

JAERI - M  
88-165

フランジ型燃料ブロックを用いた高温  
ガス炉の炉心有効流量に関する解析検討

1988年9月

文沢 元雄・鈴木 邦彦・村上 知行\*・早川 均\*

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。  
入手の問合わせは、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 Division, Department  
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,  
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 山出軽印刷所

フランジ型燃料ブロックを用いた高温ガス炉の  
炉心有効流量に関する解析検討

日本原子力研究所東海研究所高温工学部

文沢 元雄・鈴木 邦彦

村上 知行\*・早川 均\*

(1988年8月3日受理)

本研究の目的は、熱出力 50 MW、原子炉出口冷却材温度 950°C の多目的高温ガス実験炉（以後、実験炉と称する）において炉心の寸法及び燃料ブロックの寸法を同じ値に保持したままで、炉心有効流量の増加を図ることである。このため 4 種類の燃料ブロック、すなわちフランジ型ピンインブロック燃料の 18 本燃料（P 18）、36 本燃料（P 36）、フランジ型 8 列マルチホール燃料（MH 8）及びダウエル型 15 本ピンインブロック燃料（P 15）について、流路網解析コードを用いて炉心有効流量を比較検討した結果、以下の知見が得られた。

炉心有効流量は多い方から MH 8 燃料、P 36 燃料、P 18 燃料、P 15 燃料の順である。P 15 燃料の炉心有効流量が最も少ないのはダウエル型燃料のクロス流れ抵抗係数の値がフランジ型燃料の値より小さいからである。P 18 燃料に比べて P 36 燃料の炉心有効流量が多いのは、P 36 燃料の方が燃料冷却流路断面積が大きいからである。P 36 燃料に比べて MH 8 燃料の炉心有効流量が多いのは、MH 8 燃料の方が流路の等価直径が大きいからである。本検討により、炉心有効流量を増加させるには、クロス流れ抵抗係数、燃料冷却流路断面積及び流路の等価直径の大きい燃料を選定すれば良いことを確認した。

Analytical Study on Effective Coolant Flow Rate of Flange Type  
Fuel Element for Very High Temperature Gas-Cooled Reactor

Motoo FUMIZAWA, Kunihiro SUZUKI, Tomoyuki MURAKAMI\*  
and Hitoshi HAYAKAWA\*

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

(Received August 3, 1988)

The objective of present study is to evaluate and to increase the effective coolant flow rate of VHTR (very high temperature gas-cooled reactor) core whose thermal output is 50 MW and core outlet gas temperature is 950 DEG-C, without changing the sizes of the core and fuel element. Four types of fuel element are discussed, they are two flange type pin-in-block fuel elements which have 18 fuel rods (P18) and 36 fuel rods (P36), a flange type multihole fuel element (MH8) and a dowel type pin-in-block fuel element (P15).

The flow distribution analysis was carried out by flow network code which calculated coolant pressure, flow rate and temperature. As the result, the followings were obtained:

Effective coolant flow rate ( $\bar{W}_{eff}$ ) became lower in the order, MH8, P36, P18 and P15 fuels.  $\bar{W}_{eff}$  of the P15 fuel was the lowest, because crossflow loss coefficient of dowel type fuel element was lower than that of flange type.  $\bar{W}_{eff}$  of the P36 fuel was higher than that of the P18 fuel, because of larger total cross section of coolant flow channels.  $\bar{W}_{eff}$  of the MH8 fuel was higher than that of the P36 fuel, because of larger equivalent diameter of the channels.

This analysis clearly revealed that the effective coolant flow rate increased by using the fuel element with large values of crossflow loss coefficient, cross section and equivalent diameter of coolant flow channels.

---

\* Fuji Electric Co-Ltd

Keywords: Effective Coolant Flow Rate, Flange Type, Fuel Element, VHTR, Dowel Type, Pin-in-block, Multihole, Crossflow Loss Coefficient, Cross Section, Equivalent Diameter

## 目 次

|                          |   |
|--------------------------|---|
| 1. 序 論 .....             | 1 |
| 2. 解析方法 .....            | 2 |
| 2.1 基礎式 .....            | 2 |
| 2.2 解析モデル .....          | 3 |
| 2.3 解析条件 .....           | 3 |
| 3. クロス流れの検討 .....        | 3 |
| 3.1 燃料ブロック接触面間ギャップ ..... | 3 |
| 3.2 はめ合い部ギャップ .....      | 4 |
| 3.3 クロス流れ抵抗係数 .....      | 4 |
| 4. 解析結果及び検討 .....        | 5 |
| 5. 結 論 .....             | 6 |
| 謝 辞 .....                | 7 |
| 参考文献 .....               | 7 |

## Contents

|  |   |
|--|---|
| 1. Introduction .....                            | 1 |
| 2. Analytical method .....                       | 2 |
| 2.1 Basic equations .....                        | 2 |
| 2.2 Analytical model .....                       | 3 |
| 2.3 Analytical condition .....                   | 3 |
| 3. Evaluation of crossflow .....                 | 3 |
| 3.1 Gap between horizontal block interface ..... | 3 |
| 3.2 Gap of flange seal .....                     | 4 |
| 3.3 Crossflow loss coefficient .....             | 4 |
| 4. Analytical results and discussion .....       | 5 |
| 5. Conclusions .....                             | 6 |
| Acknowledgments .....                            | 7 |
| References .....                                 | 7 |

## List of Tables

|         |  |
|---------|--|
| Table 1 | Main design parameters of reactor core                                       |
| Table 2 | Comparison of core hydraulic performance among several types of fuel element |
| Table 3 | Input data of crossflow loss coefficient with sealing flange                 |

## List of Figures

|        |  |
|--------|--|
| Fig. 1 | General view of reactor core structure   |
| Fig. 2 | Coolant flow path in reactor core  |
| Fig. 3 | Crossflow passage of dowel and flange type fuel element  |
| Fig. 4 | Flange type fuel element   |
| Fig. 5 | Flow network model of fuel element and coolant flow  |
| Fig. 6 | Nodes and flow branches of axial direction   |
| Fig. 7 | Flow branches and heat transfer branches of radial direction   |
| Fig. 8 | Wedge-shaped gap configurations  |
| Fig. 9 | Concept of analysis procedure for the determination of effective coolant flow rate $\bar{W}_{eff}$                                   |
| Fig.10 | Crossflow loss coefficient of several fuel elements  |
| Fig.11 | Crossflow loss coefficient ratio $R_c$ vs. gap of flange seal $\delta_f$   |
| Fig.12 | Axial flow distribution among several crossflow loss coefficient ratio $R_c$ in VHTR-P36 reactor core                                |
| Fig.13 | Axial pressure distribution in VHTR-P36 reactor core ( $R_c=1/25$ )  |
| Fig.14 | Flow distribution in VHTR-P36 reactor core ( $R_c=1/25$ , Unit of the figure= % : ratio of flow rate to the total coolant flow rate) |
| Fig.15 | Flow distribution in VHTR-P18 reactor core ( $R_c=1/25$ , Unit of the figure= % : ratio of flow rate to the total coolant flow rate) |
| Fig.16 | Flow distribution in VHTR-MH8 reactor core ( $R_c=1/25$ , Unit of the figure= % : ratio of flow rate to the total coolant flow rate) |
| Fig.17 | Effective coolant flow rate vs. crossflow loss coefficient ratio and gap of flange seal  |
| Fig.18 | Effective coolant flow rate vs. pressure difference of the core  |

## 記 号 表

- $A$  : 流路断面積 ( $\text{m}^2$ )  
 $D$  : 流路の等価直径 ( $\text{m}$ )  
 $f$  : 摩擦損失係数  
 $G$  : 冷却材の質量流量 ( $\text{kg/s}$ )  
 $K$  : 流路の拡大・縮小に伴う損失係数  
 $L$  : 流路長 ( $\text{m}$ )  
 $p$  : 冷却材の圧力 ( $\text{Pa}$ )  
 $\Delta p$  : 差圧 ( $\text{Pa}$ )  
 $R_c$  : クロス流れ抵抗係数比  
 $S$  : 湧出流量 ( $\text{kg/s}$ )  
 $T$  : 冷却材の温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 $T_{\text{Bij}}$  : 流路ブランチ  $ij$  からノード  $i$  へ流入する冷却材の温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 $T_{\text{si}}$  : ノード  $i$  で湧出す冷却材の温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 $T_g$  : カラム間ギャップ流路の冷却材の温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 $\Delta T_g$  : 高温側温度 ( $T_{g1}$ ) と低温側温度 ( $T_{g2}$ ) の差 ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 $\bar{W}_{\text{eff}}$  : 炉心有効流量割合 (%)
- ギリシャ文字
- $\delta$  : 燃料ブロック段間接触面間ギャップ ( $\text{mm}$ )  
 $\delta_f$  : 燃料ブロックはめ合い部ギャップ ( $\text{mm}$ )  
 $A$  : クロス流れ抵抗係数 ( $\text{m}^{-4}$ )  
 $A_0$  : はめ合い部ギャップが  $0.1$  ( $\text{mm}$ ) の場合のクロス流れ抵抗係数 ( $\text{m}^{-4}$ )  
 $\rho$  : 冷却材の密度 ( $\text{kg/m}^3$ )  
 $\rho_{ij}$  : 流路ブランチ  $ij$  の平均密度 ( $\text{kg/m}^3$ )
- 上付添字
- $i_n$  : 入口  
 $out$  : 出口
- 下付添字
- $cf$  : クロス流れの流路  
 $g$  : 燃料ブロック外周のカラム間ギャップ流路  
 $g_1$  : 高温側のカラム間ギャップ流路  
 $g_2$  : 低温側のカラム間ギャップ流路  
 $i$  : ノード  $i$   
 $ij$  : 流路ブランチ  $ij$



## 1. 序 論

現在、日本原子力研究所において熱出力 30 MW、原子炉出口冷却材温度 850°C～950°C の高温工学試験研究炉の開発が進められているが<sup>(1)</sup>、これに先き立ち、Table 1に示すような熱出力 50 MWの多目的高温ガス実験炉（以後、実験炉と称する）の研究開発が進められてきた<sup>(2)</sup>。

実験炉の炉心及びその周囲の構造物は黒鉛ブロックの集合体である。炉心部は、Fig.1に示すように、等間隔に配置された垂直な黒鉛ブロックのカラムで構成され、各カラムは高さ方向に積み重ねた燃料ブロック及び反射体ブロックで構成されている。このため、炉心では燃料冷却流路内を流れる冷却材流れの他に Fig. 2に示すような漏れ流れが発生する。これらの漏れ流れには燃料ブロックの段間接触面に発生した隙間を通る流れ（以後、クロス流れと称する）、燃料ブロックを積み重ねたカラム間の隙間を通り高温プレナムに流入する流れ、及び炉心側部の固定反射体間の隙間を通り高温プレナムに流入する流れなどがある。これらの漏れ流れは燃料を直接冷却する冷却材の流量を減少させ、燃料温度の上昇を招く、燃料を直接冷却する冷却材の流量（全燃料冷却流路を流れる冷却材の総流量）は、燃料ブロックの段によって異なるので、本報ではその軸方向最小値を炉心有効流量と定義し、炉心有効流量の原子炉冷却材の全流量に対する割合を炉心有効流量割合と定義する。高温ガス炉では核分裂生成物の放出量を許容値以下にするため、燃料温度をできるだけ低く押さえることが設計上重要である<sup>(3)</sup>。したがって、漏れ流れの流量を低減し炉心有効流量を増加させることが炉心の除熱性能を向上させるために必要となる。特に、クロス流れは炉心有効流量の低下に著しい悪影響を及ぼすことが知られている<sup>(4),(5)</sup>、したがって、炉心有効流量を増加させるためには、クロス流れの流量を低減させることがまず第1に重要であると考えられる。クロス流れを低減するための設計改善策の1つとして、フランジ型燃料ブロックを採用することが提唱されている<sup>(6),(7)</sup>。フランジ型燃料ブロックの上下ブロック接触面の構造とクロス流れの模式図を従来のダウエル型燃料ブロックと比較して Fig. 3に示す。フランジ型燃料ブロックの上端面及び下端面にはそれぞれ雌型及び雄型のフランジ部が設けられており、燃料ブロックを積み重ねたときにはめ合い結合となる。従来の燃料ブロック（ダウエル型）の上端面及び下端面は平面であり、ブロック段間の結合はダウエルピン及びダウエルソケットで行われる。このためダウエル型燃料ブロックでは接触面間ギャップ $\delta$ が増加するとクロス流れ流量が大きく増加することが知られている<sup>(8)</sup>。これに対し、フランジ型燃料ブロックでははめ合い部ギャップ $\delta_1$ を十分小さく保つようにフランジ部の形状や寸法を選定すれば接触面間ギャップ $\delta$ が増加を抑制できると考えられている<sup>(6),(7)</sup>。

一方、燃料冷却流路の断面積及び等価直径を増加させると炉心内の流動抵抗が減少し、炉心圧力損失が低減する。その結果炉心をバイパスして直接高温プレナムへ流入する漏れ流れが減少し、炉心有効流量が増加する。炉心の寸法や燃料ブロックの寸法を同じ値に保持したままで、燃料冷却流路の断面積を増加させる方法としては、冷却孔数を増加させることが考えられ、燃料冷却流路の等価直径を増加させる方法としてはピンインブロック型燃料の代わりに Fig. 4に示すマルチホール型燃料とすることが考えられる。ピンインブロック型燃料では冷却孔に燃料棒が挿入さ

れているが、マルチホール型燃料では、冷却孔と燃料孔が別々に設けられている<sup>(9)</sup>。

本報では、Table 2に示すフランジ型ピンインブロック燃料2種類、フランジ型マルチホール燃料1種類、ダウエル型ピンインブロック燃料1種類について炉心有効流量を解析的に求め、その結果から炉心有効流量を増加させる方法について考察した。

