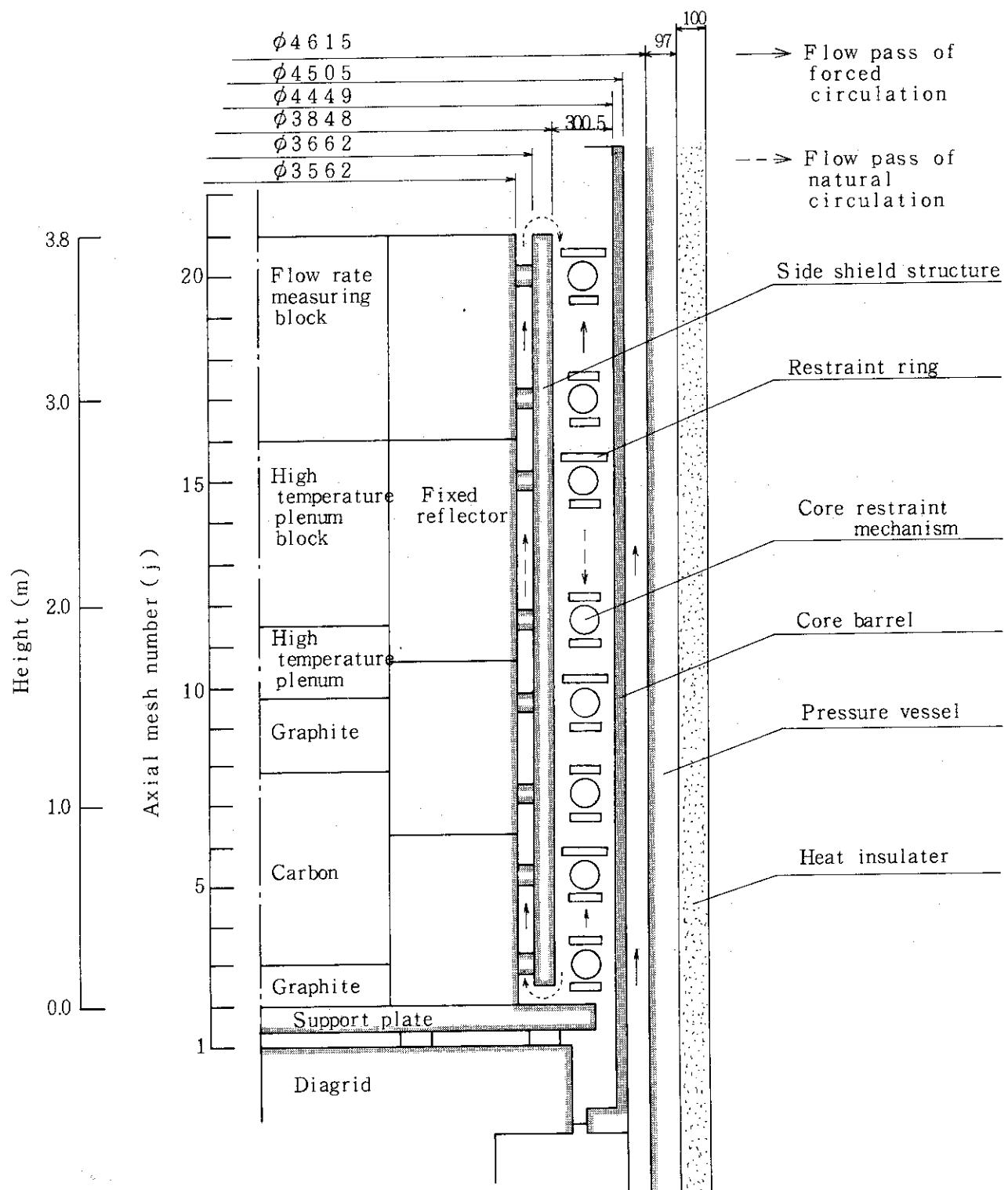


Fig. 2.1 Calculation model (Axial mesh)

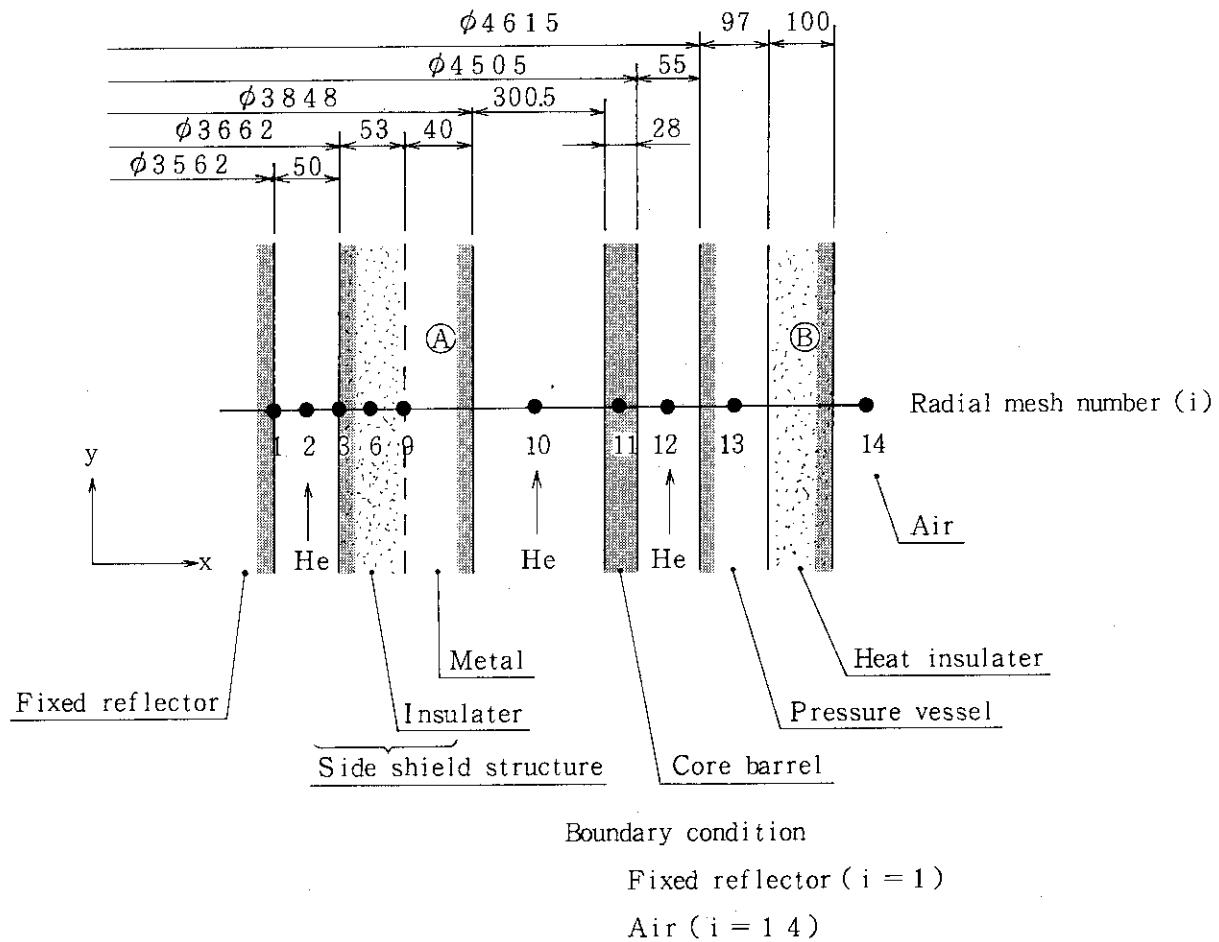
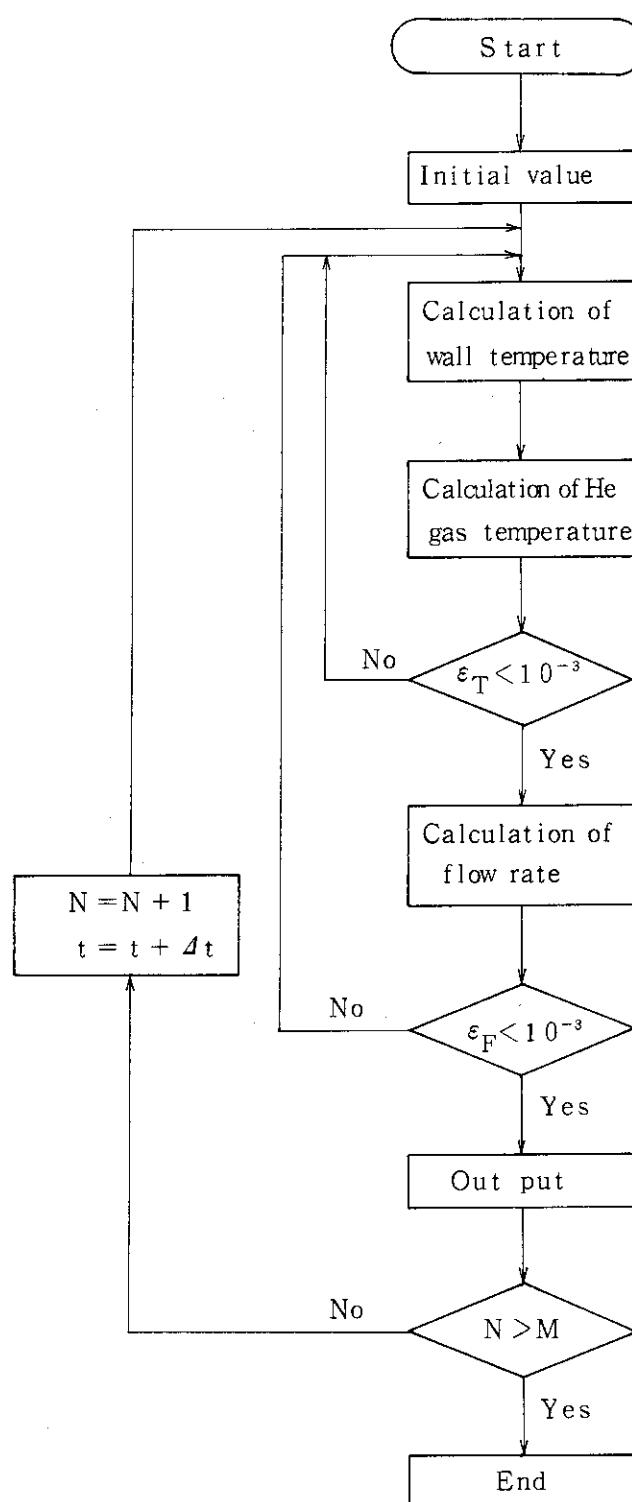


Fig. 2.2 Calculation model (Radial mesh)



ϵ_T : Error of temperature
 ϵ_F : Error of flow rate
 t : Time
 Δt : Time step
 N : Step number of calculation
 M : Final step number of calculation

