

JAERI-M
82-101

多目的高温ガス実験炉の炉内漏れ流れ
冷却材温度解析

1982年8月

文沢 元雄・荒井 長利・宮本 喜晟

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、このほかに財團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 Section, Division
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 山田軽印刷所

多目的高温ガス実験炉の炉内漏れ流れ冷却材温度解析

日本原子力研究所 動力炉開発・安全性研究管理部

文沢 元雄・荒井 長利・宮本 喜晟

(1982年7月20日受理)

本報告は、多目的高温ガス実験炉の原子炉圧力容器内冷却材漏れ流れの伝熱流動特性について検討したものである。解析検討としては、漏れ流れの内で、固定反射体部漏れ流れ、可動反射体部横流れ、カラム間ギャップ軸方向流れをとり上げ、それぞれ解析モデル、解析条件ならびに主な結果を示す。検討結果を要約すると以下の通りである。

- (1) 固定反射体部を介して流れる漏れ流体の温度は固定反射体温度まで昇温される。
- (2) 可動反射体部の面取り部を径方向に流れる漏れ流体の温度は、最悪条件でも約40°Cは上昇する。
- (3) 面取り部の形状変化により等価直徑が減少すると、漏れ流体の温度は著しく上昇する。
- (4) 燃料体の上部において低温ガスであったとしても、それがカラム間ギャップを下降する際に急激に昇温する。

Analytical study on coolant temperature of several
leak flows in the experimental VHTR core

Motoh FUMIZAWA, Taketoshi ARAI and Yoshiaki MIYAMOTO
Division of Power Reactor Projects, JAERI

(Received July 20, 1982)

This report describes heat transfer analysis of several leak flows which bypass main coolant flow path in the experimental VHTR core. The analysis contains the leak flow at permanent reflectors, replaceable reflectors and gaps between fuel columns.

The summary of the results are as follows:

- (1) the temperatare of the leak flow gas increases up to the surface temperature of permanent reflectors,
- (2) the gas temperature at replaceable reflectors increases at least 40°C in case of the worst analytical condition,
- (3) the gas temperature increases remarkably with decreasing equivalent diameter which is changed by the angle of bevel edge of the reflector,
- (4) while the gas temperature is low at the upper part of the fuel element, the temperature increases rapidly when it flow down along the gap of the fuel columns.

Keywords: Coolant, Temperature, Leak Flows, VHTR, Heat Transfer, Bypass, Permanent Reflectors, Replaceable Reflectors, Gap, Columns, Equivalent Diameter, Angle, Bevel Edge

目 次

1. はじめに	1
2. 炉心構造と炉内流動	3
2.1 炉心構造	3
2.2 漏れ流れを含む炉内流動	3
3. 漏れ流れの伝熱流動解析（Ⅰ）	12
3.1 漏れ流路のモデル化	12
3.2 基礎式	12
3.3 解析手順と計算パラメータ	14
3.4 解析結果	14
4. 漏れ流れの伝熱流動解析（Ⅱ）	31
4.1 漏れ流路のモデル化	31
4.2 基礎式	31
4.3 解析結果	33
5. まとめと今後の課題	41
謝辞	42
参考文献	42

CONTENTS

1.	Introduction	1
2.	VHTR core structure and coolant flow	3
2.1	VHTR core structure	3
2.2	Coolant flow which contains several leak flows	3
3.	Leak flow analysis (I)	12
3.1	Modeling of flow branch	12
3.2	Basic equations	12
3.3	Procedure of the analysis and calculation parameters	14
3.4	Results	14
4.	Leak flow analysis (II).....	31
4.1	Modeling of flow branch	31
4.2	Basic equations	31
4.3	Results	33
5.	Summary and problems for future	41
	Acknowledgements	42
	References	42

List of Tables

- Table 2.1 Core thermal performance
- Table 3.1 Design parameters in permanent reflectors
- Table 3.2 Design parameters in replaceable reflectors
- Table 3.3 Design parameters in gap between fuel columns
- Table 4.1 Geometry factors in rhombus (CASE A)
- Table 4.2 Geometry factors in rhombus (CASE B)
- Table 4.3 Geometry factors in rhombus (CASE C)