## 2. 解析方法

高温ガス炉の定常運転時における炉心内の流れの状態を求めるために、炉内を多数の1次元流路から成る流路網でモデル化し、流量分布、圧力分布及び冷却材の温度分布を計算する流路網解析手法が開発されている。従来実験炉の炉内流量配分解析で用いている解析手法はGAT社 (General Atomics Technology Inc.)の最近の手法とほとんど相違がないことが知られており<sup>(7)</sup>、本報でも同じ手法を用いた。解析コードとしては、FLAC<sup>(10)</sup>、CROSS-2<sup>(11)</sup>、FLOWNET<sup>(4)</sup>等があり、本報で用いた解析コードFLOWNET (富士電気(株)所有)については鈴木らが詳しく述べているので<sup>(4)</sup>、ここでは本コードについて概説するにとどめる。

### 2.1 基礎式

基礎式は以下のように表される。

1) 連続の式 (ノード*i*での流量の連続)

$$\sum_j G_{ij} + S_i = 0 \quad (1)$$

2) 運動方程式 (流路ブランチ*ij*での圧力損失)

$$\begin{aligned} \Delta P_{ij} &= P_i - P_j \\ &= - \frac{G_{ij}^2}{2\rho_{ij} A_{ij}^2} \left\{ f_{ij} \frac{L_{ij}}{D_{ij}} + K_{ij} + 2 \left( \frac{\rho_{ij}^{\text{out}}}{\rho_{ij}^{\text{in}}} - 1 \right) \right\} \end{aligned} \quad (2)$$

3) エネルギー式 (ノード*i*での熱収支)

$$\sum_j T_{bij}^{\text{in}} \cdot G_{ij} + T_{si} \cdot S_i + T_i \sum_j G_{ij}^{\text{out}} = 0 \quad (3)$$

(2)式において、第1項は流路の摩擦による損失、第2項は流路の拡大や縮小に伴う損失、第3項は冷却材の加速による損失を表す。

れているが、マルチホール型燃料では、冷却孔と燃料孔が別々に設けられている<sup>(9)</sup>。

本報では、Table 2に示すフランジ型ピンインブロック燃料2種類、フランジ型マルチホール燃料1種類、ダウエル型ピンインブロック燃料1種類について炉心有効流量を解析的に求め、その結果から炉心有効流量を増加させる方法について考察した。

## 2. 解析方法

高温ガス炉の定常運転時における炉心内の流れの状態を求めるために、炉内を多数の1次元流路から成る流路網でモデル化し、流量分布、圧力分布及び冷却材の温度分布を計算する流路網解析手法が開発されている。従来実験炉の炉内流量配分解析で用いている解析手法はGAT社 (General Atomics Technology Inc.)の最近の手法とほとんど相違がないことが知られており<sup>(7)</sup>、本報でも同じ手法を用いた。解析コードとしては、FLAC<sup>(10)</sup>、CROSS-2<sup>(11)</sup>、FLOWNET<sup>(4)</sup>等があり、本報で用いた解析コードFLOWNET (富士電気(株)所有)については鈴木らが詳しく述べているので<sup>(4)</sup>、ここでは本コードについて概説するにとどめる。

### 2.1 基礎式

基礎式は以下のように表される。

- 1) 連続の式 (ノード i での流量の連続)

$$\sum_j G_{ij} + S_i = 0 \quad (1)$$

- 2) 運動方程式 (流路ブランチ ij での圧力損失)

$$\begin{aligned} \Delta P_{ij} &= P_i - P_j \\ &= - \frac{G_{ij}^2}{2\rho_{ij} A_{ij}^2} \left\{ f_{ij} \frac{L_{ij}}{D_{ij}} + K_{ij} + 2 \left( \frac{\rho_{ij}^{out}}{\rho_{ij}^{in}} - \frac{\rho_{ij}^{in}}{\rho_{ij}^{out}} \right) \right\} \quad (2) \end{aligned}$$

- 3) エネルギー式 (ノード i での熱収支)

$$\sum_j^{in} T_{bij} \cdot G_{ij} + T_{si} \cdot S_i + T_i \sum_j^{out} G_{ij} = 0 \quad (3)$$

(2)式において、第1項は流路の摩擦による損失、第2項は流路の拡大や縮小に伴う損失、第3項は冷却材の加速による損失を表す。

## 2.2 解析モデル

炉心を流れる冷却材の流路体系について、流量が変化しない流路またはそれと等価と見なせれる流路を1つの流路ブランチ（1次元の流路）で表す。流路ブランチ相互の接合点をノード（代表点）とし、流路ブランチ間に伝熱ブランチ（熱移動を取り扱う1次元の伝熱路）を設定すれば、解析対象とするモデルは流路ブランチ、ノード、伝熱ブランチの組合せから成る流路網で表すことができる。燃料ブロック付近の流路網モデルをFig. 5に示す。カラム間ギャップのうち内部ギャップ（internal gap）は同一流量調節領域内のギャップであり、外部ギャップ（external gap）は隣接する流量調節領域間のギャップである。流量はオリフィスで調節され1つの流量調節領域には燃料カラム6個と制御棒案内カラム1個が含まれている。炉心は中央の流量調節領域（第1領域）とその周囲の流量調節領域（第2領域）から構成される。炉心の流路網モデルはFig. 6及びFig. 7に示すように、燃料冷却流路（2流路）、制御棒冷却流路（1流路）、コアバレル内流路（1流路）、カラム間ギャップ流路（2流路）、クロス流れ部流路（11流路）及びコアバレルから側部の固定反射体間を通り炉心または高温プレナムへ漏れ込む流路（12流路）から構成される。クロス流れ部流路はFig. 6の破線で示される。この流路網に、連続の式、1次元の運動方程式、エネルギー式を適用して、流量、圧力、温度を計算する。

## 2.3 解析条件

対象とした炉心は「詳細設計（Ⅱ）システム調整」炉心である<sup>(2)</sup>。この炉心は、対面間距離334 mm、高さ600 mmの六角柱状の燃料ブロックを7段積み重ねたカラム群（燃料カラム42個、制御棒案内カラム7個）により構成され、その主要諸元をTable 1に示す。本報では炉心の寸法や燃料ブロックの寸法をTable 1に示したのと同じ値に保持し、Table 2に示すような4種類の燃料ブロックを使用した場合の炉心有効流量を解析により求めた。これらの燃料ブロックは、「詳細設計（Ⅱ）システム調整」炉心で採用されたフランジ型18本ピンインブロック燃料（P 18）、同じ炉心のフランジ型36本ピンインブロック燃料（P 36）、Fort St. Vrain炉<sup>(9)</sup>と同じ燃料棒・冷却流路ピッチで配列したフランジ型8列マルチホール燃料（MH 8）及び詳細設計（Ⅱ）の燃料冷却流路と同じ等価直径を有するダウエル型15本ピンインブロック燃料（P 15）である。フランジ型ピンインブロック燃料（P 18及びP 36）でははめ合い部ギャップ量が0.1 mm～0.4 mmの範囲、流路の等価直径が11 mm以下の値（予め行った燃料ブロックの構造検討から得られた範囲）で炉心有効流量の検討を行った。

## 3. クロス流れの検討

### 3.1 燃料ブロック接触面間ギャップ

一般に炉内では燃料ブロック外側（カラム間ギャップ）を流れる冷却材の温度 $T_g$ は一様でな

## 2.2 解析モデル

炉心を流れる冷却材の流路体系について、流量が変化しない流路またはそれと等価と見なせれる流路を1つの流路ブランチ（1次元の流路）で表す。流路ブランチ相互の接合点をノード（代表点）とし、流路ブランチ間に伝熱ブランチ（熱移動を取り扱う1次元の伝熱路）を設定すれば、解析対象とするモデルは流路ブランチ、ノード、伝熱ブランチの組合せから成る流路網で表すことができる。燃料ブロック付近の流路網モデルをFig. 5に示す。カラム間ギャップのうち内部ギャップ（internal gap）は同一流量調節領域内のギャップであり、外部ギャップ（external gap）は隣接する流量調節領域間のギャップである。流量はオリフィスで調節され1つの流量調節領域には燃料カラム6個と制御棒案内カラム1個が含まれている。炉心は中央の流量調節領域（第1領域）とその周囲の流量調節領域（第2領域）から構成される。炉心の流路網モデルはFig. 6及びFig. 7に示すように、燃料冷却流路（2流路）、制御棒冷却流路（1流路）、コアパレル内流路（1流路）、カラム間ギャップ流路（2流路）、クロス流れ部流路（11流路）及びコアパレルから側部の固定反射体間を通り炉心または高温プレナムへ漏れ込む流路（12流路）から構成される。クロス流れ部流路はFig. 6の破線で示される。この流路網に、連続の式、1次元の運動方程式、エネルギー式を適用して、流量、圧力、温度を計算する。

## 2.3 解析条件

対象とした炉心は「詳細設計（Ⅱ）システム調整」炉心である<sup>(2)</sup>。この炉心は、対面間距離 334 mm、高さ 600 mm の六角柱状の燃料ブロックを7段積み重ねたカラム群（燃料カラム 42 個、制御棒案内カラム 7 個）により構成され、その主要諸元を Table 1 に示す。本報では炉心の寸法や燃料ブロックの寸法を Table 1 に示したのと同じ値に保持し、Table 2 に示すような4種類の燃料ブロックを使用した場合の炉心有効流量を解析により求めた。これらの燃料ブロックは、「詳細設計（Ⅱ）システム調整」炉心で採用されたフランジ型 18 本ピンインブロック燃料（P 18）、同じ炉心のフランジ型 36 本ピンインブロック燃料（P 36）、Fort St. Vrain 炉<sup>(9)</sup>と同じ燃料棒・冷却流路ピッチで配列したフランジ型 8 列マルチホール燃料（MH 8）及び詳細設計（Ⅱ）の燃料冷却流路と同じ等価直径を有するダウエル型 15 本ピンインブロック燃料（P 15）である。フランジ型ピンインブロック燃料（P 18 及び P 36）でははめ合い部ギャップ量が 0.1 mm ~ 0.4 mm の範囲、流路の等価直径が 11 mm 以下の値（予め行った燃料ブロックの構造検討から得られた範囲）で炉心有効流量の検討を行った。

## 3. クロス流れの検討

### 3.1 燃料ブロック接触面間ギャップ

一般に炉内では燃料ブロック外側（カラム間ギャップ）を流れる冷却材の温度  $T_g$  は一様でな

い。したがって、Fig. 7に示すように、燃料ブロックの垂直方向の熱変形量は均一とはならず、ブロックの低温側にくさび形ギャップが生じると考えられる<sup>(7)</sup>。このとき、各コラム同志がわずかのギャップ間隔で配置されているので、燃料コラムの中心軸がほぼ一直線に保持されると考えられる。

本報では、Fig. 8に示すように、ブロックの中心軸が一直線になっており、ギャップが1ないし数箇所のところ極端に集中しない場合のくさび形ギャップによるクロス流れを取り扱う。詳細設計(Ⅱ)の燃料ブロック熱変形解析結果<sup>(5)</sup>によれば燃料ブロック接触面間ギャップ(くさび形ギャップ) $\delta$ は、Table 3に示すように燃料ブロック段ごとに異なり、その値は0.2 mm～0.6 mmの範囲にあり、その平均値は約0.4 mmである。

### 3.2 はめ合い部ギャップ

はめ合い部ギャップ $\delta_f$ の大きさは、照射変形及び熱変形によって上下の燃料ブロック同志のはめ合い部が接触しないこと、燃料ブロックの交換性、製作公差等を考慮して定められる。運転時の上下ブロック間の熱変形量の差及び照射変形量の差はそれぞれ0.045 mm及び0.02 mm程度と見込まれる。GAT社の検討<sup>(7)</sup>及び軽水炉における燃料交換の経験から考えると、燃料交換時の隙間量として0.10 mm程度必要となる。燃料ブロックの製作経験から判断するとその製作公差は0.03 mm程度と見込まれる。したがって、必要なギャップ量の総和は0.195 mmとなる。本報では、はめ合い部ギャップ $\delta_f$ として0.2 mmを中心に0.1 mm～0.4 mmの範囲で炉心有効流量の検討を行った。

### 3.3 クロス流れ抵抗係数

クロス流れの流動抵抗を示す指標として、クロス流れ抵抗係数を用いることが多い<sup>(4), (5)</sup>。クロス流れ抵抗係数 $A$ は次式で表される。

$$A = \frac{\Delta P_{cf} \cdot 2 \rho_{cf}}{G_{cf}^2} \quad (4)$$

温度差 $\Delta T_g$ が増加すると、Fig. 9に示すように、燃料ブロック接触面間ギャップ $\delta$ が大きくなり、クロス流れ抵抗係数の減少をもたらす。クロス流れ抵抗係数がギャップ $\delta$ によって変化する様子はブロックの端面形状により異なる。ギャップ $\delta$ が増加するとフランジ型に比べてダウエル型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数は大きく減少する。これは次の理由によるものと考えられる。すなわち、ダウエル型燃料ブロックではブロック同志が平面で接触しているため、ギャップ $\delta$ によりクロス流れ抵抗係数の値はほぼ決定されるのに対して、フランジ型燃料ブロックでは大きなギャップ $\delta$ が生じて、Fig. 3に示すように、はめ合い部ギャップ $\delta_f$ はほとんど変化せず、クロス流れ抵抗係数の値ははめ合い部ギャップの流路長 $l_f$ によりほぼ決定される。

