

JAERI-M

88-031

高温ガス炉の小型改良炉心設計における  
炉心有効流量の評価

—— 詳細設計(II)の炉心性能向上のために ——

1988年2月

文沢 元雄・鈴木 邦彦・村上 知行\*

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。  
入手の間合わせは、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）で複写による実費領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, Tokaimura, 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 日青工業株式会社

高温ガス炉の小型改良炉心設計における炉心有効流量の評価

— 詳細設計(Ⅱ)の炉心性能向上のために —

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\*

( 1988 年 1 月 29 日受理 )

本報告は、高温ガス炉の小型改良炉心設計における炉心有効流量の評価を解析によって行ったものである。この解析検討は、多目的高温ガス実験炉詳細設計(Ⅱ)の結果を受けて、実験炉の機能・安全性を維持しつつ建設費の低減を目指して実施した。

主な結果は以下のとおりである。

(1) はめ合い部ギャップ量が 0.1 mm のフランジ型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数は詳細設計(Ⅱ)で使用したダウエル型燃料ブロックの抵抗係数に比べて約 100 倍高い値となる。

(2) 燃料冷却流路として直径が 52 mm、流路等価直径が 6 mm の冷却流路を採用する場合、フランジ型燃料ブロックを使用すると炉心有効流量割合は 80% となるが、ダウエル型燃料ブロックを使用すると 70% になる。これは、ダウエル型燃料の方がクロス流れ抵抗係数が小さいためである。

(3) 軸方向に分布したクロス流れ抵抗係数を用いて評価した炉心有効流量割合と、軸方向に一様なクロス流れ抵抗係数を用いて評価した炉心有効流量割合はほとんど同じ値となる。ただし、この場合、一様なクロス流れ抵抗係数としては、軸方向の平均値に近い値を使用する必要がある。

Evaluation of Effective Coolant Flow Rate in Advanced Design  
of the Small Scale VHTR Core  
- for high performance of the 2nd stage of detailed design -

Motoo FUMIZAWA, Kunihiko SUZUKI and Tomoyuki MURAKAMI\*

Department of High Temperature Engineering

Tokai Research Establishment

Japan Atomic Energy Research Institute

Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 29, 1988)

This report describes the evaluation of effective coolant flow rate in the advanced design of the small scale VHTR core. The analytical design study was carried out after the 2nd stage of detailed design in order to reduce the cost of construction.

The summary of the analytical results are as follows:

- (1) Crossflow loss coefficient of flange type fuel block having 0.1 mm of sealing gap is about 100 times higher than that of dowel type block adopted in the 2nd stage of detailed design.
- (2) In case that coolant channel outer diameter is 52 mm and hydraulic diameter is 6 mm, the effective coolant flow rates using flange and dowel type fuel blocks are 80% and 70% respectively. Because the crossflow loss coefficients of dowel type are lower than that of flange type.
- (3) The effective coolant flow rate, when crossflow loss coefficients are distributed along with the axial direction, agrees well with that using mean value of crossflow loss coefficient i.e.  $5 \times 10^{11} \text{ m}^{-4}$ .

Keywords: Effective Coolant Flow Rate, VHTR, Detailed Design,  
Crossflow Loss Coefficient, Flange Type Fuel Block,  
Sealing Gap, Dowel Type Fuel Block

---

\* Fuji Electric Co-Ltd

## 目 次

1. 序 論 .....	1
2. 解析方法 .....	6
2.1 基礎式及び解析コード .....	6
2.2 解析モデル .....	7
3. クロス流れについての検討 .....	15
3.1 燃料ブロック接触面間ギャップ .....	15
3.2 クロス流れ抵抗係数 .....	15
4. 解析結果 .....	21
4.1 クロス流れ抵抗係数を一定値とした場合の結果 .....	21
4.2 クロス流れ抵抗係数の値が軸方向に変化する場合の結果 .....	21
4.3 炉内流量配分に及ぼすオリフィス係数の影響 .....	22
5. 考 察 .....	47
5.1 詳細設計(I)の場合との比較 .....	47
5.2 フランジ型燃料ブロックに関するG A T社の見解等 .....	47
6. 結 論 .....	51
謝 辞 .....	51
参考文献 .....	52

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Analytical method .....	6
2.1 Basic equations and analytical code .....	6
2.2 Analytical model .....	7
3. Evaluation of crossflow .....	15
3.1 Gap between horizontal block interface .....	15
3.2 Crossflow loss coefficient .....	15
4. Analytical results .....	21
4.1 Result of constant crossflow loss coefficient case .....	21
4.2 Result of axially distributed crossflow loss coefficient case .....	21
4.3 Effect of the orifice factor on the core flow distribution .....	22
5. Discussion .....	47
5.1 Comparison with the results of the 1st stage of detailed design .....	47
5.2 GAT's comments on flange type fuel block .....	47
6. Conclusion .....	51
Acknowledgments .....	51
References .....	52

## 1. 序 論

現在、日本原子力研究所において、熱出力30MW、原子炉出口冷却材温度 850～950℃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>これに先立ち、熱出力50MWの多目的高温ガス実験炉（以下実験炉と称す）の研究開発が進められてきた。昭和58年度には実験炉の詳細設計Ⅱ<sup>(2)</sup>を完了させるとともに、実験炉の機能、安全性を維持しつつ建設費の低減を目指した合理化システムを立案すべく、小型改良炉心の設計を行った。小型改良炉心の縦断面図をFig. 1.1に示す。また比較のため詳細設計Ⅱ炉心の縦断面図をFig. 1.2に示す。この小型改良炉心では、出力密度の増加及び小型化を図るため、フランジ型燃料ブロックを採用した。また、圧力容器の高さ及び直径は詳細設計Ⅱの炉心より約10%縮小されている。

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。炉心部は一律なピッチで配列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られた燃料ブロック及び反射体ブロックで構成されている。従って、実験炉の炉心には燃料冷却流路内を流れる冷却材流れの他にFig. 1.3に示すような漏れ流れが生じる。特に、燃料ブロックの接触面間には、ブロックの非一様な熱変形、照射変形によりギャップが発生し、このギャップを通る冷却材の漏れ流れ（クロス流れ）が生じる。このクロス流れは炉心の除熱性能に悪影響を及ぼす恐れがある。漏れ流れには、クロス流れの他にも炉心側部の固定反射体間を通して直接高温プレナム内に流入する流れ（リークフロー）、及びカラム間のギャップ流路を通して高温プレナム内に流入する流れ（バイパスフロー）がある。これらの漏れ流れは、燃料を直接冷却するための冷却材流量（炉心有効流量）を減少させるので、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性能の向上のために重要となる。漏れ流れのうち、リークフロー及びバイパスフローは構造物にシール要素を設置すること及びブロック接触面間のギャップを小さくすることで低減することができる。炉心上部の流量調節装置及び上部遮蔽体間からの漏れ流れは、炉心側部の固定反射体からの漏れ流れとともにバイパスフローとして炉心を下降するが、このバイパスフローは面間ギャップを小さくすることで低減できる。燃料ブロック接触面間のギャップを通り冷却材が燃料冷却流路からカラム間ギャップ流路に流出（または流入）する流れ、いわゆるクロス流れはFig. 1.4に示すようなフランジ型燃料ブロックを用いることにより、低減できると考えられる。特に、フランジ型燃料ブロックは熱変形及び照射変形によってブロック接触面間のギャップが増加しても、はめ合い部の流動抵抗によってクロス流れの増加を抑制することができるという利点を持っている<sup>(3)(4)</sup>。このため、小型改良炉心では、フランジ型燃料ブロックを採用することとした。小型改良炉心及び詳細設計Ⅱ炉心の主要諸元をTable 1.1に示す。小型改良炉心では炉心平均出力密度が2.63MW/m<sup>2</sup>であり、詳細設計Ⅱ炉心の約1.8倍となっている点が特長である。

以下に小型改良炉心の有効流量を解析によって評価した結果を示す。

Table 1.1 Main design parameters of the reactor cores

	Revised core	Detailed-Design-II
Reactor thermal power, MW	50	50
Average power density, MW/m <sup>3</sup>	2.63	1.5
Reactor inlet temperature, °C	395	395
Reactor outlet temperature, °C	950	950
Coolant pressure, MPa (kg/cm <sup>2</sup> G)	4.024 (40)	4.024 (40)
Core effective height, m	3.99	5.6
Core equivalent diameter, m	2.46	2.75
Number of fuel columns	42	54
Number of control columns	7	7
Total number of columns	49	61
Fuel block type	Flange	Dowel
Height of fuel element, m	0.57	0.7
Width across the flats, m	0.334	0.334
Number of fuel rods per fuel element	18	15



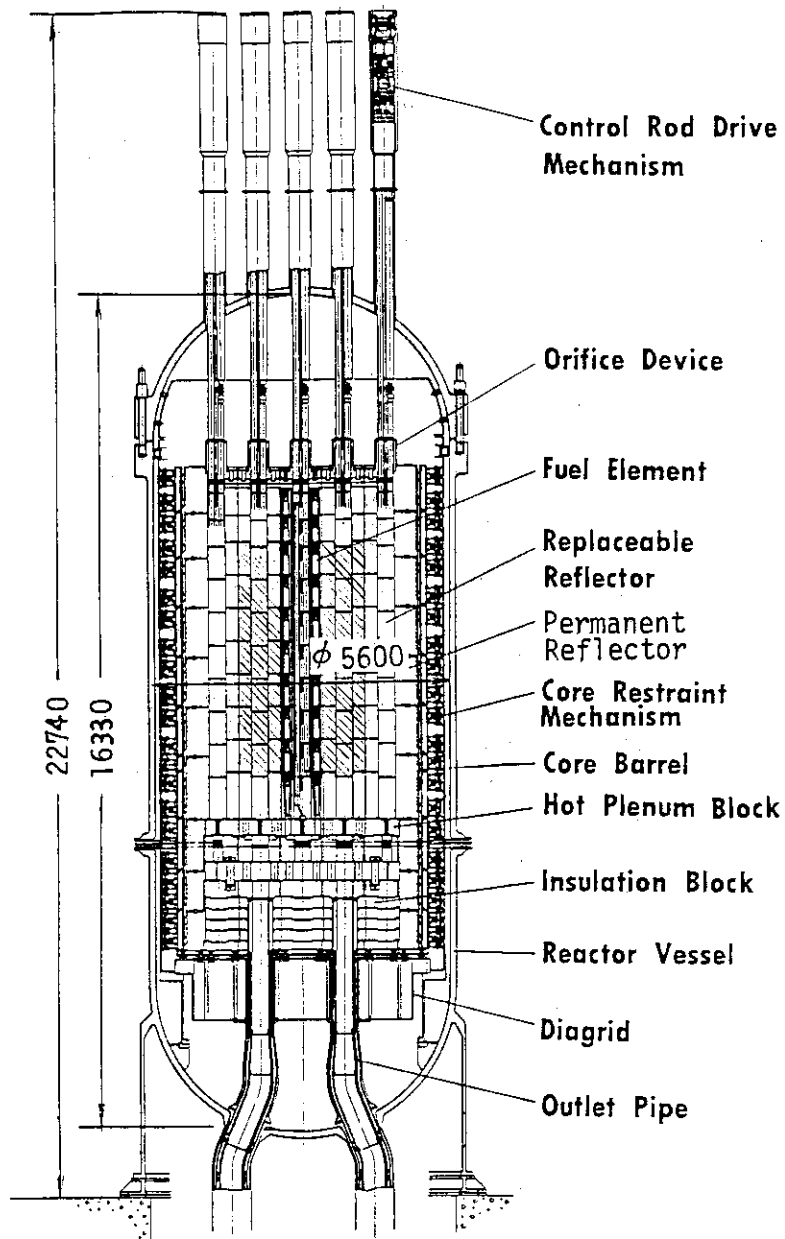


Fig. 1.1 General view of revised reactor core structure

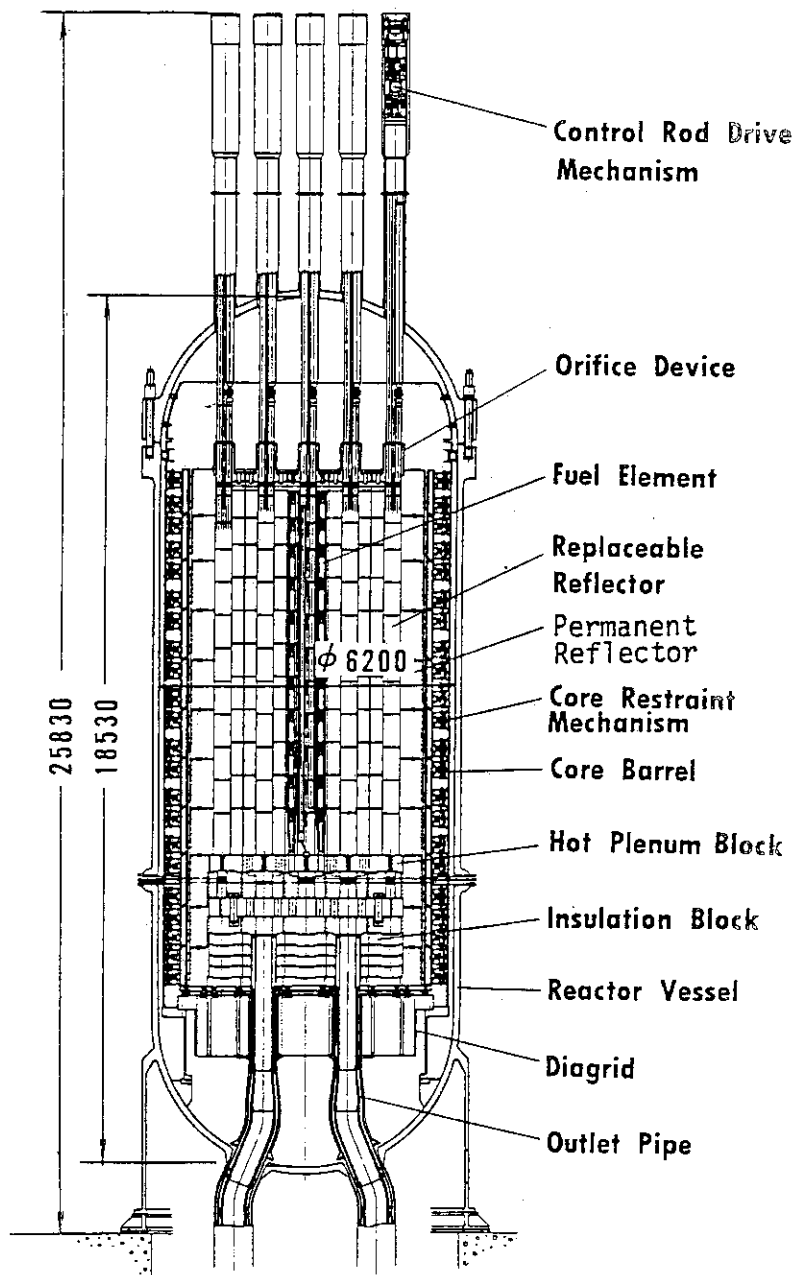


Fig. 1.2 General view of the reactor in the second stage of experimental VHTR detailed design

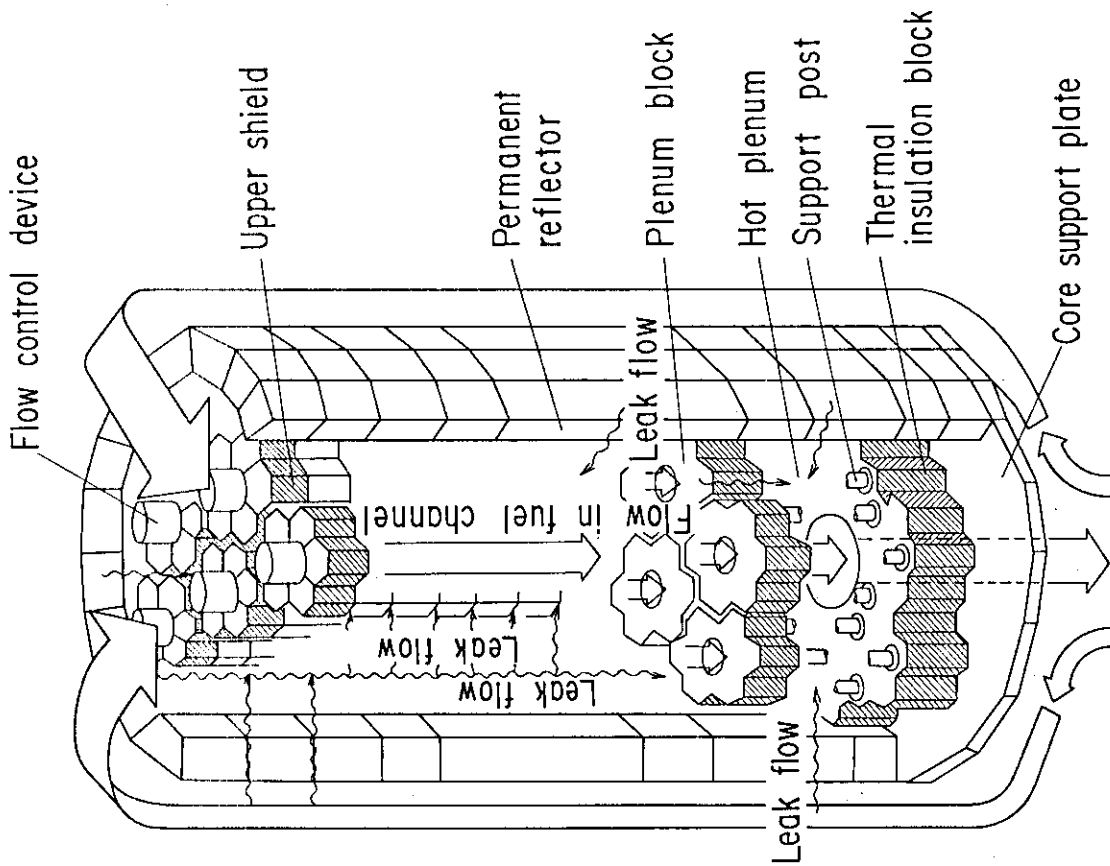


Fig. 1.3 Coolant flow path in reactor core

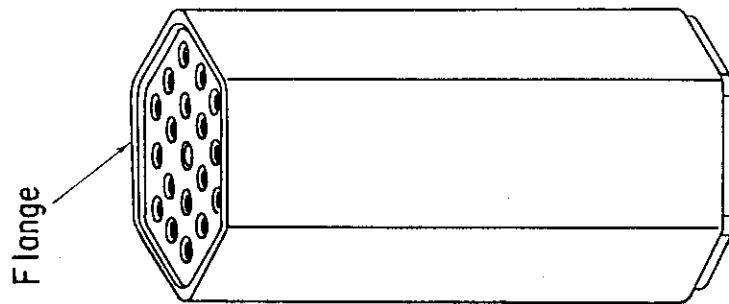


Fig. 1.4 Flange type fuel element ( 18 channels )

## 2. 解析方法

### 2.1 基礎式及び解析コード

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、伝熱ブランチの組み合わせから成る流路網で表すことができる。この流路網に、連続の式、1次元運動方程式、エネルギー式を適用して、流量、圧力、温度を計算する。

これらの基礎式は以下のように表される。

(i) 連続の式（ノード  $i$  での流量の連続）

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

(ii) 運動方程式（流路ブランチ  $ij$  での圧力損失）

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

(iii) エネルギー式（ノード  $i$  での熱収支）

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

(2)式において、第1項は流路の摩擦損失、第2項は流路の拡大・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。ここで、 $G_{ij}$ は流路ブランチ  $ij$  の流量、 $S_i$ はノード  $i$  での湧出量、 $P_i$ 、 $P_j$ はノード  $i$ 、 $j$  での圧力、 $D_{ij}$ は流路ブランチ  $ij$  での流路の等価直径、 $\bar{\rho}_{ij}$ は流路ブランチ  $ij$  の出入口平均の冷却材密度、 $\rho_{ij}^{in}$ は流路ブランチ  $ij$  入口の冷却材密度、 $\rho_{ij}^{out}$ は流路ブランチ  $ij$  出口の冷却材密度、 $f_{ij}$ は流路ブランチ  $ij$  での摩擦損失係数、 $K_{ij}$ は流路ブランチ  $ij$  における流路の拡大・縮小に伴う損失係数、 $L_{ij}$ は流路ブランチ  $ij$  での流路長、 $T_i$ はノード  $i$  での冷却材混合温度、 $T_{Bij}$ は流路ブランチ  $ij$  からノード  $i$  への流入冷却材温度、 $T_{Si}$ はノード  $i$  での湧出冷却材温度である。解析コードにはFLAC<sup>(5)</sup>、CROSS-2<sup>(6)</sup>、FLOWNET<sup>(7)</sup>等があるが本報告では、FLOWNET（富士電機㈱所有）を使用した。

## 2.2 解析モデル

炉心は対面間距離 334 mm, 高さ 570 mmの六角柱状のピン・イン・ブロック型燃料ブロックを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）によって構成されている。

この炉心は60°回転軸対称であるので, 円周方向の1/6炉心を解析対象とした。炉心内流路の径方向分割を Fig. 2.1 に示す。燃料ブロックにある18個の燃料冷却流路を1つの流路（図でS 1～S 7）, 制御棒案内ブロックの2つの制御棒挿入孔と1つの後備停止系孔を合わせた流路（制御棒案内ブロック流路と称する）を1つの流路（図でC 1～C 4）で表した。また, カラム間ギャップ流路のうち, 流量調節領域内のギャップ流路を1つの流路（図でI 1～I 4）, 領域間のギャップ流路をブロック3辺当たり1つの流路（図でG 1～G 13, ただしG 9はDummy）で表した。ただし, 燃料ブロックS 5, S 6及び隣接する可動反射体では温度評価を詳細に行えるように, ブロック1辺当たり1つのギャップ流路（図でG A～G J）で表した。燃料冷却流路と制御棒案内ブロック流路の軸方向分割を Fig. 2.2 に示す。カラム間のギャップ流路の軸方向分割を Fig. 2.3 に示す。ブロックの熱応力が厳しいと予想される燃料ブロックS 5, S 6及び隣接する可動反射体については Fig. 2.4 に示すように詳細なギャップ流路網を構成して解析を行った。軸方向にはブロックの積み重ね段ごとに分割し, 分割点（ノード）を横に結ぶブランチでブロック接触面間（水平面間）の流路, あるいはカラム間ギャップ流路間の径方向流路を表した。

また, 炉心側部の固定反射体及び炉心下部のプレナムブロック部では, シール部の流れを取り扱えるようにした。固定反射体及びプレナムブロックのシール部構造とシール部における流れの解析モデルをそれぞれ Fig. 2.5 及び Fig. 2.6 に示す。

炉心熱流動特性の解析条件（主要諸元）を Table 2.1 に示す。

Table 2.1 Main design parameters for thermal analysis

## 1. Coolant Flow and Coolant Temperatures

Reactor inlet temperature	395 °C
Core inlet temperature	400 °C
Core inlet pressure	40 kg/cm <sup>2</sup> G
Reactor outlet temperature	950 °C
Total flow rate in reactor	17.4 kg/sec