List of Figures

- Fig. 2.1 View of reactor core structure
- Fig. 2.2 Cross sectional view of reactor
- Fig. 2.3 Standard fuel element
- Fig. 2.4 Main coolant flow and leak flow in the reactor core
- Fig. 2.5 Leak flow between permanent reflectors
- Fig. 2.6 Leak flow between fuel columns/replaceable reflectors
- Fig. 2.7 Leak flow paths of radial direction
- Fig. 3.1 Modeling of flow branch between permanent reflectors
- Fig. 3.2 Modeling of flow branch between replaceable reflectors
- Fig. 3.3 Modeling of axial flow branch between fuel columns
- Fig. 3.4 Calculation flow chart
- Fig. 3.5 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at permanent reflectors ($\ell = 0.2\text{m}$)
- Fig. 3.6 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at permanent reflectors ($\ell = 0.5\text{m}$)
- Fig. 3.7 Pressure drop vs. leak flow rate at permanent reflectors ($\ell = 0.5\text{m}$)
- Fig. 3.8 Pressure drop, leak flow rate and outlet helium temperature at permanent reflectors
- Fig. 3.9 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at replaceable reflectors ($T_{ml} = 850^\circ\text{C}$)
- Fig. 3.10 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at replaceable reflectors ($T_{ml} = 750^\circ\text{C}$)
- Fig. 3.11 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at replaceable reflectors ($T_{ml} = 650^\circ\text{C}$)
- Fig. 3.12 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at replaceable reflectors ($T_{ml} = 550^\circ\text{C}$)

- Fig. 3.13 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at replaceable reflectors ($T_{m1} = 450^\circ\text{C}$)
- Fig. 3.14 Pressure drop vs. leak flow rate at replaceable reflectors
- Fig. 3.15 Outlet helium temperature vs. flow rate between fuel columns ($\ell = 0.2\text{m}$, $a = 0.173\text{m}$)
- Fig. 3.16 Outlet helium temperature vs. flow rate between fuel columns ($\ell = 0.53\text{m}$, $a = 0.173\text{m}$)
- Fig. 3.17 Pressure drop vs. flow rate between fuel columns
- Fig. 4.1 Several flow area shapes surrounded by replaceable reflectors
- Fig. 4.2 Equivalent diameter of flow branch vs. angle of bevel edge at a replaceable reflector
- Fig. 4.3 Leak flow rate vs. pressure drop at replaceable reflectors
- Fig. 4.4 Outlet helium temperature vs. pressure drop at replaceable reflectors ($T_{m1} = 650^\circ\text{C}$, $\ell = 0.2\text{m}$, CASE B)
- Fig. 4.5 Outlet helium temperature rise vs. angle of bevel edge at a replaceable reflector

1. はじめに

多目的高温ガス実験炉の原子炉圧力容器内における冷却材の流れ方およびその流量配布など炉内流動特性は詳細な検討が行われている¹⁾。実験炉の炉内流動に関しては、冷却材がヘリウム（以下Heと略す）であり、また、炉心の大部分が黒鉛ブロックの積み重ね構造であるので、その特性を正確に予測するのが非常に難しい。原子炉圧力容器内の冷却材の流れは、ブロックにあけられた冷却材流路を通り燃料ピンの熱除去を行う主流のほかにブロック間のすき間を通るクロス流れやカラム間ギャップ流れなどがある。冷却材の流れに漏れが生じると、これらの漏れ流れは炉心全体の冷却材流動や流量分布、さらには炉心の除熱性能に大きな影響を与える可能性がある。

漏れ流れには燃料ブロックカラム間ギャップ軸方向（垂直）流れ、径方向（水平）流れ、可動及び固定反射体の径方向流れなど多くの種類の流れが存在する。この漏れ流れは主流の有効流量を減少させ、炉心出口 He 温度の低下を招くばかりでなく、燃料ブロックに過大な熱応力を発生させる原因となる。すなわち、炉心下部においては、固定反射体ブロック間隙から可動反射体や燃料ブロックへ漏れてくる低温の He が炉心領域のカラム間ギャップを軸方向に流れている He の温度を低下させ、燃料チャンネルの He 冷却材との温度差が著しく大きくなる。この温度差の増加が燃料ブロックの熱応力を非常に増加させる。

詳細設計(1)²⁾（以下詳(1)と略す）における燃料ブロックの熱応力解析結果によると、最も厳しい条件として燃料チャンネルとカラム間ギャップの He の温度差は 350°C であり、このときの燃料体の最大引張応力は約 190 kg/cm² となる。この応力値は現在想定している黒鉛材料の許容値を越えている。このような熱応力発生の最大の要因は、上述のように、燃料ブロック内部及び外部の He の熱流動状態にある。この熱応力は炉心の下部ほど、また側部反射体領域に近いところほど大きくなる。

炉心の熱流動状態は、詳(1)報告書の「定常状態炉内流量配分解析」に記されている。この解析には、流路網解析コード FLOWNET（富士電機製造㈱所有）を用いる。FLOWNET は、炉心を流路網に沿って電気回路に似せた 1 次元の流路網で模擬し、その流路網に連続の式と運動方程式ならびにエネルギー式を適用したものである。従って、基礎式は「ブロック状炉心の熱流動解析コード CROSS-2」³⁾と基本的には同じである。解析モデルは、解析対象領域を 1 次元の流路ブランチとその結合点（ノード）で組合される流路網で近似し、流路ブランチ相互間の熱的連成は流路ブランチとは別に伝熱ブランチを設定したものである。当モデルは「低圧力損失炉心の流動特性解析」⁴⁾に用いたモデルを基本とし、反射体領域に冷却流路や伝熱路を追加したものである。