クロス流れ抵抗係数 $A$ とギャップ $\delta$ の関係をFig. 10に示す。図において実線は、フランジ型燃料のクロス流れ抵抗係数を表し、下式で与えられる。

$$A = R_c \cdot A_0 \quad (5)$$

$$\log (A_0) = -1.23 \log \delta + 11.1 \quad (6)$$

ここで、 $A_0$  ははめ合い部ギャップが 0.1mm におけるクロス流れ抵抗係数であり、この値は実験により求めた<sup>(7)</sup>。  $R_c$  はクロス流れ抵抗係数比と呼ばれ、はめ合い部ギャップが  $\delta_f$  (mm) におけるクロス流れ抵抗係数と  $A_0$  との比である。  $R_c$  と  $\delta_f$  の関係の導出方法を以下に示す。クロス流れが層流であると仮定して簡単な解析検討を行うと、クロス流れ抵抗係数とギャップ  $\delta$  との関係がはめ合い部ギャップ  $\delta_f$  をパラメータとして求まり、Fig. 10 の破線で示される。はめ合い部ギャップ  $\delta_f$  が 0.1mm の場合、この解析検討結果は  $R_c$  を 1 とする場合の(5)式と良く一致し、 $\delta_f$  が 0.2mm の場合この解析検討結果は  $R_c$  を 1/25 とする場合の(5)式と良く一致する。 $\delta_f$  が 0.1mm ~ 0.4 mm の範囲で同様の比較検討を行い、その結果得られた  $R_c$  と  $\delta_f$  の関係を Fig. 11 に示す。なお、(5)、(6) 式の値は滝塚らの実験より求めた値<sup>(6)</sup>と良く一致している。一点鎖線は実験に基づき選定された詳細設計(Ⅱ)のダウエル型ピンインブロック燃料のクロス流れ抵抗係数<sup>(5)</sup>である。

本報では、フランジ型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数として(5)式を用い、ダウエル型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数として詳細設計(Ⅱ)の設計式<sup>(5)</sup> (Fig. 10 の一点鎖線)を用いた。

#### 4. 解析結果及び検討

P 36 燃料について、第 3 章で導入したクロス流れ抵抗係数比  $R_c$  をパラメータとして求めた燃料冷却流量の軸方向分布を Fig. 12 に示す。図から分かるように、 $R_c$  が 1 の場合は燃料冷却流路当りの質量流量  $G_{ch}$  は軸方向にほとんど変化しない。これは、クロスの流れの流動抵抗が大きく、クロス流れの質量流量  $G_{cf}$  は  $G_{ch}$  に比べてほとんど無視できることを示す。 $R_c$  が 1/25 及び 1/40 に減少すると、 $G_{ch}$  は燃料ブロック 4 段目に最小値が現れる。さらに、 $R_c$  が 1/100 及び 1/400 に減少すると、その傾向が顕著になる。これは、 $R_c$  の減少に伴いクロス流れの流動抵抗が減少し、 $G_{ch}$  に比べて  $G_{cf}$  が無視できないことを示す。第 1 領域の流量が第 2 領域の流量よりも多いのは、径方向の出力ピーキングの差を補正するため第 2 領域の流動抵抗を第 1 領域の流動抵抗より大きくしてあるためである。この結果から軸方向に分布する燃料冷却流量はクロス流れ抵抗係数比  $R_c$  すなわちはめ合い部ギャップ  $\delta_f$  の大きさに大きく依存することがわかる。

クロス流れ抵抗係数比  $R_c$  が 1/25 (はめ合い部ギャップ  $\delta_f$  が 0.2mm におけるクロス流れ抵抗に相当する) における炉内圧力分布及び炉内流量配分をそれぞれ Fig. 13 及び Fig. 14 に示す。炉心を通る冷却材の流量は軸方向に変化し、燃料ブロック 4 段目で最小値 ( $\bar{W}_{eff}$ ) の 85.4% となる。この理由は、炉心入口から燃料ブロック 3 段目までは燃料冷却流路の圧力の方がカラム間ギャップ流路の圧力より低いが、燃料ブロック 4 段目以降では燃料冷却流路の圧力の方が低く、このため 3 段目より上では燃料冷却流路からカラム間ギャップ流路へ冷却材が流出し、4 段目より下ではその逆になるためである。Fig. 12 の燃料冷却流路当りの質量流量  $G_{ch}$  が 4 段目で最小となったのも同じ理由による。また、その他の燃料 (P 18, MH 8, P 15) においても同様な質

$$\log (A_0) = -1.23 \log \delta + 11.1 \quad (6)$$

ここで、 $A_0$  ははめ合い部ギャップが 0.1mm におけるクロス流れ抵抗係数であり、この値は実験により求めた<sup>(7)</sup>。  $R_c$  はクロス流れ抵抗係数比と呼ばれ、はめ合い部ギャップが  $\delta_f$  (mm) におけるクロス流れ抵抗係数と  $A_0$  との比である。  $R_c$  と  $\delta_f$  の関係の導出方法を以下に示す。クロス流れが層流であると仮定して簡単な解析検討を行うと、クロス流れ抵抗係数とギャップ  $\delta$  との関係がはめ合い部ギャップ  $\delta_f$  をパラメータとして求まり、Fig. 10 の破線で示される。はめ合い部ギャップ  $\delta_f$  が 0.1mm の場合、この解析検討結果は  $R_c$  を 1 とする場合の(5)式と良く一致し、 $\delta_f$  が 0.2mm の場合この解析検討結果は  $R_c$  を 1/25 とする場合の(5)式と良く一致する。 $\delta_f$  が 0.1mm ~ 0.4 mm の範囲で同様の比較検討を行い、その結果得られた  $R_c$  と  $\delta_f$  の関係を Fig. 11 に示す。なお、(5)、(6) 式の値は滝塚らの実験より求めた値<sup>(6)</sup>と良く一致している。一点鎖線は実験に基づき選定された詳細設計(Ⅱ)のダウエル型ピンインブロック燃料のクロス流れ抵抗係数<sup>(5)</sup>である。

本報では、フランジ型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数として(5)式を用い、ダウエル型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数として詳細設計(Ⅱ)の設計式<sup>(5)</sup> (Fig. 10 の一点鎖線)を用いた。

#### 4. 解析結果及び検討

P 36 燃料について、第 3 章で導入したクロス流れ抵抗係数比  $R_c$  をパラメータとして求めた燃料冷却流量の軸方向分布を Fig. 12 に示す。図から分かるように、 $R_c$  が 1 の場合は燃料冷却流路当りの質量流量  $G_{ch}$  は軸方向にほとんど変化しない。これは、クロス流れの流動抵抗が大きく、クロス流れの質量流量  $G_{cf}$  は  $G_{ch}$  に比べてほとんど無視できることを示す。 $R_c$  が 1/25 及び 1/40 に減少すると、 $G_{ch}$  は燃料ブロック 4 段目に最小値が現れる。さらに、 $R_c$  が 1/100 及び 1/400 に減少すると、その傾向が顕著になる。これは、 $R_c$  の減少に伴いクロス流れの流動抵抗が減少し、 $G_{ch}$  に比べて  $G_{cf}$  が無視できないことを示す。第 1 領域の流量が第 2 領域の流量よりも多いのは、径方向の出力ピーキングの差を補正するため第 2 領域の流動抵抗を第 1 領域の流動抵抗より大きくしてあるためである。この結果から軸方向に分布する燃料冷却流量はクロス流れ抵抗係数比  $R_c$  すなわちはめ合い部ギャップ  $\delta_f$  の大きさに大きく依存することがわかる。

クロス流れ抵抗係数比  $R_c$  が 1/25 (はめ合い部ギャップ  $\delta_f$  が 0.2mm におけるクロス流れ抵抗に相当する) における炉内圧力分布及び炉内流量配分をそれぞれ Fig. 13 及び Fig. 14 に示す。炉心を通る冷却材の流量は軸方向に変化し、燃料ブロック 4 段目で最小値 ( $\bar{W}_{eff}$ ) の 85.4% となる。この理由は、炉心入口から燃料ブロック 3 段目までは燃料冷却流路の圧力の方がカラム間ギャップ流路の圧力より低いが、燃料ブロック 4 段目以降では燃料冷却流路の圧力の方が低く、このため 3 段目より上では燃料冷却流路からカラム間ギャップ流路へ冷却材が流出し、4 段目より下ではその逆になるためである。Fig. 12 の燃料冷却流路当りの質量流量  $G_{ch}$  が 4 段目で最小となったのも同じ理由による。また、その他の燃料 (P 18, MH 8, P 15) においても同様な質



量流量分布、炉内圧力分布及び炉内流量配分が得られたが、P 18 燃料及びMH 8 燃料の炉内流量配分図をそれぞれ Fig. 15 及び Fig. 16 に示す。

炉心有効流量割合  $\bar{W}_{eff}$  とクロス流れ抵抗係数比  $R_c$  又ははめ合い部ギャップ  $\delta_f$  の関係を Fig. 17 に示す。 $R_c$  が増加しクロス流れが抑制されると燃料冷却流路をバイパスする流量が減少し、 $\bar{W}_{eff}$  が増加する。炉心有効流量はクロス流れ抵抗係数比  $R_c$  すなわちはめ合い部ギャップ  $\delta_f$  の大きさに大きく依存することがわかる。Table 2 に示すように、P 18 燃料では、冷却流路断面積が P 36 燃料に比べて小さい。そのため原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  が増加し、 $\bar{W}_{eff}$  が約 3% 低下している。P 18 燃料と P 15 燃料では原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  はほぼ同じであるが、両者の  $\bar{W}_{eff}$  を比較すると、 $R_c$  が 1/100 以下 ( $\delta_f$  が約 0.27 mm 以下) の場合には、P 18 燃料の  $\bar{W}_{eff}$  が P 15 燃料の  $\bar{W}_{eff}$  より多い。このことからフランジ型の炉心有効流量をダウエル型の場合より増加させるには、燃料ブロック接触面間ギャップ  $\delta$  の平均値 (約 0.4 mm) よりはめ合い部ギャップ  $\delta_f$  を十分小さくする必要のあることが分かる。第 3 章で検討したように  $\delta_f$  の値は 0.2 mm と見積られるので  $\delta$  の平均値 (約 0.4 mm) より十分小さくできると考えられる。

各種フランジ型燃料ブロックにおいて、 $R_c$  が 1/25 の場合の炉心有効流量割合  $\bar{W}_{eff}$  と原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  との関係を Fig. 18 に示す。破線はフランジ型の 36 本ピンインブロック燃料において流路の等価直径を変化させて求めた  $\bar{W}_{eff}$  と  $\Delta P$  との関係である。図よりフランジ型燃料の  $\bar{W}_{eff}$  は、ダウエル型燃料の  $\bar{W}_{eff}$  と同様に<sup>(4)</sup>、原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  の減少と共に増加することが分かる。また、フランジ型燃料の  $\bar{W}_{eff}$  と  $\Delta P$  の関係はピンインブロック燃料やマルチホール燃料などの燃料棒型式及び燃料棒数に関係なく同一曲線 (図中の破線) で整理できることが分かる。冷却流路断面積及び流路の等価直径を大きくするほど原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  が減少し、その結果炉心有効流量割合が増加する。本報告で検討したフランジ型 8 列マルチホール燃料の場合には、フランジ型 36 本ピンインブロック燃料の場合に比べて冷却流路断面積は若干小さいが、流路の等価直径が約 2 倍と大きいため原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  は 0.75 倍と小さく、その結果炉心有効流量割合は約 3% 増加している。ダウエル型 15 本ピンインブロック燃料の  $\bar{W}_{eff}$  は、フランジ型 18 本ピンインブロック燃料の  $\bar{W}_{eff}$  に比べて、約 2% 減少している。その主な原因はクロス流れ抵抗係数の相違である。

## 5. 結 論

炉心の寸法及び燃料ブロックの寸法を「詳細設計 (II) システム調整」炉心の値に保持したままで、フランジ型ピンインブロック燃料の 18 本燃料 (P 18)、36 本燃料 (P 36)、フランジ型 8 列マルチホール燃料 (MH 8) 及びダウエル型 15 本ピンインブロック燃料 (P 15) について、流路網解析コードを用いて炉心有効流量を比較検討した結果、炉心有効流量増加の方法に関し、以下の知見が得られた。

炉心有効流量は多い方から MH 8 燃料、P 36 燃料、P 18 燃料、P 15 燃料の順である。P 15 燃料の炉心有効流量が最も少ないのはダウエル型燃料のクロス流れ抵抗係数の値がフランジ型燃料の値より

量流量分布、炉内圧力分布及び炉内流量配分が得られたが、P 18 燃料及びMH 8 燃料の炉内流量配分図をそれぞれ Fig. 15 及び Fig. 16 に示す。

炉心有効流量割合  $\bar{W}_{eff}$  とクロス流れ抵抗係数比  $R_c$  又ははめ合い部ギャップ  $\delta_f$  の関係を Fig. 17 に示す。 $R_c$  が増加しクロス流れが抑制されると燃料冷却流路をバイパスする流量が減少し、 $\bar{W}_{eff}$  が増加する。炉心有効流量はクロス流れ抵抗係数比  $R_c$  すなわちはめ合い部ギャップ  $\delta_f$  の大きさに大きく依存することがわかる。Table 2 に示すように、P 18 燃料では、冷却流路断面積が P 36 燃料に比べて小さい。そのため原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  が増加し、 $\bar{W}_{eff}$  が約 3% 低下している。P 18 燃料と P 15 燃料では原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  はほぼ同じであるが、両者の  $\bar{W}_{eff}$  を比較すると、 $R_c$  が 1/100 以下 ( $\delta_f$  が約 0.27 mm 以下) の場合には、P 18 燃料の  $\bar{W}_{eff}$  が P 15 燃料の  $\bar{W}_{eff}$  より多い。このことからフランジ型の炉心有効流量をダウエル型の場合より増加させるには、燃料ブロック接触面間ギャップ  $\delta$  の平均値 (約 0.4 mm) よりはめ合い部ギャップ  $\delta_f$  を十分小さくする必要のあることが分かる。第 3 章で検討したように  $\delta_f$  の値は 0.2 mm と見積られるので  $\delta$  の平均値 (約 0.4 mm) より十分小さくできると考えられる。