## 2. Thermal Powers

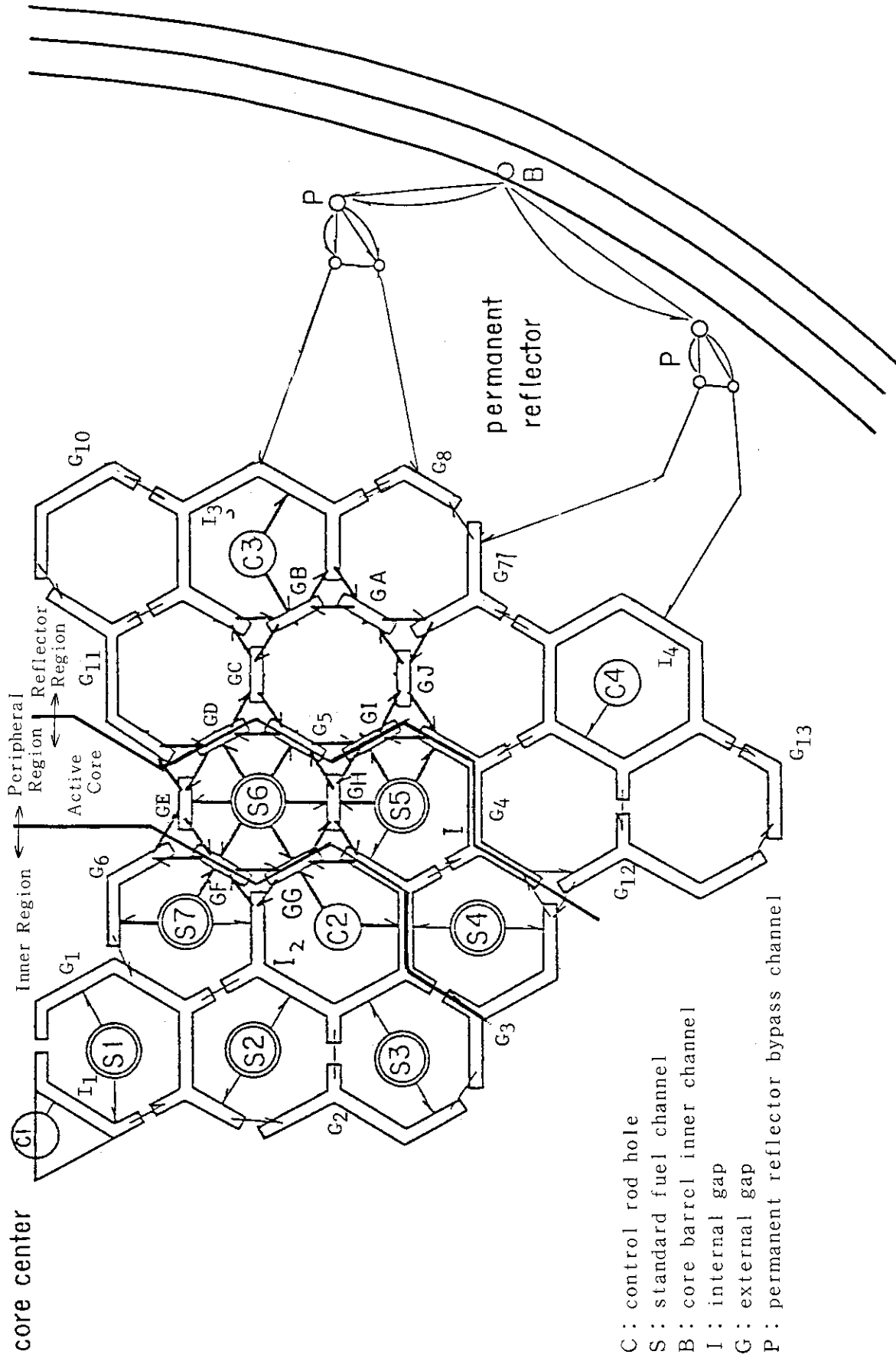
Reactor power	50 MWt
Heat generation in fuel rods	47 MWt
Fraction of heat generation in core	
Compact & sleeve/graphite block/others	94/5/1 %

## 3. Fuel Channel Dimensions

Diameter of fuel rod hole	52 mm
Inner/outer diameter of sleeve	36.3mm/46mm
Inner/outer diameter of fuel compact	18mm/36mm
Length for calculation of pressure drops	570m/fuel element
Length for calculation of temperatures	529m/fuel element
Number of fuel channels	18/fuel element

## 4. Thermal Properties

Thermal conductivity of sleeve	Function of temperature and fast neutron dose
Thermal conductivity of compact	0.03 cal/cm s °C
Emissivity factor between sleeve and compact	0.8



- C : control rod hole
- S : standard fuel channel
- B : core barrel inner channel
- I : internal gap
- G : external gap
- P : permanent reflector bypass channel

Fig. 2.1 Flow branches in radial direction (49 fuel columns)

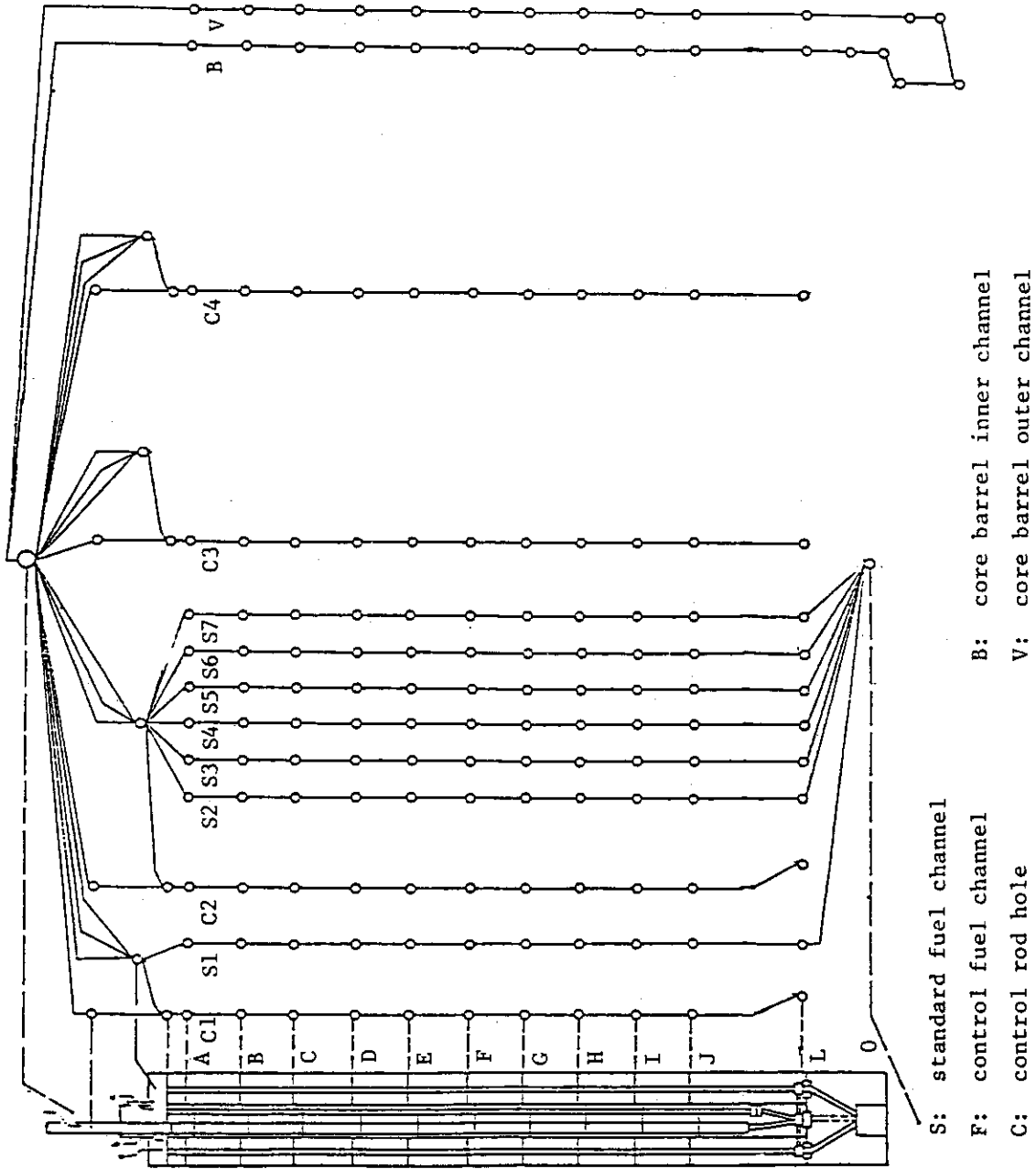


Fig. 2.2 Nodes and flow branches in axial direction  
 (Fuel channel, control rod hole and core barrel inner/outer flow branch)



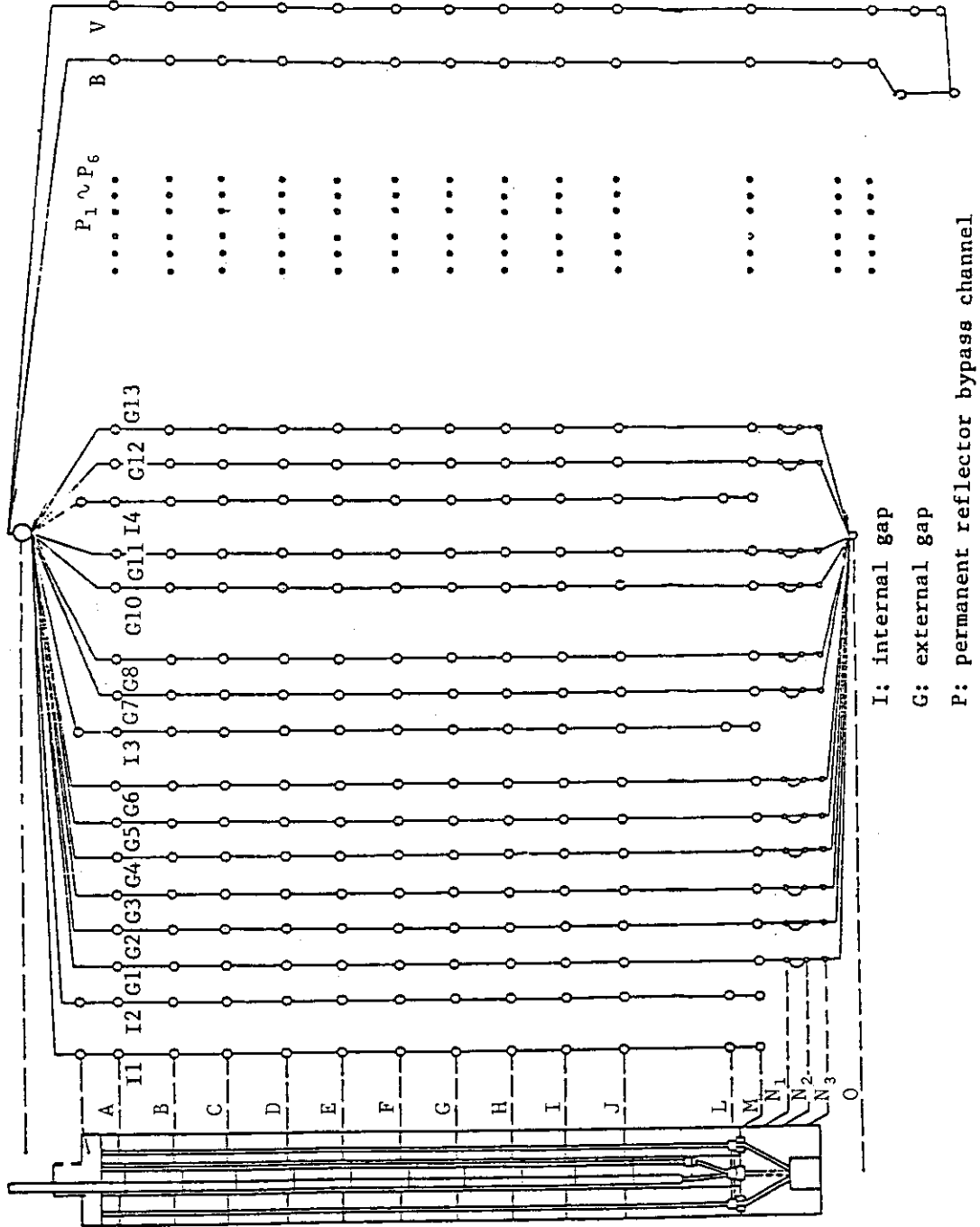


Fig. 2.3 Nodes and flow branches in axial direction  
 (Gap between fuel columns and core barrel inner/outer flow branch)

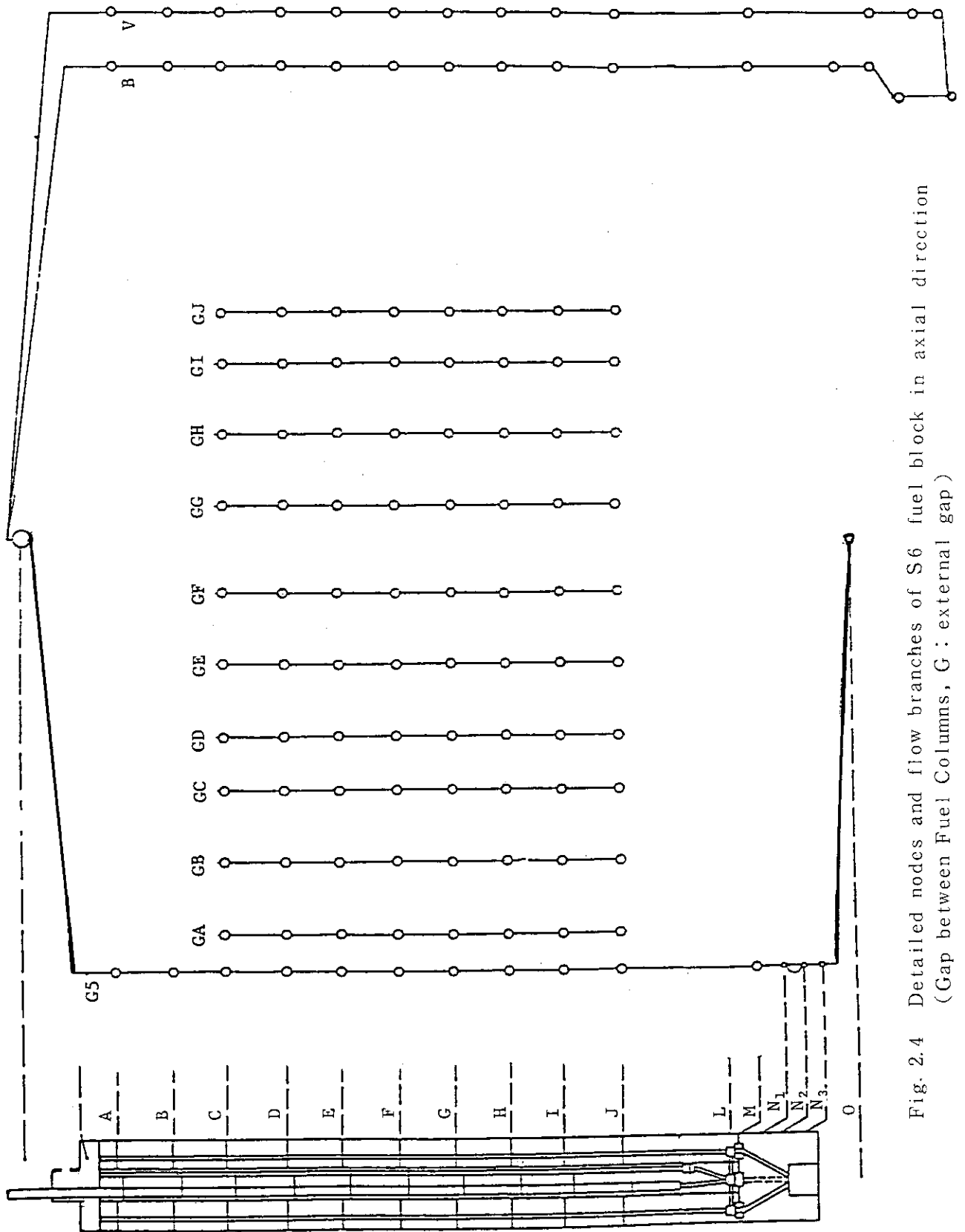
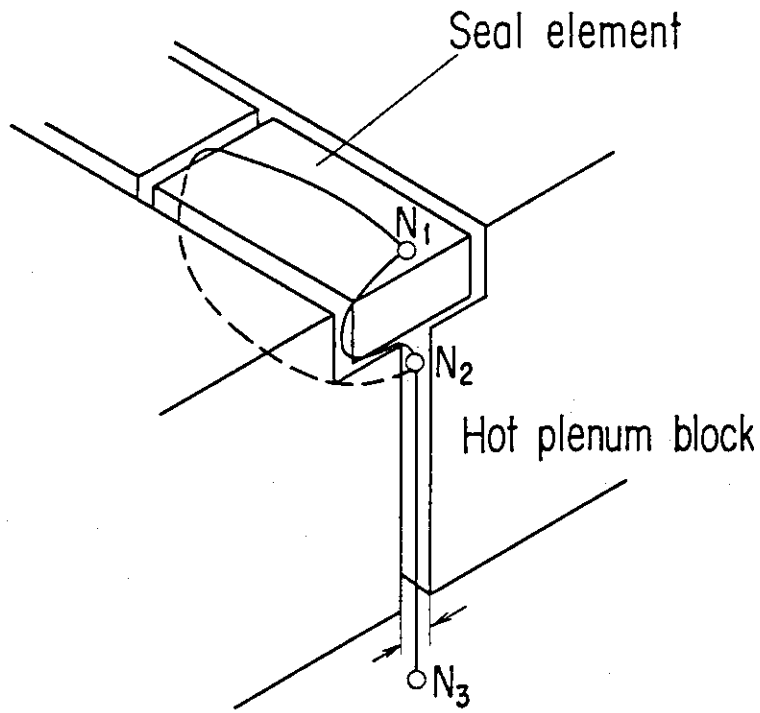
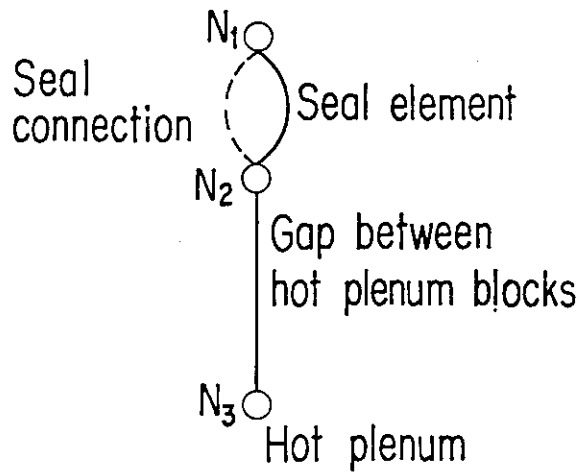


Fig. 2.4 Detailed nodes and flow branches of S6 fuel block in axial direction  
(Gap between Fuel Columns, G : external gap)

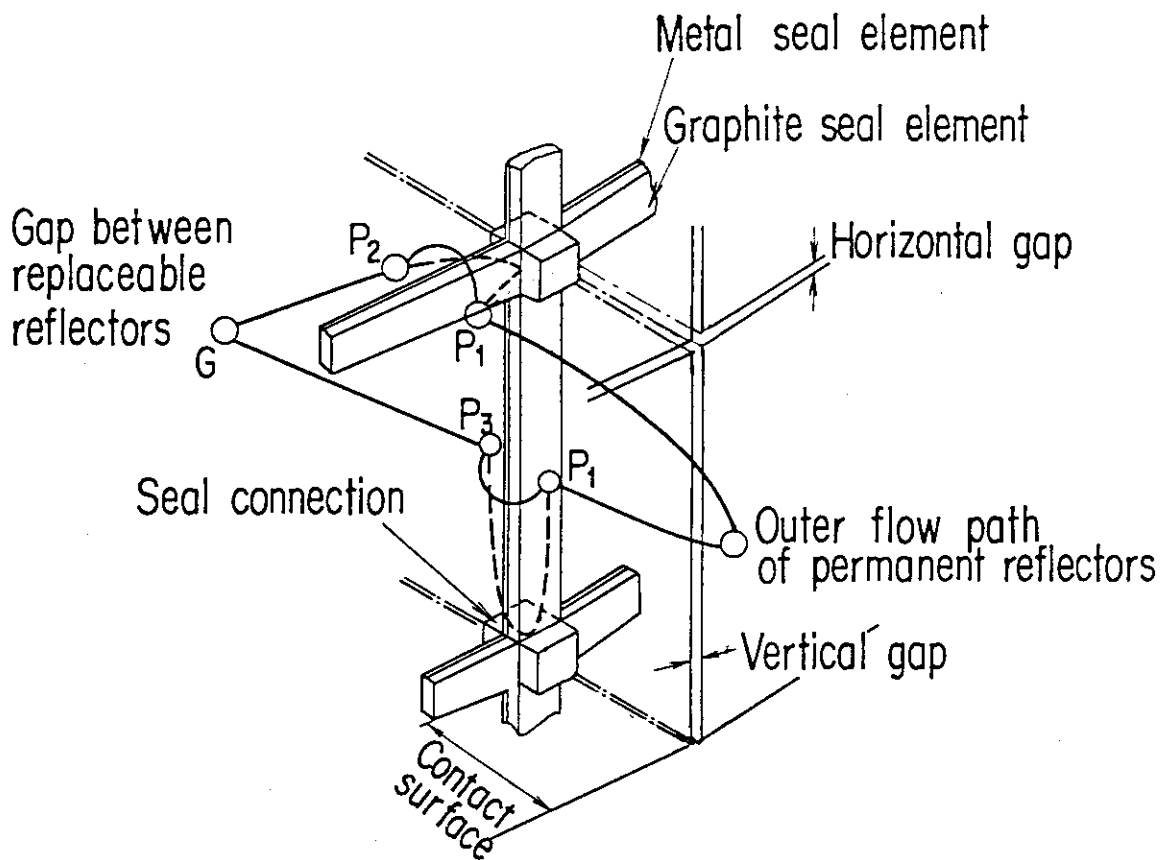


(a) Structure and flow paths

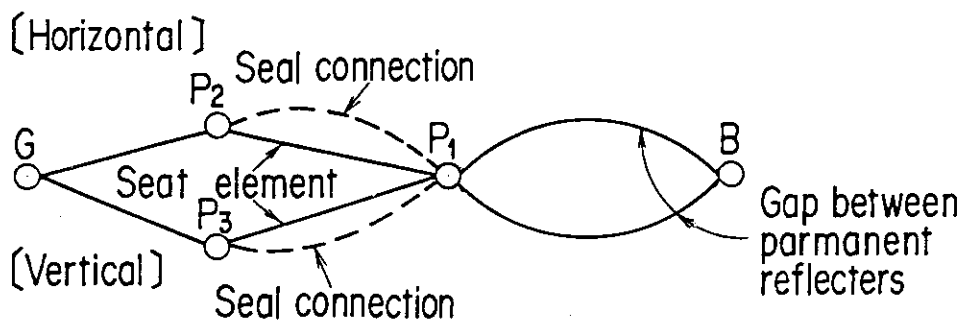


(b) Analytical model

Fig. 2.5 Analytical model for leak flow in the hot plenum blocks



(a) Structure and flow paths



(b) Analytical model

Fig. 2.6 Analytical model for leak flow in the permanent reflectors

### 3. クロス流れについての検討

#### 3.1 燃料ブロック接触面間ギャップ

燃料冷却流路を流れるヘリウムガス温度  $T_f$  とカラム間ギャップ流路を流れるヘリウムガス温度  $T_g$  の温度差 ( $=T_f - T_g$ ) が大きいほど、ブロック断面内の温度勾配が大きくなり、その結果ブロックは大きな熱変形を生じる。 $T_f$  は  $T_g$  より高温であるので、Fig. 3.1 に示すように原子炉運転状態にはブロック端面は丸みをおびた凸形のように変形する。ブロックの周囲で  $T_g$  が一様なならば、ブロック接触面間のギャップは、ブロック周囲で一様な平行ギャップになる。これが、いわゆる熱変形平行ギャップである。このギャップによるクロス流れは、Fig. 3.1 に示すようにブロック上面にプレナムを設けることで防止することができる。またこのプレナムによりブロック内の各燃料冷却流路の流量を均一化することも期待できる。ところがカラム間ギャップ流路を流れるヘリウムガスの温度  $T_g$  がブロック周囲で一様でない場合には、Fig. 3.1 及び Fig. 3.2 に示すように、高温側ヘリウムガス温度  $T_{g1}$  と低温側ヘリウムガス温度  $T_{g2}$  の温度差  $\Delta T (=T_{g1} - T_{g2})$  によりブロック外周における垂直方向の膨張量は均一とはならない。このため、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。このとき燃料カラムの中心軸が直線状の場合には、ギャップが一箇所に集中することは起こらないが、燃料カラムが湾曲する場合には中心軸が折れ線状となる。そしてその折れ線部分にギャップの集中が起こると考えられる。カラムの湾曲によってギャップの集中が発生するかどうか、また発生した場合の位置及び大きさについては、燃料カラム相互の複雑な干渉効果を炉心全体にわたって考慮して定める必要があり、非常に複雑な解析を必要とする。従って、本報告では、ブロックの中心軸が一直線になっていてギャップが1～数箇所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。以下、燃料ブロック接触面間のくさび形ギャップを単にギャップと称する。