詳(1)の解析結果によると、結論は次のようになる。

- i) 燃料チャンネルとカラム間ギャップの温度差は大きく、燃料ブロック熱応力が許容値を大幅に超える。この温度差に対し、シール性能やクロスフロー係数の影響が大きい。
- ii) 必要なシール性能を得るためにシール片によるシールと、ブロック面間の摩擦損失に

よるシールの両者を併用する必要がある。

- i) 可動反射体外周部に大きなカラム間ギャップが存在することは、炉心中心方向に低温ガスを流入させる原因となる。

そもそも、この低温ガスの漏れ流れが有効流量の減少、炉心出口He温度の低下や燃料ブロックの過大な熱応力発生の主因となる。従って、設計解析上の対策としては、現在解析に使用している $1/6$ 領域炉心の伝熱流動状態を再評価すべきである。特に漏れ流れの低温ガスについて再検討を加える必要がある。

本報告は、漏れ流れの内で、固定反射体接合面からの径方向流れ、可動反射体面取り部の径方向流れ、燃料ブロックカラム間ギャップ垂直方向流れについて、詳(1)の計算パラメータを参考にして、FLOWNET解析とは別の解析手法を用いて検討し、解析結果をまとめたものである。2章には冷却材の漏れ流れに係わる炉心構造と炉内流動について、3章には実験炉の設計を参考にした漏れ流れの伝熱流動解析について、4章には3章の結果をふまえて可動反射体面取り部流路形状を変化させた場合の解析について、5章には解析結果のまとめと今後の課題について述べる。

2. 炉心構造と炉内流動

2.1 炉心構造

原子炉及び炉心は、原子炉圧力容器、燃料体、反射体、炉内構造物、制御棒、制御棒駆動装置等から構成される。多目的高温ガス実験炉の詳⁽¹⁾²⁾における炉心構造の垂直断面と水平断面を、それぞれFig. 2.1とFig. 2.2に示す。炉心は73燃料カラムから成り、その軸方向には燃料体が7段積みされている。この炉心の半径方向には内側から順に可動反射体、固定反射体が取り囲み、上下方向には可動反射体が配置されている。

燃料体は、Fig. 2.3に示すように、対面間距離約299mm、高さ約570mmの六角柱状黒鉛ブロックに直径53mmの冷却孔をあけ、その中に燃料棒を挿入したものである。黒鉛ブロックの冷却孔の上部には、燃料棒まわり止めの縦溝があり、下部には燃料棒支持用突起があって、黒鉛ブロックに挿入した燃料棒が保持される。各黒鉛ブロックの上面コーナ部には3ヶ所のダウエルがネジ止め固定され、また、各黒鉛ブロックの下面コーナ部に3ヶ所のソケットが設けられ、積み重ねた燃料体の位置決めが行われる。燃料体の黒鉛ブロック周辺部には、反応度の一部を補償するために、炭化ホウ素と黒鉛粉末を混合燃結した可燃性毒物を挿入する6ヶ所の穴が用意される。

反射体は、可動反射体と固定反射体がある。可動反射体は、燃料体と同じ外形の黒鉛ブロックで、炉心部の上部、下部、周辺部に配置される。上下の可動反射体には燃料体の冷却孔に対応した流路孔が設けられる。可動反射体は、燃料体と同じ燃料交換機によって取り換える。固定反射体は、Fig. 2.5に示すように、多角形な黒鉛ブロックで、可動反射体の外周に配置、固定され、中性子の漏洩防止、熱遮蔽、放射線遮蔽等の機能を有している。

なお、本原子炉の熱出力50MWは511個の燃料体によって達成される。^{注)}これを冷却する1次冷却材流量は約15.9kg/sであり、原子炉圧力容器入口冷却材温度約395°Cに対して原子炉圧力容器出口冷却材温度約1,000°Cである。また本炉心の熱特性値をTable 2.1に示す。

2.2 漏れ流れを含む炉内流動

漏れ流れがない場合の炉内流動において、冷却材ヘリウムはFig. 2.4に示す数字の順序に従って流れる。原子炉圧力容器下部に取り付けられた主冷却管（2重管）の外管側から395°Cで炉内に入った冷却材は、原子炉下部構造物を冷却しながら圧力容器内側及びコアバレルと固定反射体外周部のすき間を通って上向きに流れ、原子炉上部プレナムに至る。その後、反射体上部に設けられている流量調節装置を通り炉心燃料体の流路に分流されて下降しながら炉心を

^{注)} 詳⁽¹⁾では制御棒を挿入する孔を有する黒鉛ブロックに燃料棒を設けていないので、燃料棒を挿入した燃料体は462個である。

冷却する。また、1部は制御棒や反射体を冷却する。これらの冷却材は、炉心下部のプレナム部に集められ混合して1,000°Cになり、主冷却管の内管側を通って炉外に取り出される。