各種フランジ型燃料ブロックにおいて、 $R_c$  が 1/25 の場合の炉心有効流量割合  $\bar{W}_{eff}$  と原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  との関係を Fig. 18 に示す。破線はフランジ型の 36 本ピンインブロック燃料において流路の等価直径を変化させて求めた  $\bar{W}_{eff}$  と  $\Delta P$  との関係である。図よりフランジ型燃料の  $\bar{W}_{eff}$  は、ダウエル型燃料の  $\bar{W}_{eff}$  と同様に<sup>(4)</sup>、原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  の減少と共に増加することが分かる。また、フランジ型燃料の  $\bar{W}_{eff}$  と  $\Delta P$  の関係はピンインブロック燃料やマルチホール燃料などの燃料棒型式及び燃料棒数に関係なく同一曲線 (図中の破線) で整理できることが分かる。冷却流路断面積及び流路の等価直径を大きくするほど原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  が減少し、その結果炉心有効流量割合が増加する。本報告で検討したフランジ型 8 列マルチホール燃料の場合には、フランジ型 36 本ピンインブロック燃料の場合に比べて冷却流路断面積は若干小さいが、流路の等価直径が約 2 倍と大きいため原子炉出入口間の差圧  $\Delta P$  は 0.75 倍と小さく、その結果炉心有効流量割合は約 3% 増加している。ダウエル型 15 本ピンインブロック燃料の  $\bar{W}_{eff}$  は、フランジ型 18 本ピンインブロック燃料の  $\bar{W}_{eff}$  に比べて、約 2% 減少している。その主な原因はクロス流れ抵抗係数の相違である。

## 5. 結 論

炉心の寸法及び燃料ブロックの寸法を「詳細設計 (II) システム調整」炉心の値に保持したままで、フランジ型ピンインブロック燃料の 18 本燃料 (P 18)、36 本燃料 (P 36)、フランジ型 8 列マルチホール燃料 (MH 8) 及びダウエル型 15 本ピンインブロック燃料 (P 15) について、流路網解析コードを用いて炉心有効流量を比較検討した結果、炉心有効流量増加の方法に関し、以下の知見が得られた。

炉心有効流量は多い方から MH 8 燃料、P 36 燃料、P 18 燃料、P 15 燃料の順である。P 15 燃料の炉心有効流量が最も少ないのはダウエル型燃料のクロス流れ抵抗係数の値がフランジ型燃料の値より

小さいからである。P18 燃料に比べて P36 燃料の炉心有効流量が多いのは、P36 燃料の方が燃料冷却流路断面積が大きいからである。P36 燃料に比べて MH8 燃料の炉心有効流量が多いのは、MH8 燃料の方が流路の等価直径が大きいからである。本検討により、炉心有効流量を増加させるには、クロス流れ抵抗係数、燃料冷却流路断面積及び流路の等価直径の大きい燃料を選定すれば良いことを確認した。

## 謝 辞

本検討を進めるに当り有益なご助言をいただいた日本原子力研究所の宮本喜晟氏、菱田誠氏、平野光将氏並びに富士電機（株）の井出朗氏に深く感謝致します。

## 参 考 文 献

- (1) 日本原子力研究所：“高温工学試験研究の現状”（1987）
- (2) 日本原子力研究所：“多目的高温ガス炉研究開発の現状”（1985）
- (3) 鈴木邦彦，他：JAERI-M 85-187（1985）
- (4) 鈴木邦彦，他：FAPIG 102, 2（1982）
- (5) 鈴木邦彦，他：JAERI-M 85-184（1985）
- (6) 滝塚貴和，蕪木英雄：原子力誌 29（12），1116（1987）
- (7) 文沢元雄，他：JAERI-M 88-031（1988）
- (8) 滝塚貴和，蕪木英雄：原子力誌 27（4），347（1985）
- (9) Asmussen, K. E. and Rao, R. : GA-A14586（1978）
- (10) Malek, G. J., et. al. : GA-9482（1969）
- (11) 鈴木邦彦，他：JAERI-M 5368（1973）

小さいからである。P18 燃料に比べて P36 燃料の炉心有効流量が多いのは、P36 燃料の方が燃料冷却流路断面積が大きいからである。P36 燃料に比べて MH8 燃料の炉心有効流量が多いのは、MH8 燃料の方が流路の等価直径が大きいからである。本検討により、炉心有効流量を増加させるには、クロス流れ抵抗係数、燃料冷却流路断面積及び流路の等価直径の大きい燃料を選定すれば良いことを確認した。

## 謝 辞

本検討を進めるに当り有益なご助言をいただいた日本原子力研究所の宮本喜晟氏、菱田誠氏、平野光将氏並びに富士電機（株）の井出朗氏に深く感謝致します。

## 参 考 文 献

- (1) 日本原子力研究所：“高温工学試験研究の現状”（1987）
- (2) 日本原子力研究所：“多目的高温ガス炉研究開発の現状”（1985）
- (3) 鈴木邦彦，他：JAERI-M 85-187（1985）
- (4) 鈴木邦彦，他：FAPIG 102, 2（1982）
- (5) 鈴木邦彦，他：JAERI-M 85-184（1985）
- (6) 滝塚貴和，蕪木英雄：原子力誌 29（12），1116（1987）
- (7) 文沢元雄，他：JAERI-M 88-031（1988）
- (8) 滝塚貴和，蕪木英雄：原子力誌 27（4），347（1985）
- (9) Asmussen, K. E. and Rao, R. : GA-A14586（1978）
- (10) Malek, G. J., et. al. : GA-9482（1969）
- (11) 鈴木邦彦，他：JAERI-M 5368（1973）

Table 1 Main design parameters of reactor core

|   |        |
|---|--------|
| Reactor thermal power, MW   | 50     |
| Average power density, MW/m <sup>3</sup>  | 2.5    |
| Reactor inlet temperature, °C   | 395    |
| Reactor outlet temperature, °C  | 950    |
| Coolant pressure, MPa   | 4.024  |
| Core effective height, m  | 4.2    |
| Core equivalent diameter, m   | 2.46   |
| Number of fuel columns  | 42     |
| Number of control columns   | 7      |
| Total number of columns   | 49     |
| Fuel type   | flange |
| Height of fuel element, m   | 0.6    |
| Width across the flats, m   | 0.334  |
| Number of fuel rods per fuel element<br>(standard core P36 /reference core P18) | 36/18  |

Table 2 Comparison of core hydraulic performance among several types of fuel element

| Fuel element type  | Pin-in-Block |        |        | Multihole |
|--|--------------|--------|--------|-----------|
| Case No. of analysis   | P15          | P18    | P36    | MH8       |
| Core effective height (m)  | 4.2          | 4.2    | 4.2    | 4.2       |
| Core effective diameter (m)  | 2.46         | 2.46   | 2.46   | 2.46      |
| Across flats of fuel element (m)   | 0.334        | 0.334  | 0.334  | 0.334     |
| Type of connection between fuel elements   | Dowel        | Flange | Flange | Flange    |
| Number of coolant channels per fuel element  | 15           | 18     | 36     | 72        |
| Coolant flow area per (m <sup>2</sup> ) fuel element   | 0.012        | 0.013  | 0.016  | 0.014     |
| Equivalent diameter of a coolant channel (mm)  | 10           | 9      | 8      | 15.9      |
| Effective coolant flow rate (%)  | 80           | 82     | 85     | 88        |
| Pressure difference in the core (kPa)  | 8.4          | 7.9    | 5.8    | 4.4       |
| Remarks:<br>P15 and MH8 are results of present study.<br>P18 and P36 are quoted from reference No.(2). |              |        |        |           |

Table 3 Input data of crossflow loss coefficient with sealing flange

| Symbol of block |                  | Core internal region  |                       | Core peripheral region |                       |                       |
|-----------------|------------------|---|-----------------------|------------------------|-----------------------|-----------------------|
|                 |                  | $\delta$ (mm)   | $A$ ( $m^{-4}$ )      | $\delta$ (mm)          | $A$ ( $m^{-4}$ )      |                       |
| Upper reflector | UR1              | 0.06  | $4.00 \times 10^{12}$ | 0.06                   | $4.00 \times 10^{12}$ |                       |
|                 | UR2              | 0.06  | $4.00 \times 10^{12}$ | 0.06                   | $4.00 \times 10^{12}$ |                       |
| Fuel element    | 1                | 0.09  | $2.43 \times 10^{12}$ | 0.10                   | $2.14 \times 10^{12}$ |                       |
|                 | 2                | 0.17  | $1.11 \times 10^{12}$ | 0.24                   | $7.28 \times 10^{11}$ |                       |
|                 | 3                | 0.25  | $6.93 \times 10^{11}$ | 0.41                   | $3.77 \times 10^{11}$ |                       |
|                 | 4                | 0.27  | $6.03 \times 10^{11}$ | 0.51                   | $2.88 \times 10^{11}$ |                       |
|                 | 5                | 0.29  | $5.77 \times 10^{11}$ | 0.55                   | $2.63 \times 10^{11}$ |                       |
|                 | 6                | 0.31  | $5.32 \times 10^{11}$ | 0.56                   | $2.57 \times 10^{11}$ |                       |
|                 | 7                | 0.33  | $4.92 \times 10^{11}$ | 0.58                   | $2.46 \times 10^{11}$ |                       |
|                 |                  | 0.33  | $4.92 \times 10^{11}$ | 0.70                   | $1.95 \times 10^{11}$ |                       |
|                 | Bottom reflector | LR  | 0.20                  | $9.11 \times 10^{11}$  | 0.44                  | $3.46 \times 10^{11}$ |
|                 |                  |   |                       |                        |                       |                       |
| Remarks         |                  | $A = R_c 10^{-1.23 \log \delta + 11.1}$<br>where $R_c$ : crossflow loss coefficient ratio (=1)<br>$\delta$ : gap between horizontal block interface |                       |                        |                       |                       |