なお、前述のごとく、平行ギャップは生じないと仮定して解析を行う。

#### 3.2 クロス流れ抵抗係数

一般に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。ブロック型燃料を用いる高温ガス炉では、前述のように、熱変形などにより積み重ねた燃料ブロック同志の接触面間にくさび形ギャップが生じる。このギャップを通し、冷却材の一部が流入（または流出）することがある。この流れをクロス流れという。クロス流れは、ブロック間の積層面（接触面）にギャップが生じ、同時にこのギャップ内に水平方向の圧力勾配が存在すると発生する。クロス流れ抵抗係数  $A$  ( $=K/A^2$ ) は次式で表される。

$$A (=K/A^2) = \frac{\Delta p_{ef} \cdot 2\rho}{G_{ef}^2} \quad (4)$$

ここで、 $K$ はクロス流れによる損失係数、 $A$ はクロス流れの流路断面積（燃料ブロック六角柱1辺当たり）、 $\Delta p_{cf}$ は燃料冷却流路とブロック外周のギャップ流路との圧力差、 $\rho$ は密度、 $G_{cf}$ はクロス流れの質量流量である。

ギャップ $\delta$ は温度差 $\Delta T (=T_{g1}-T_{g2})$ が増加すると大きくなる。ギャップ $\delta$ の増加と共にクロス流れ抵抗係数 $A$ は減少するがその値はFig. 3.3に示すようにブロック端面の形状により異なる。詳細設計(II)で採用した従来の燃料ブロック（ダウエル型）はFig. 3.4に示すようにブロック同士が平面で接触している。従って、非均一な熱変形、照射変形及びカラム湾曲等によりブロック接触面間に大きなギャップが発生するとクロス流れ抵抗係数は著しく減少する。これに対し、フランジ型燃料ブロックでは、Fig. 3.4に示すように、大きな面間ギャップ $\delta$ が生じてはめ合い部ギャップ $\delta_f$ はほとんど変化しない。しかもクロス流れ抵抗係数の値はギャップ $\delta_f$ によってほぼ決定される。従って、Fig. 3.3に示すようにブロック接触面間に比較的大きなギャップ（ $\delta$ が0.2 mmより大きなギャップ）が生じてもクロス流れ抵抗係数はダウエル型燃料ブロックの場合程大きく減少しない。例えば、面間ギャップ量 $\delta$ が0.3 mm（平均的なギャップ量）の場合、フランジ型燃料ブロックの $A$ は約 $5 \times 10^{11} \text{ m}^{-4}$ であるが、ダウエル型燃料ブロックの $A$ は約 $5 \times 10^9 \text{ m}^{-4}$ である（ただし、フランジ型の $\delta_f$ は0.1 mmとする）。すなわち、フランジ型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数はダウエル型の値に比べて約100倍高い値となる。また、同じ理由によって、ブロック接触面間のギャップが特定の面に集中する、いわゆるジョーズギャップの場合にも、フランジ型燃料ブロックの方がクロス流れを抑制する効果が大きいと推測される。

本解析では、フランジ型燃料ブロックのクロス流れ抵抗として下式を使用する。

$$A = R_c \cdot 10^{-1.23\delta + 11.1} \quad (5)$$

$$R_c = A_{\delta_f} / A_0 \quad (6)$$

ここで、 $R_c$ はクロス流れ抵抗係数比、 $A_{\delta_f}$ ははめ合い部のギャップが $\delta_f$ のときのクロス流れ抵抗係数、 $A_0$ は $\delta_f$ が0.1 mmにおけるクロス流れ抵抗係数である。

クロス流れが層流の場合には、簡単な解析検討を行うことによって、Fig. 3.3に示すように、クロス流れ抵抗係数とブロック接触面のギャップ $\delta$ との関係が $\delta_f$ をパラメータとして求まる。 $\delta_f$ が0.1 mmの場合には $\delta$ が0.2 ~ 0.6 mm（現実的な範囲）における解析結果は式(5)、(6)の実験結果と非常によく一致し、 $R_c$ が1となる。 $\delta_f$ が0.2 mmのときは $R_c$ が1/25となる。

はめ合い部ギャップ $\delta_f$ の大きさは燃料ブロックの製作公差、燃料交換性、運転時の熱・照射変形に依存するので、これらを考慮して評価すると、運転時のギャップ $\delta_f$ は0.1 ~ 0.4 mmと考えられる。本報告では、製作上可能な限り小さな値すなわち $\delta_f$ が0.1 mmの場合（ $R_c$ が1）について解析を行う。解析対象としたフランジ型燃料ブロックをFig. 3.5に、はめ合い部の形状をFig. 3.6に示す。

なお、クロス流れ抵抗係数以外の解析データは詳細設計(II)の炉内流量配分解析に使用したデータ<sup>(8)</sup>と同じである。

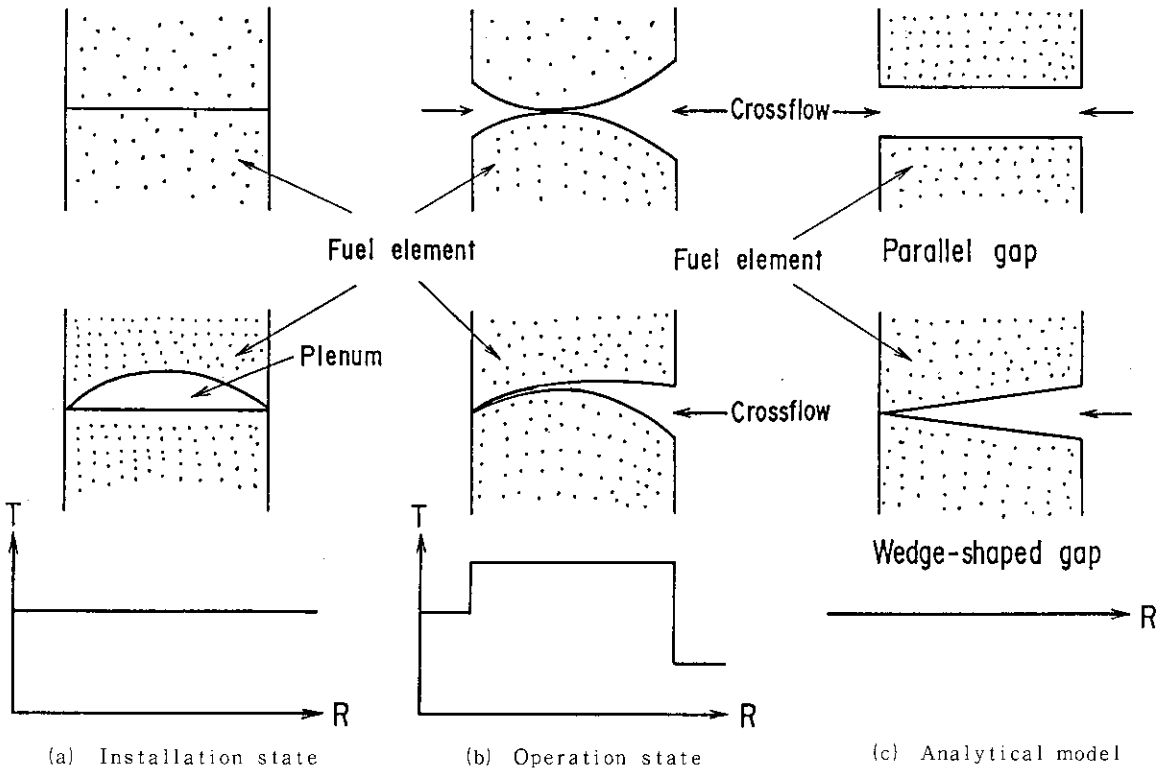


Fig. 3.1 Fuel element interface gap configurations  
 (T : Temperature, R : Radial direction in the core)

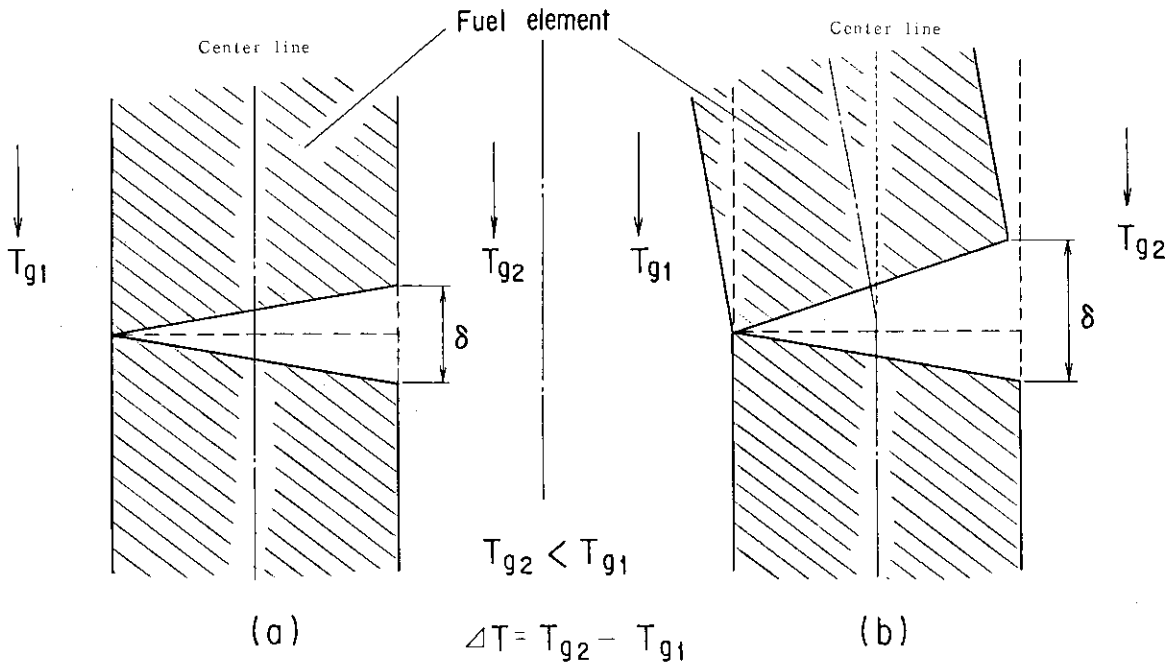


Fig. 3.2 Wedge-shaped gap configurations  
 (— : operation state, ---- : installation state)

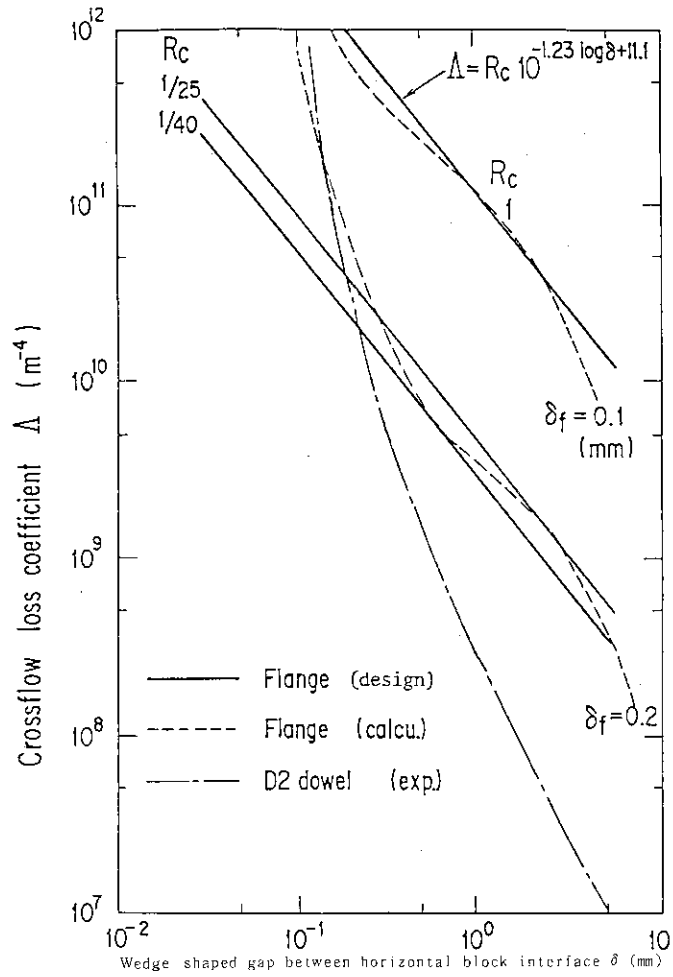


Fig. 3.3 Crossflow loss coefficient of several fuel elements.

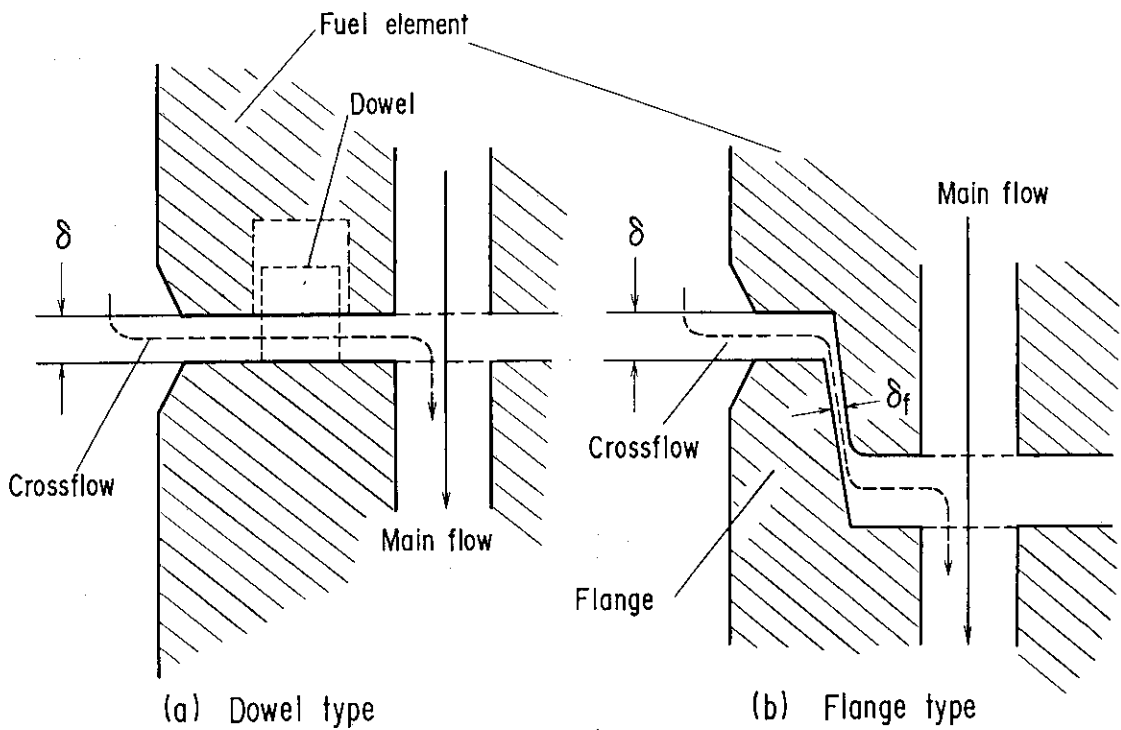
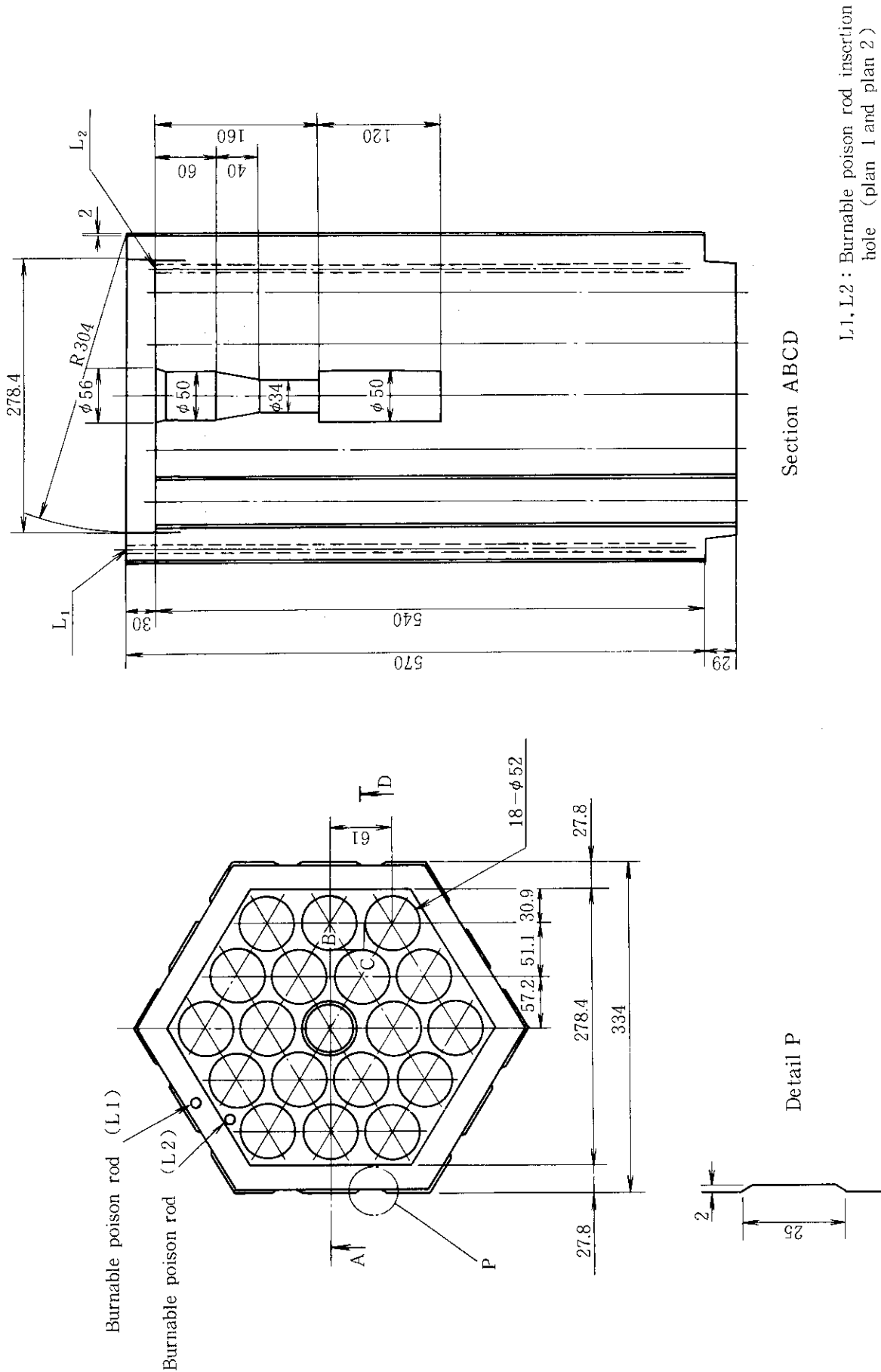


Fig. 3.4 Crossflow passage of dowel and flange type fuel element



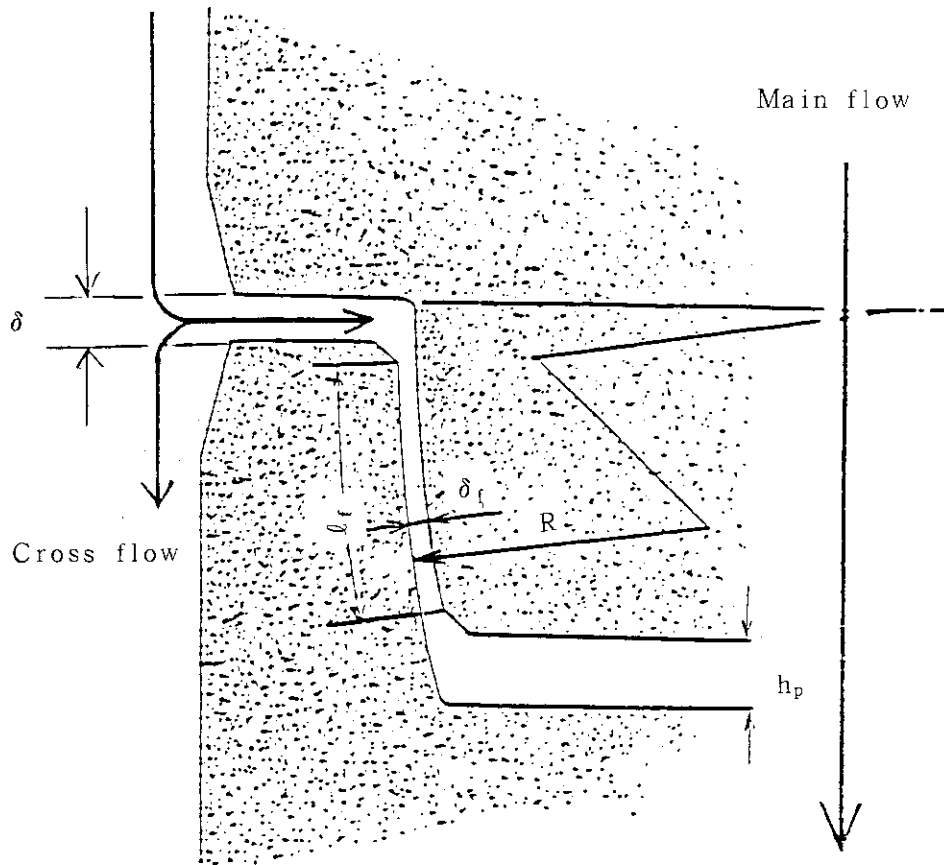


L1, L2 : Burnable poison rod insertion hole (plan 1 and plan 2)

Section ABCD

Detail P

Fig.3.5 Flange type fuel element.