漏れ流れがあると、Fig. 2.4の(L1)から(L2)の順序に従って、ヘリウムガスが流れる。コアバレルと固定反射体外周部のすき間を上向きに流れている冷却材の一部から、固定反射体接合面の水平・垂直ギャップ (Fig. 2.5参照)を通り炉心内部へ流入する。固定反射体の内側には可動反射体があるが、流入ヘリウムはFig. 2.6に示すように可動反射体面取り部を主に流れて燃料ブロックへ到達する。

燃料ブロックや可動反射体では、面取り部の径方向流れ以外に、ブロックの接合面間を流れる「クロス流れ」や「カラム間ギャップ流れ」(Fig. 2.4の(L3))等が存在する。これらの漏れ流れは炉心内の冷却材流量配分に影響を及ぼすばかりでなく、この低温のヘリウムが燃料ブロックに過大な熱応力を発生させる原因となる。

Fig. 2.7には、固定反射体から可動反射体を通り燃料ブロックへ至る $1/6$ 領域炉心の径方向漏れ流路の詳細図を示す。

Table 2.1 Core thermal performance²⁾

Reactor thermal power	50 MW
Rate of heat generation in fuel rods	94 %
Primary coolant pressure	40 kg/cm ² G
Primary coolant flow rate	15.9 kg/s
Total channel heat transfer surface area	423.8 m ²
Reactor inlet coolant temperature	395 °C
Reactor outlet coolant temperature	1000 °C
Average power density	2.2 W/cm ²
Heat flux at channel surface	
Average flux (nominal)	0.95 x 10 ⁵ Kcal/m ² h
Maximum flux (nominal)	1.77 x 10 ⁵ Kcal/m ² h
Linear heat rate of fuel rod	
Average (nominal)	161 W/cm
Maximum (nominal)	298 W/cm
Total power peaking factor	1.85
Engineering hot spot factor	1.24
Over power factor	1.08
Fuel maximum temperatures	
Nominal	1295 °C
Systematic	1507 °C
Systematic (over power)	1542 °C