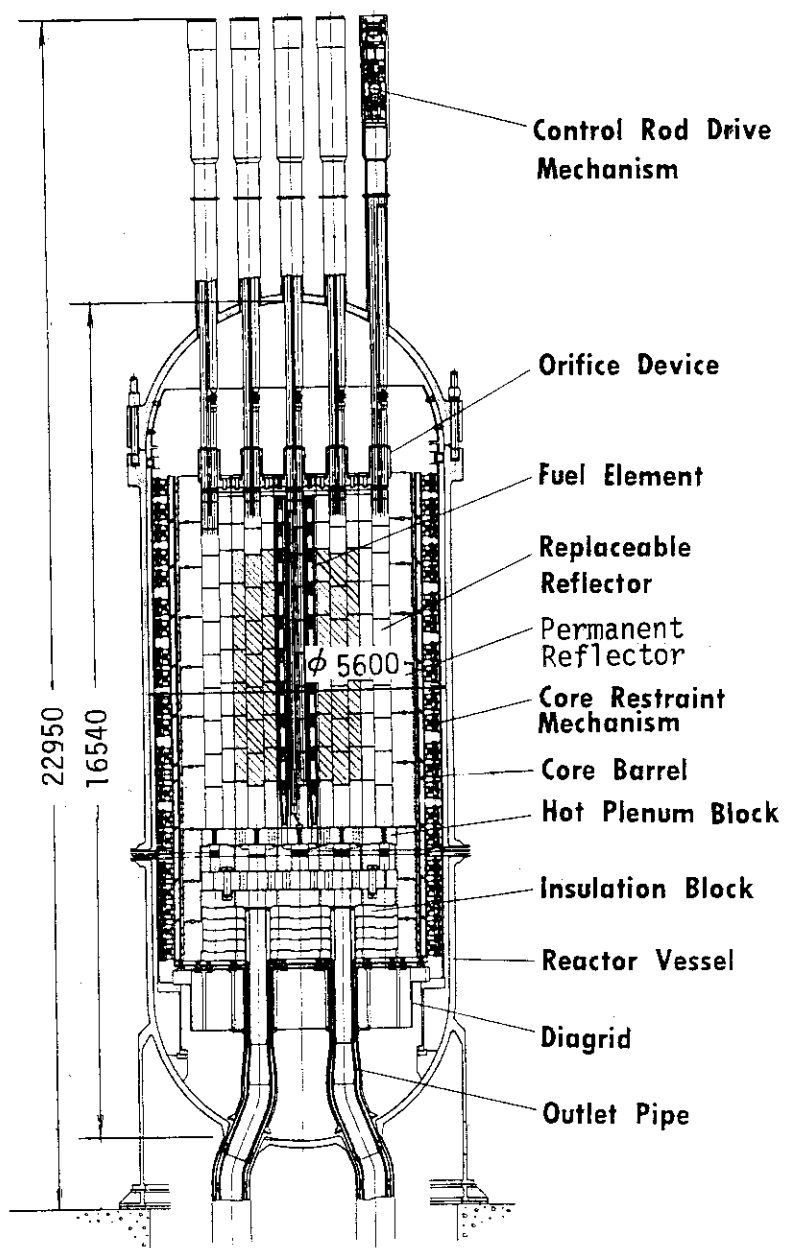


Fig. 1 General view of reactor core structure



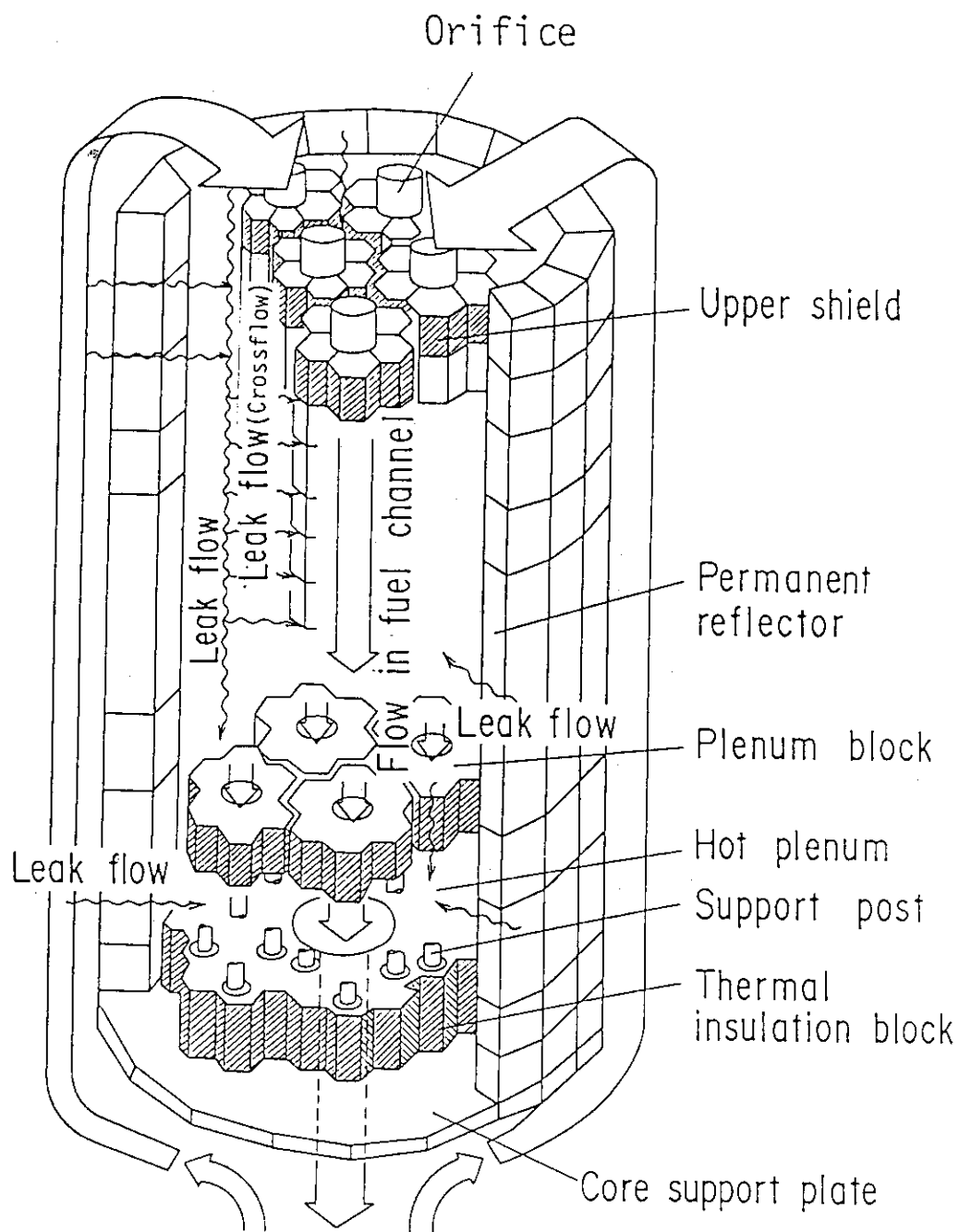


Fig. 2 Coolant flow path in reactor core

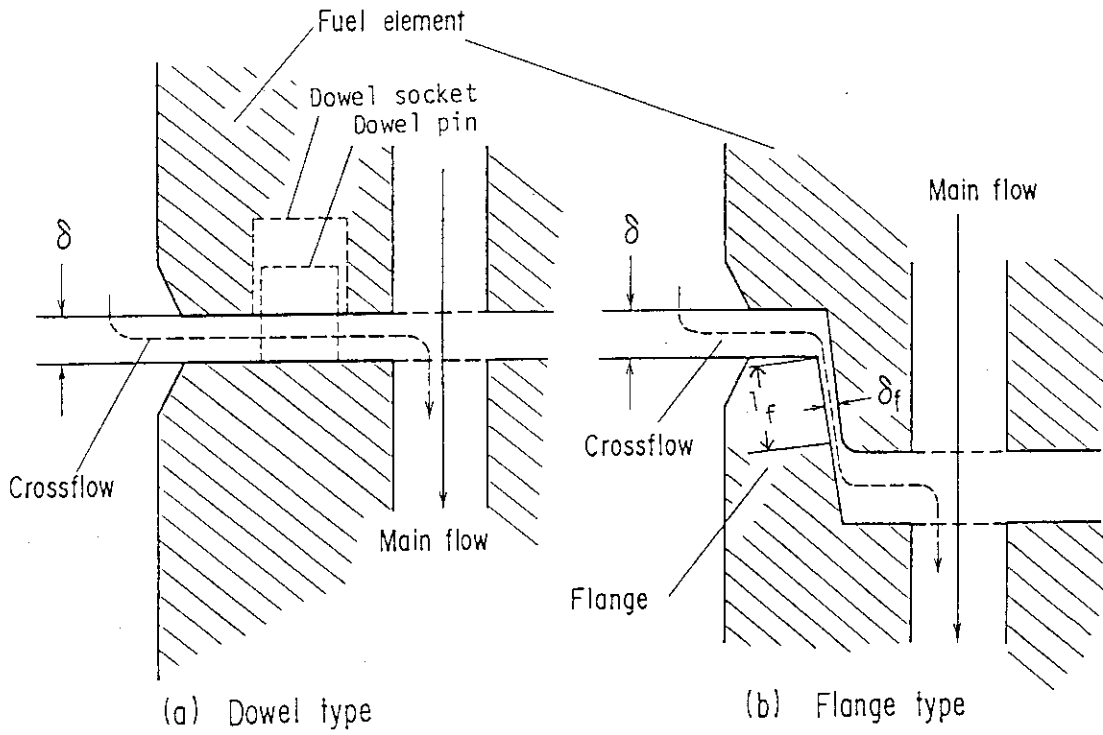


Fig. 3 Crossflow passage of dowel and flange type fuel element

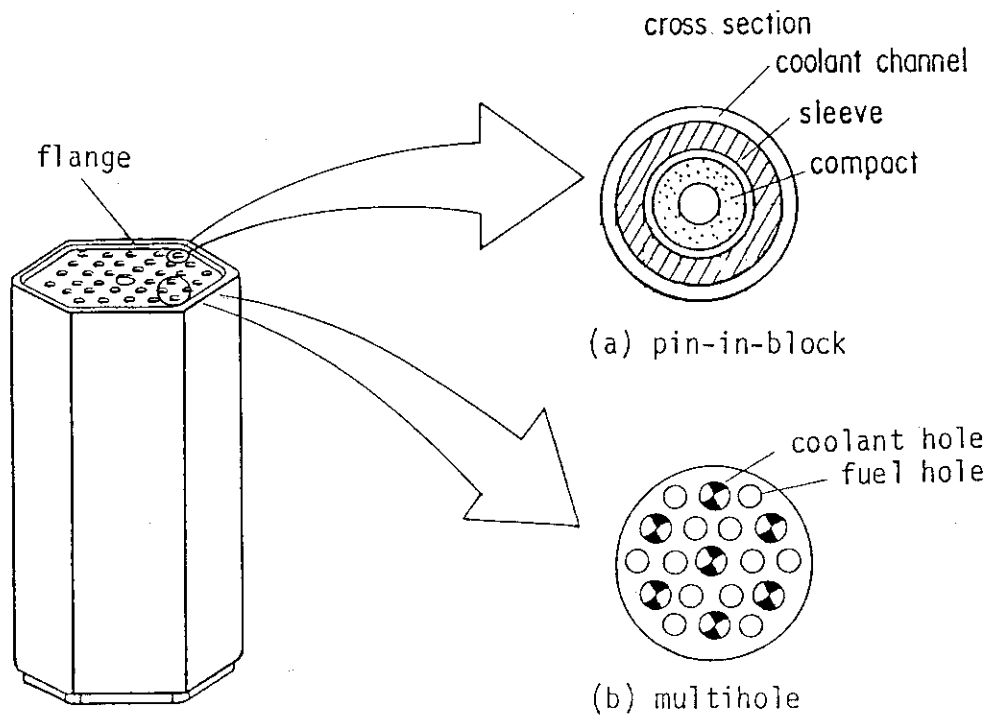
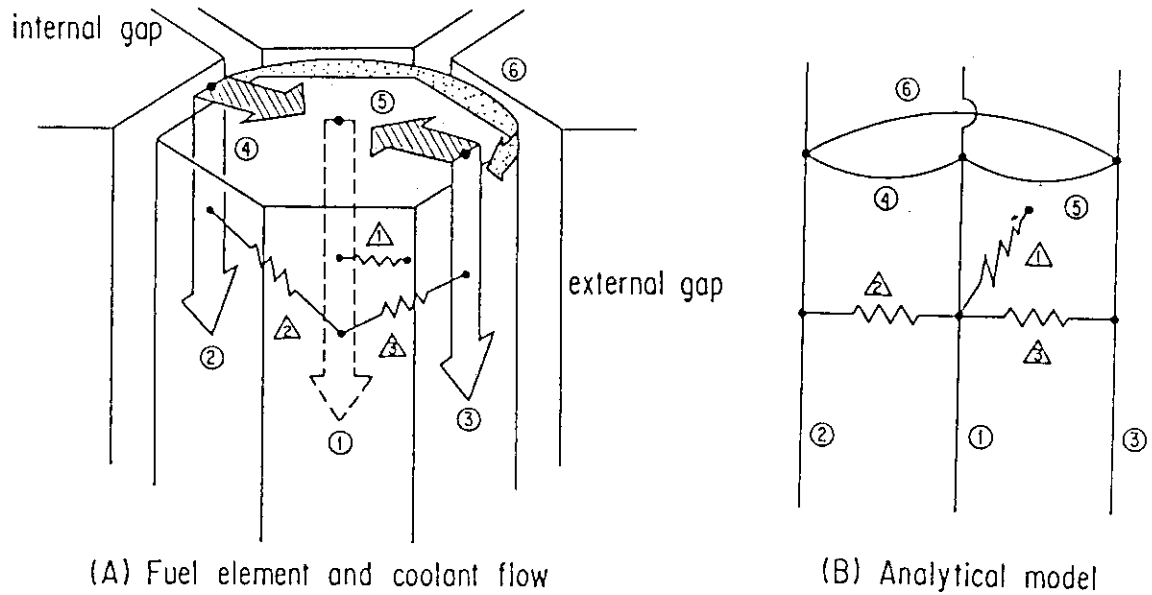


Fig. 4 Flange type fuel element



- ① : coolant flow of fuel channel
- ② : axial flow between columns (internal gap)
- ③ : axial flow between columns (external gap)
- ④ : crossflow between internal gap and fuel channel
- ⑤ : crossflow between external gap and fuel channel
- ⑥ : radial flow between internal gap and external gap
  
- △① : heat transfer from fuel rod to fuel channel
- △② : heat transfer from fuel rod to internal gap
- △③ : heat transfer from fuel rod to external gap

internal gap: gap between fuel elements in the same orifice region  
 external gap: gap between the adjacent orifice regions