Fig. 2.3 Flow chart of calculation

3. 計 算 結 果

3.1 定格運転時

炉内構造物実証試験部 (T_2)冷却の計画流量は、固定反射体～側部遮へい体間流路及び側部遮へい体～コアバレル間流路で各々 1.8 kg/s であるが、2流路のヘリウムガスの密度差により、自然循環効果が重畠されるため固定反射体～側部遮へい体間流路では 2.1 kg/s 、側部遮へい体～コアバレル間流路では 1.5 kg/s となり、約 15 % の偏流が生じる。しかし、この偏流が T_2 構造物に及ぼす影響は小さく、計画流量（各 1.8 kg/s ）のときに比較して、側部遮へい体内面温度が最高で約 3.7°C 低くなるが、側部遮へい体外面、コアバレル及び圧力容器の温度に及ぼす影響はほとんどない。

定格運転時における壁面とヘリウムガスの温度分布を Fig. 3.1 に示す。

3.2 自然循環時

循環機停止から 1 分後（自然循環開始時）、90 分後、180 分後の壁面とヘリウムガスの温度分布を Fig. 3.2, 3.3, 3.4 に、自然循環流量の時間変化を Fig. 3.5 に示す。自然循環流量は、開始時が 0.24 kg/s で、その後次第に減少し、180 分後には 0.15 kg/s となる。

自然循環の流れは、Fig. 3.2～Fig. 3.4 に示すように、固定反射体～側部遮へい体間流路では壁面を冷却する流れであり、側部遮へい体～コアバレル間流路では壁面を加熱する流れとなっている。自然循環開始時に固定反射体最上端で、コアバレルが側部遮へい体からの熱放射で受ける熱流束は約 1.39 kW/m^2 、自然循環流から受ける熱流束は 4.34 kW/m^2 であり、自然循環流による加熱の影響が大である。そして、コアバレルからの熱放射を増加させることにより圧力容器の加熱が促進される。

Fig. 3.6 は、固定反射体最上端における側部遮へい体、コアバレル、圧力容器等の壁面温度の時間変化を示したものである。自然循環流が生じていない場合には、循環機停止後 180 分経過しても圧力容器の最高温度は設計温度 450°C を超えておらず、圧力容器の最高温度の上昇速度は、約 $8^\circ\text{C}/\text{hr}$ である。しかし、自然循環流が生じた場合には、循環機停止から 105 分後に圧力容器の最高温度は、設計温度を超える。また、そのとき、圧力容器の最高温度の上昇速度は約 $20^\circ\text{C}/\text{hr}$ で、自然循環流が生じていない場合の約 2.5 倍である。更に、側部遮へい体～コアバレル間流路では、入口部で約 $550 \sim 580^\circ\text{C}$ もの高温のヘリウムガスが流れるため、固定反射体最上端部近傍の炉心拘束機構が高温にさらされることになる。

このように、循環機停止後のヘリウムガスの自然循環流は、圧力容器、炉心拘束機構等の構造物に予想以上の温度上昇を招くことになると思われる所以、圧力容器の強度についても再検討が必要であろう。そこで次章では、圧力容器の温度上昇防止対策について述べる。

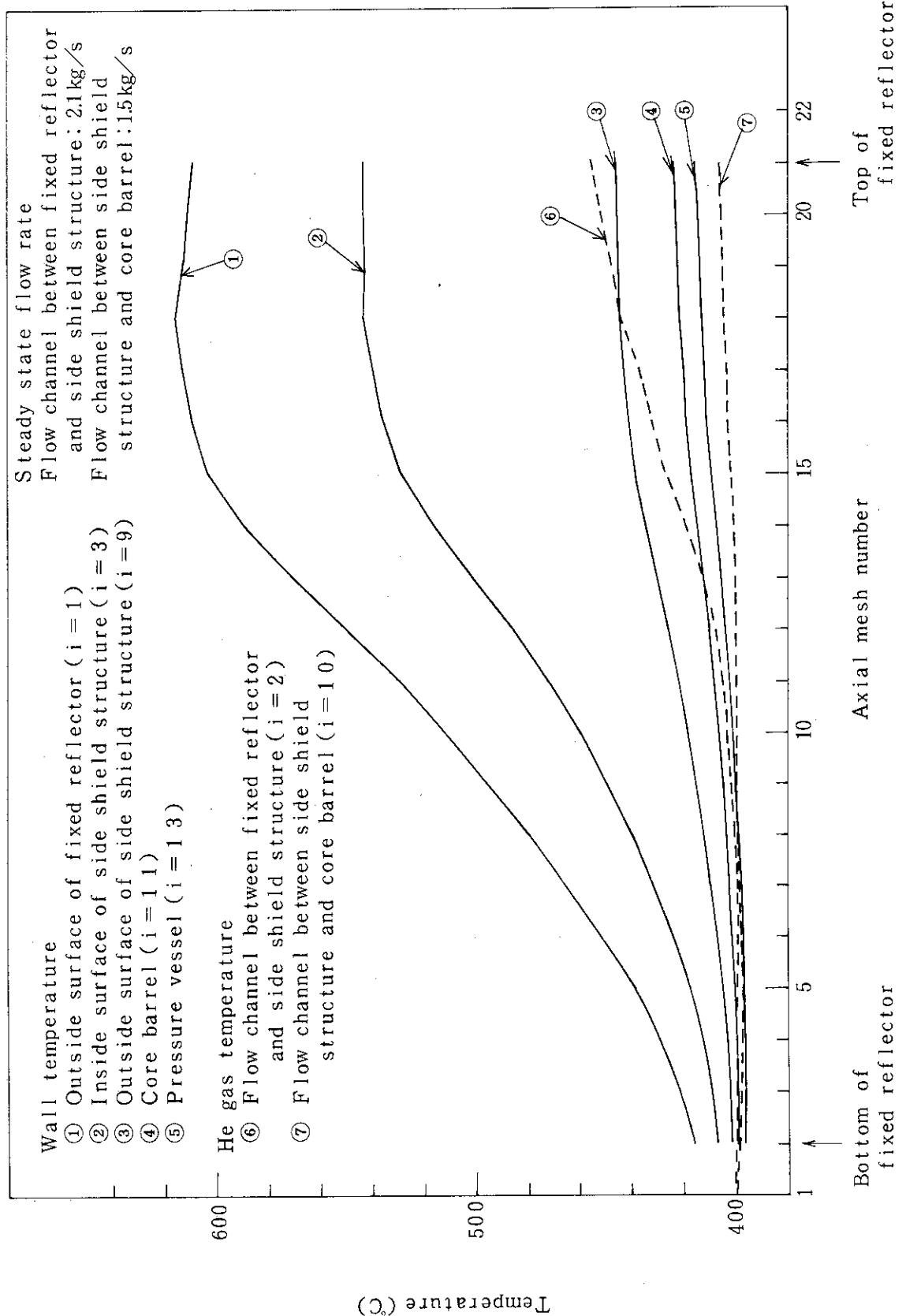
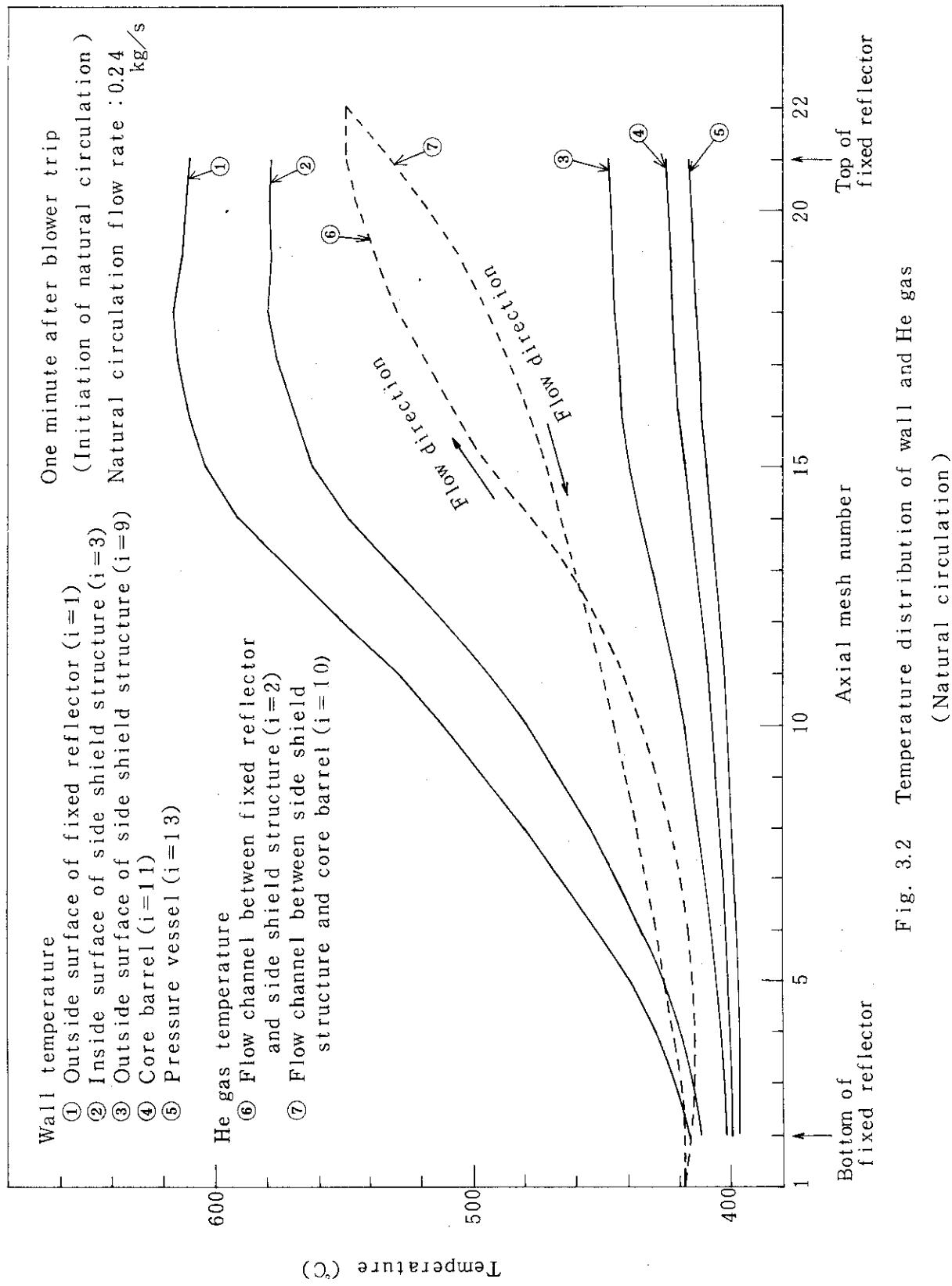


Fig. 3.1 Temperature distribution of wall and He gas (Regular operation)