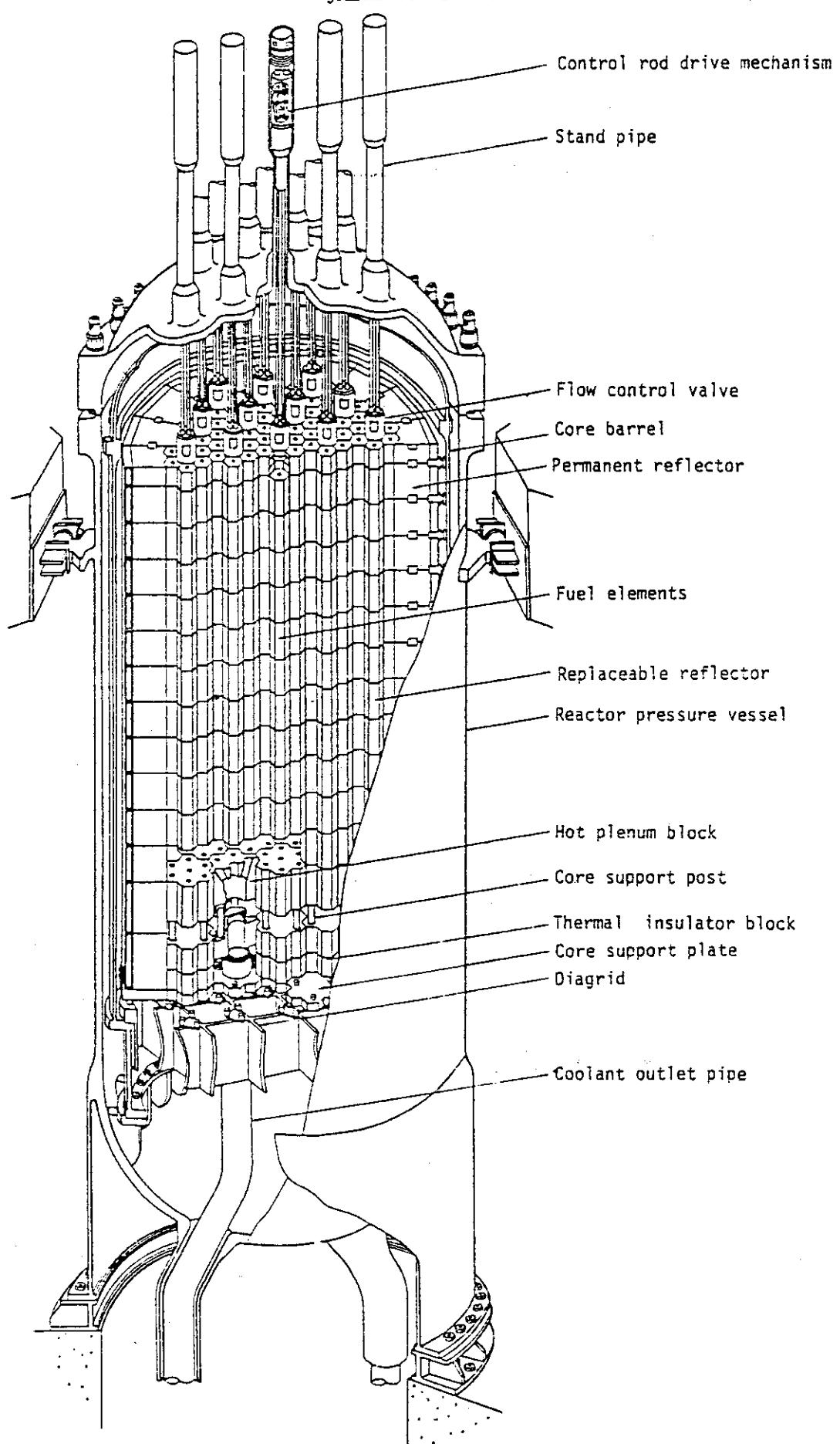
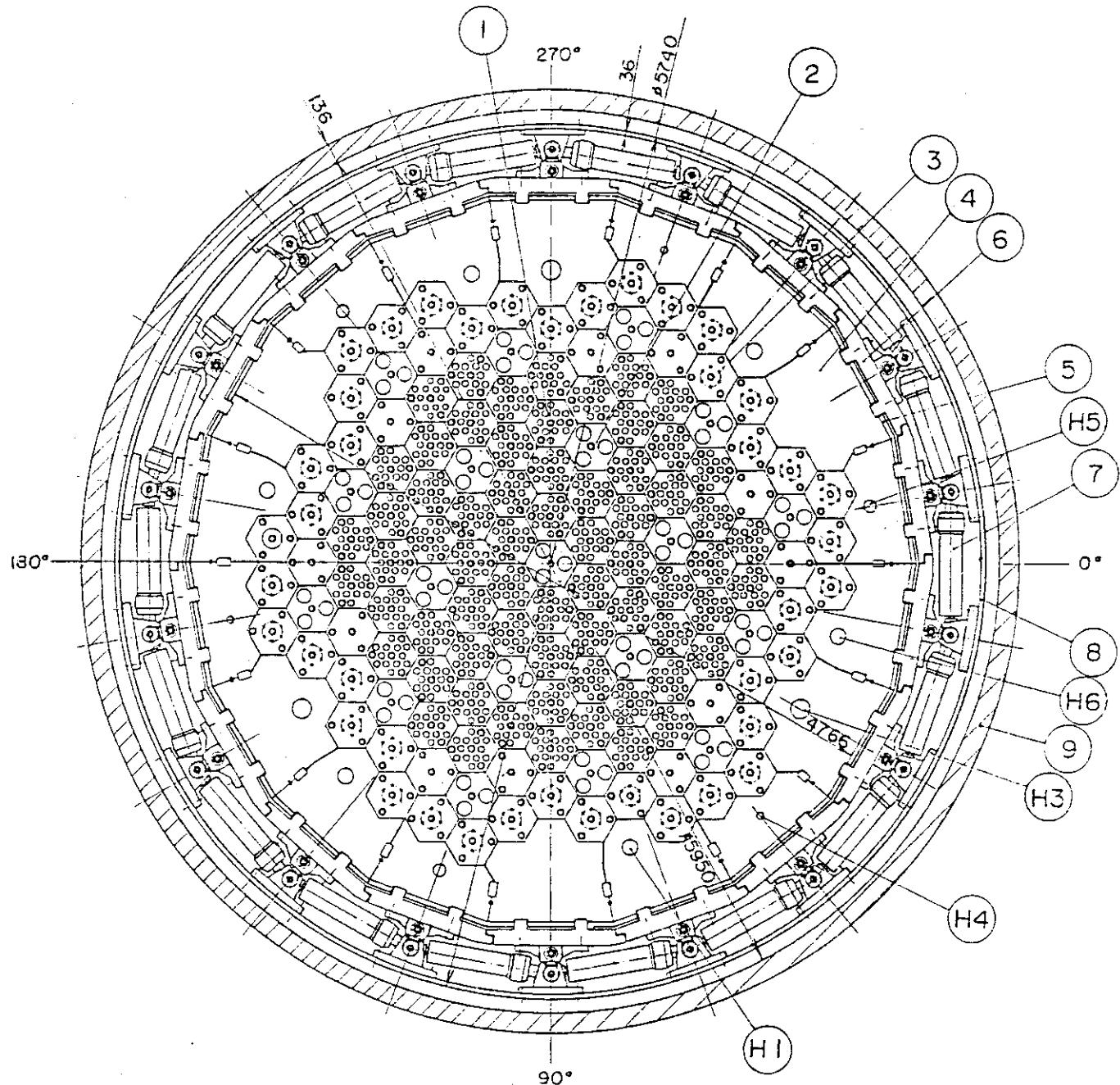