Fig. 5 Flow network model of fuel element and coolant flow

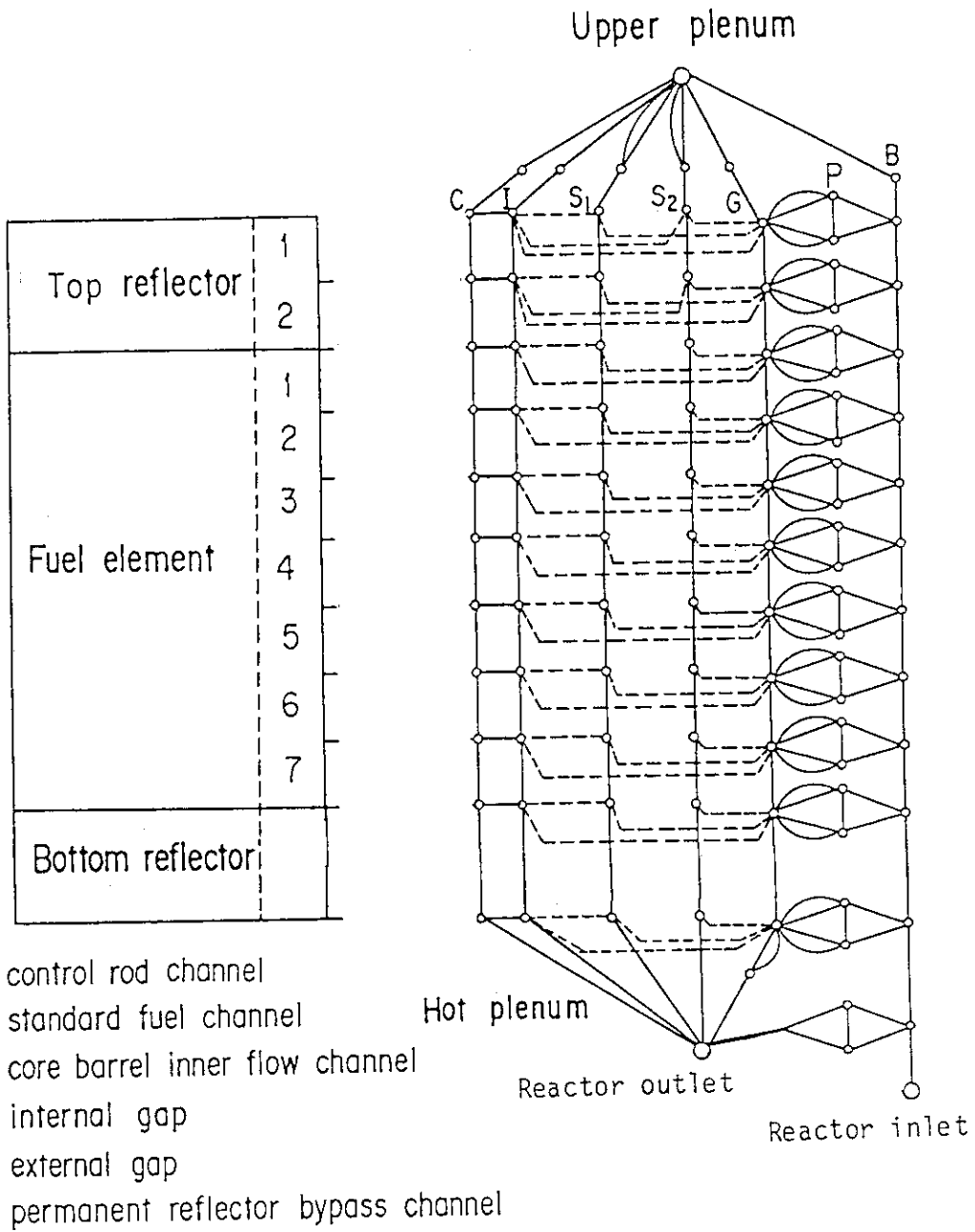


Fig. 6 Nodes and flow branches of axial direction

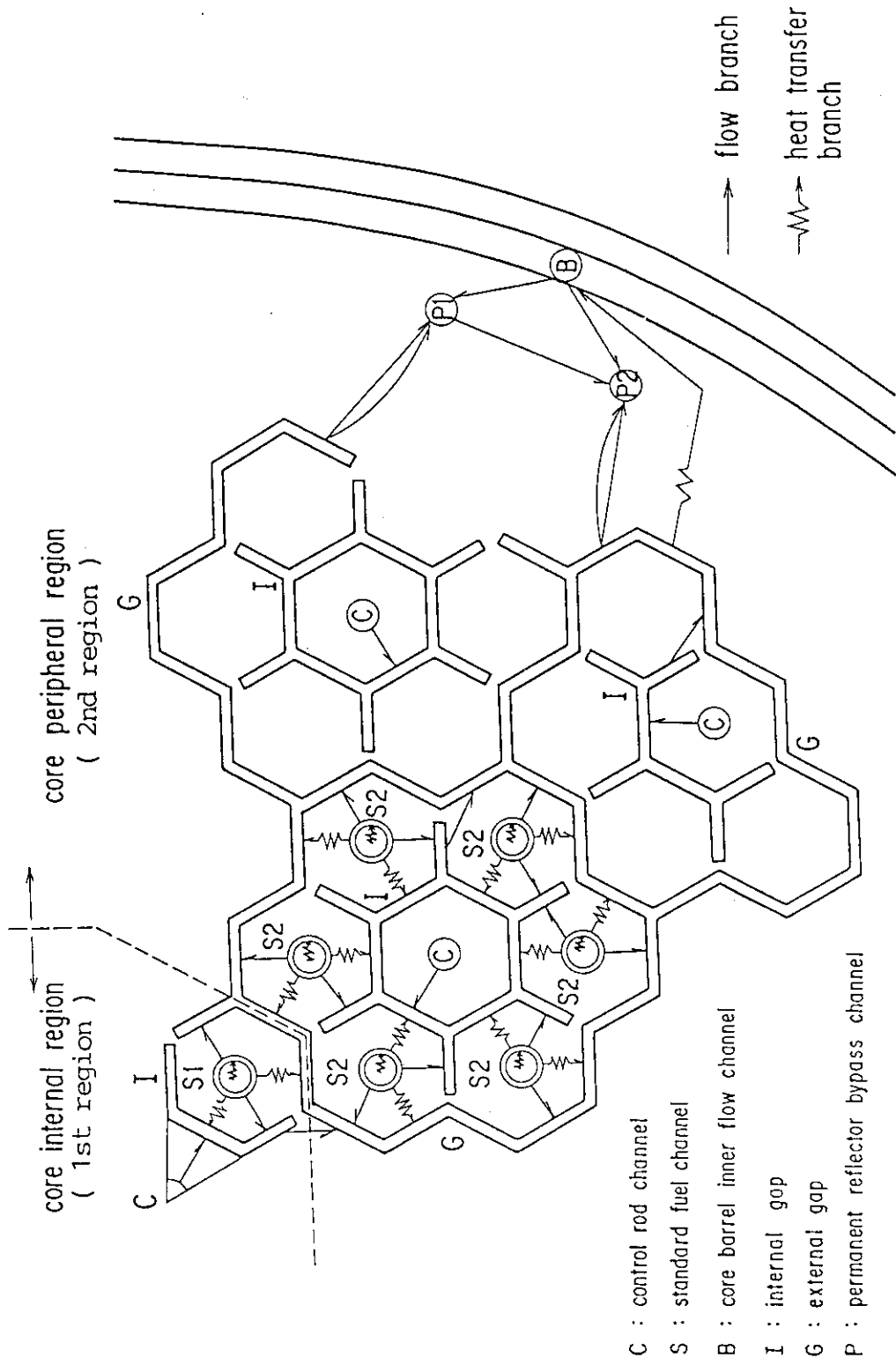


Fig. 7 Flow branches and heat transfer branches of radial direction

Fuel column

Fuel element

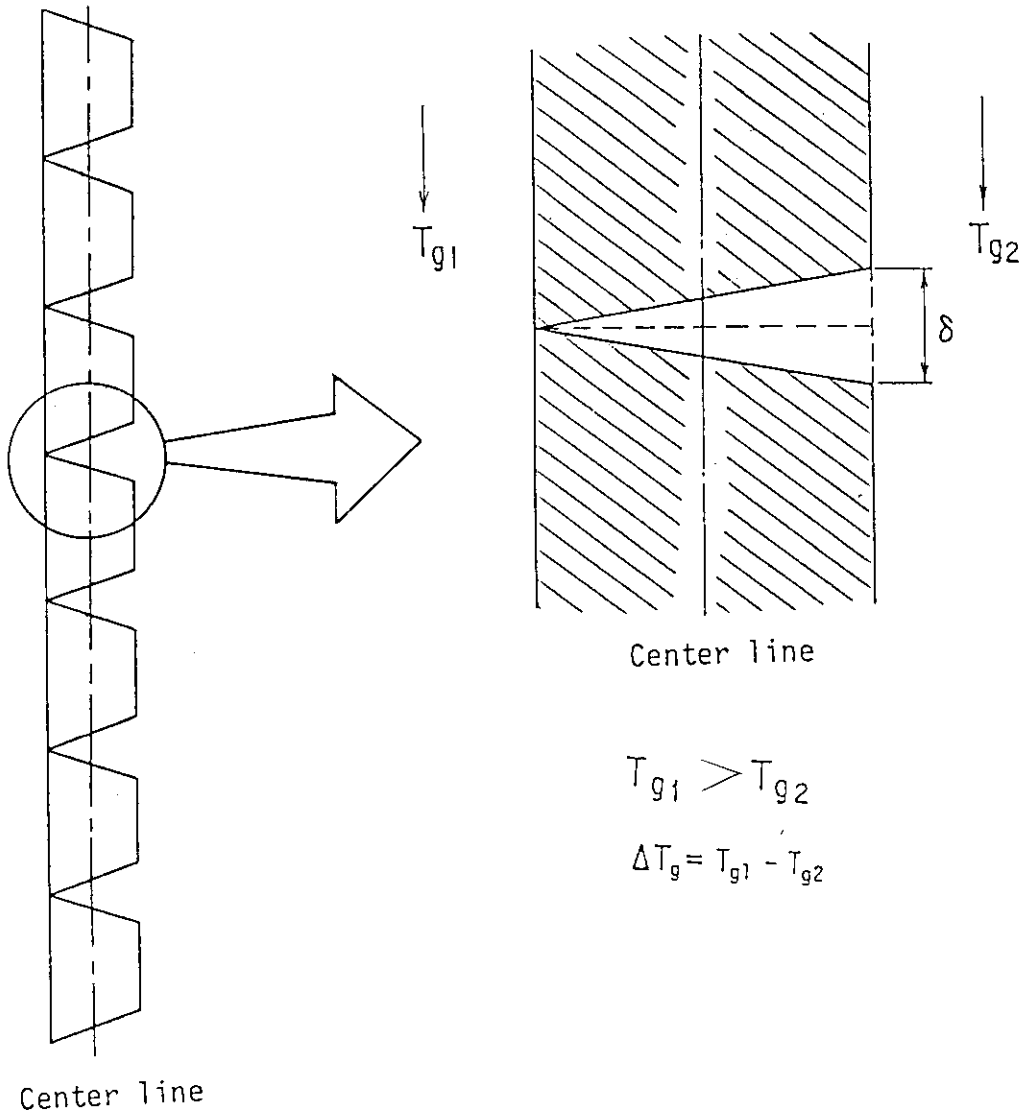


Fig. 8 Wedge-shaped gap configurations

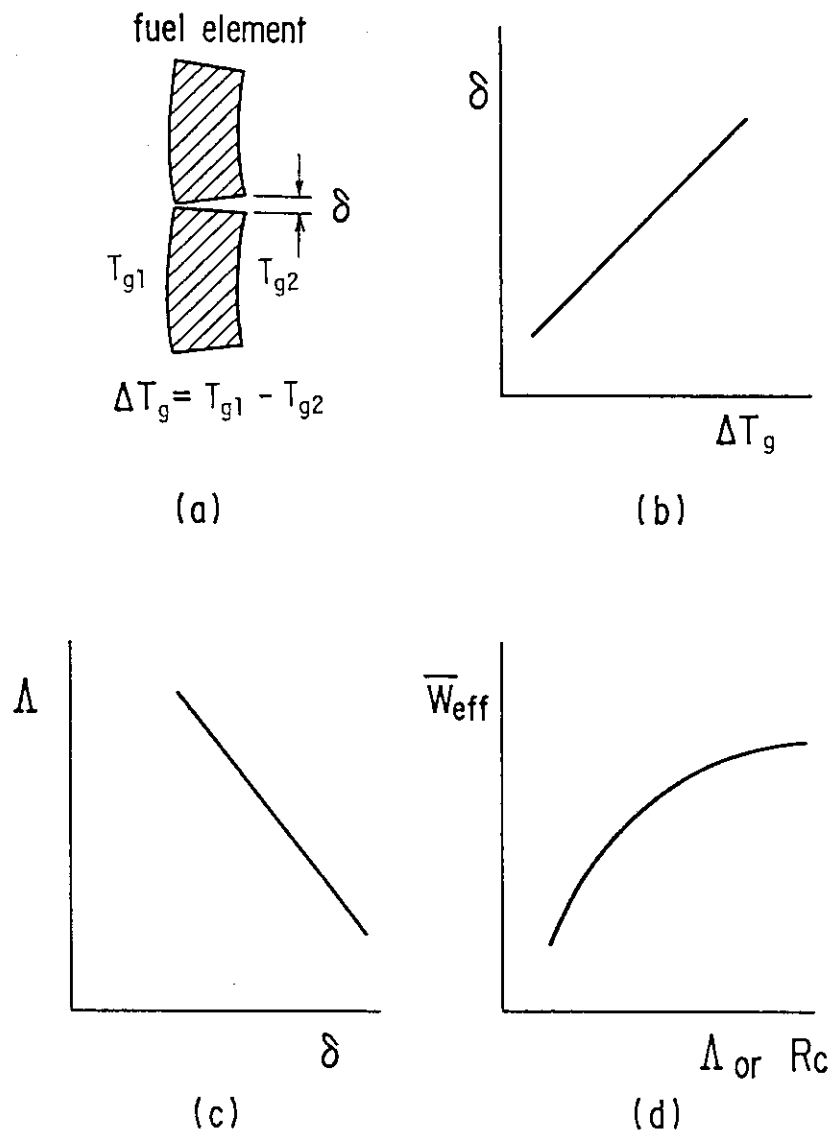


Fig. 9 Concept of analysis procedure for the determination of effective coolant flow rate  $\bar{W}_{eff}$

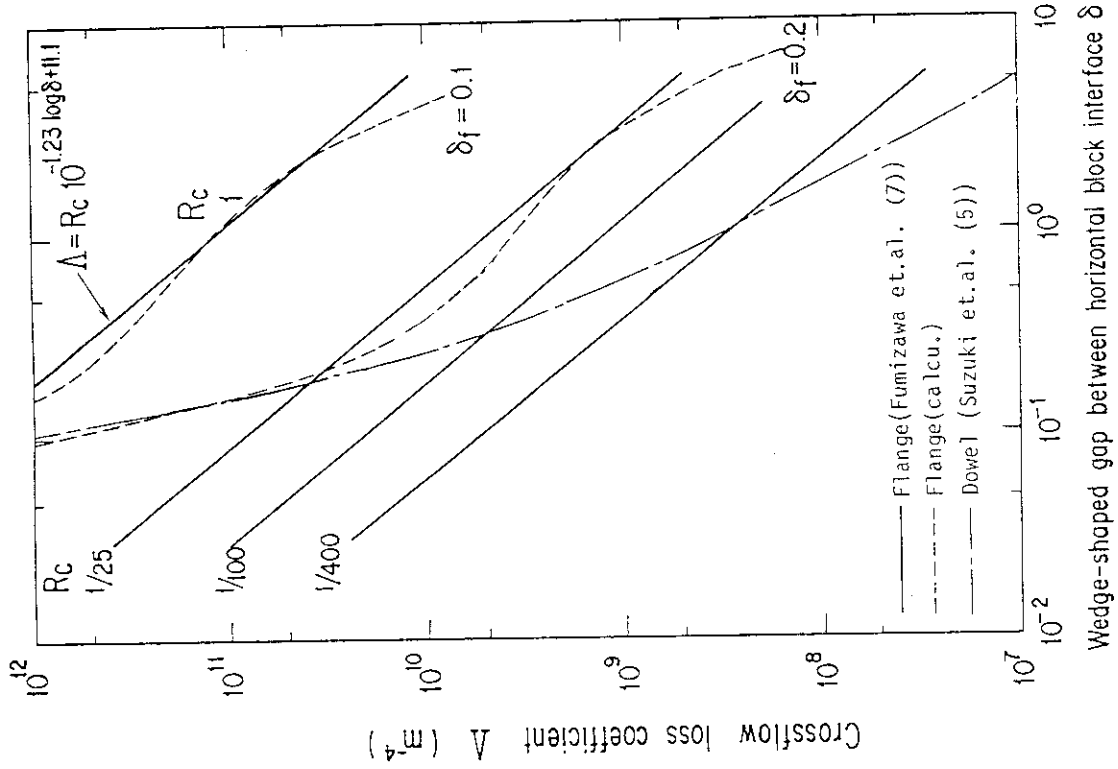


Fig. 10 Crossflow loss coefficient of several fuel elements  
Wedge-shaped gap between horizontal block interface  $\delta$  (mm)