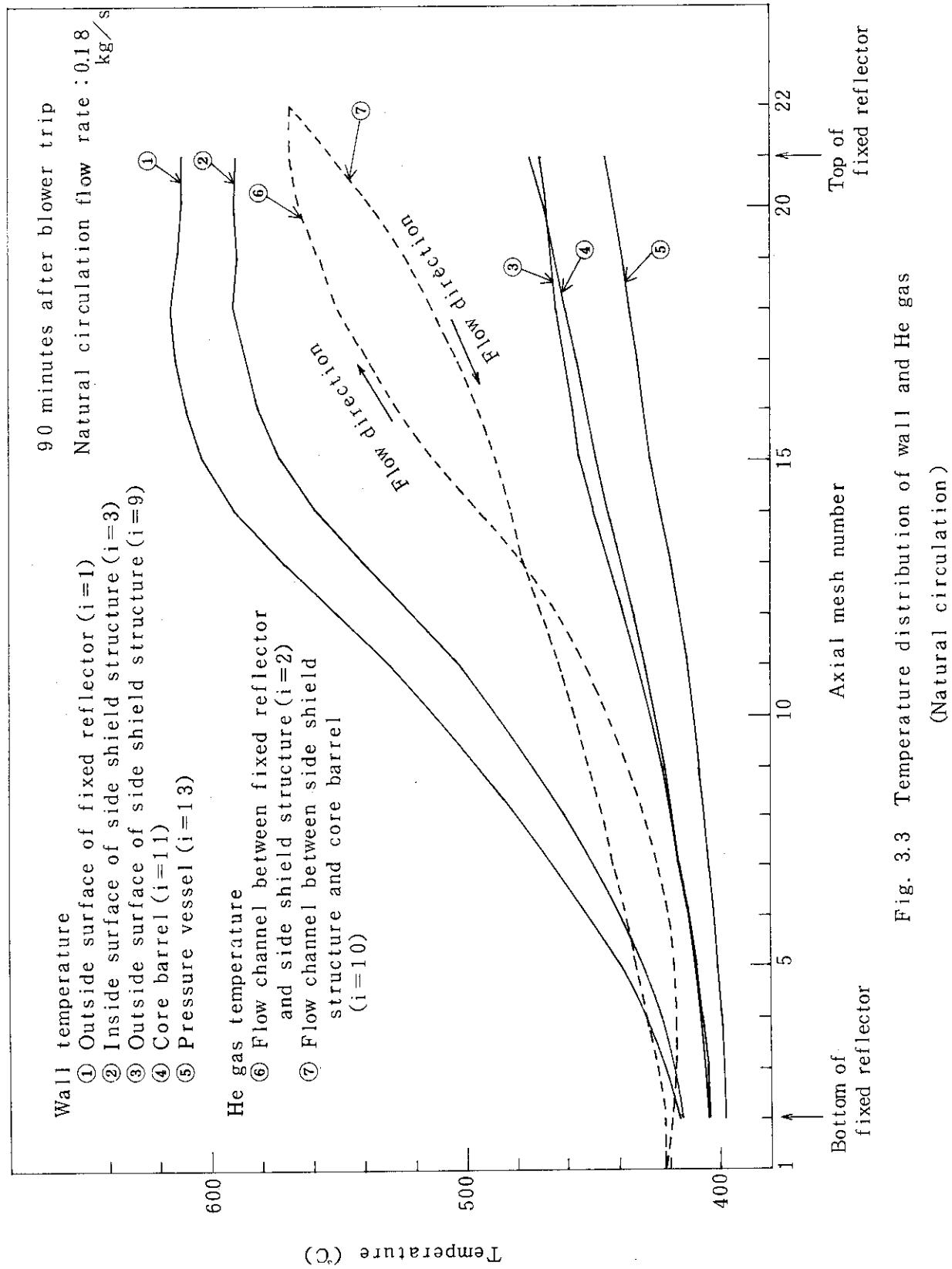


Fig. 3.3 Temperature distribution of wall and He gas
(Natural circulation)

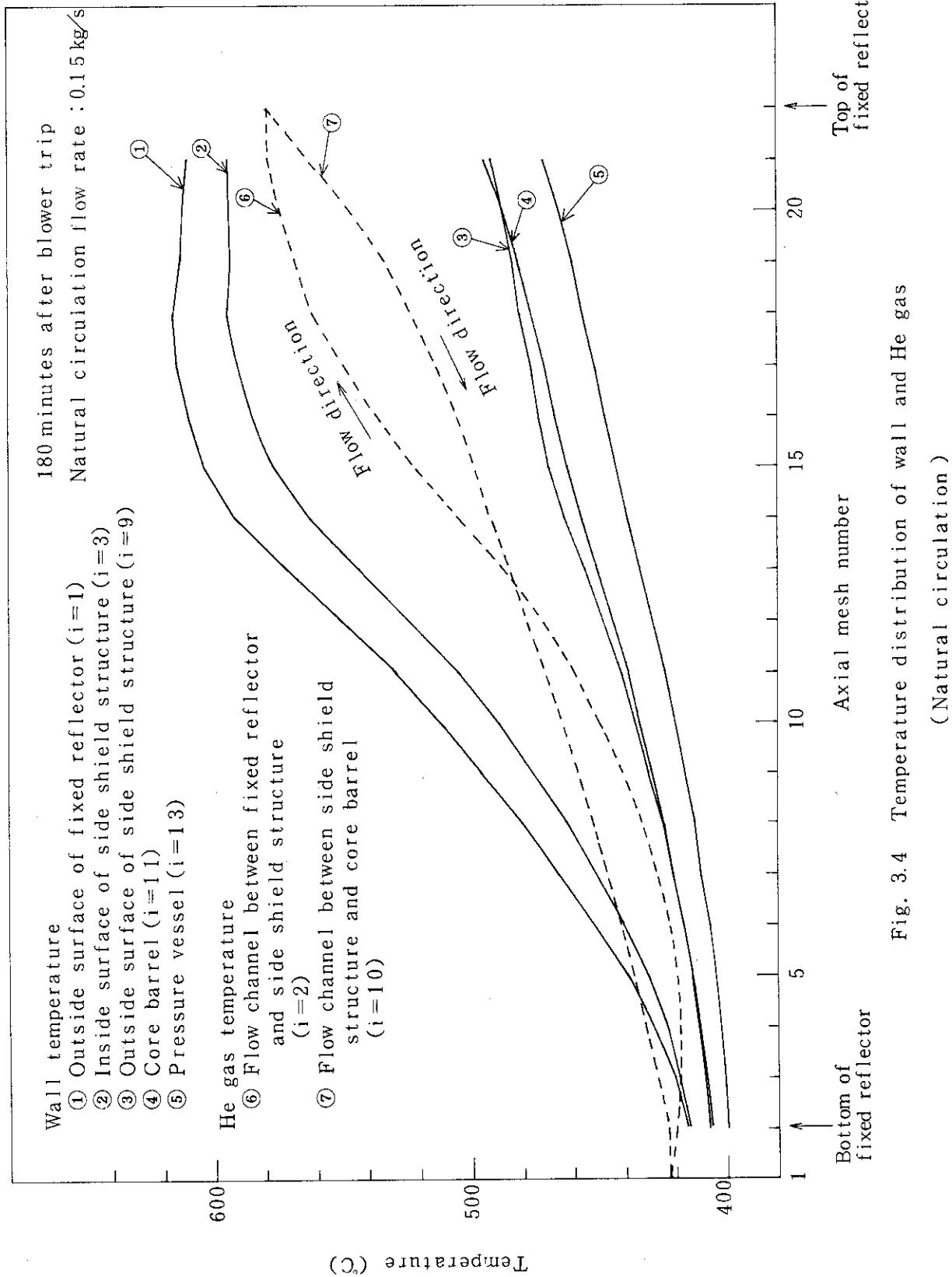


Fig. 3.4 Temperature distribution of wall and He gas
(Natural circulation)