Fig.2.1 View of reactor core structure



1	Standard fuel element
2	Control element
3	Replaceable reflector
4	Permanent reflector
5	Side thermal insulator
6	Side shield
7	Core restraint mechanism
8	Core barrel
9	Reactor pressure vessel

H1	Surveillance hole	3
H3	Neutron instrumentation hole for start up range	3
H4	Test hole for in-core neutron detector(1)	3
H5	Test hole for in-core neutron detector(2)	3
H6	Side shield surveillance hole	3

Fig.2.2 Cross sectional view of reactor

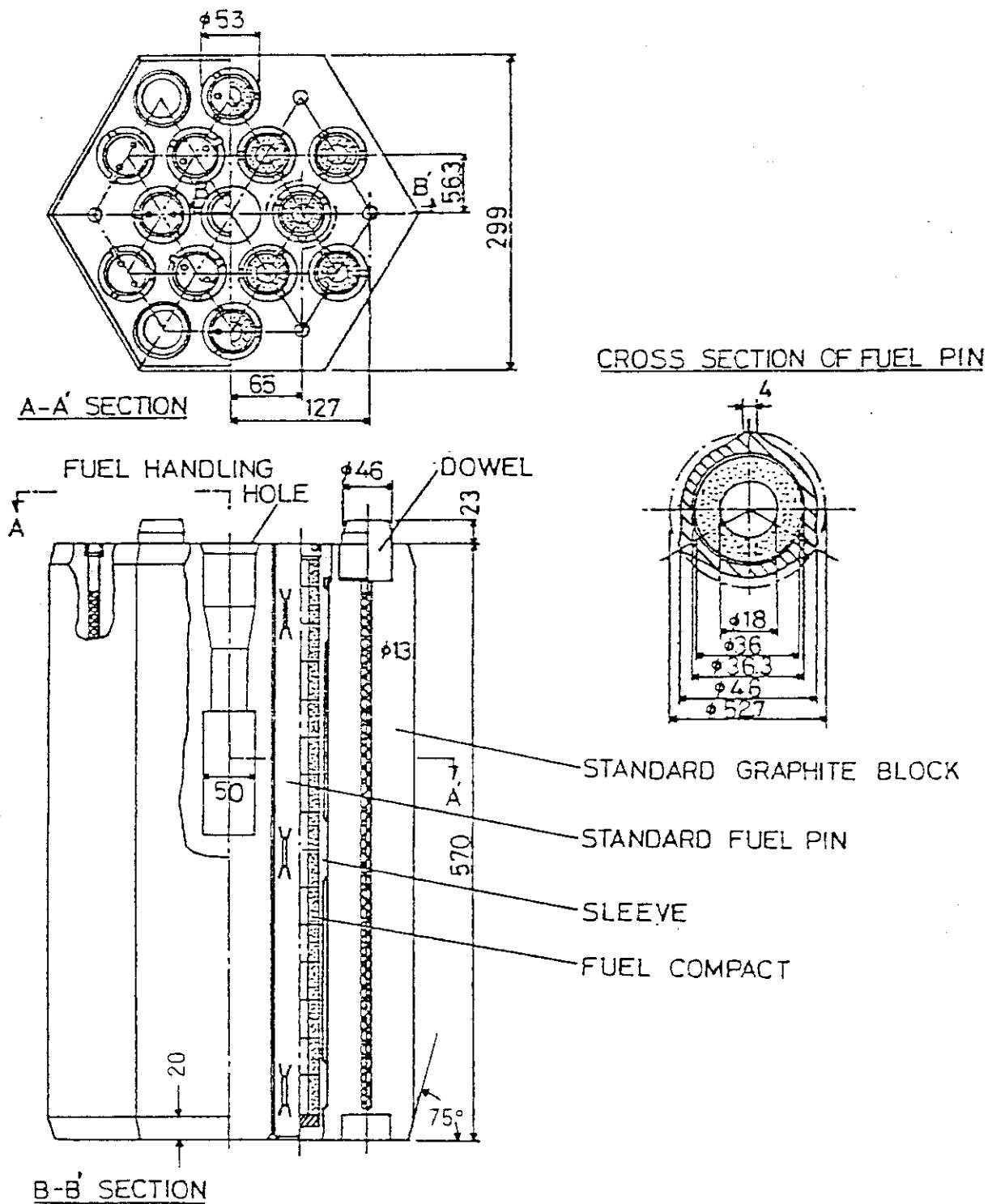


Fig. 2.3 Standard fuel element