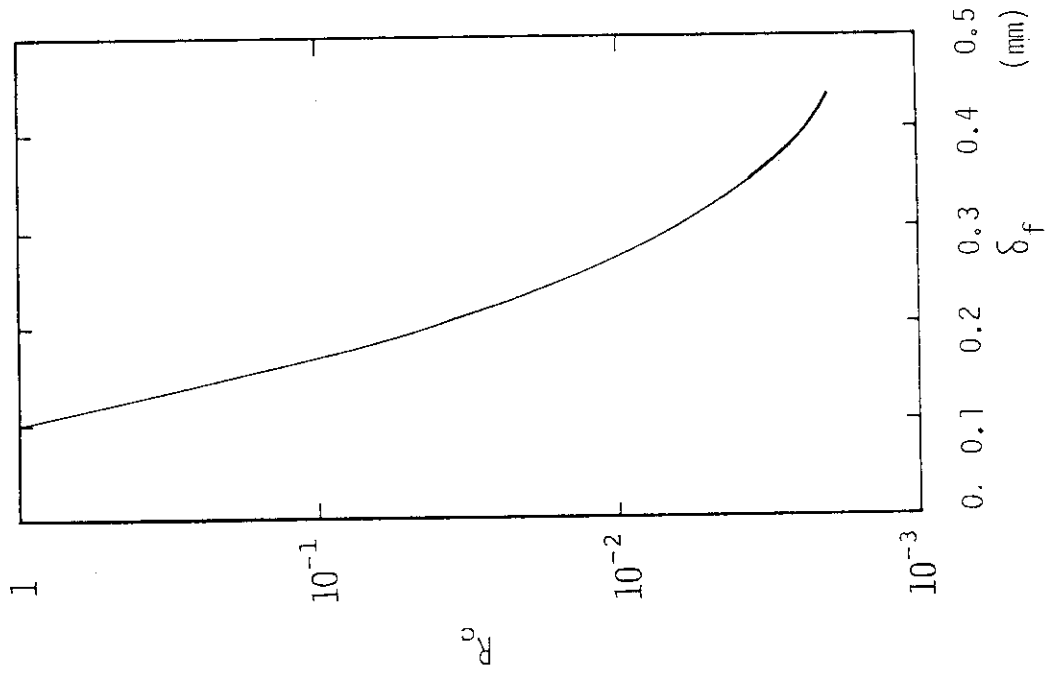


Fig. 11 Crossflow loss coefficient ratio  $R_c$  vs.  
gap of flange seal  $\delta_f$



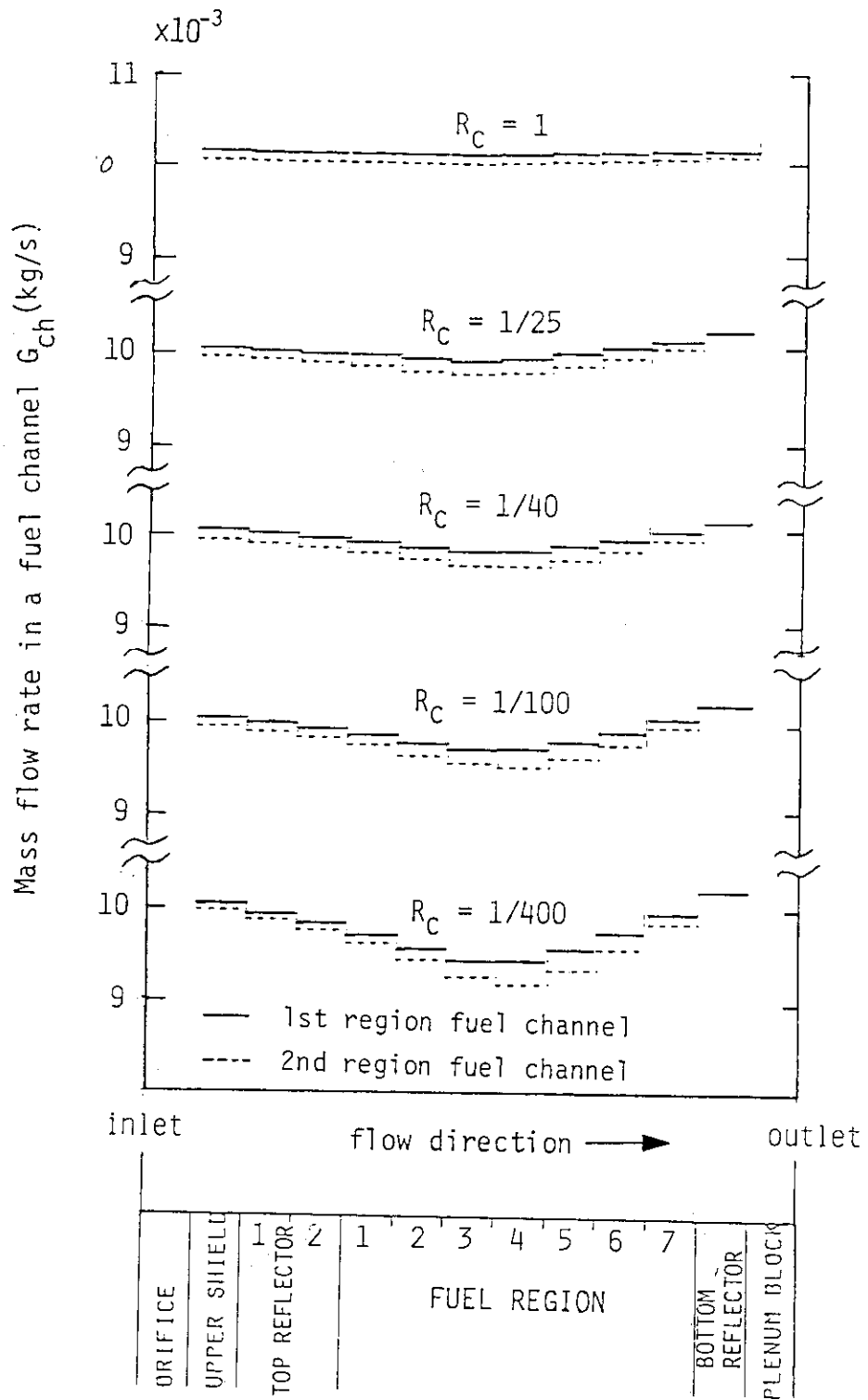


Fig. 12 Axial flow distribution among several crossflow loss coefficient ratio  $R_C$  in VHTR-P36 reactor core

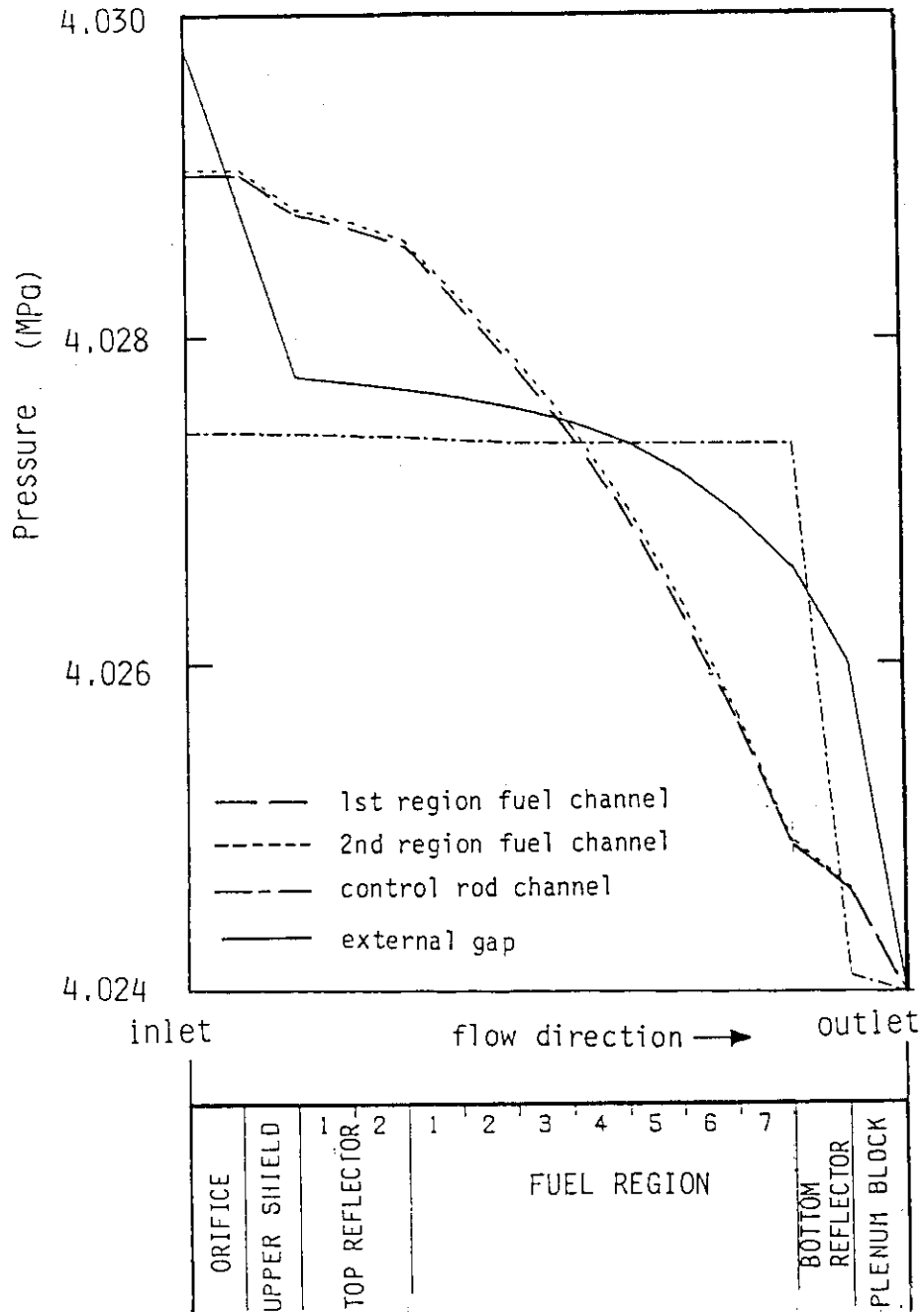


Fig. 13 Axial pressure distribution in VHTR-P36 reactor core ( $R_c=1/25$ )

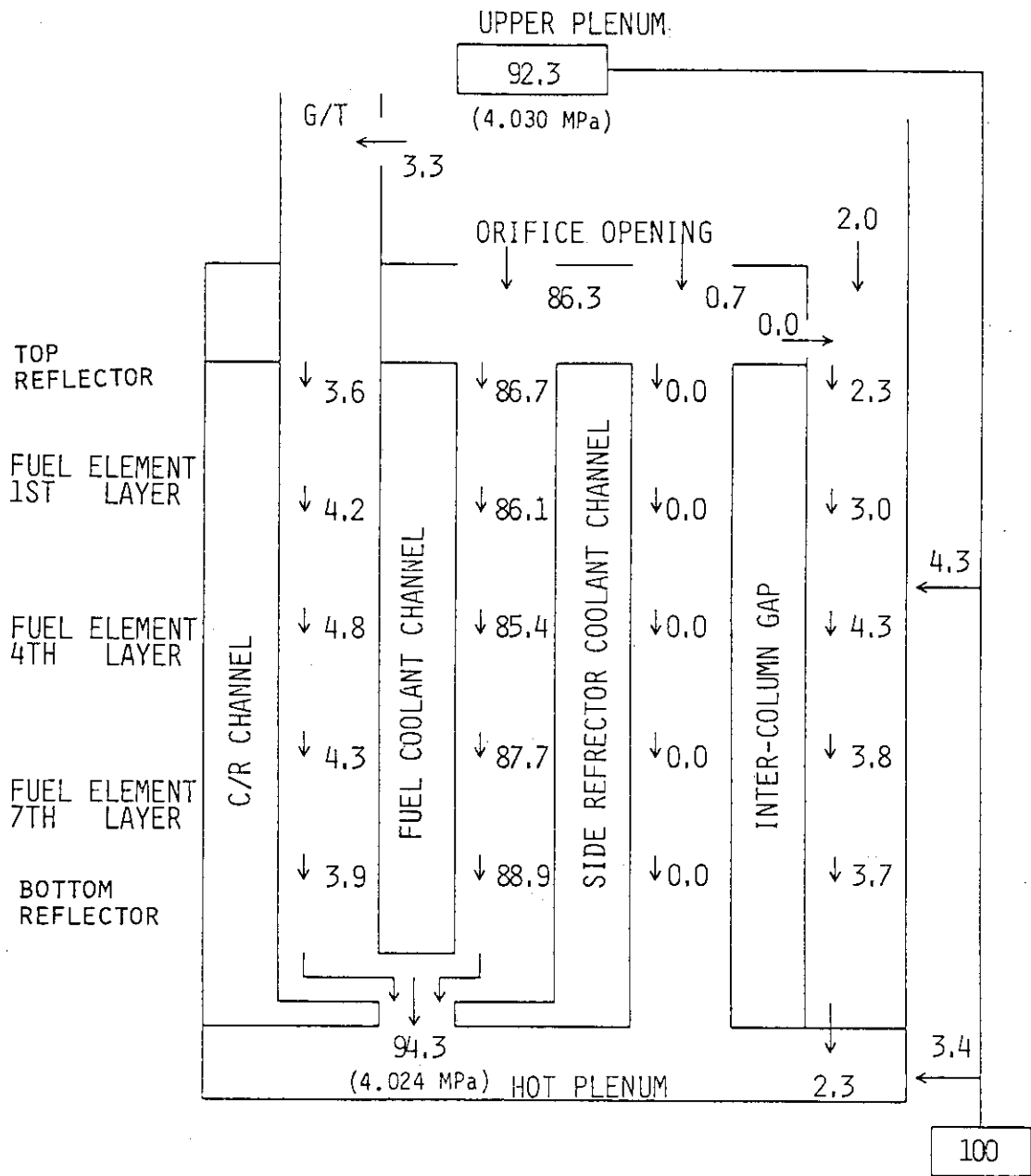


Fig. 14 Flow distribution in VHTR-P36 reactor core  
 ( $R_c=1/25$ , Unit of the figure=% : ratio of flow rate to the total coolant flow rate)