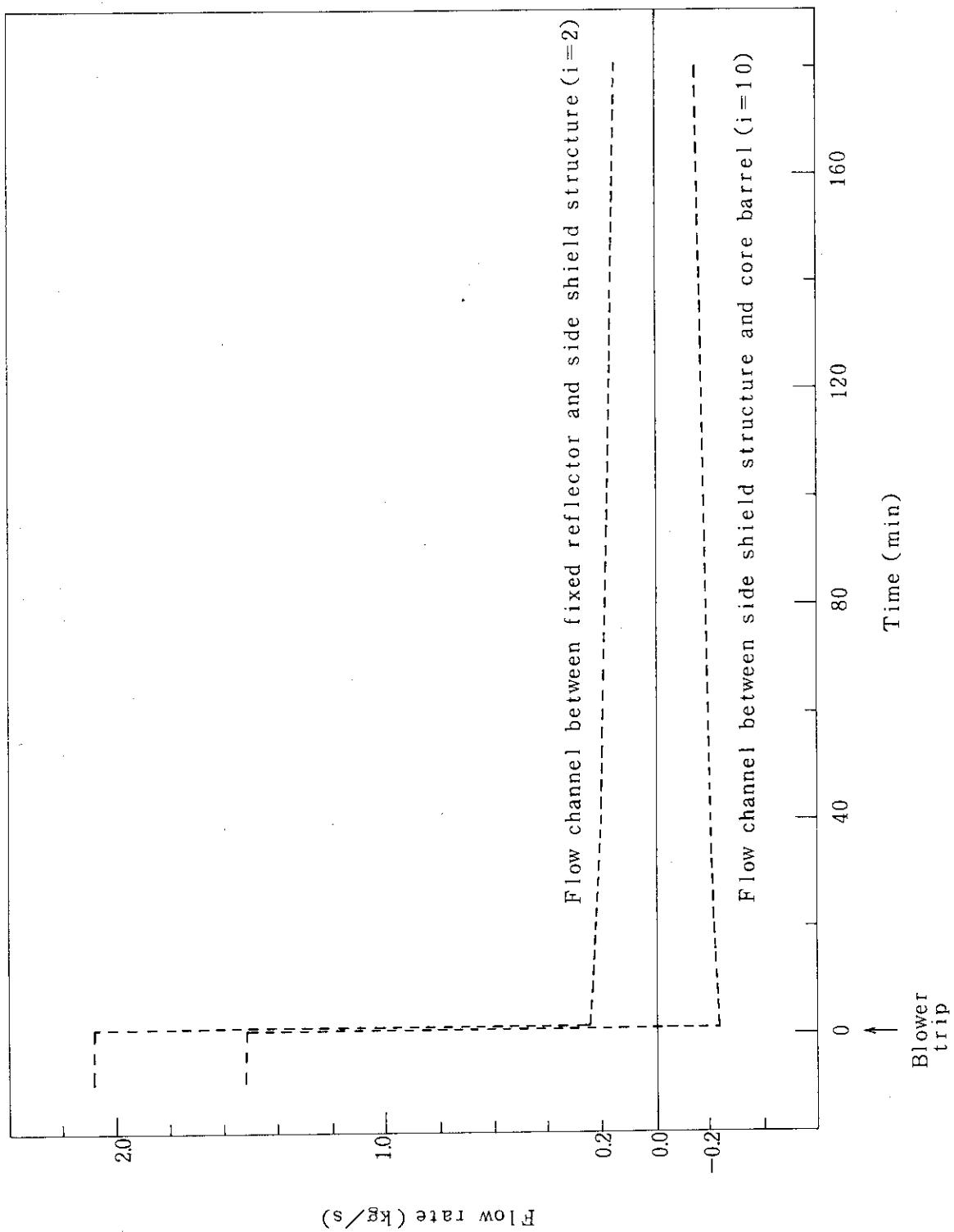


Fig. 3.5 Variation of flow rate with natural circulation

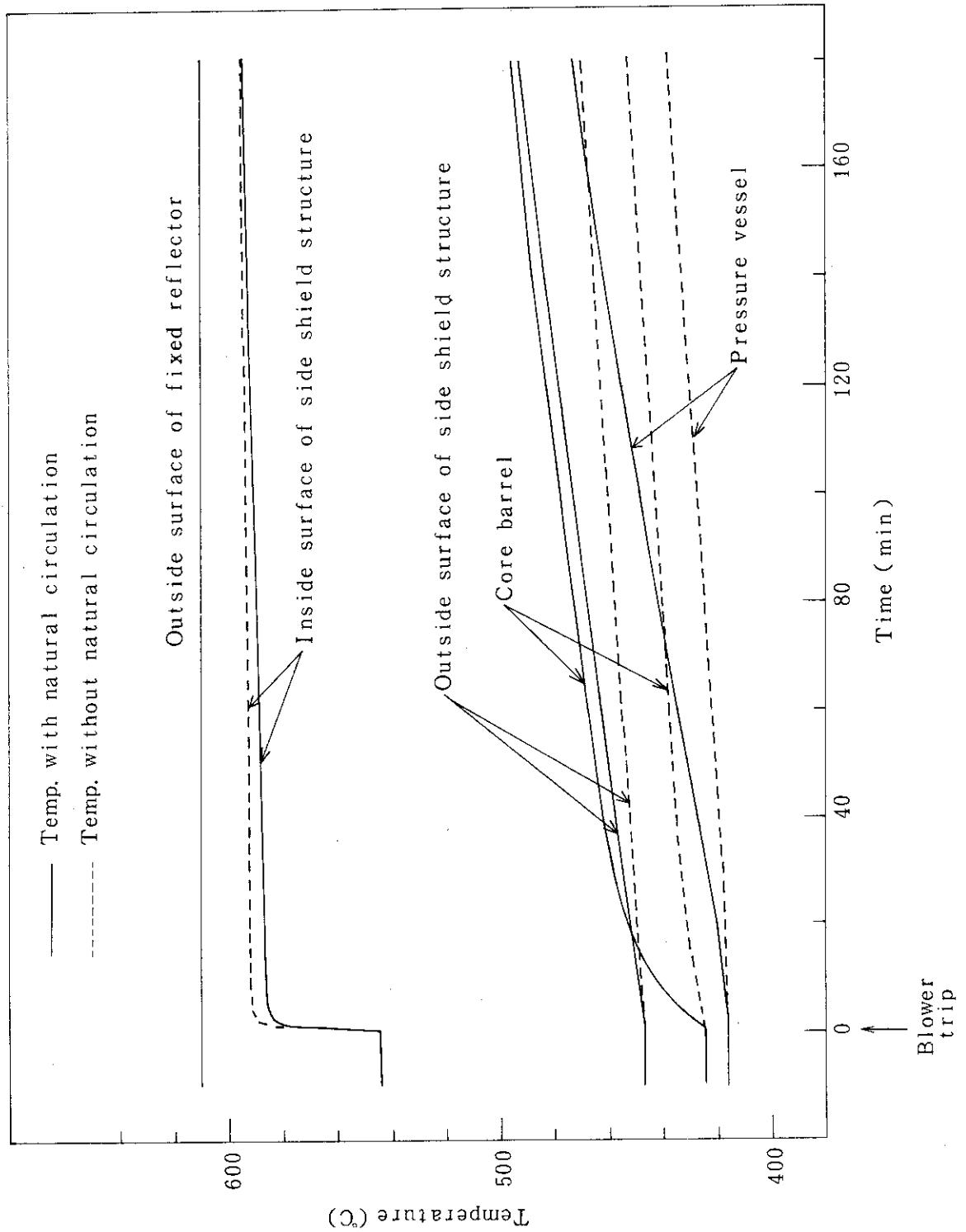


Fig. 3.6 Variation of wall temperature at the top of fixed reflector with and without natural circulation

4. 自然循環流の対策

自然循環流が生じた場合、圧力容器の温度上昇速度が増大するが、その防止対策として、次の3案が考えられている。

(1) 減圧

ヘリウムガス供給系（Mu系）でヘリウムガスを回収して減圧し、ヘリウムガスの密度を小さくして自然循環流量を減少させるものである。

(2) 循環機による冷却

$M_2 + A + T_2$ ループの異常インタロックにより循環機が停止した場合、直ちに原因究明を行いインタロックを解除して、低温側の循環機を（ B_{21} , B_{22} ）を運転する。この場合、緊急を要するために流量制御等は行わず、最小回転数 3000 rpm で運転する。現在の計画では、回転数 3000 rpm で約 1 kg/s のヘリウムガスが流れる予定である。

(3) 緊急冷却系による冷却

停電事故が生じた場合、上記の(1)及び(2)の対策は使用できない。そこで非常用電源によって緊急冷却系を運転し、 T_2 の冷却を行う。但し、緊急冷却系に設置された補助循環機が循環できるヘリウムガスの最大流量は、圧力 4 MPa の時に約 0.3 kg/s である。

以上の3案について検討を行った。準備時間等を考慮して、循環機停止から 10 分後に上記の処置を行うものとした。検討結果を以下に示す。

4.1 減圧

減圧した場合の側部遮へい体、コアバレル及び圧力容器等構造物の温度の時間変化を Fig. 4.1 に、循環流量の時間変化を Fig. 4.2 に示す。減圧速度はこれまでの $M_2 + A$ ループの運転実績より 1.0 MPa/hr とした。図に示したように、減圧しない場合に比較しても、温度上昇速度及び自然循環流量はほとんど減少していない。これは、減圧速度が小さいために減圧の効果が直ぐには現われないためと思われる。従って、減圧による圧力容器の温度上昇防止は期待できない。

4.2 循環機による冷却

循環機停止から 10 分後に 1 kg/s のヘリウムガスを流したときの構造物の温度の時間変化を Fig. 4.3 に、循環流量の時間変化を Fig. 4.4 に示す。ヘリウムガスを流す流路は、固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路とし、コアバレル～圧力容器間流路には流さないものとした。これは、炉心拘束機構を冷却する必要があり、コアバレルを冷却すればコアバレルから圧力容器への熱放射による熱量が減少して、圧力容器の温度上昇を軽減できるからである。また、構造物を冷却するにはヘリウムガス温度は低いほど良いが、構造物へのコールドショックを考慮して 300 °C とした。

Fig. 4.3 に示したように冷却の効果は大きく、特にコアバレルの温度が減少している。したがつ

て、圧力容器の温度も減少し、圧力容器の最高温度の上昇速度は約 $4^{\circ}\text{C}/\text{hr}$ で、冷却を行わない場合の約 $1/5$ となっている。

4.3 緊急冷却系による冷却

循環機停止から約 10 分後に、緊急冷却系により 0.3 kg/s のヘリウムガスを流したときの構造物の温度の時間変化を Fig. 4.5 に、循環流量の時間変化を Fig. 4.6 に示す。ヘリウムガスを流す流路は、4.2 節の循環機による冷却と同様で、また、そのときのヘリウムガスの温度は 100°C とした。

Fig. 4.5 に示したように、側部遮へい体内面の温度はあまり減少していないが、側部遮へい体外表面、コアパレル及び圧力容器等の温度は大きく減少している。また、そのときの圧力容器の最高温度の上昇速度は約 $8^{\circ}\text{C}/\text{hr}$ で、これより圧力容器の温度が設計温度を超える時間は、循環機停止から約 4 時間 30 分後になる。

また、ヘリウムガスによる固定反射体冷却の効果を考慮すると、圧力容器の温度上昇速度はさらに減少し、圧力容器温度が設計温度を超える時間は、さらに長くなる。

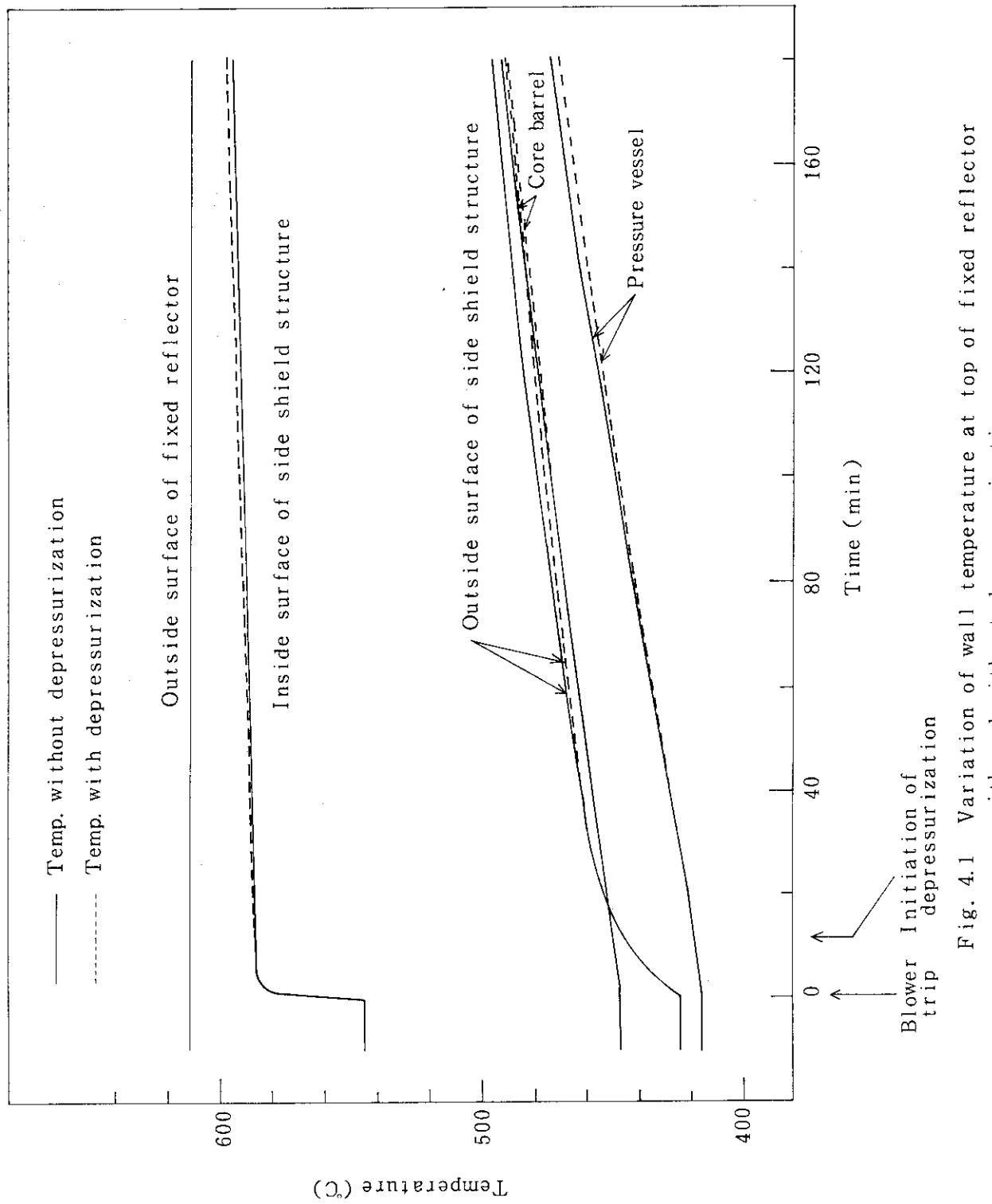


Fig. 4.1 Variation of wall temperature at top of fixed reflector
with and without depressurization