- $l_f$ : Length of flange seal, 27.4 mm
- $\delta_f$ : Gap of flange seal, 0.1 mm
- $h_p$ : Plenum height, 1 mm
- $R$ : Radius of curved flange-mating portion, 304 mm
- $\delta$ : Gap between horizontal block interface

Fig. 3.6 Detail of flange-mating portion

## 4. 解析結果

### 4.1 クロス流れ抵抗係数を一定値とした場合の結果

解析ケース C 1 ~ C 10の解析に用いた値を Table 4.1 に示す。燃料冷却流路の直径  $d_c$  を51~55 mm, クロス流れ抵抗係数  $A$  を  $10^{11}$ ~ $10^{12} \text{ m}^{-4}$  の範囲に変えて解析を行った。得られた炉内流量配分の結果を Fig. 4.1 ~ Fig. 4.10 に示す。Fig. 4.4 に示す解析結果は  $d_c$  が52mm,  $A$  が  $5 \times 10^{11} \text{ m}^{-4}$  の場合(基準ケース)である。この場合の炉心有効流量割合  $\bar{W}_{eff}$  (軸方向の最小値) 及び炉心の全圧力損失  $\Delta p$  はそれぞれ80% 及び  $0.19 \text{ kg/cm}^2$  である。 $d_c$  が52mm から53mm に増加すると, Fig. 4.6 に示すように,  $\Delta p$  は  $0.141 \text{ kg/cm}^2$  に減少し, 固定反射体から漏れ込む流量が減少するので  $\bar{W}_{eff}$  は82.3% に増加する。 $d_c$  をパラメータとして,  $\bar{W}_{eff}$  と  $A$  の関係を Fig. 4.11 に示す。 $d_c$  及び  $A$  の増加するほど  $\bar{W}_{eff}$  は増加することが分かる。 $A$  が  $10^{13} \text{ m}^{-4}$  以上になると  $\bar{W}_{eff}$  の増加率は小さくなり, クロス流れの流量は非常に少なくなっていることが分かる。

$d_c$  が52mm, 燃料ブロック接触面間のギャップが0.3 mm (平均的な値) の場合の炉心有効流量割合 ( $\bar{W}_{eff}$ ) をフランジ型燃料ブロックを使用した改良小型炉心とダウエル型燃料ブロックを使用した詳細設計II)の炉心について比較してみると, 後者の約70% ( $A$  は  $5 \times 10^9 \text{ m}^{-4}$ ) に対し, 前者は約80% ( $A$  は  $5 \times 10^{11} \text{ m}^{-4}$ ) であり, フランジ型燃料ブロックを使用した方が  $\bar{W}_{eff}$  は明らかに増加している。

カラム間のギャップ流路及び固定反射体接触面間を通り直接高温プレナム内へ流入する漏れ流量割合  $\bar{W}_L$  と炉心の全圧力損失  $\Delta p$  の関係を Fig. 4.12 に示す。 $\Delta p$  が増加すると  $\bar{W}_L$  の増加は緩やかになるが, その原因としてシール要素の圧力損失係数による影響が考えられる。図から分かるように,  $A$  の値を変えても  $\bar{W}_L$  の値はほとんど変わらない。 $\bar{W}_{eff}$  と  $\Delta p$  の関係を Fig. 4.13 に示すが圧力損失が小さいほど漏れ流量が少なく,  $\bar{W}_{eff}$  が増加する。

### 4.2 クロス流れ抵抗係数の値が軸方向に変化する場合の結果

燃料ブロックの接触面間にはブロックの不均一な熱変形等によりギャップが発生するが, このギャップ量は温度差  $\Delta T$  ( $=T_{g1} - T_{g2}$ ) が大きいほど大きくなる。そして, ギャップ量の増加とともにクロス流れ抵抗係数  $A$  は減少する。実際の炉心では同じカラムに含まれる燃料ブロックの  $\Delta T$  は同じ値とはならない。従って, 4.1 節の解析で用いた「 $A$  が軸方向に一定値である」という仮定がどの程度成立するかを以下に検討する。

まず,  $d_c$  が53mm で  $A$  の値が軸方向に一定値 ( $= 5 \times 10^{11} \text{ m}^{-4}$ ) であると仮定して求めたカラム間ギャップ流路間の温度差  $\Delta T$  を Table 4.2 に示し, カラム間ギャップ流路を流れる冷却材の軸方向温度分布を Fig. 4.14 に示す。このようにして求めたカラム間ギャップ流路の温度差  $\Delta T$  と冷却材の軸方向温度分布を用いて, くさび形ギャップ量  $\delta$  とクロス流れ抵抗係数の値を熱変形解析より求めた。その結果を Table 4.3 に示す。Table 4.3 のギャップ番号とその位置の関係は Fig. 4.

15に示すとおりである。

次にこのようにして求めた $A$ の分布を用いて求めた炉内流量配分の解析結果をFig. 4.16に示す。 $\bar{W}_{eff}$ は82.5%であり、 $A$ の値が軸方向に変化せず一定値( $5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$ )として算出した $\bar{W}_{eff}$ に比べて、高々0.2%増加しているだけである。Table 4.3に示す $A$ の値を軸方向に平均して求めた平均値は $5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$ に近い値であるので、両者の $\bar{W}_{eff}$ はほとんど同じ値になったものと考えられる。

また、 $A$ が分布した場合のカラム間ギャップ間の温度差 $\Delta T$ をTable 4.2に示す。 $A$ を一定値( $5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$ )の場合と比較すると両者はかなりよく一致している。従って、Table 4.3で用いたギャップ量 $\delta$ の値は妥当なものと言える。

### 4.3 炉内流量配分に及ぼすオリフィス係数の影響

第2領域のオリフィス係数 $A_2$ と第1領域のオリフィス係数 $A_1$ ( $= 3200 \text{m}^{-4}$ )との比(オリフィス係数比 $R_{A21} = A_2/A_1$ )が流量配分に及ぼす影響を解析によって調べた。オリフィス係数比 $R_{A21}$ を1から10まで変えた場合の第2領域と第1領域の流量比 $R_{A21}$ をFig. 4.17に示す。 $R_{A21}$ が増加すると第2領域の流動抵抗が増加するため第2領域の流量 $G_2$ が相対的に低下する。 $R_{A21}$ が1及び2における軸方向流量分布をそれぞれFig. 4.18及びFig. 4.19に示す。クロス流れ抵抗係数が $5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$ と大きいので、クロス流れによる軸方向の流量変化は小さい。 $R_{A21}$ が1の場合は第2領域の流量が第1領域の流量よりわずかに多いが、 $R_{A21}$ が2の場合には第2領域の流動抵抗が増加し、第2領域の流量は第1領域の流量の約93%となる。

次に、オリフィス係数比 $R_{A21}$ と領域出口冷却材温度との関係をFig. 4.20に示す。第1領域の出口温度は $R_{A21}$ の増加とともに低下し、第2領域の出口温度は $R_{A21}$ の増加とともに上昇する。これはFig. 4.19に示した領域流量の変化から明らかである。また $R_{A21}$ が約2.3のとき第1領域と第2領域出口温度が同じ値(約 $1032^\circ\text{C}$ )となる。従って、領域出口温度を一様にするためにはオリフィス係数比 $R_{A21}$ の値を約2.3にすればよい。

オリフィス係数比を1から10まで変えた場合の炉内流量配分図をFig. 4.21~Fig. 4.25に示す。 $R_{A21}$ が増加すると炉心内圧力損失が増加し、炉心をバイパスする流量が増加するため、 $\bar{W}_{eff}$ が増加する。 $R_{A21}$ と $\bar{W}_{eff}$ の関係をFig. 4.26に示す。 $R_{A21}$ が約2.3の場合(領域出口温度を均一にする場合)には $\bar{W}_{eff}$ は約82%となる。

なお、熱出力分布の相違による $\bar{W}_{eff}$ の相違はTable 4.1解析ケースC6と解析ケースC16の結果を比較すれば明らかなように、0.1%の相違にすぎない。

Table 4.1 Analysis cases and results of effective coolant flow rate

Item Analysis Case	Diameter of Coolant Channel $d_c$ (mm)	crossflow loss coefficient $A$ ( $m^{-4}$ )	Orifice Factor Ratio $R_{A21}$	Thermal Power Distribution	Effective Coolant Flow Rate $\bar{W}_{eff}$ (%)	Core Pressure Drop $\Delta p$ (kg/cm <sup>2</sup> )	Fig. No.
C 1	51	$10^{11}$	1.12	Detailed - Design - II                Revised Core	72.9	0.263	Fig. 4.1
C 2	↓	$5 \times 10^{11}$	↓		76.4	0.276	4.2
C 3	↓	$10^{12}$	↓		77.5	0.281	4.3
C 4	52	$5 \times 10^{11}$	↓		80.0	0.190	4.4
C 5	53	$10^{11}$	↓		79.8	0.137	4.5
C 6	↓	$5 \times 10^{11}$	↓		82.3	0.141	4.6
C 7	↓	$10^{12}$	↓		83.0	0.144	4.7
C 8	55	$10^{11}$	↓		83.2	0.090	4.8
C 9	↓	$5 \times 10^{11}$	↓		85.2	0.092	4.9
C 10	↓	$10^{12}$	↓		85.8	0.093	4.10
C 11	53	Distributed	↓		82.5	0.141	4.16
C 12	↓	$5 \times 10^{11}$	1		82.4	0.136	4.21
C 13	↓	↓	2		81.6	0.149	4.22
C 14	↓	↓	5		79.8	0.183	4.23
C 15	↓	↓	10		77.8	0.224	4.24
C 16	↓	↓	1.12		82.4	0.137	4.25

Table 4.2 Coolant temperature difference between inter-column gaps

Location	Case A ( $K/A^2$ : constant ( $5 \times 10^{11} m^{-4}$ ))		Case B ( $K/A^2$ : distributed)	
	Inner Region	Peripheral Region	Inner Region	Peripheral Region
	$\Delta T_{g1}^*$	$\Delta T_{gp}^{**}$	$\Delta T_{g1}$	$\Delta T_{gp}$
UR 1	0.1 °C	0.3 °C	0.1 °C	0.2 °C
UR 2	0.4	0.4	0.3	0.5
Fuel 1	2.2	2.7	2.3	2.2
2	9.8	9.7	10.7	10.8
3	27.0	70.1	29.0	72.6
4	23.4	139.1	26.8	143.8
5	9.8	183.7	12.8	190.2
6	5.8	204.3	4.8	210.7
7	19.4	213.5	20.7	218.5
LR	124.8	67.6	132.9	66.5

Remarks

\*  $\Delta T_{g1} = |T_{G1} - T_{12}|$

\*\*  $\Delta T_{gp} = |T_{12} - T_{G4}|$

Table 4.3 The data of crossflow loss coefficient using flange type fuel elements

Inner Region ( $S_1, S_2, S_3, S_7$ )					
$n_b$	$\Delta T_{gI}$	$n_g$	$\delta_t$	$\delta$	$A$
1	0.100	1	0.056	0.116	1.790 E+12
2	0.400	2	0.056	0.171	1.102 E+12
3	2.200	3	0.058	0.174	1.081 E+12
4	9.800	4	0.068	0.186	9.975 E+11
5	27.000	5	0.089	0.217	8.247 E+11
6	23.400	6	0.085	0.234	7.514 E+11
7	9.800	7	0.068	0.212	8.463 E+11
8	5.800	8	0.063	0.190	9.685 E+11
9	19.400	9	0.080	0.202	8.982 E+11
11	124.800	11	0.212	0.352	4.553 E+11
		12	0.0	0.272	6.247 E+11
Peripheral Region ( $S_4, S_5, S_6$ )					
$n_b$	$\Delta T_{gP}$	$n_g$	$\delta_t$	$\delta$	$A$
1	0.300	1	0.056	0.116	1.785 E+12
2	0.400	2	0.056	0.172	1.100 E+12
3	2.700	3	0.059	0.175	1.077 E+12
4	9.700	4	0.068	0.186	9.942 E+11
5	70.100	5	0.143	0.271	6.276 E+11
6	139.100	6	0.230	0.433	3.523 E+11
7	183.700	7	0.286	0.576	2.483 E+11
8	204.300	8	0.309	0.655	2.119 E+11
9	213.500	9	0.315	0.684	2.008 E+11
11	67.600	11	0.140	0.515	2.845 E+11
		12	0.0	0.200	9.105 E+11
<p>Symbols <math>n_b</math> and <math>n_g</math> : block and gap numbers</p> <p><math>\Delta T_{gI}</math> and <math>\Delta T_{gP}</math> : coolant temperature difference between inter-column gaps for inner and peripheral regions (°C)</p> <p><math>\delta_t</math> and <math>\delta</math> : thermal deformation gap and gap between horizontal block interface (mm)</p> <p><math>A</math> : crossflow loss coefficient (<math>m^{-4}</math>)</p>					



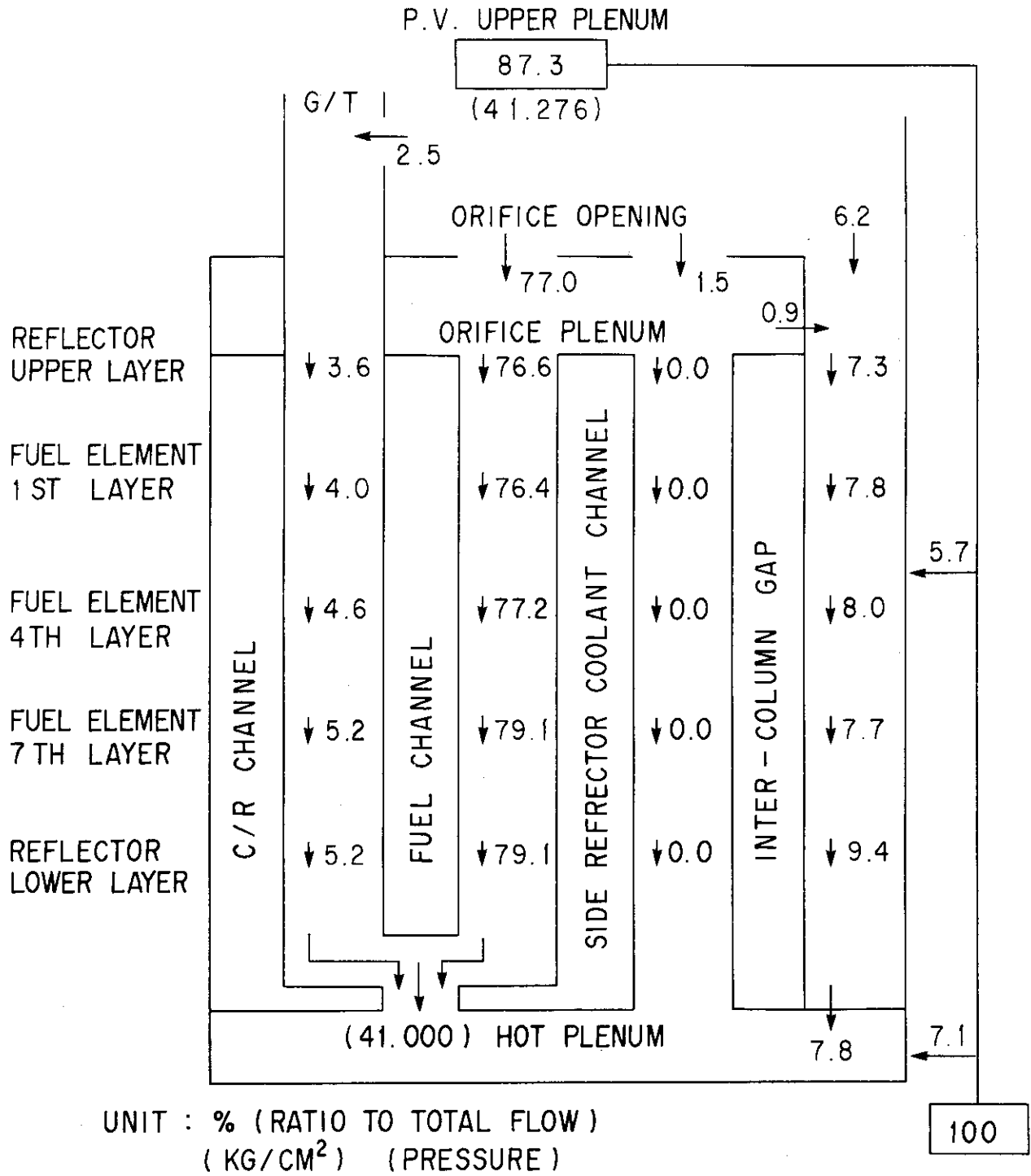


Fig. 4.2 Flow distribution ( $d_c = 51 \text{ mm}$  and  $A = 5 \times 10^{11} \text{ m}^{-4}$ )



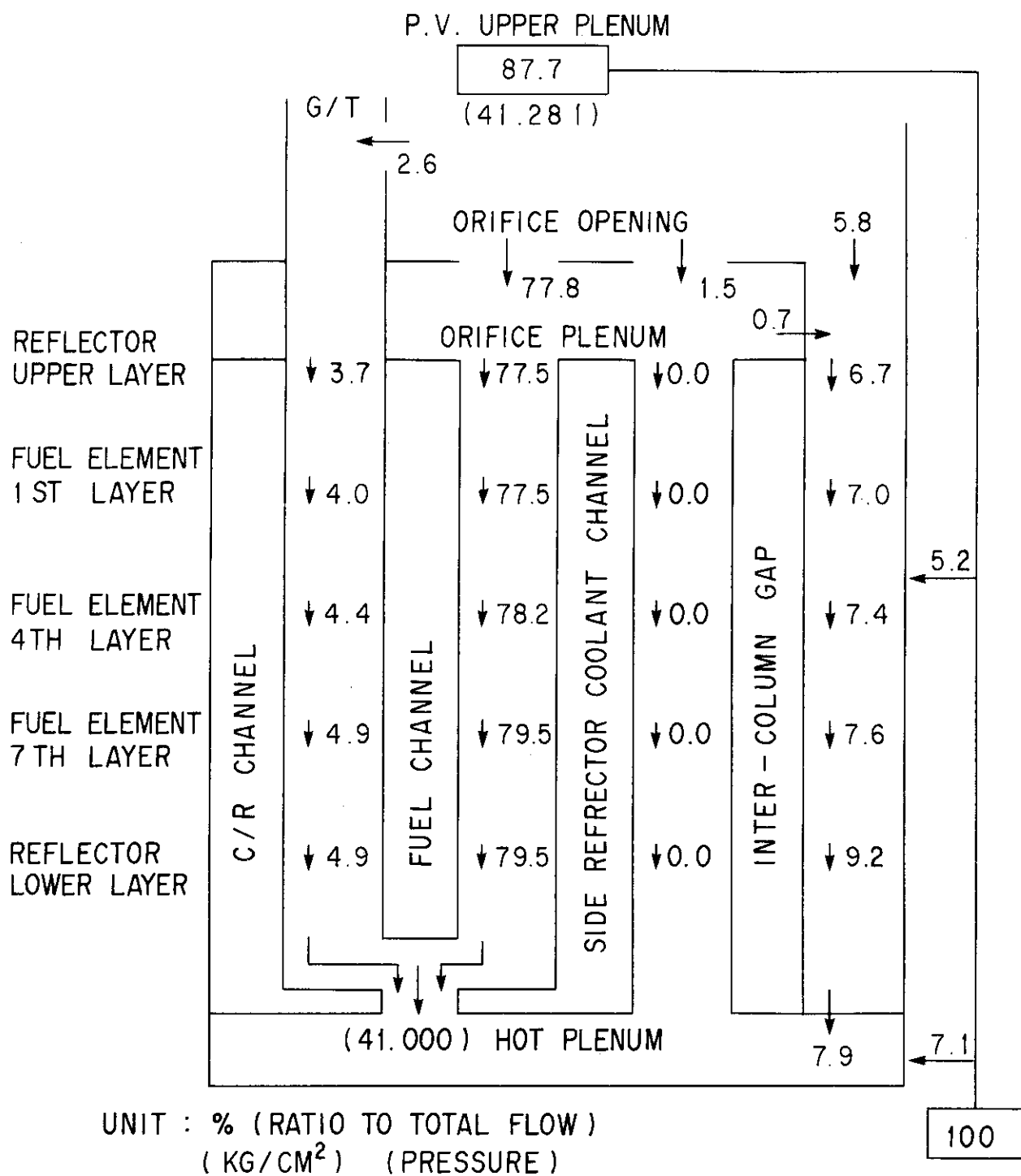


Fig. 4.3 Flow distribution ( $d_c = 51 \text{ mm}$  and  $A = 10^{12} \text{ m}^{-4}$ )