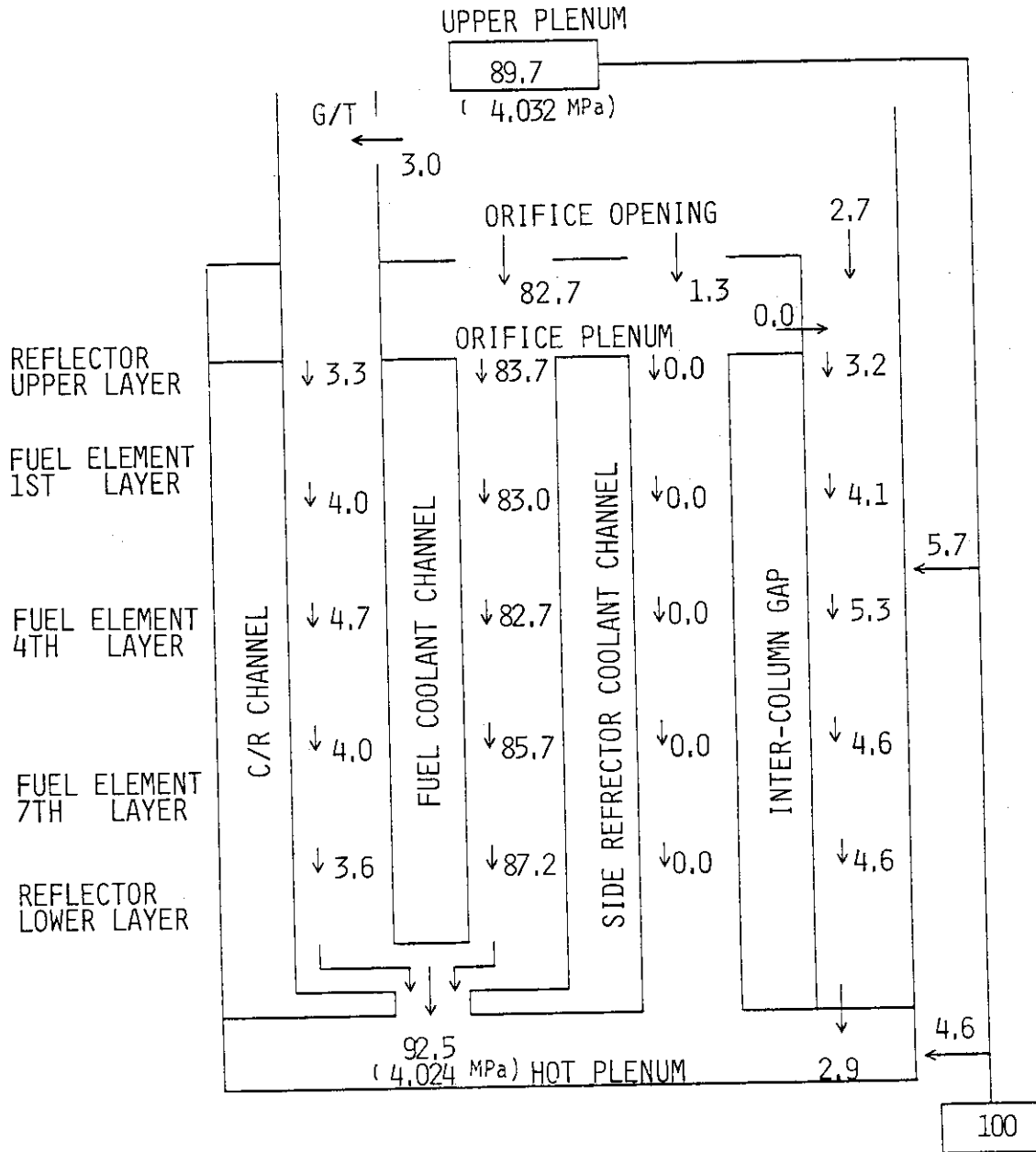


Fig. 15 Flow distribution in VHTR-P18 reactor core  
 ( $R_c=1/25$ , Unit of the figure=% : ratio of flow rate to the total coolant flow rate)

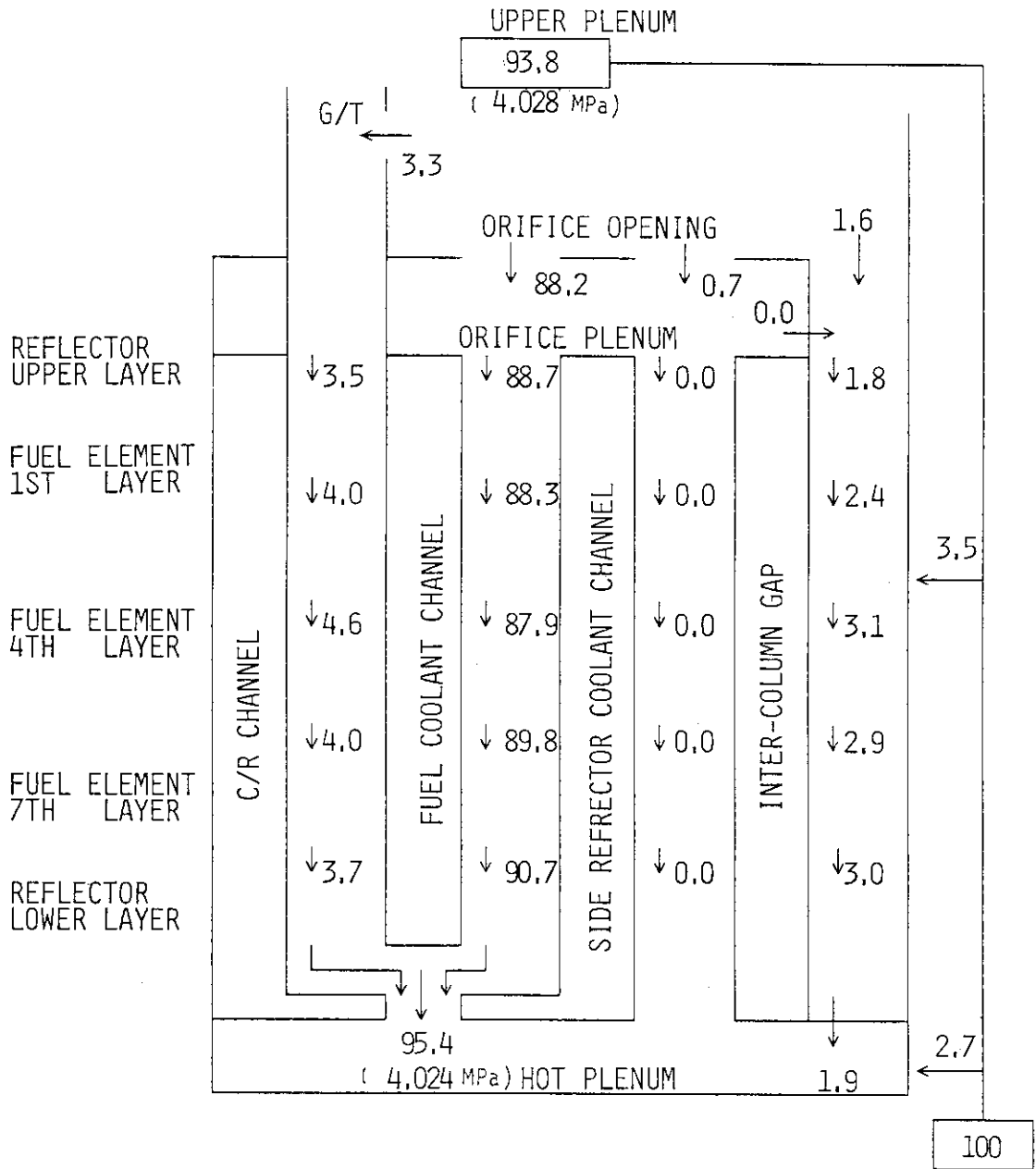


Fig. 16 Flow distribution in VHTR-MH8 reactor core  
 ( $R_c=1/25$ , Unit of the figure=% : ratio of flow rate to the total coolant flow rate)

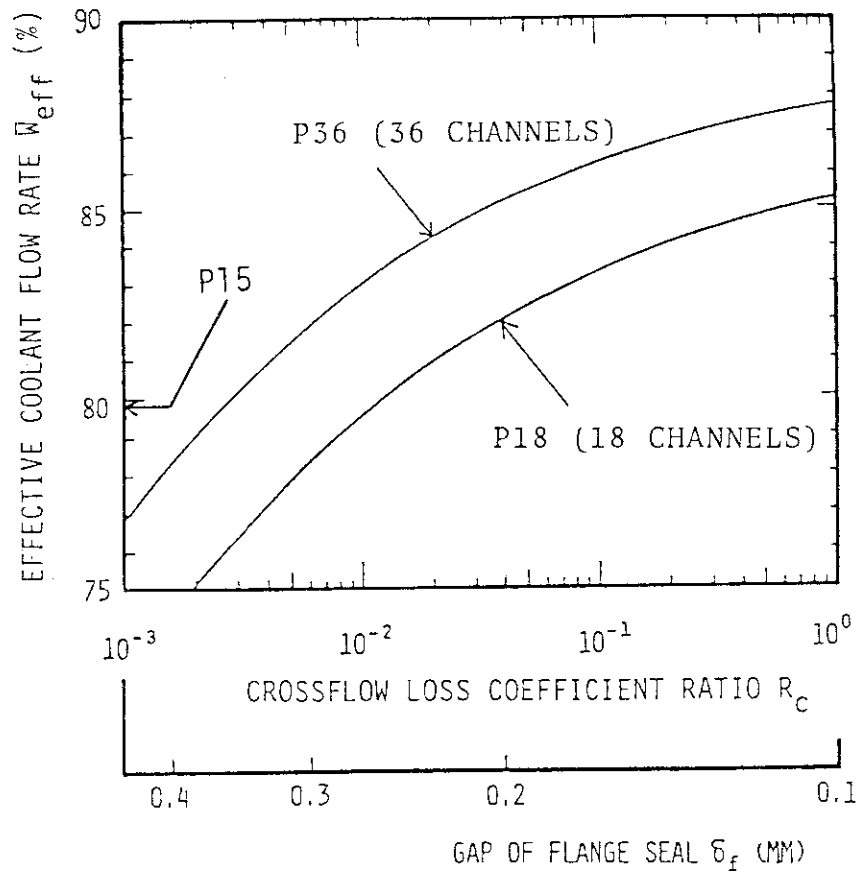


Fig. 17 Effective coolant flow rate vs. crossflow loss coefficient ratio and gap of flange seal

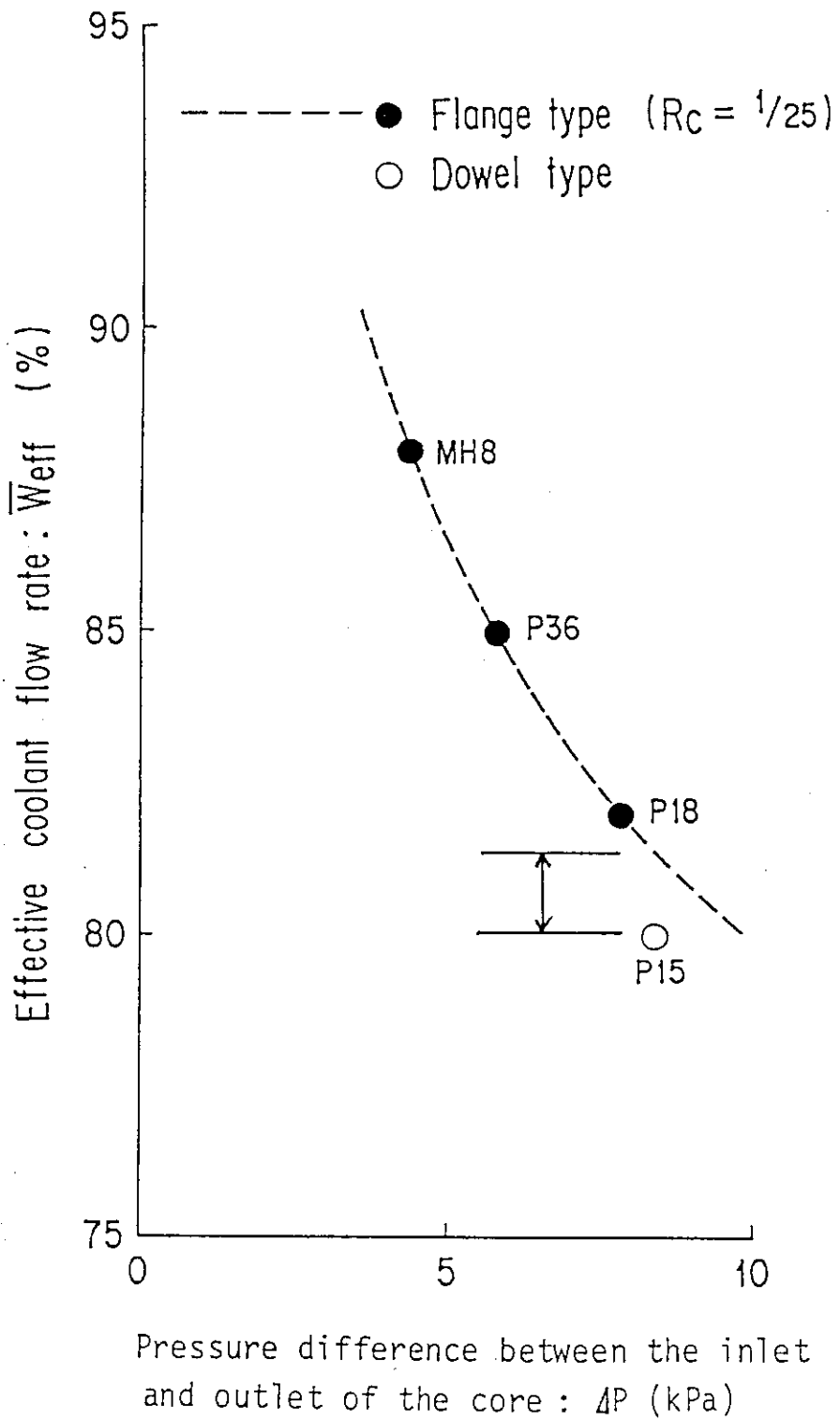


Fig. 18 Effective coolant flow rate vs. pressure difference of the core