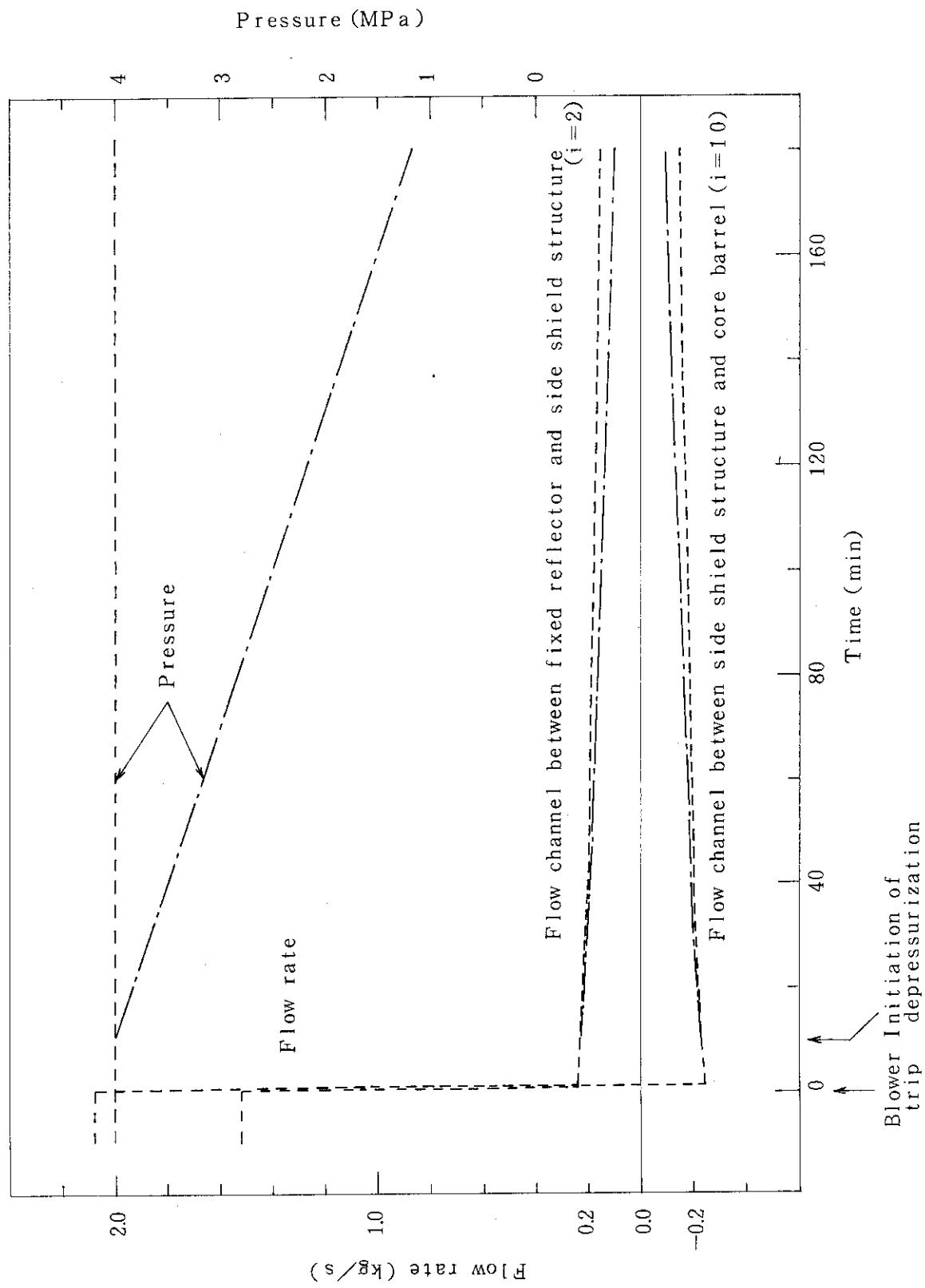


Fig. 4.2 Variation of flow rate with and without depressurization

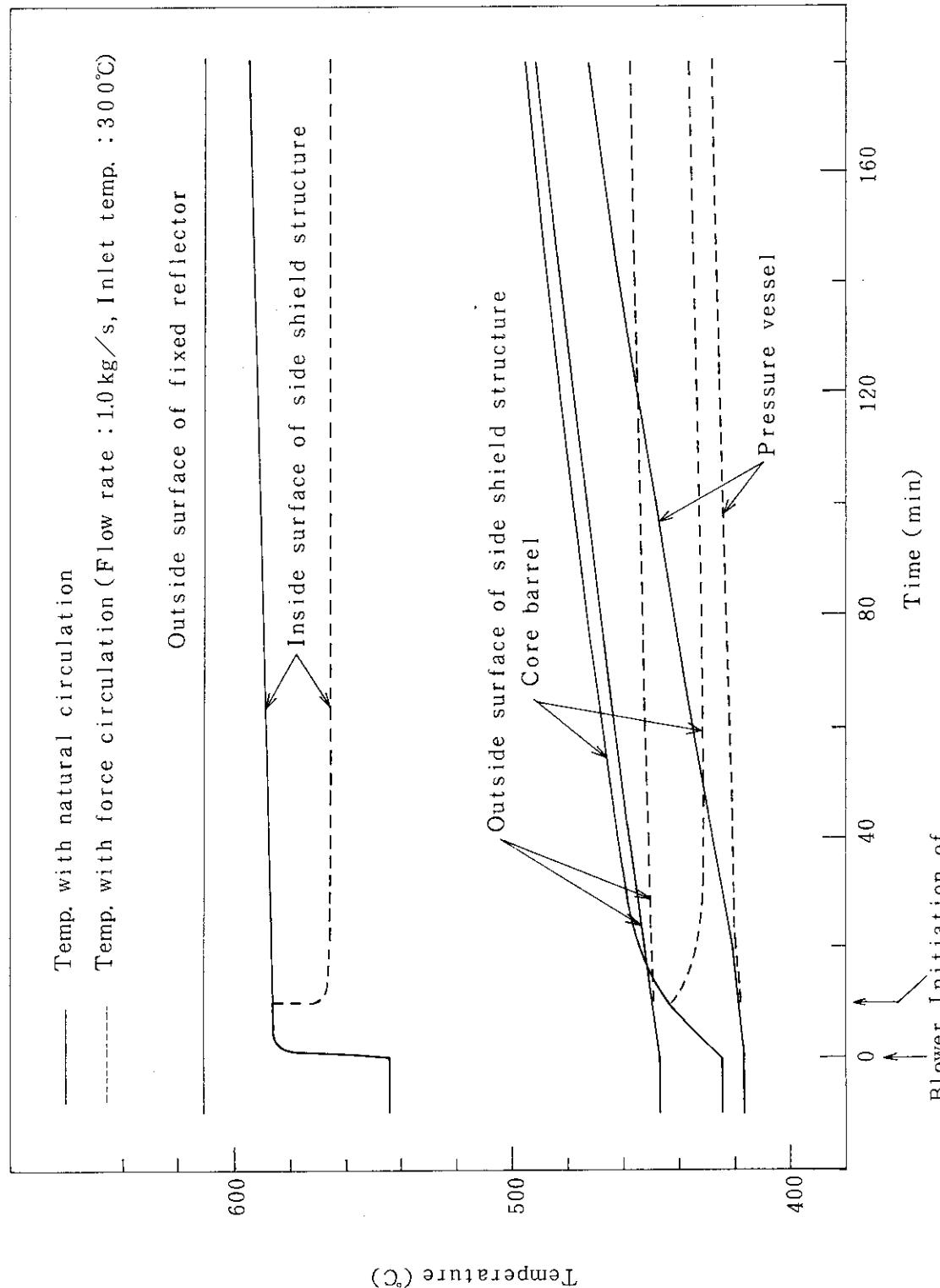


Fig. 4.3 Variation of wall temperature at top of fixed reflector with and without forced circulation