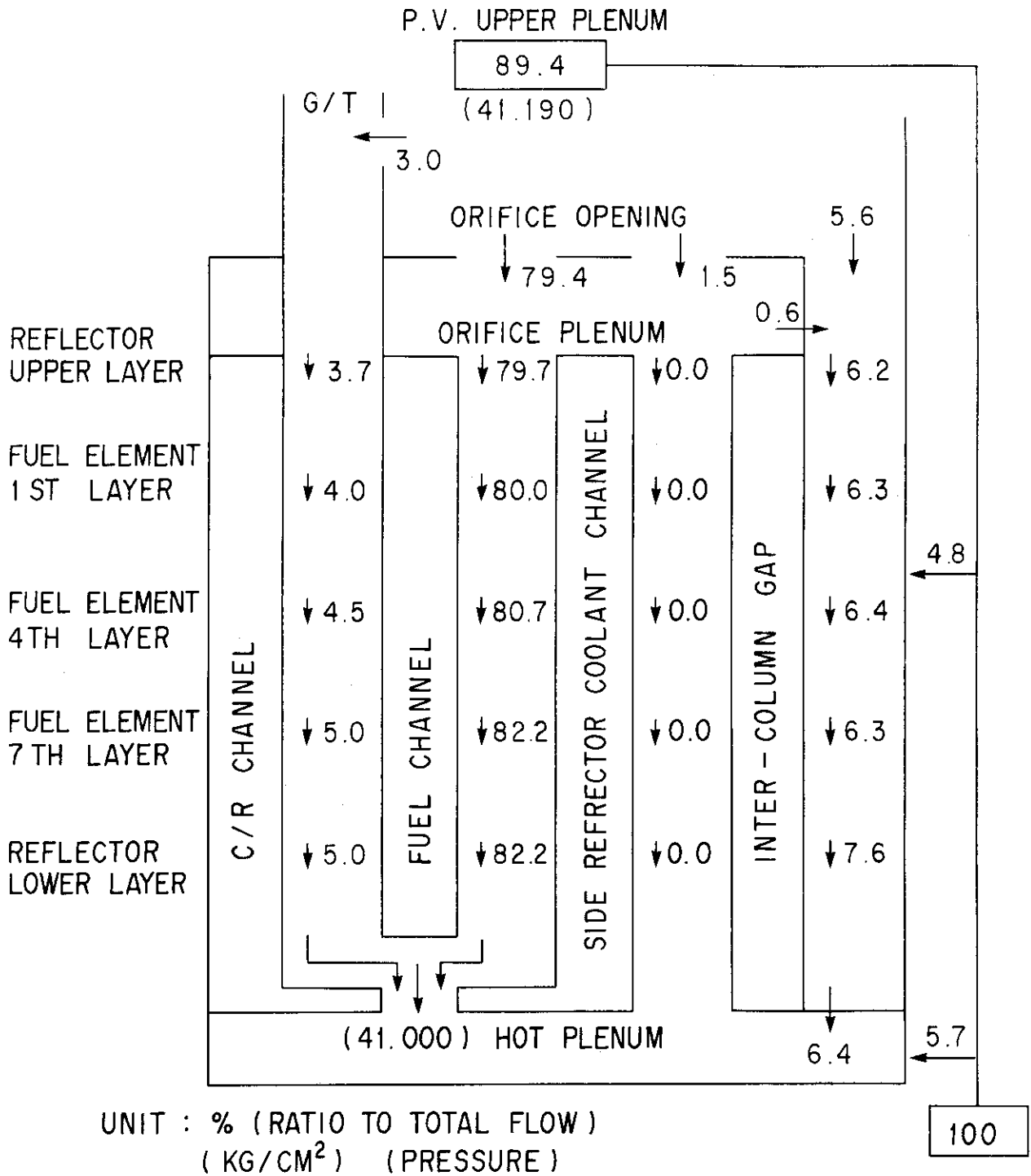


Fig. 4.4 Flow distribution ( $d_c = 52 \text{ mm}$  and  $A = 5 \times 10^{11} \text{ m}^{-4}$ )

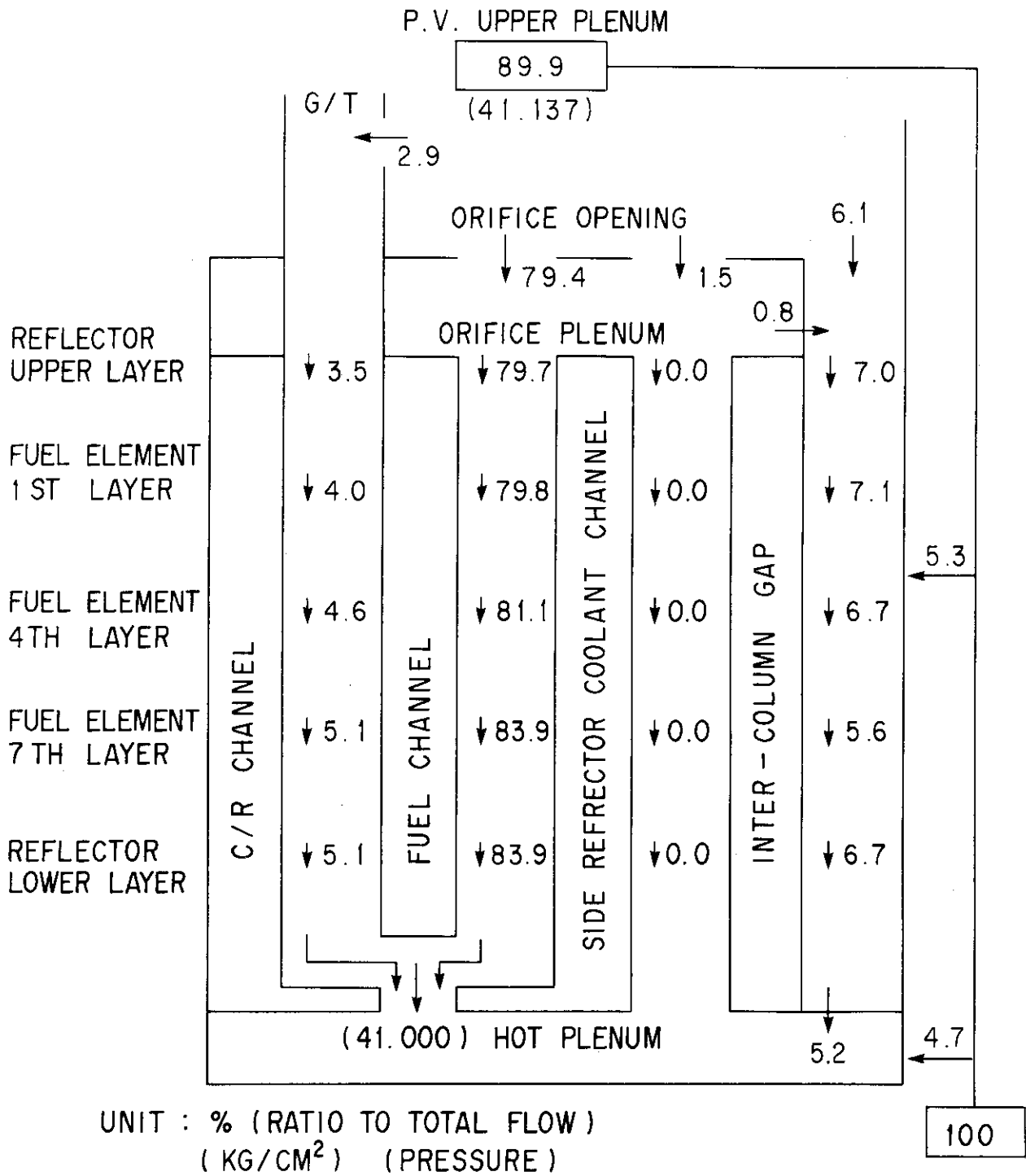


Fig. 4.5 Flow distribution ( $d_c = 53 \text{ mm}$  and  $A = 10^{11} \text{ m}^{-4}$ )

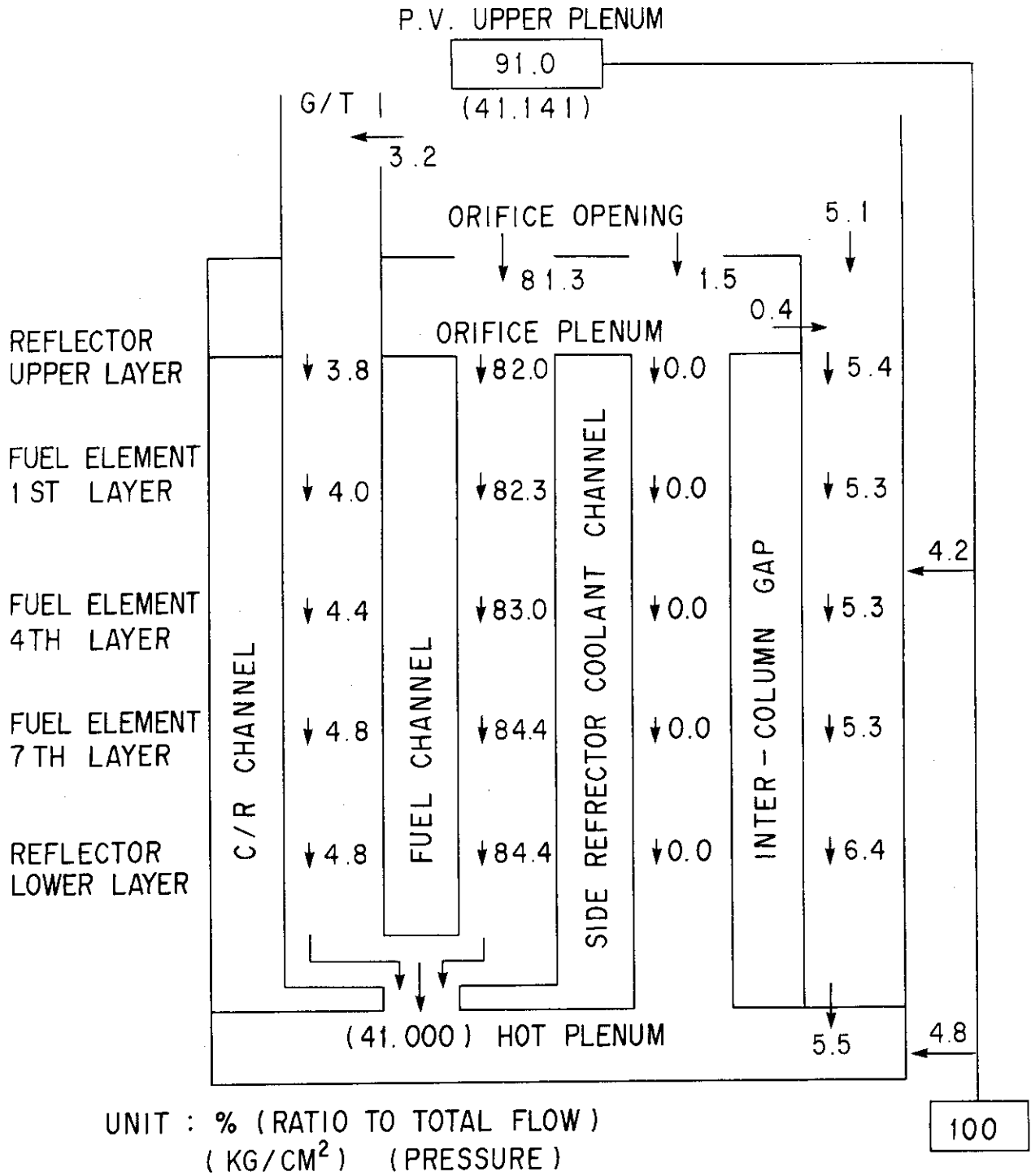


Fig. 4.6 Flow distribution ( $d_c = 53 \text{ mm}$  and  $A = 5 \times 10^{11} \text{ m}^4$ )

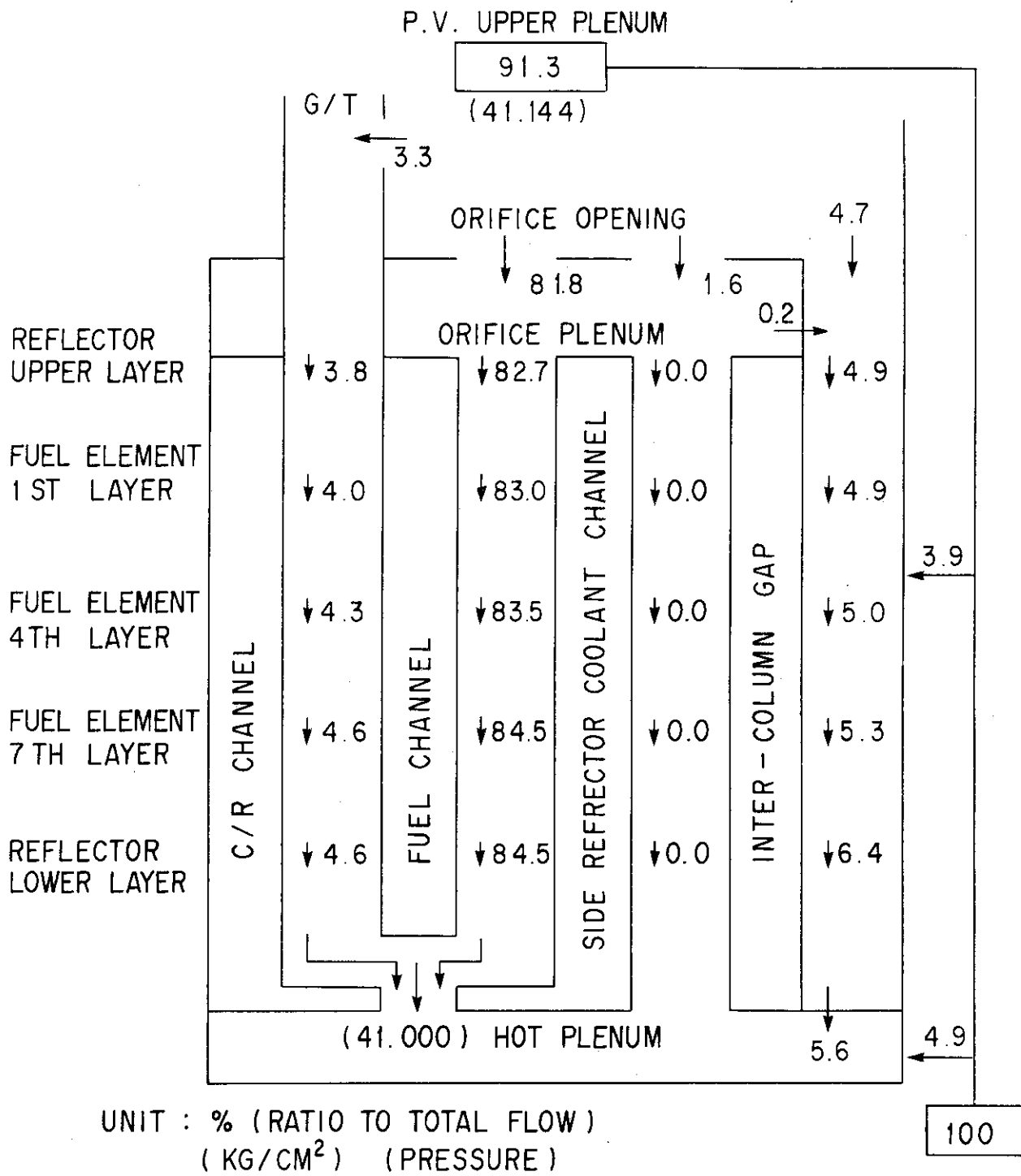


Fig. 4.7 Flow distribution ( $d_c = 53 \text{ mm}$  and  $A = 10^{12} \text{ m}^{-4}$ )

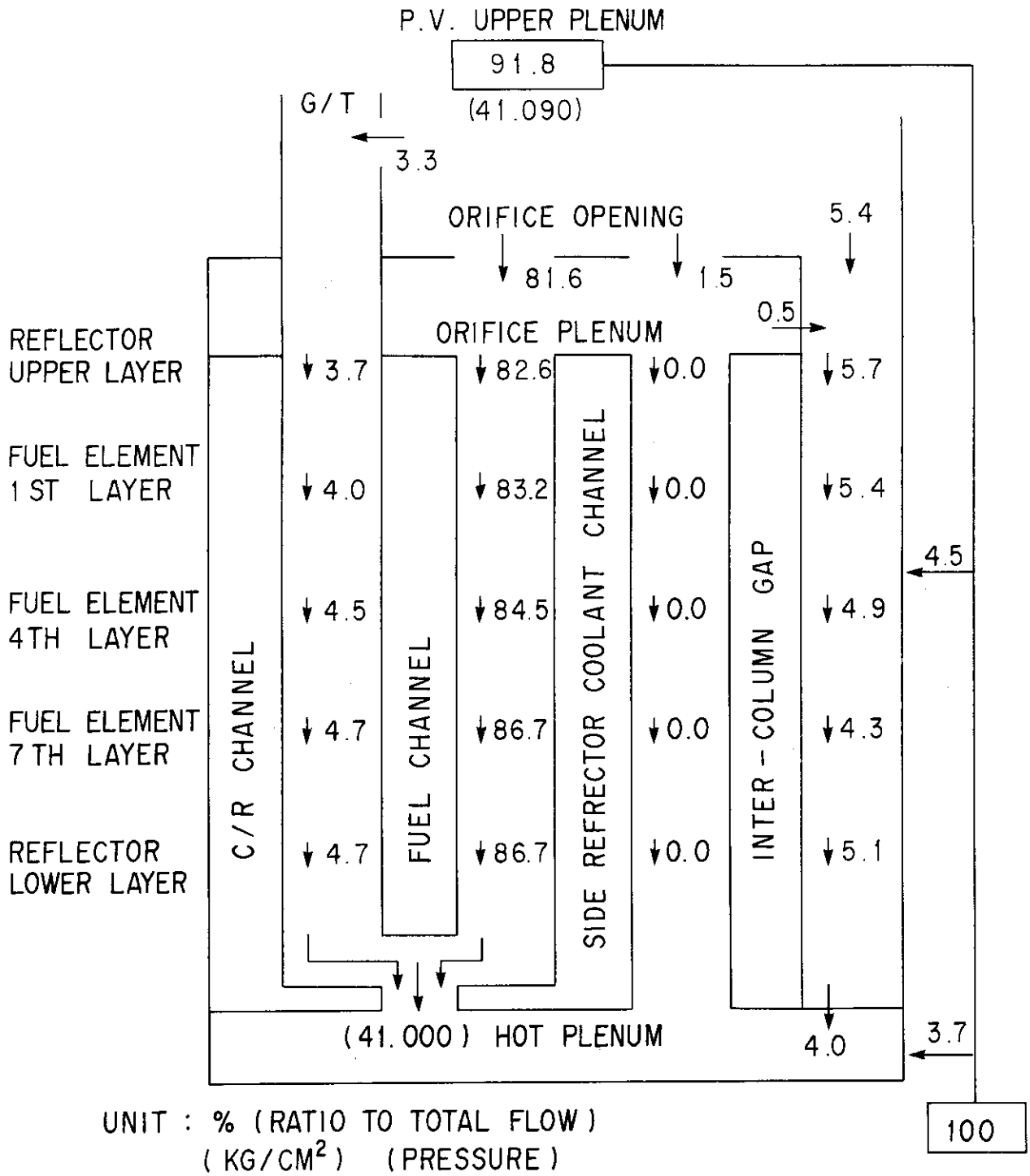


Fig. 4.8 Flow distribution ( $d_c = 55 \text{ mm}$  and  $A = 10^{11} \text{ m}^{-4}$ )

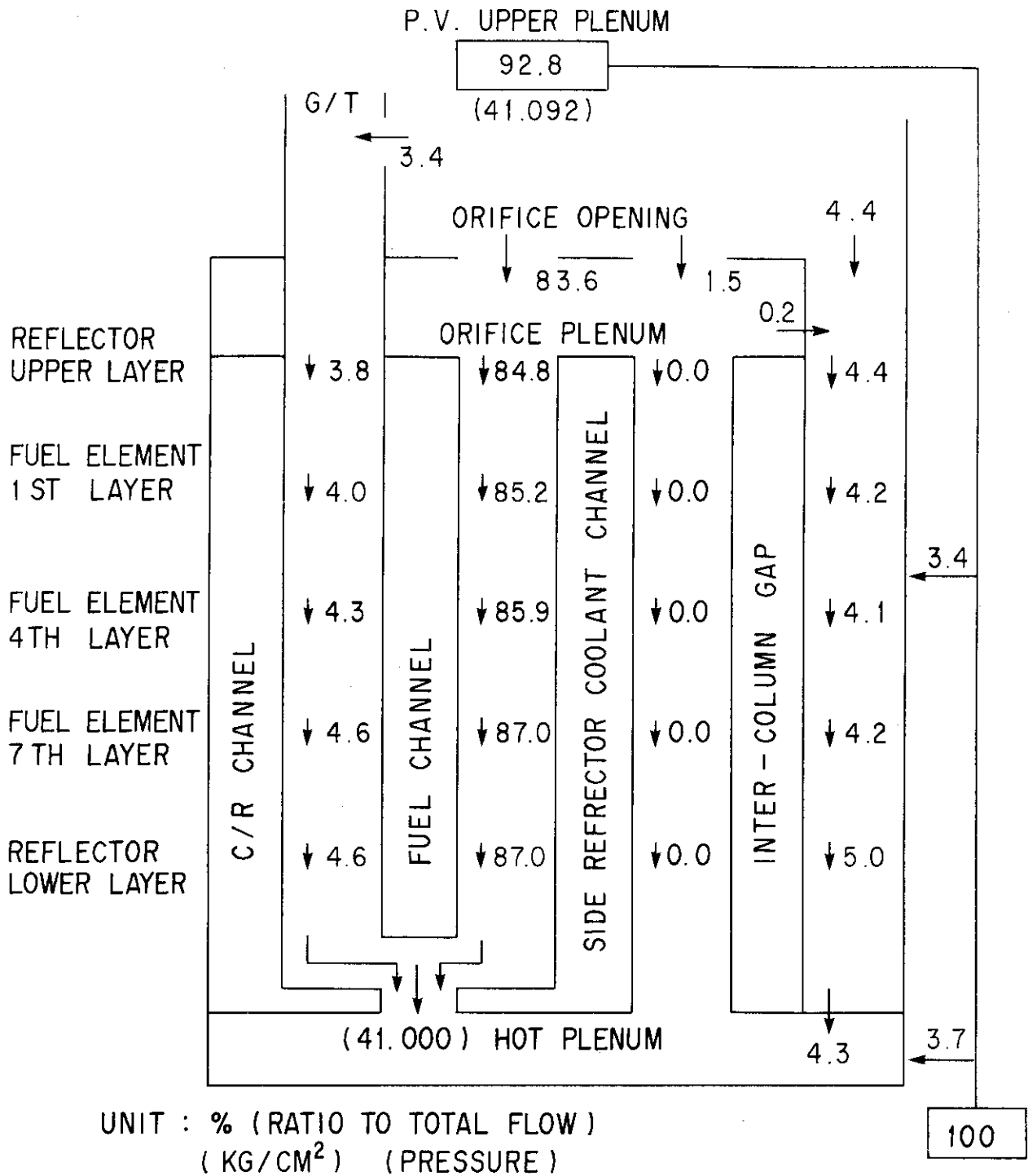


Fig. 4.9 Flow distribution ( $d_c = 55 \text{ mm}$  and  $A = 5 \times 10^{11} \text{ m}^{-4}$ )