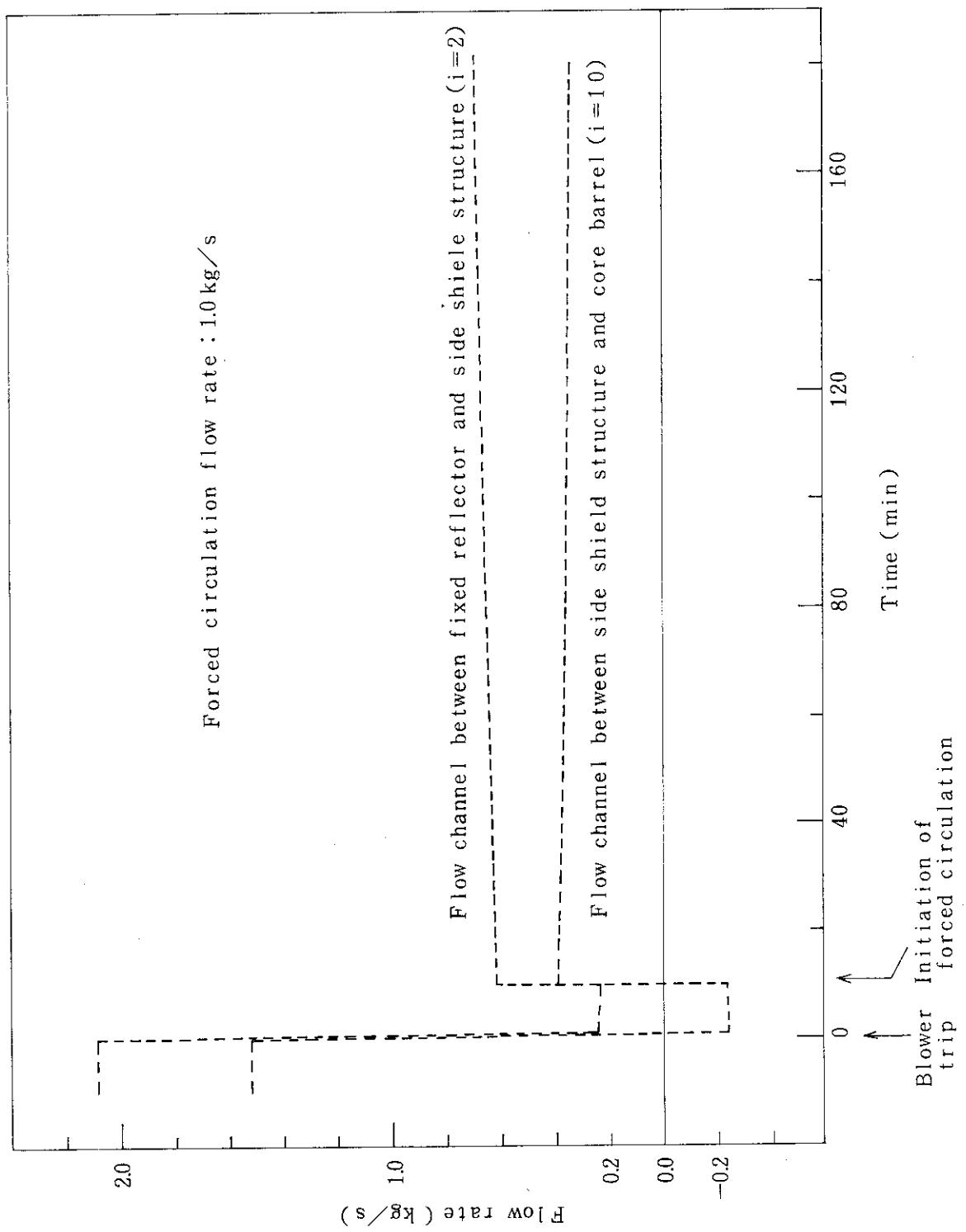


Fig. 4.4 Variation of flow rate with forced circulation

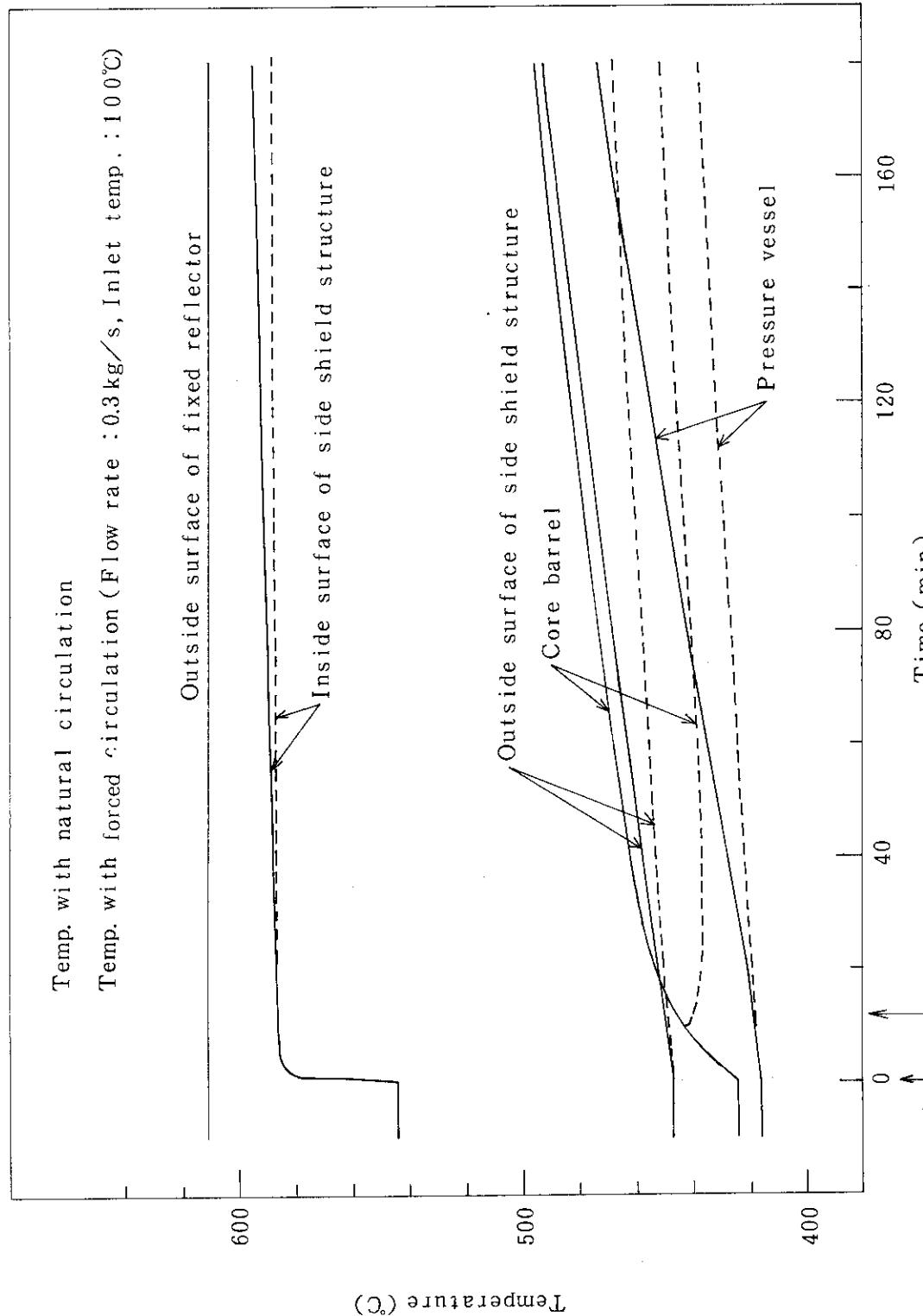


Fig. 4.5 Variation of wall temperature at top of fixed reflector with and without forced circulation

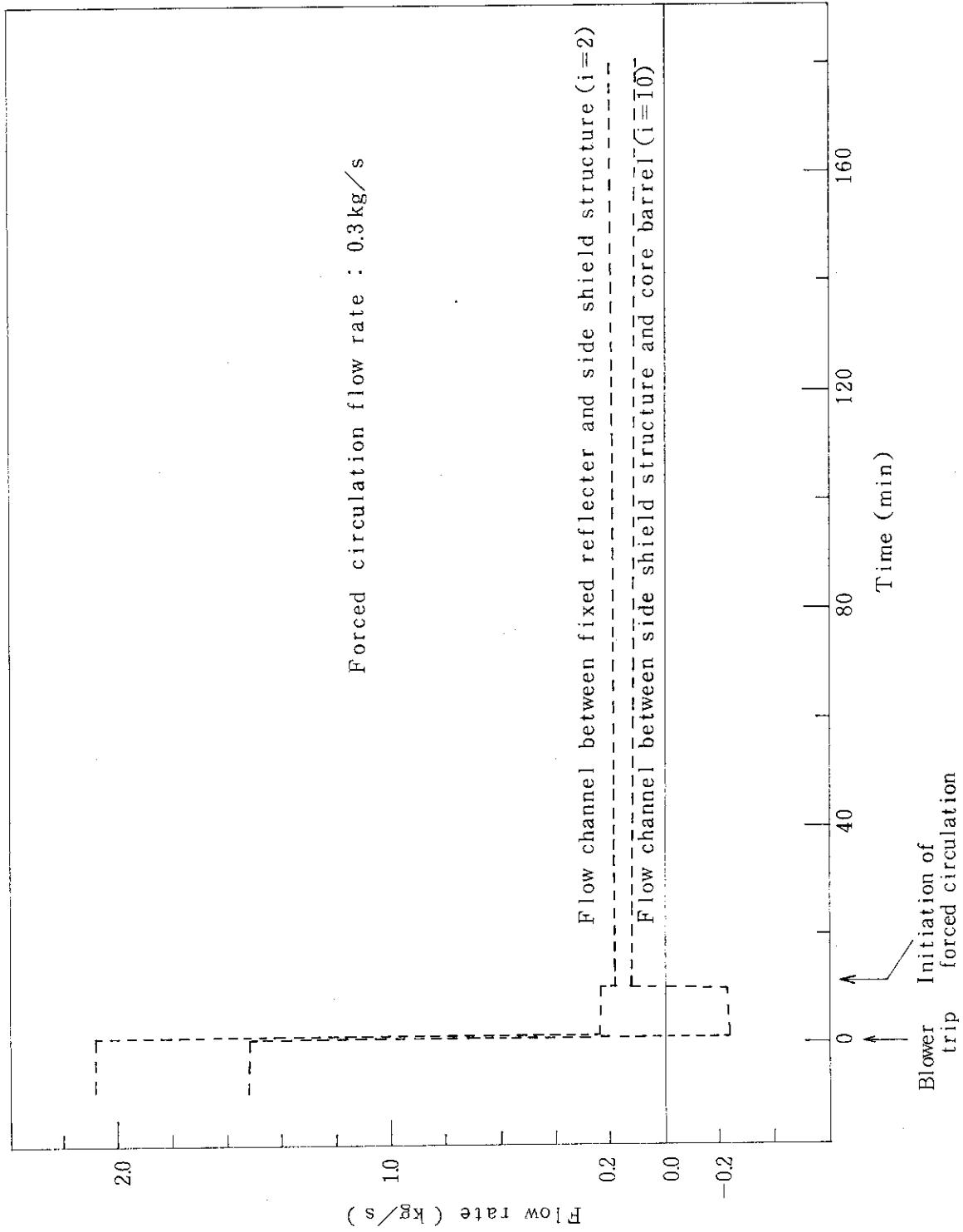


Fig. 4.6 Variation of flow rate with forced circulation

5. 結論

定格運転時における偏流と循環機停止時における自然循環流の検討結果を以下にまとめる。

(1) 定格運転時における偏流

- 1) 全流量 3.6 kg/s に対して約 15 % の偏流が生じ、固定反射体～側部遮へい体間流路に多く流れれる。しかし、偏流が構造物の温度分布に及ぼす影響は非常に小さい。

(2) 循環機停止時における自然循環流

- 1) 自然循環流は、固定反射体～側部遮へい体間流路では壁面を冷却する流れであり、側部遮へい体～コアバレル間流路では壁面を加熱する流れである。
- 2) コアバレルが自然循環流から受ける熱量は、側部遮へい体から熱放射で受ける熱量の、最高で約 3 倍であり、自然循環流による加熱の影響が大である。そして、コアバレルからの熱放射により圧力容器の温度が上昇する。
- 3) 自然循環流が生じた場合、圧力容器の最高温度の上昇速度は約 $20^\circ\text{C}/\text{hr}$ で、自然循環が生じない場合の約 2.5 倍であり、循環機停止から約 105 分後に設計温度 450°C を超える。
- 4) 側部遮へい体～コアバレル間流路では、入口部で約 $550 \sim 580^\circ\text{C}$ の高温のヘリウムガスが流れるため、炉心拘束機構が損傷を受ける。

以上のように、自然循環流が構造物に及ぼす影響は大きい。

次に、循環機が停止した場合の対策についての検討結果を以下にまとめる。

(1) 減圧（減圧速度： 1.0 MPa/hr ）

- 1) 減圧速度が小さいこともあり、圧力容器の温度上昇速度及び自然循環流量はほとんど減少しない。

(2) 循環機による冷却（ヘリウムガス流量： 1.0 kg/s 、入口温度： 300°C ）

- 1) 冷却の効果は大きく、圧力容器の最高温度の上昇速度は約 $4^\circ\text{C}/\text{hr}$ である。

(3) 緊急冷却系による冷却（ヘリウムガス流量： 0.3 kg/s 、入口温度： 100°C ）

- 1) (2)ほどではないが冷却の効果は大きく、圧力容器の最高温度の上昇速度は約 $8^\circ\text{C}/\text{hr}$ であり、設計温度を超える時間は、循環機停止から約 4 時間 30 分後になる。

以上より、循環機が停止した場合の対策は、(2)及び(3)が有効である。

参 考 文 献

- 1) Donne, M. D. and Meerwald E. , Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 16, 787 (1973).
- 2) Shah, R. K. and London, A. L. , "LAMINAR FLOW FORCED CONVECTION IN DUCTS ", ACADEMIC PRESS, P. 155 (1978).
- 3) 藤田 ほか2名, 日本機械学会論文集(B編) 47巻414号, 317 (1981).
- 4) Emery, A. and Chu, N. C. , Trans. ASME, Ser. C. 87-1, 110 (1965).
- 5) Martinelli, R. C. , et. al., Trans. AIChE, 38, 493 (1942).
- 6) Barouch A. , et. al. "HANDBOOK OF HYDRAULIC RESISTANCE ", AEC-tr-6630, 396 (1966).
- 7) Cheng, K. C. and Ou, J-W. , 5 th. Int. Heat Transfer Conf. Section 19, (1974).
- 8) Bergles, A. E. and Simonds, R. R. , Int. J. Heat Mass Transf. , 14, 1989 (1970).

付 章

ヘリウムガスの自然対流熱伝達の検討

自然循環時における流れに注目すると、固定反射体～側部遮へい体間流路のレイノルズ数は約1200、グラスホフ数は約 $2 \times 10^4 \sim 2 \times 10^5$ 、側部遮へい体～コアバレル間流路のレイノルズ数は約1000、グラスホフ数は約 $4 \times 10^7 \sim 10^8$ であり、自然対流熱伝達の影響が無視できない流れとなっている。

Fig. A. 1 は、強制対流域と自然対流域の判別を示した図である。図中の実線は、強制対流域と自然対流域の境界を表わす式で、次式で示される。^{7), 8)}

$$Gr/Re \geq 32 \text{ (層流)} \quad (\text{A. 1})$$

$$Re^{21/8} \leq 1.55 \times 10^3 Gr \text{ (乱流)} \quad (\text{A. 2})$$

Fig. A. 1より判別すると、固定反射体～側部遮へい体間流路の流れは、強制対流域と自然対流域の境界領域にあるが、側部遮へい体～コアバレル間流路の流れは、完全に自然対流域内である。したがって、自然循環流の検討には、特に自然対流熱伝達の評価が重要となる。

本文中では、ヘリウムガスの自然対流熱伝達の式は、平行平板間の垂直流体密閉層を対象としたEmery-Chu の式を用いた。しかし、固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路の流れは、実際には強制対流を伴った流れである。筆者らの知るかぎり、平行平板間の強制対流を伴った自然対流熱伝達の式ではなく、円管流を対象とした式が、Martinelli により次式で与えられている。

$$Nu_n = 1.75 \cdot F_1 \cdot \sqrt[3]{Gz + 0.0722(Gr \cdot Pr \cdot \frac{d}{\ell})^{0.84}} \cdot F_2 \quad (\text{A. 3})$$

$$Gz : \text{グレツツ数} = Re \cdot Pr \cdot \frac{d}{\ell}$$

F_1, F_2 : Fig. A. 2 に示すように、 Gz と Nu_n の比 $\left(\frac{\pi \cdot Nu_n}{Gz}\right)$ により定まる定数

また、他の記号は (2.2.6) 式と同様である。

(A. 3) 式より、壁面からヘリウムガスへの自然対流熱伝達率 α_n は次式になる。

$$\alpha_n = \frac{Nu_n \cdot \lambda}{d} \quad (W/m^2 \cdot K) \quad (\text{A. 4})$$

従って、ヘリウムガスの強制対流と自然対流の複合対流熱伝達率 α は次式より求めた。

$$\alpha = \sqrt{\alpha_f^2 + \alpha_n^2} \quad (W/m^2 \cdot K) \quad (\text{A. 5})$$

Martinelli の式を用いた計算結果を以下に述べる。

Fig. A. 3 は、自然循環開始時の壁面とヘリウムガスの温度分布を、Fig. A. 4 及び Fig. A. 5 は、循環流量と壁面温度の時間変化を示したものである。

Martinelli の式と Emery-Chu の式を比較すると、流路及び高さ方向の格子点によって異なるが、自然対流熱伝達率は、約 1 ~ 3 倍ほど Martinelli の式による計算値が大きい。このため、ヘリウムガスの熱伝達率が大きくなり、Fig. A. 3 に示したようにヘリウムガスの温度分布は、Emery-Chu の式による計算結果よりも、壁面の温度分布により近い形状となる。従って、固定反射体～側部遮へい体間流路と側部遮へい体～コアバレル間流路のヘリウムガスの温度差が大きくなり、Fig. A. 4 に示したように自然循環流量が増している。更に、ヘリウムガスの熱伝達率が大きくなつたことにより、定格運転時の壁面温度は減少するが、自然循環流量が増すために、Fig. A. 5 に示したように圧力容器の最高温度の上昇速度は増し（約 $2.3^{\circ}\text{C}/\text{hr}$ ），Emery-Chu による計算値とはほぼ同時刻に圧力容器の最高温度は、設計温度 450°C を超える。

このように、自然循環流の検討に、自然対流熱伝達は少なからず影響を及ぼす。また、側部遮へい体～コアバレル間流路には、炉心拘束機構やレストレインティング等の構造物があり、これらがヘリウムガスの圧力損失特性や熱伝達特性に大きな影響を及ぼす。