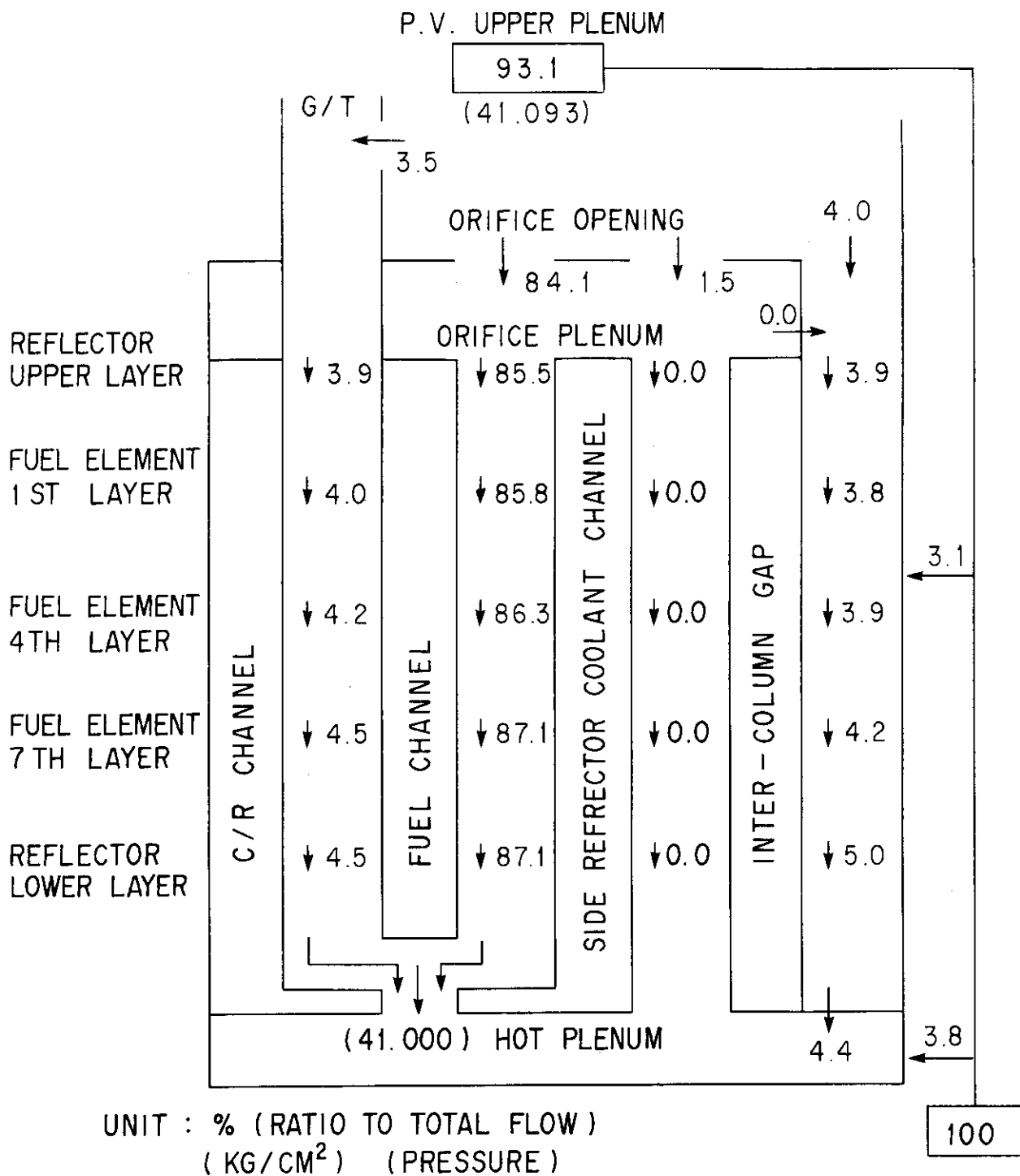


Fig. 4.10 Flow distribution ( $d_c=55$  mm and  $A=10^{12}m^{-4}$ )



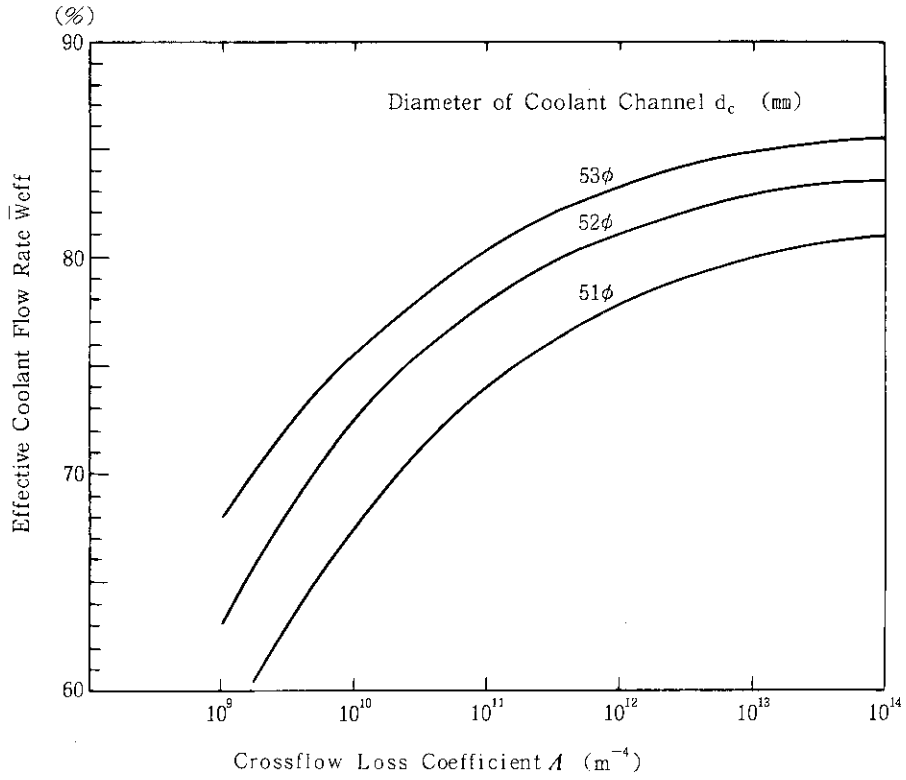


Fig. 4.11 Effective coolant flow rate  $\bar{W}_{eff}$  vs. crossflow loss coefficient  $A$

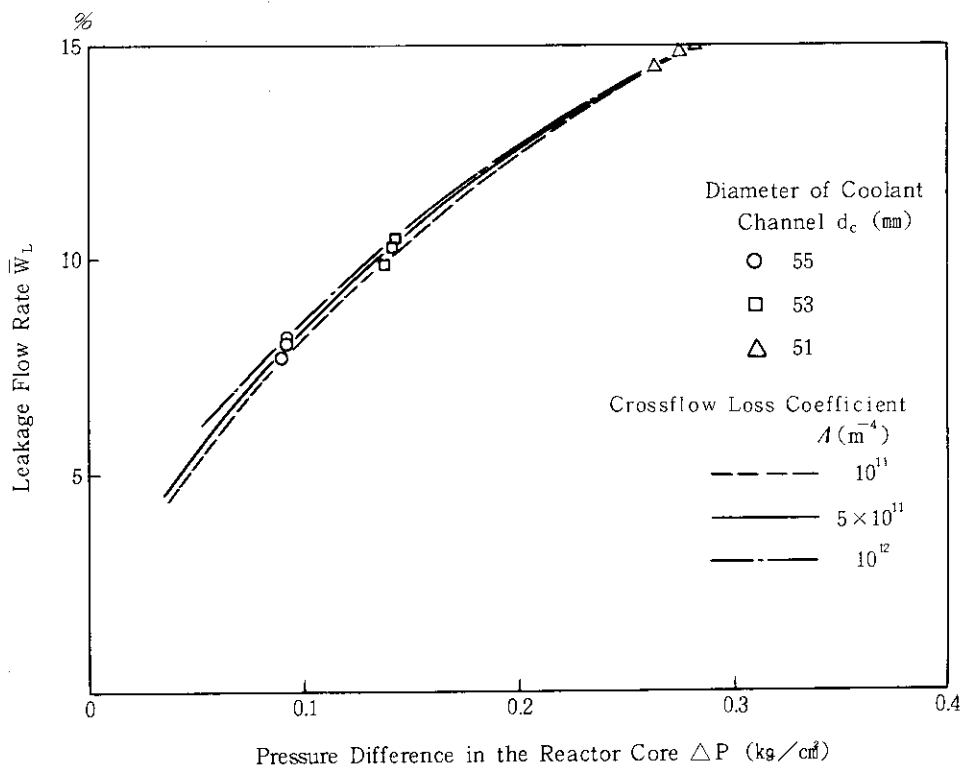


Fig. 4.12 Leakage flow rate  $\bar{W}_L$  vs. pressure difference in the reactor core  $\Delta P$

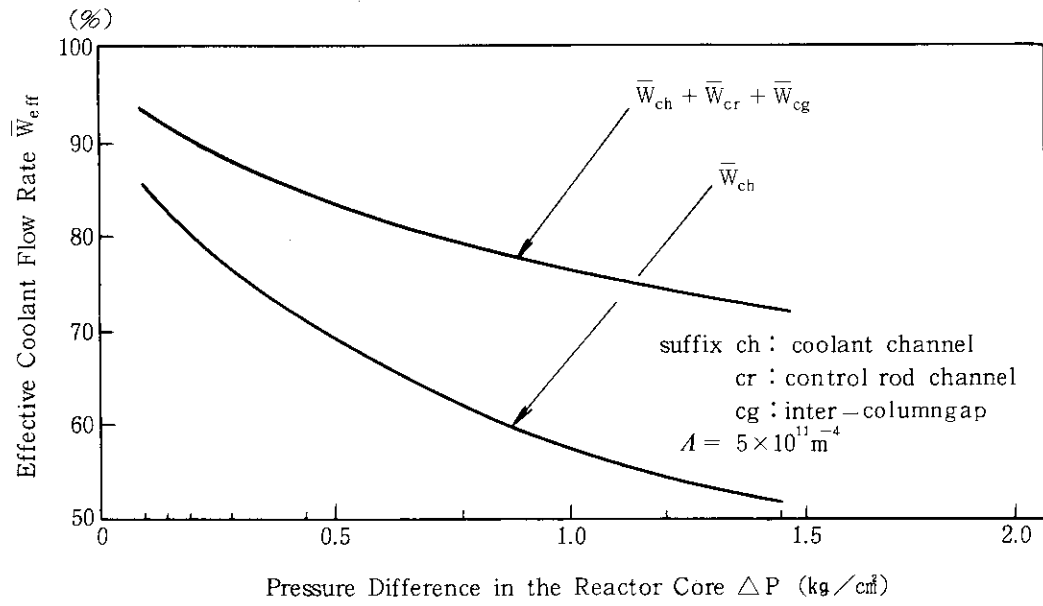


Fig. 4.13 Effective coolant flow rate vs. pressure difference in the reactor core

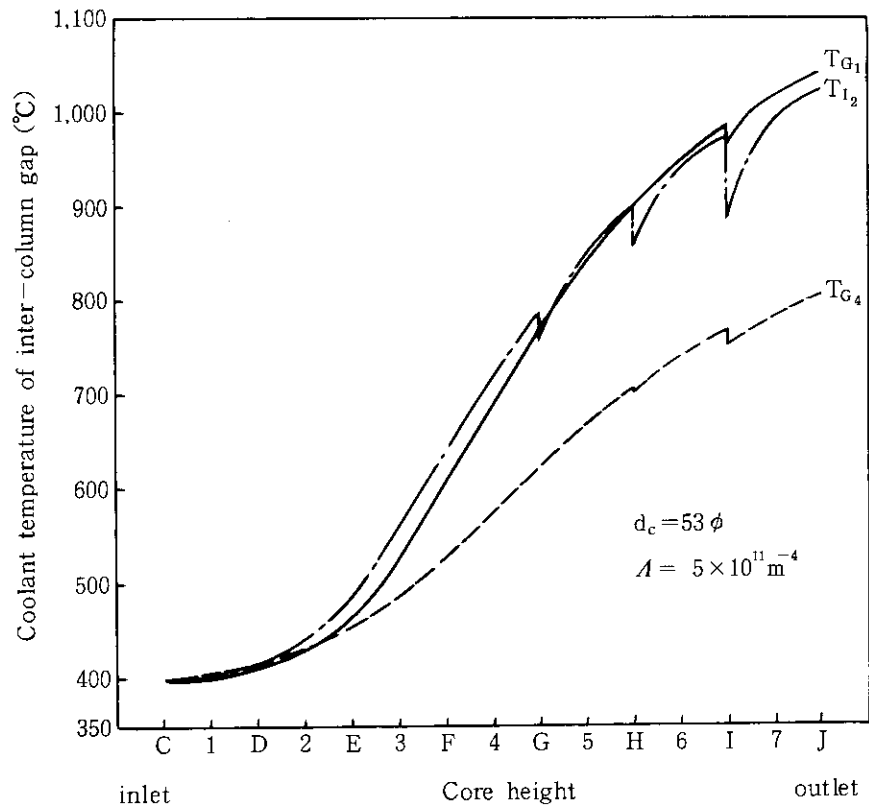


Fig. 4.14 Axial coolant temperature distribution of inter-column gap (C ~ J : plane symbols, 1 ~ 7 : fuel layers)

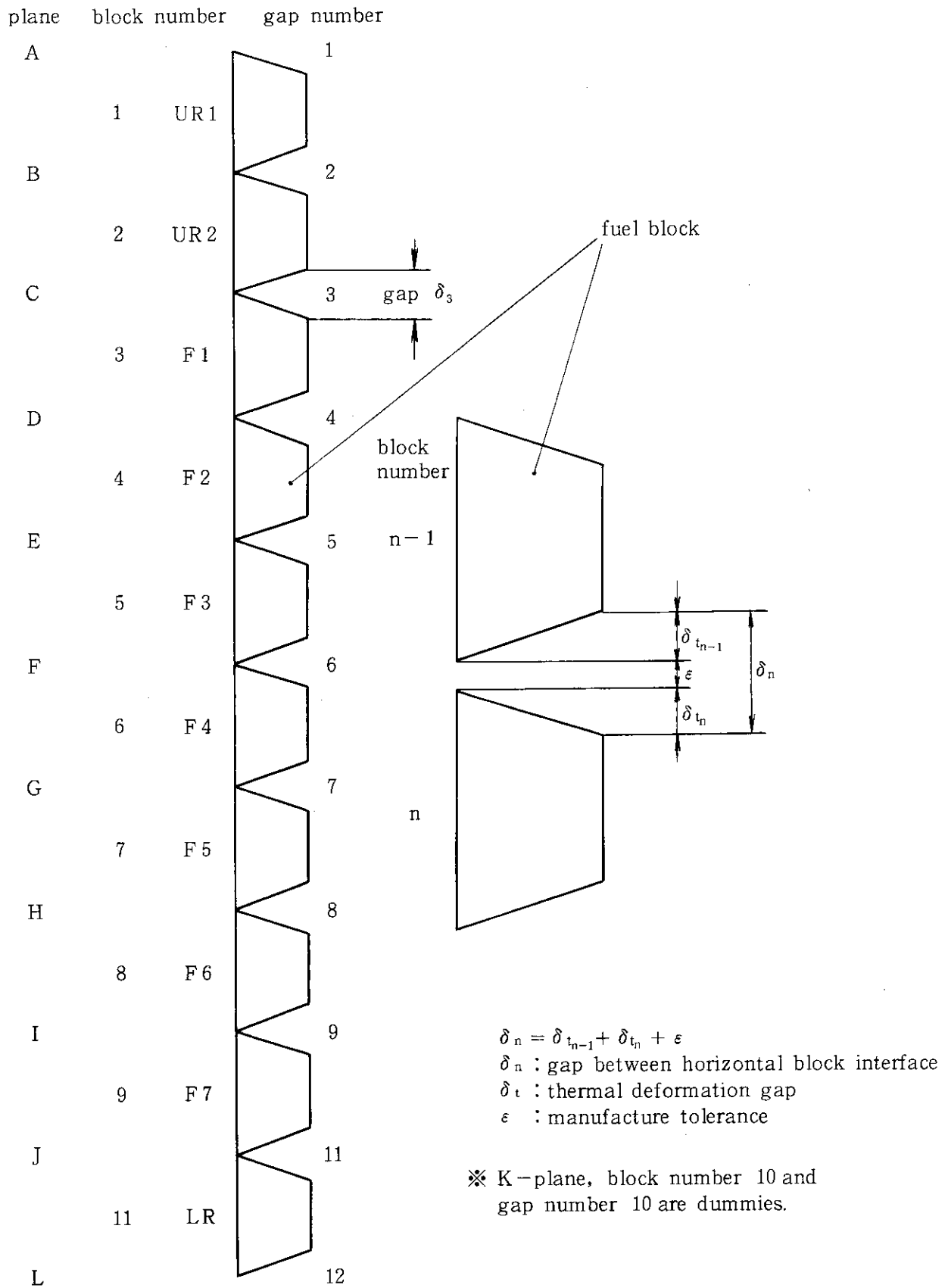


Fig. 4.15 Location of block and gap numbers

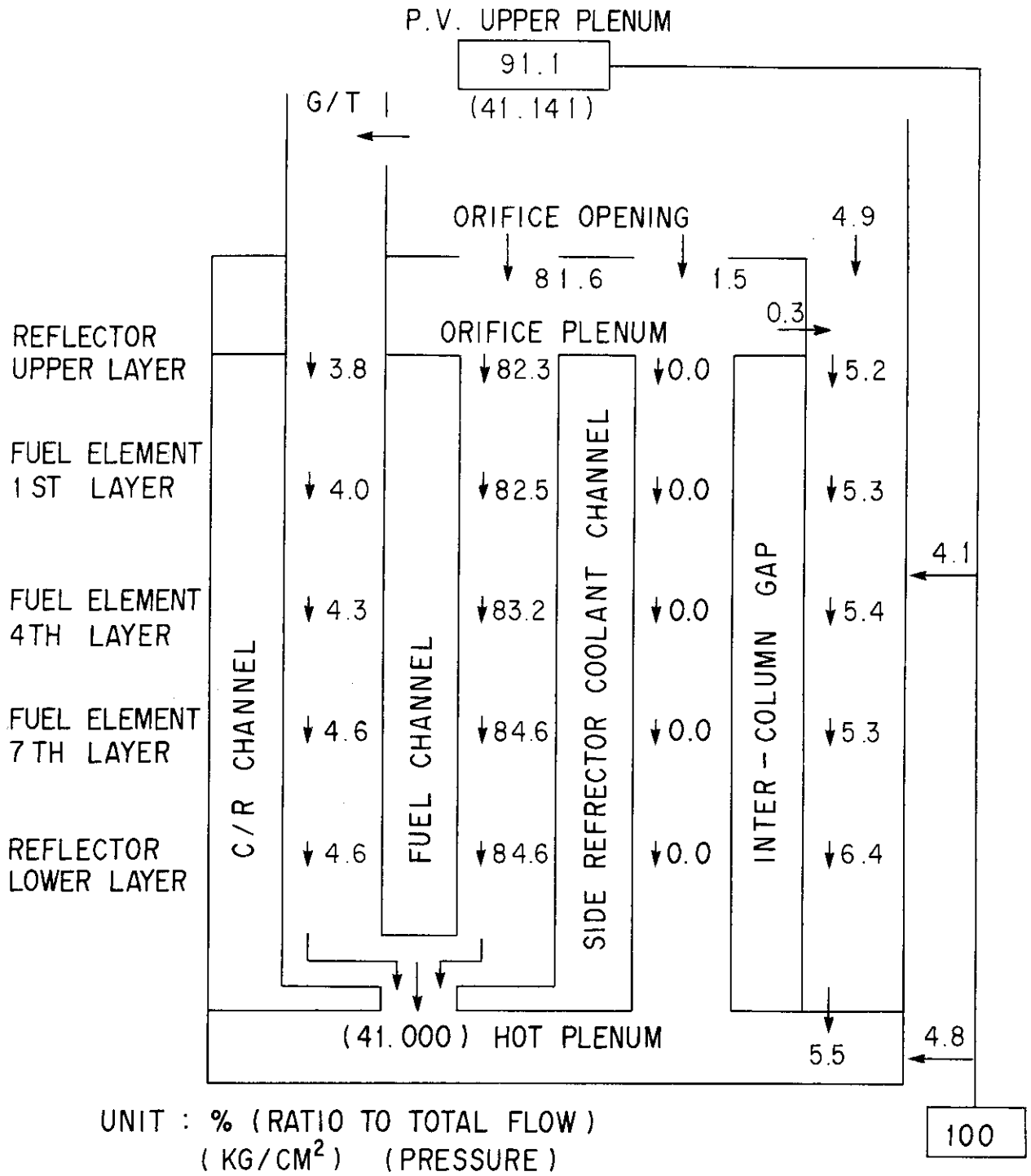


Fig. 4.16 Flow distribution ( $d_c=53\text{mm}$  and  $A$ : distributed)

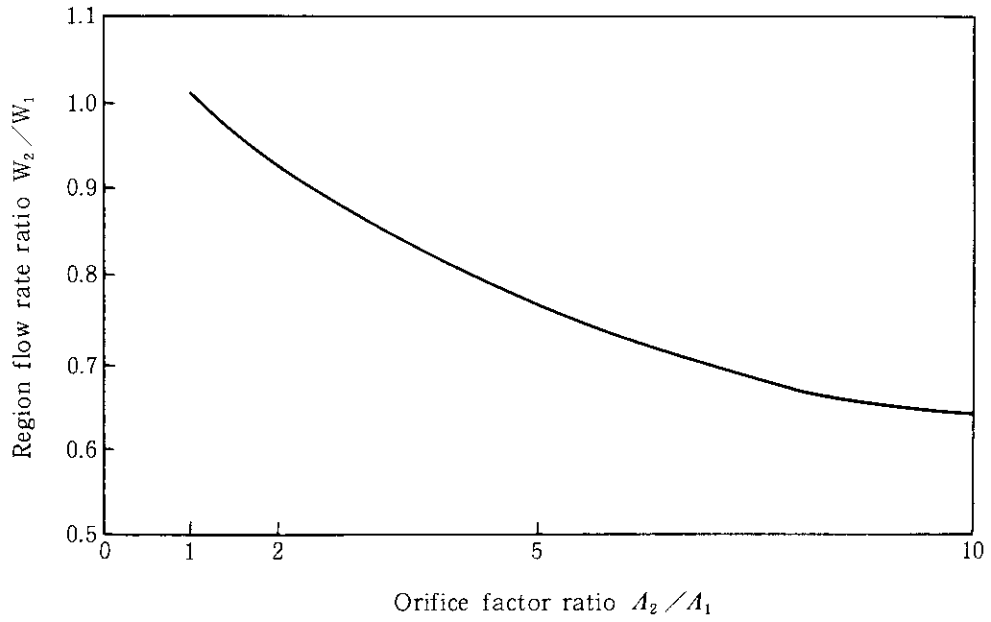


Fig. 4.17 Region flow rate ratio vs. orifice factor ratio

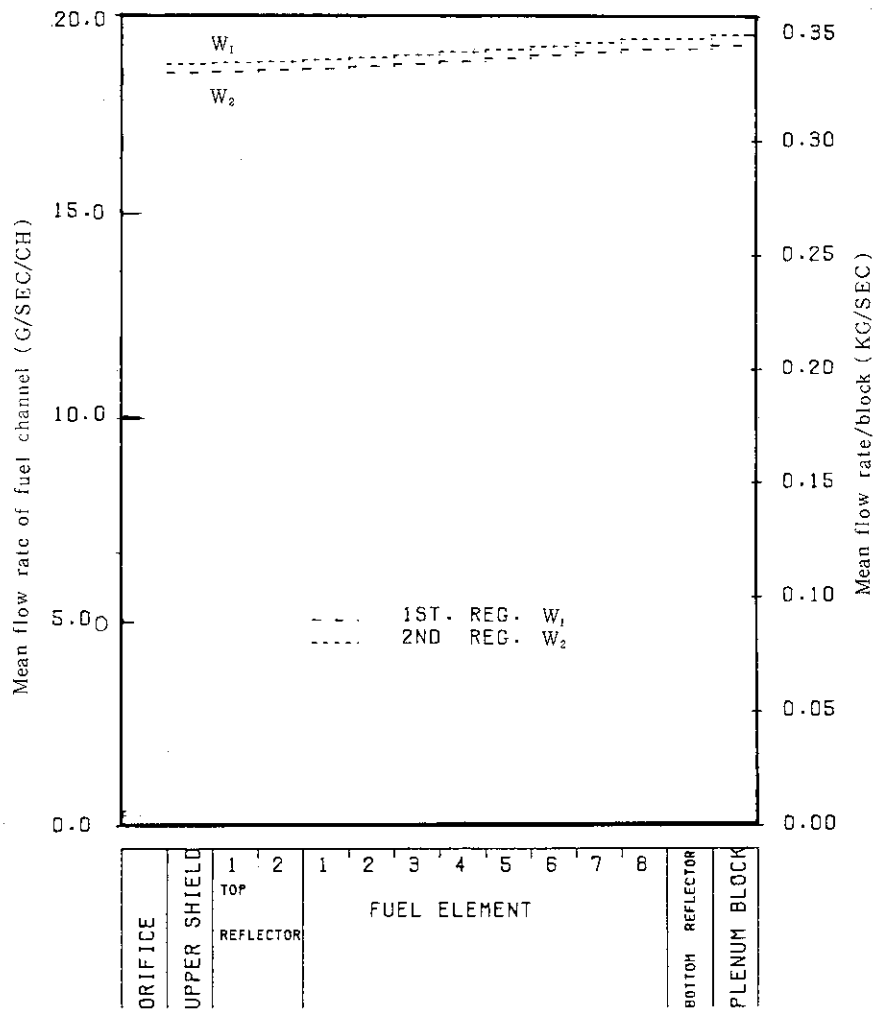


Fig. 4.18 Axial flow distribution ( $A_2/A_1 = 1.0$ )