以上より、自然循環流のより詳細な評価を行うには、2 流路の圧力損失特性や強制対流と自然対流を含めた熱伝達特性の詳細な検討が必要と思われる。

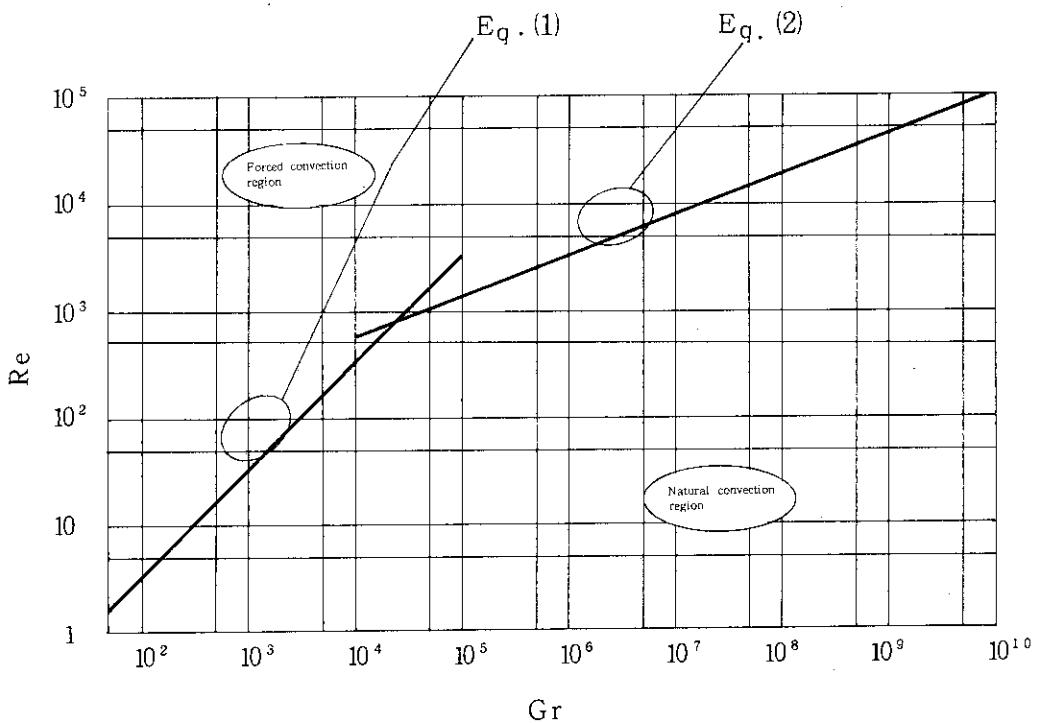


Fig. A. 1 Discrimination of forced convection and Natural convection

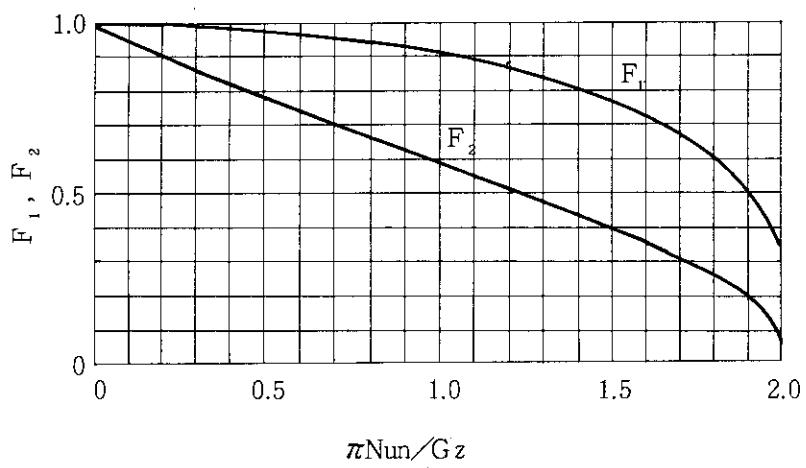


Fig. A. 2 Relation between $\frac{\pi \cdot Nun}{Gz}$ and F_1, F_2

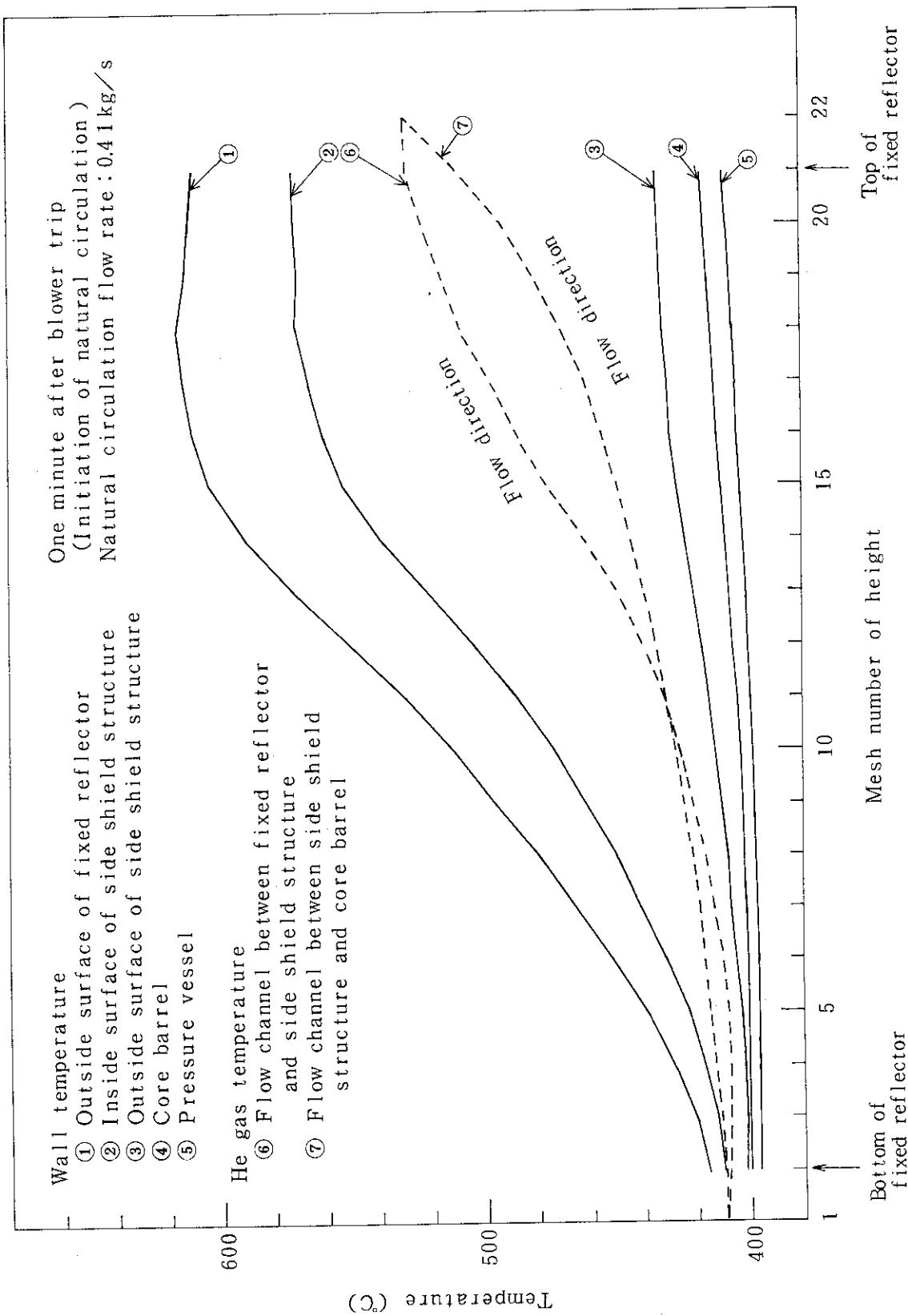


Fig. A.3 Temperature distribution of wall and He gas
 (Natural circulation, Eq. of Martinelli)

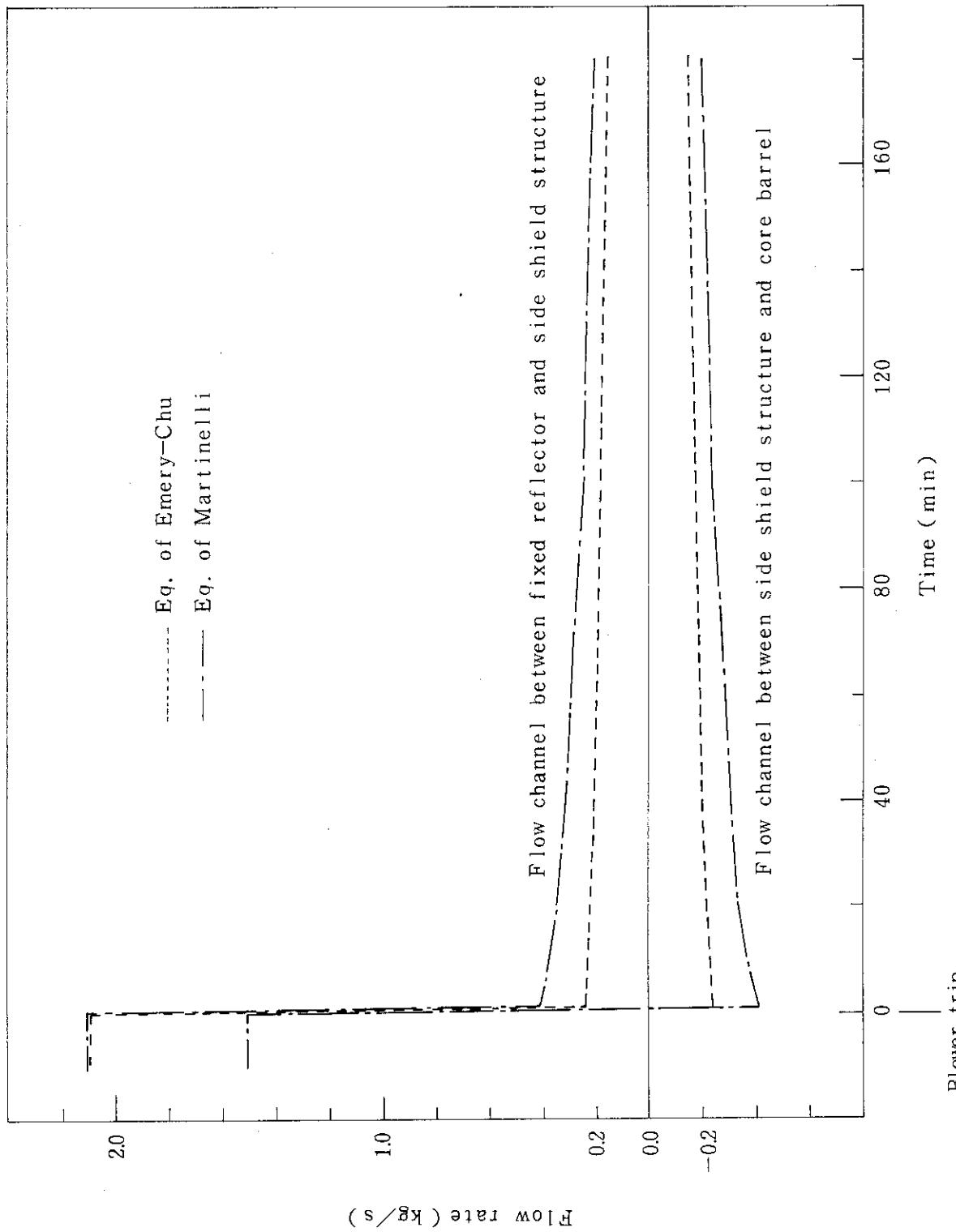


Fig. A.4 Variation of flow rate with natural circulation

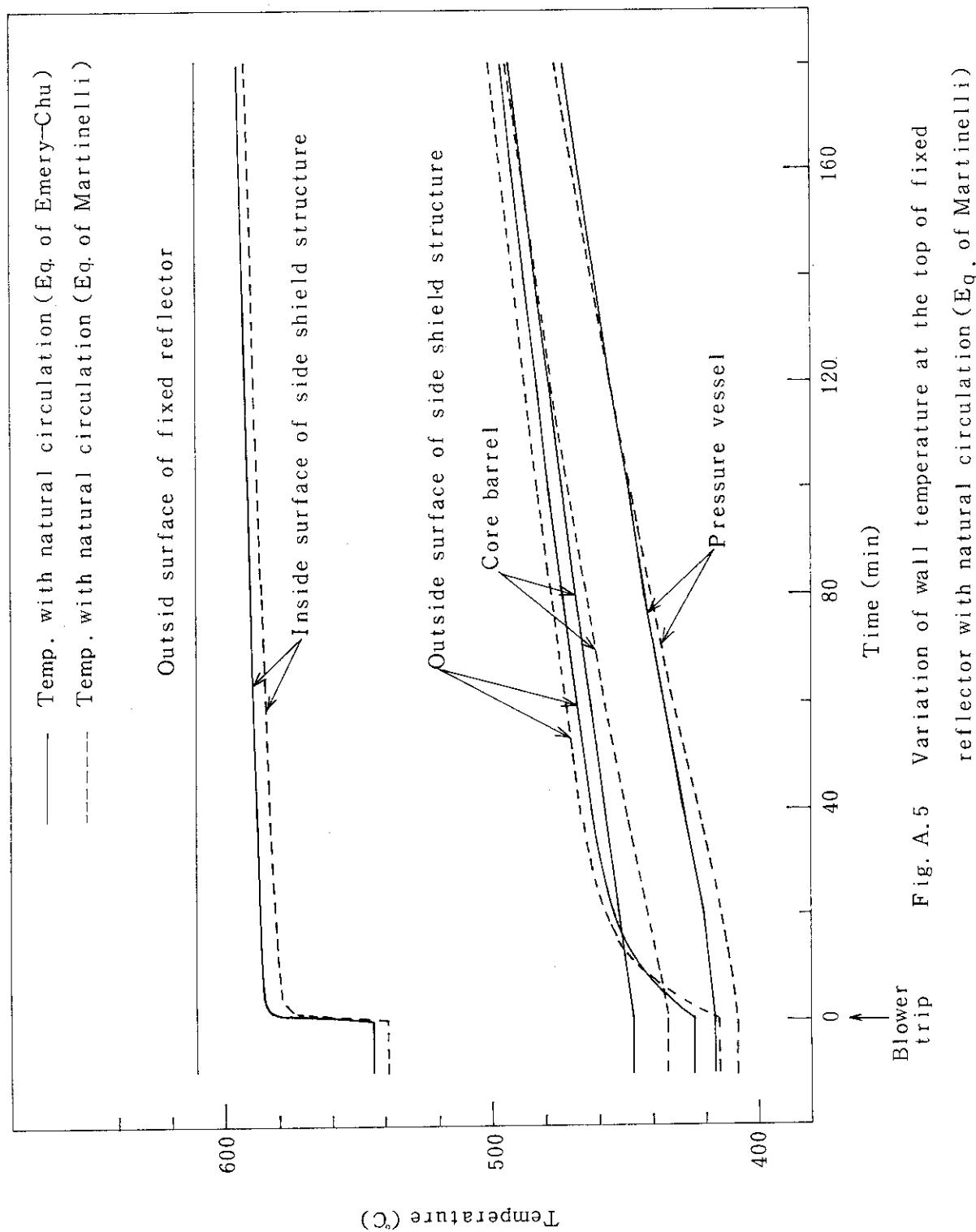


Fig. A.5 Variation of wall temperature at the top of fixed reflector with natural circulation (Eq. of Martinelli)