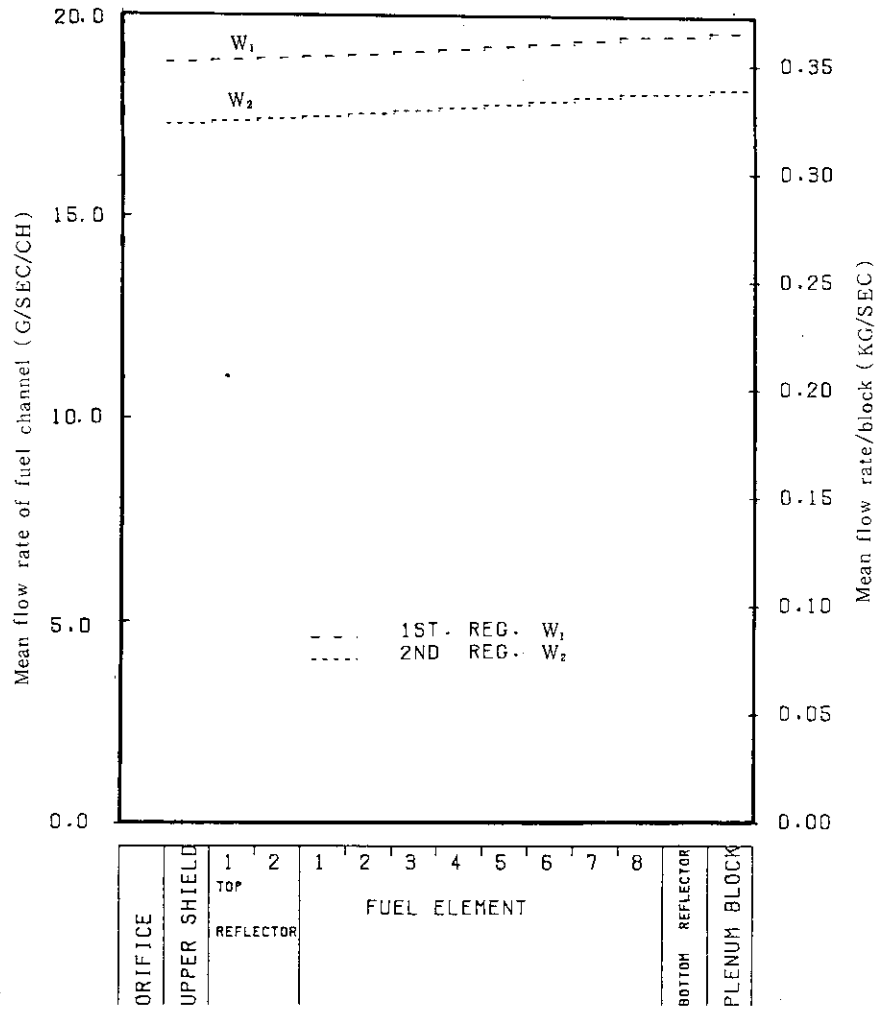


Fig. 4.19 Axial flow distribution ( $A_2/A_1 = 2.05$ )

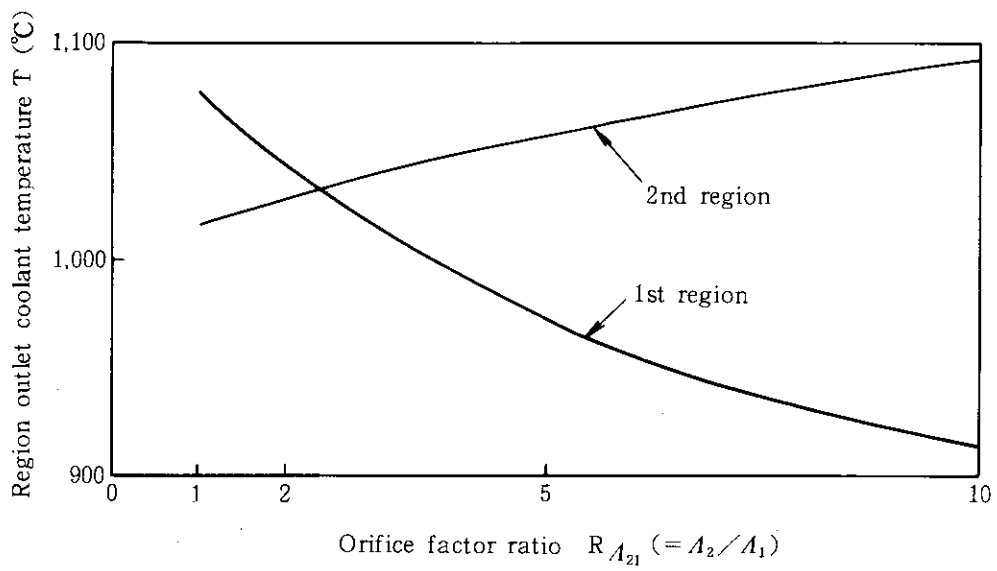


Fig. 4.20 Region outlet coolant temperature vs. orifice factor ratio

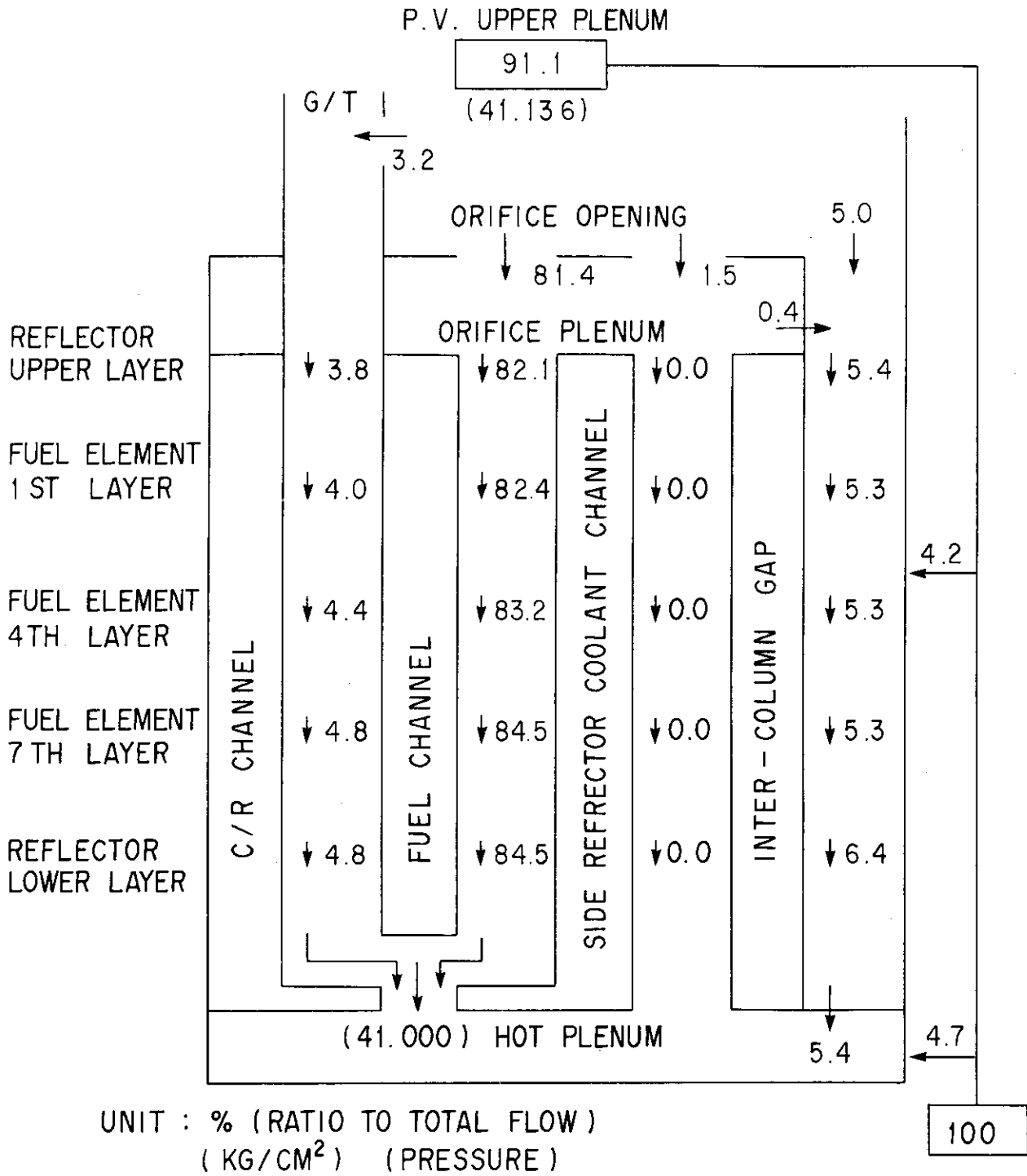


Fig. 4.21 Flow distribution ( $d_c=53\text{mm}$  and  $A=5\times 10^{11}\text{m}^{-4}$ )  
( $A_2/A_1=1$ )

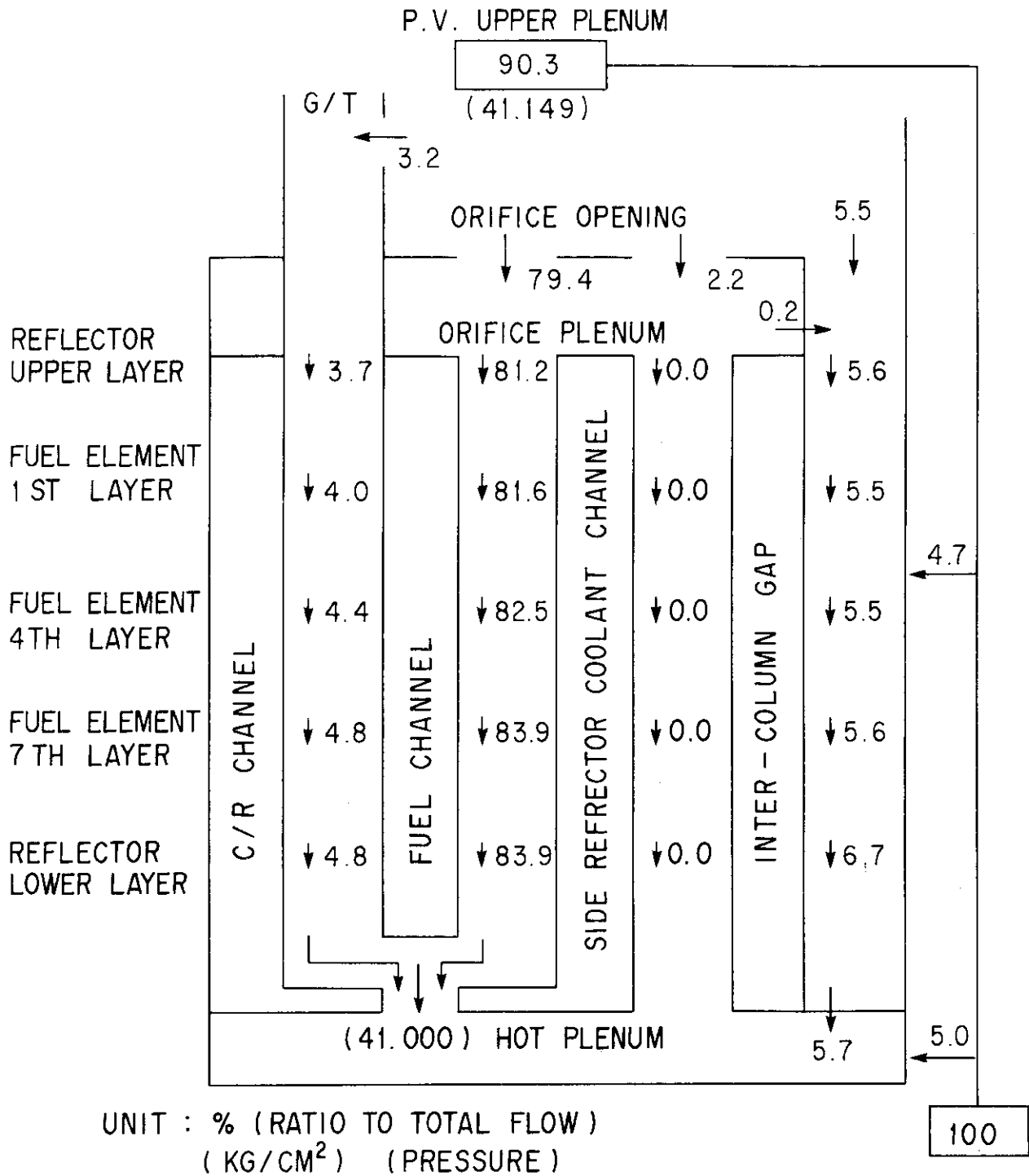


Fig. 4.22 Flow distribution ( $d_c = 53\text{mm}$  and  $A = 5 \times 10^{11} \text{m}^4$ )  
( $A_2/A_1 = 2$ )



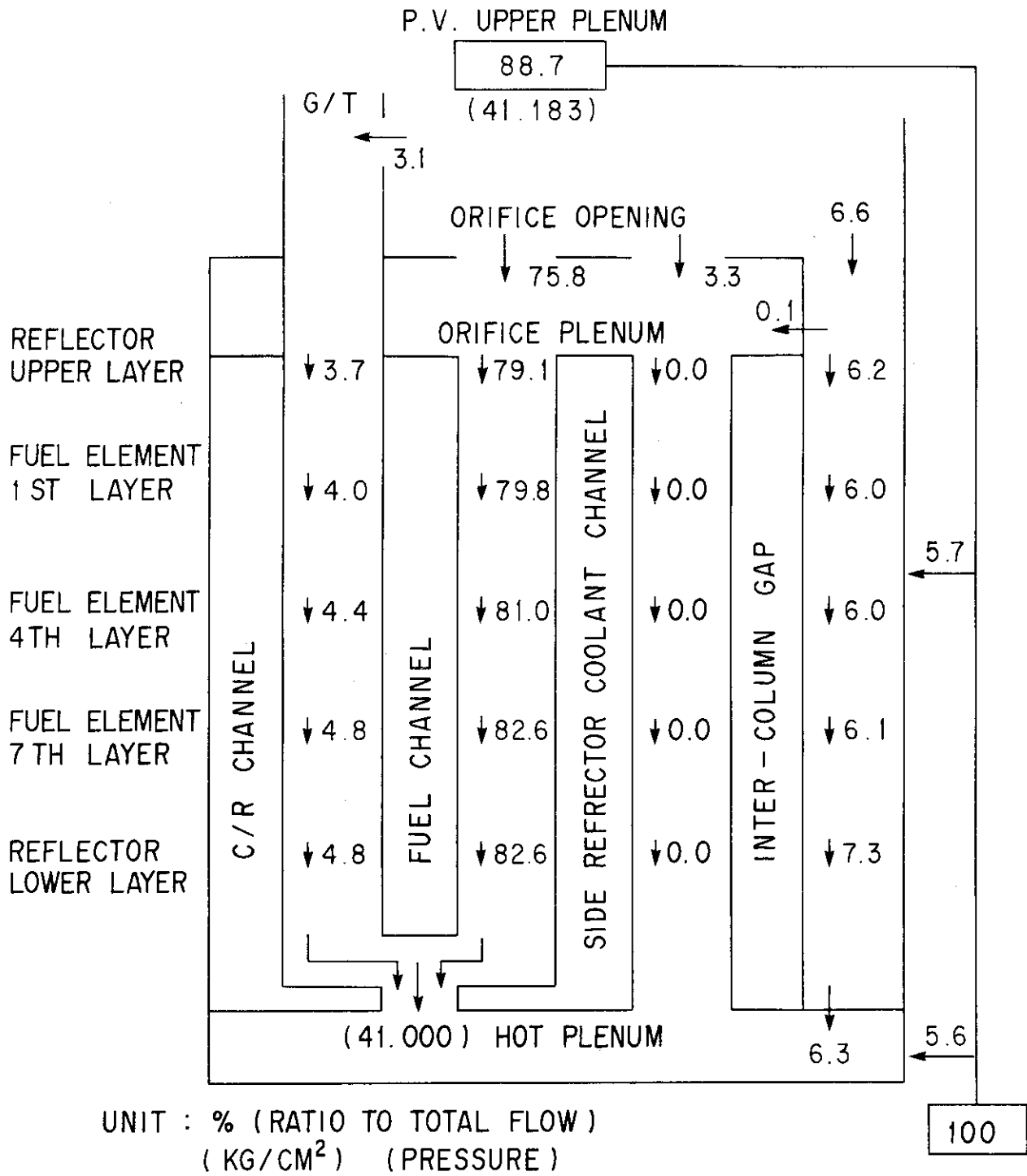


Fig. 4.23 Flow distribution ( $d_c = 53\text{mm}$  and  $A = 5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$ )  
( $A_2/A_1 = 5$ )

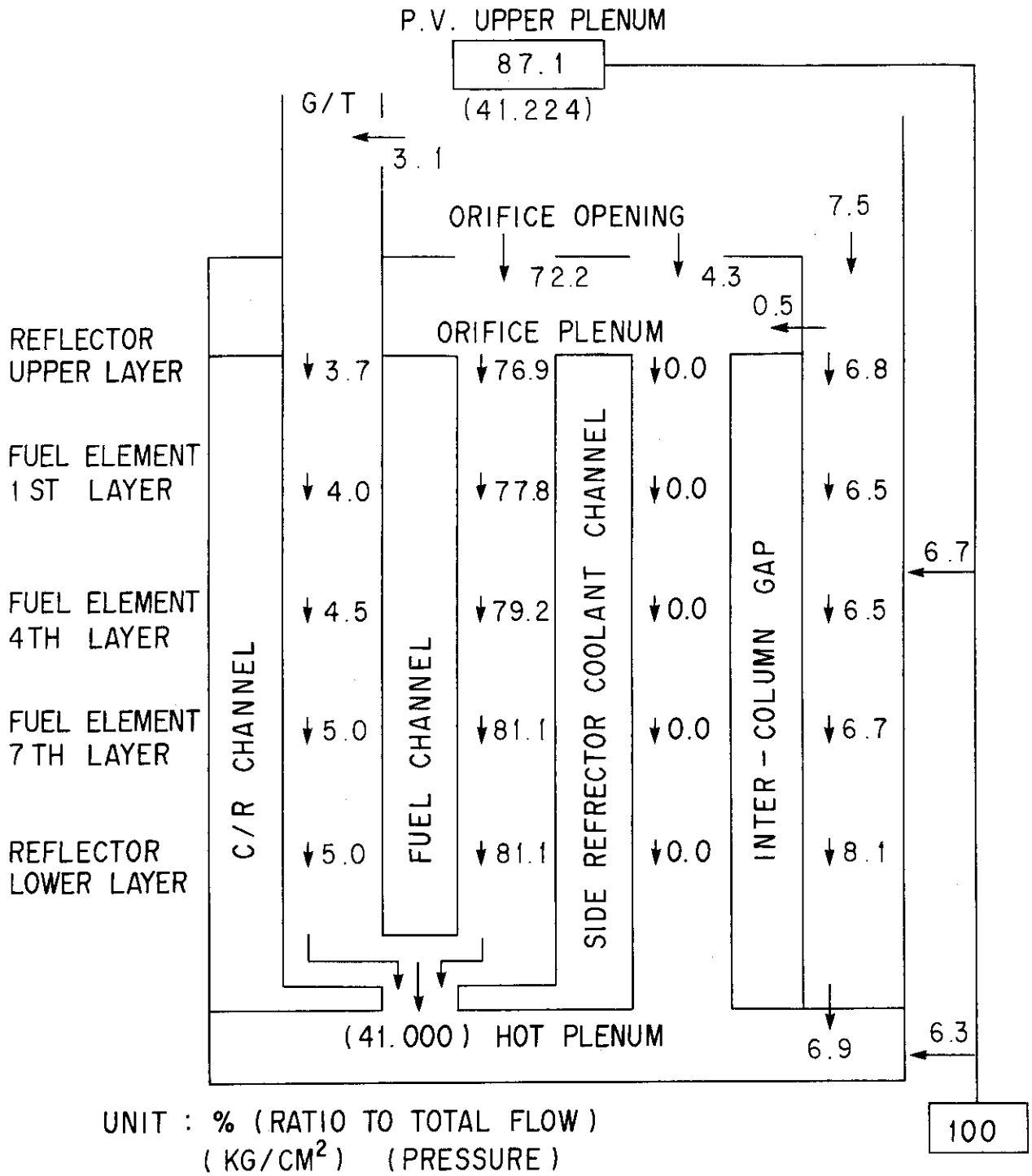


Fig. 4.24 Flow distribution ( $d_c = 53\text{mm}$  and  $A = 5 \times 10^{11}\text{m}^{-4}$ )  
( $A_2/A_1 = 10$ )

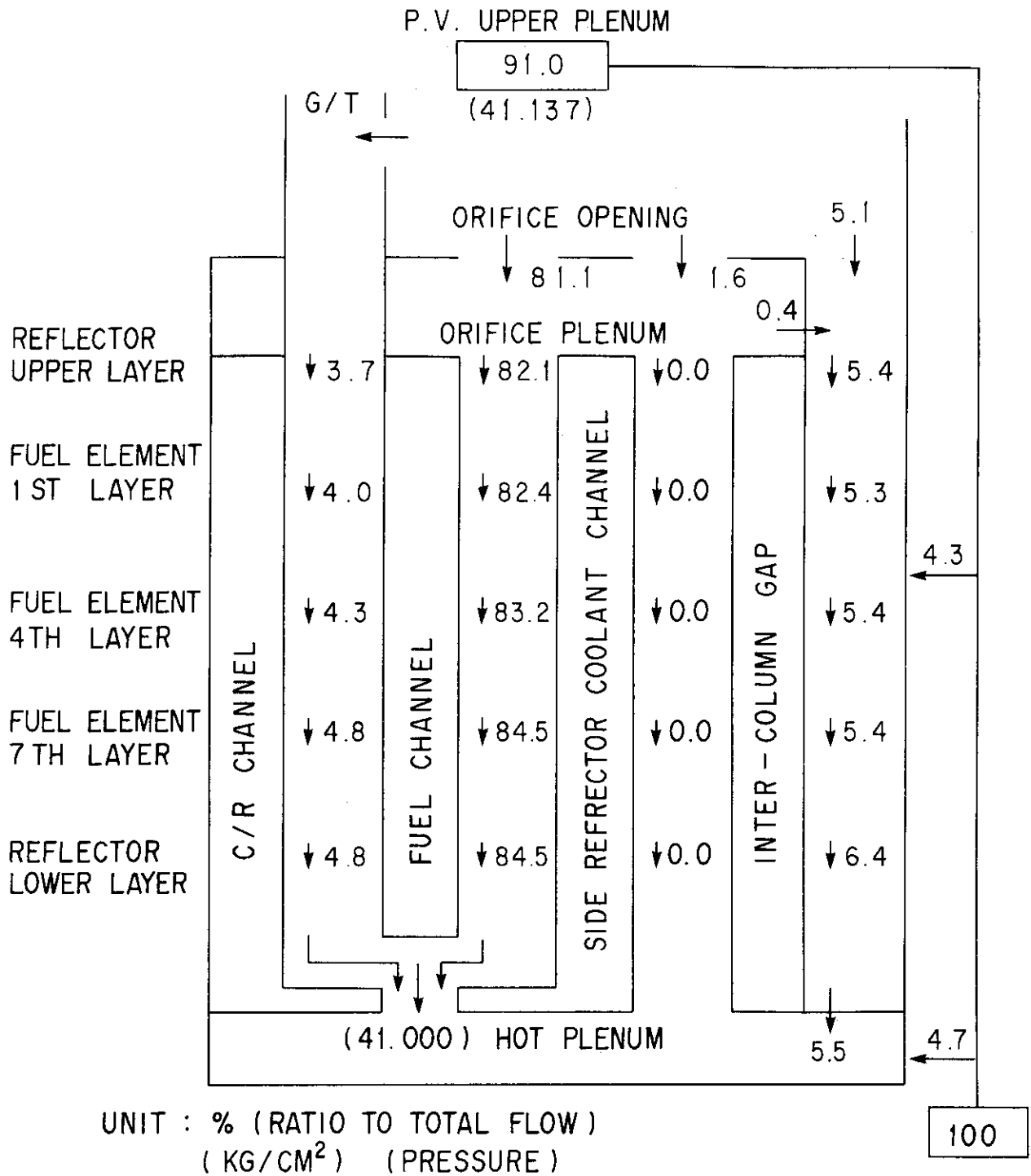


Fig. 4.25 Flow distribution ( $d_c=53\text{mm}$  and  $A=5\times 10^{11}\text{m}^{-4}$ )  
( $A_2/A_1=1.12$ )

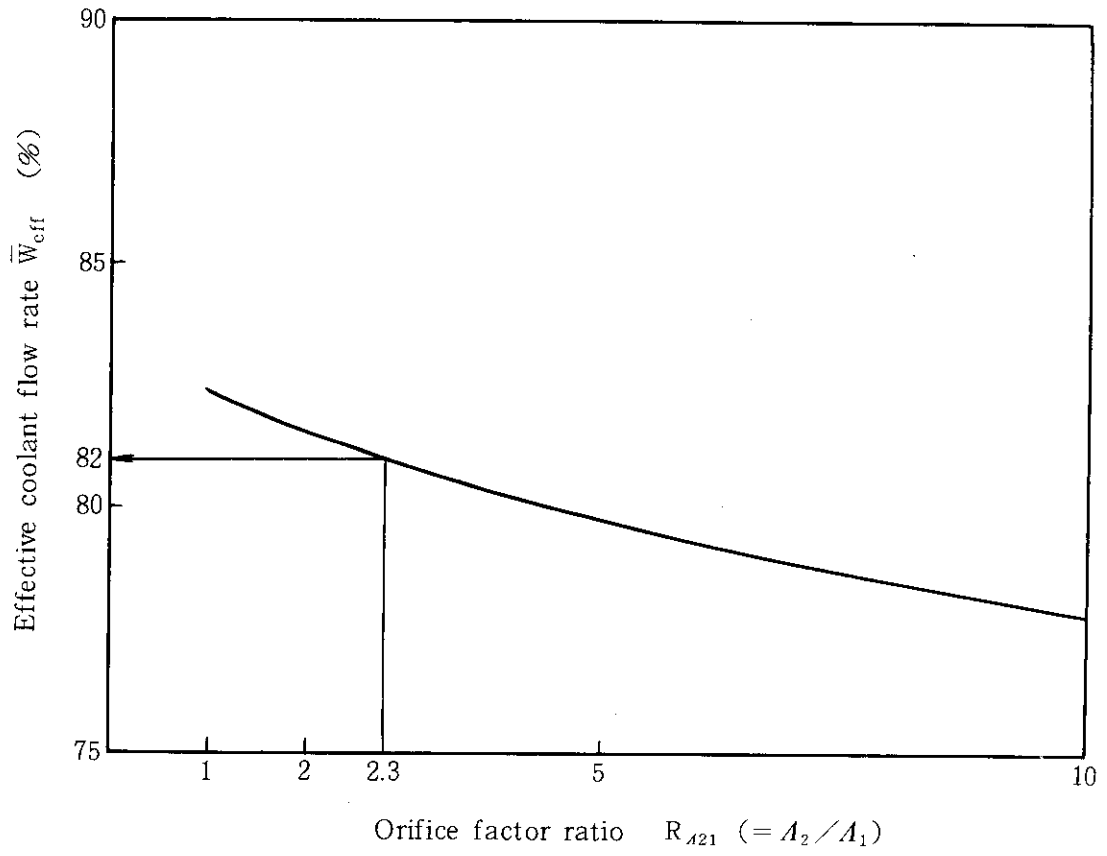


Fig. 4.26 Effective coolant flow rate vs. orifice factor ratio

## 5. 考 察

### 5.1 詳細設計Iの場合との比較

解析ケースC6 (Table 4.1 参照)の解析条件は詳細設計I<sup>(9)</sup>の流量配分解析ケースの条件に類似しているため、詳細設計Iの場合の解析結果と比較してみる。詳細設計Iにおける流量配分の解析結果の1例をFig. 5.1に示す。この解析では流路外径 $d_c$ は53mm、クロス流れ抵抗係数 $A$ は $5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$ 、高温プレナムブロック間シール性能はいわゆる“理想シール”であり、固定反射体間シール性能はいわゆる“普通(黒鉛)シール”である。詳細設計Iの場合に比べて、Fig. 4.6に示すケースC6の場合には、カラム間のギャップが大きいので、カラム間ギャップ流路を流れる冷却材の流量が多くなっている。また高温プレナムブロックのシール性能が悪いのでカラム間ギャップ流路から高温プレナムへ漏れ込む流量が多い。しかし、固定反射体から漏れ込む流量は少なくなっている。これは、解析ケースC6における金属シール要素が差圧によって圧着される効果を考慮したためである。

詳細設計Iでは側部可動反射体内にも冷却材を流していたことなどを考慮に入れると、両者の炉心有効流量割合はほぼ同じ値である。

### 5.2 フランジ型燃料ブロックに関するGAT社の見解等

本報告で提案したフランジ型燃料ブロックを採用することについては昭和59年末に米国のGAT社 (General Atomics Technology Inc.)に設計評価を依頼したので、GAT社の検討結果について記すとともに原研の見解についても述べる。

なお、実験炉の熱流動設計に用いている解析手法が、GAT社の最近の解析方法と大きな相異がないということは、これまでGAT社に依頼した設計評価<sup>(9)</sup>で明らかになっている。

#### (1) はめ合い部ギャップ量

原研はフランジ型燃料ブロックのはめ合い部ギャップ量の値として0.1mmは達成可能であると考えているが、GAT社は製造公差、熱膨張、照射寸法変化及び燃料交換の容易さなどを考慮するとあまりにも小さ過ぎ現実的ではないとの見解を持っている。GAT社では、はめ合い部のギャップ量は0.4mmが現実的であると提言している。

しかし、本報告では、製作上可能な限り狭い、はめ合い部ギャップ量 (= 0.1mm)を採用して、解析を行った。これは、クロス流れを抑制する上で限界に挑んだ設計である。しかし今後はGATの指摘事項を考慮して、現実的なはめ合い部ギャップ量の値を再検討することも必要であると考えている。

#### (2) クロス流れ抵抗係数

GAT社はフランジ型燃料ブロックのはめ合い部におけるクロス流れ抵抗係数について簡単な検討を行った。モデル図をFig. 5.2に示す。はめ合い部ギャップ量 $w$ を0.1mm、はめ合い部流路

長Lを30mm, 流路入口及び出口の差圧  $\Delta p (= p_1 - p_2)$  を0.007 bar, はめ合い部周囲長dを1mとし, ギャップ流路の摩擦係数  $\lambda (= 4f)$  を  $64/Re$  とする。ここで, Re はレイノルズ数である。以上の値を用いてはめ合い部のクロス流れ抵抗係数  $K/A^2$  を求めると

$$K/A^2 = 1.5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$$

となり, 原研の採用値 ( $K/A^2 = 5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$ ) より小さい値となる。

これに対する原研の見解は以下のとおりである。摩擦係数  $\lambda$  としては平行2平板流路の値 ( $96/Re$ ) を使用すべきである。また流路出入口部の圧力損失及び燃料ブロック積層面間ギャップの流動抵抗も考慮すべきである。これらを考慮すると, フランジ型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数は3.2節で述べたように  $5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$  程度の値になる。

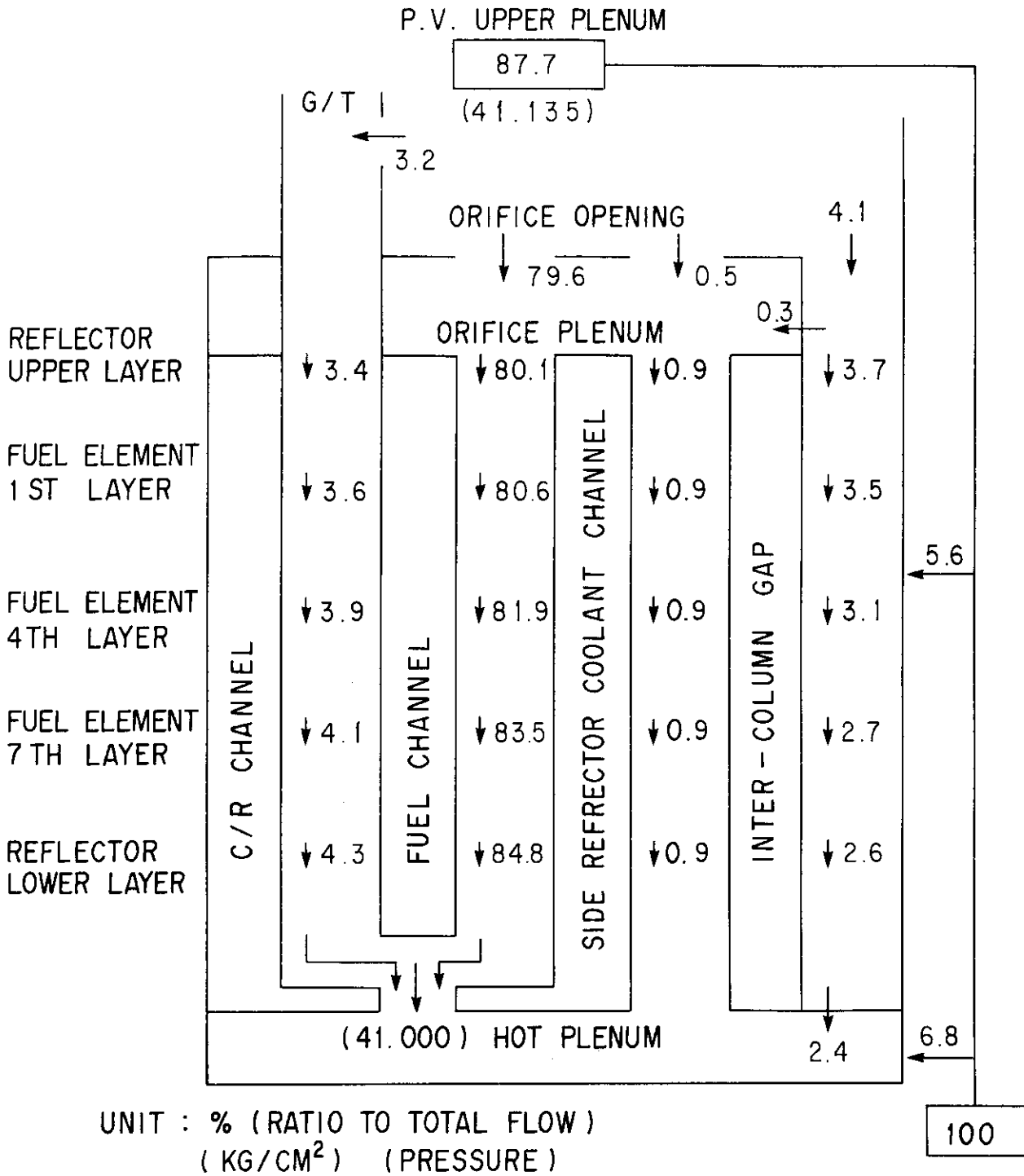


Fig. 5.1 Flow distribution in Detailed-Design-I ( $d_c = 53\text{mm}$  and  $A = 5 \times 10^{11} \text{m}^{-4}$ )

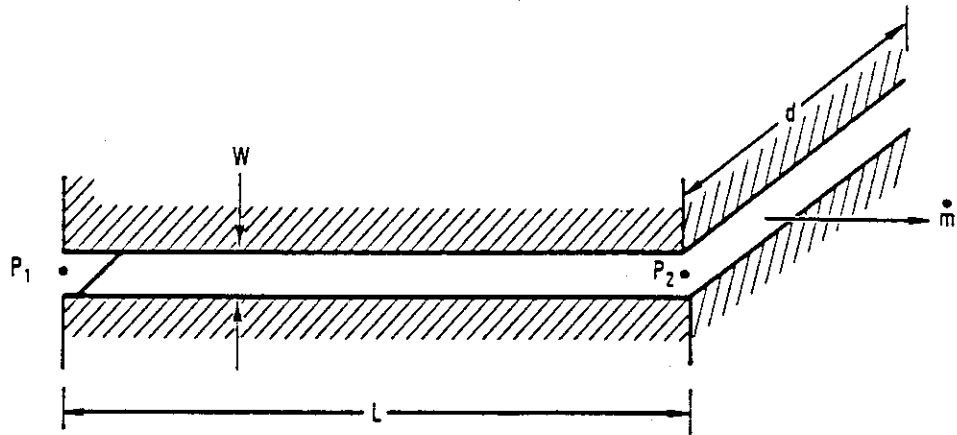


Fig. 5.2 Seal leakage calculation model



## 6. 結 論

詳細設計Ⅱ)による実験炉炉心の出力密度を向上させ炉心の小型化をはかる観点から、合理化の可能性を検討した。すなわち、炉心平均出力密度の目標値を2.5 MW/m<sup>2</sup>に設定して、この出力密度を達成するために、フランジ型燃料ブロックを採用した小型改良炉心の設計を行い、この炉心の核熱特性解析の一環として、炉心有効流量の評価を行った。

その結果、以下の事項が明らかになった。

(1) はめ合い部ギャップ量が0.1 mmのフランジ型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数は詳細設計Ⅱ)で使用したダウエル型燃料ブロックの抵抗係数に比べて約100倍高い値となる。

(2) 燃料冷却流路として直径が52mm、流路等価直径が6 mmの冷却流路を採用する場合、フランジ型燃料ブロックを使用すると炉心有効流量割合は80%となるが、ダウエル型燃料ブロックを使用するとクロス流れ抵抗係数が低下するので炉心有効流量割合は70%となる。

(3) 軸方向に分布したクロス流れ抵抗係数を用いて評価した炉心有効流量割合と軸方向に一律なクロス流れ抵抗係数を用いて評価した炉心有効流量割合はほとんど同じ値となる。ただし、この場合、一律なクロス流れ抵抗係数としては、軸方向の平均値に近い値を使用する必要がある。

(4) オリフィス係数比を大きくすると第2領域の流動抵抗が増加するため、第2領域の冷却材流量が少なくなるとともに冷却材出口温度が上昇する。また炉心内圧力損失が増加するため、炉心をバイパスする流量が増加し、炉心有効流量が減少する。

(5) 出口冷却材温度を均一にするためには、オリフィス係数比を約2.3にすればよい(ただし、流路直径が53mmのフランジ型燃料ブロックを用いる場合)。

なお、本報告では、フランジ型燃料ブロックのはめ合い部ギャップ量を0.1 mmとして流量配分の検討を行ったが、GAT社の指摘にもあるように、熱膨張や照射変形等を考慮した場合、このギャップ量が適当であるかどうかは更に検討する必要がある。そのためには、はめ合い部ギャップ量に関し、製作性、燃料交換性、並びに原子炉運転時の健全性について実験的に検討する必要があると思われる。また、はめ合い部ギャップ量が大きい場合(0.2～0.4 mm)のクロス流れ抵抗係数を実験的に求め、流量配分の検討を行う必要もあると思われる。

## 謝 辞

本報告は、昭和58年末から昭和59年末にかけて実施された多目的高温ガス実験炉の小型改良炉心設計及びその評価の一環として行った炉内流量配分解析並びに炉心有効流量の評価をまとめたものである。この結果は「詳細設計Ⅱ)システム調整(1)合理化システムの立案」に活用された。

本検討を実施するに当たり有意義な御意見を戴いた多目的高温ガス実験炉設計室の宮本喜晟前室長(現、HENDEL 開発試験室長)並びに平野光将主任研究員に深く感謝致します。

## 6. 結 論

詳細設計Ⅱ)による実験炉炉心の出力密度を向上させ炉心の小型化をはかる観点から、合理化の可能性を検討した。すなわち、炉心平均出力密度の目標値を2.5 MW/m<sup>2</sup>に設定して、この出力密度を達成するために、フランジ型燃料ブロックを採用した小型改良炉心の設計を行い、この炉心の核熱特性解析の一環として、炉心有効流量の評価を行った。

その結果、以下の事項が明らかになった。

- (1) はめ合い部ギャップ量が0.1 mmのフランジ型燃料ブロックのクロス流れ抵抗係数は詳細設計Ⅱ)で使用したダウエル型燃料ブロックの抵抗係数に比べて約100倍高い値となる。
- (2) 燃料冷却流路として直径が52mm、流路等価直径が6 mmの冷却流路を採用する場合、フランジ型燃料ブロックを使用すると炉心有効流量割合は80%となるが、ダウエル型燃料ブロックを使用するとクロス流れ抵抗係数が低下するので炉心有効流量割合は70%となる。
- (3) 軸方向に分布したクロス流れ抵抗係数を用いて評価した炉心有効流量割合と軸方向に一律なクロス流れ抵抗係数を用いて評価した炉心有効流量割合はほとんど同じ値となる。ただし、この場合、一律なクロス流れ抵抗係数としては、軸方向の平均値に近い値を使用する必要がある。
- (4) オリフィス係数比を大きくすると第2領域の流動抵抗が増加するため、第2領域の冷却材流量が少なくなるとともに冷却材出口温度が上昇する。また炉心内圧力損失が増加するため、炉心をバイパスする流量が増加し、炉心有効流量が減少する。
- (5) 出口冷却材温度を均一にするためには、オリフィス係数比を約2.3にすればよい(ただし、流路直径が53mmのフランジ型燃料ブロックを用いる場合)。

なお、本報告では、フランジ型燃料ブロックのはめ合い部ギャップ量を0.1 mmとして流量配分の検討を行ったが、GAT社の指摘にもあるように、熱膨張や照射変形等を考慮した場合、このギャップ量が適当であるかどうかは更に検討する必要がある。そのためには、はめ合い部ギャップ量に関し、製作性、燃料交換性、並びに原子炉運転時の健全性について実験的に検討する必要があると思われる。また、はめ合い部ギャップ量が大きい場合(0.2～0.4 mm)のクロス流れ抵抗係数を実験的に求め、流量配分の検討を行う必要もあると思われる。

## 謝 辞

本報告は、昭和58年末から昭和59年末にかけて実施された多目的高温ガス実験炉の小型改良炉心設計及びその評価の一環として行った炉内流量配分解析並びに炉心有効流量の評価をまとめたものである。この結果は「詳細設計Ⅱ)システム調整(1)合理化システムの立案」に活用された。

本検討を実施するに当たり有意義な御意見を戴いた多目的高温ガス実験炉設計室の宮本喜晟前室長(現、HENDEL開発試験室長)並びに平野光将主任研究員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) 多目的高温ガス実験炉設計室：“多目的高温ガス実験炉設備設計の概要——詳細設計(Ⅱ)に基づく——”，JAERI-M 84-210 (1984)
- (3) 多目的高温ガス実験炉設計室：“GATによる「多目的高温ガス実験炉の設計評価-Ⅲ」——最終評価報告書の検討——」私信
- (4) 文沢元雄，他：“多目的高温ガス実験炉の炉内流量配分感度解析——詳細設計(Ⅱ)システム調整(1) phase 1に基づく——”，JAERI-M 85-186 (1985)
- (5) Malek, G. J., et al.：“Development of the flow analysis code FLAC”，GA-9482 (1969)
- (6) 鈴木邦彦，宮本喜晟：“ブロック状炉心の熱流動解析コードCROSS-2”，JAERI-M 5368 (1973)
- (7) 鈴木邦彦，他：“多目的高温ガス実験炉における炉内流動特性解析”，FAPIG第102号 (1982)
- (8) 鈴木邦彦，他：“多目的高温ガス実験炉詳細設計(Ⅱ)炉心有効流量の評価” JAERI-M85-184 (1985)
- (9) 多目的高温ガス実験炉設計室：“多目的高温ガス実験炉設備設計の概要——システム総合設計に基づく——”，JAERI-M 84-172 (1984)
- (10) GA Project 2994：“a Review of Design Modifications of the Experimental Very High-Temperature Gas-Cooled Reactor Design”，GA-C17755 (1984)