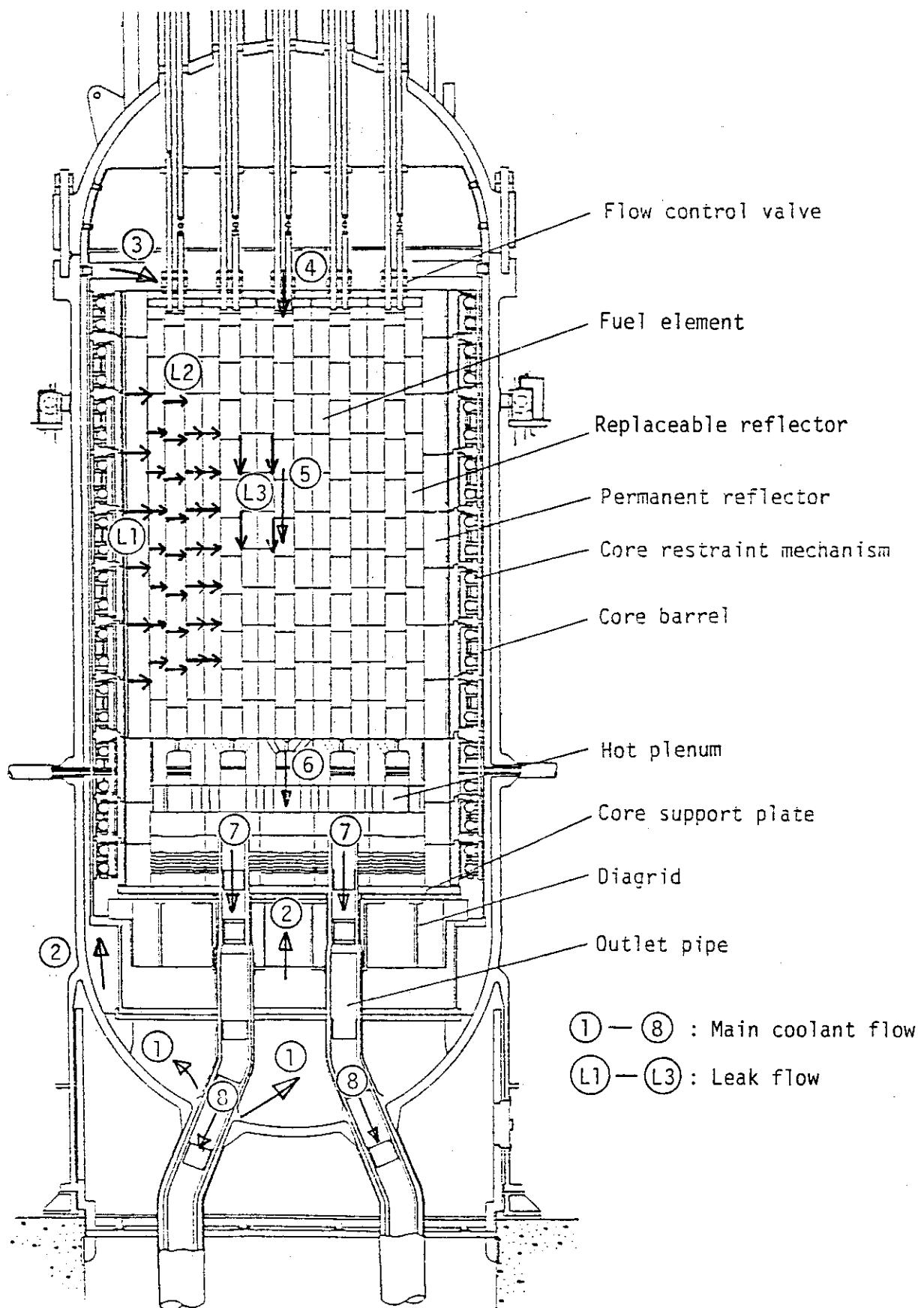


Fig. 2.4 Main coolant flow and leak flow
in the reactor core

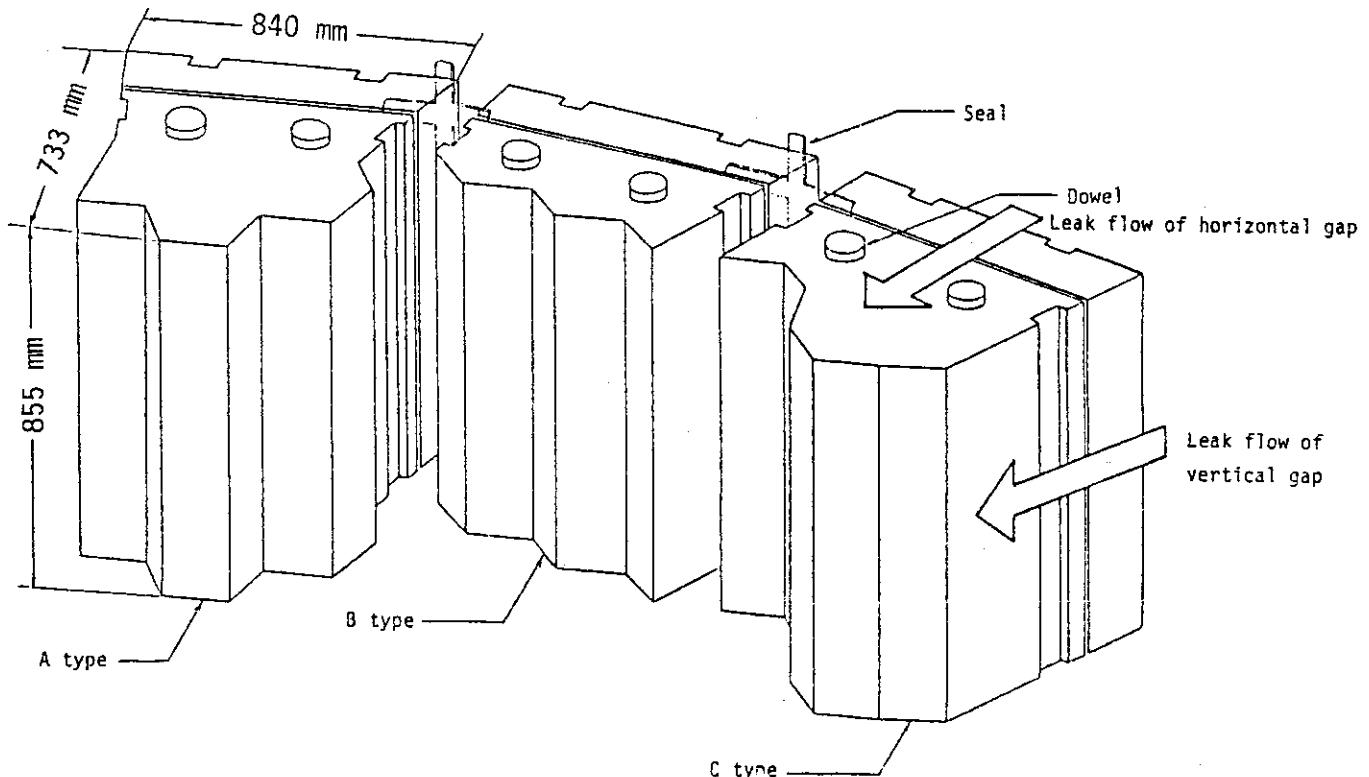


Fig.2.5 Leak flow between permanent reflectors

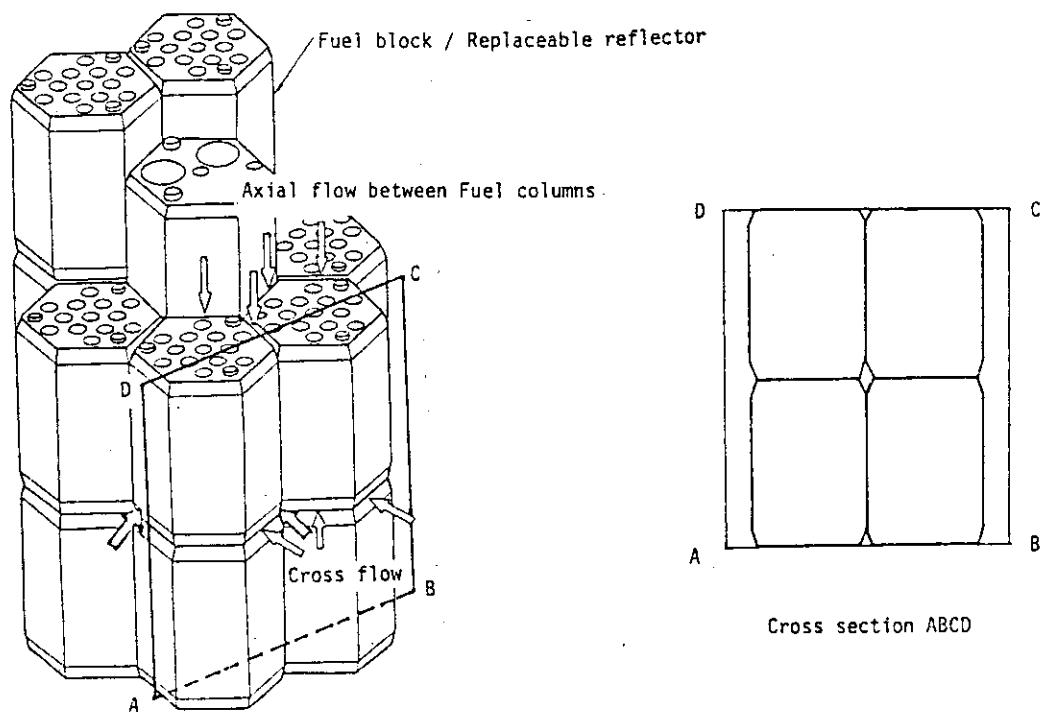


Fig.2.6 Leak flow between fuel columns/replaceable reflectors

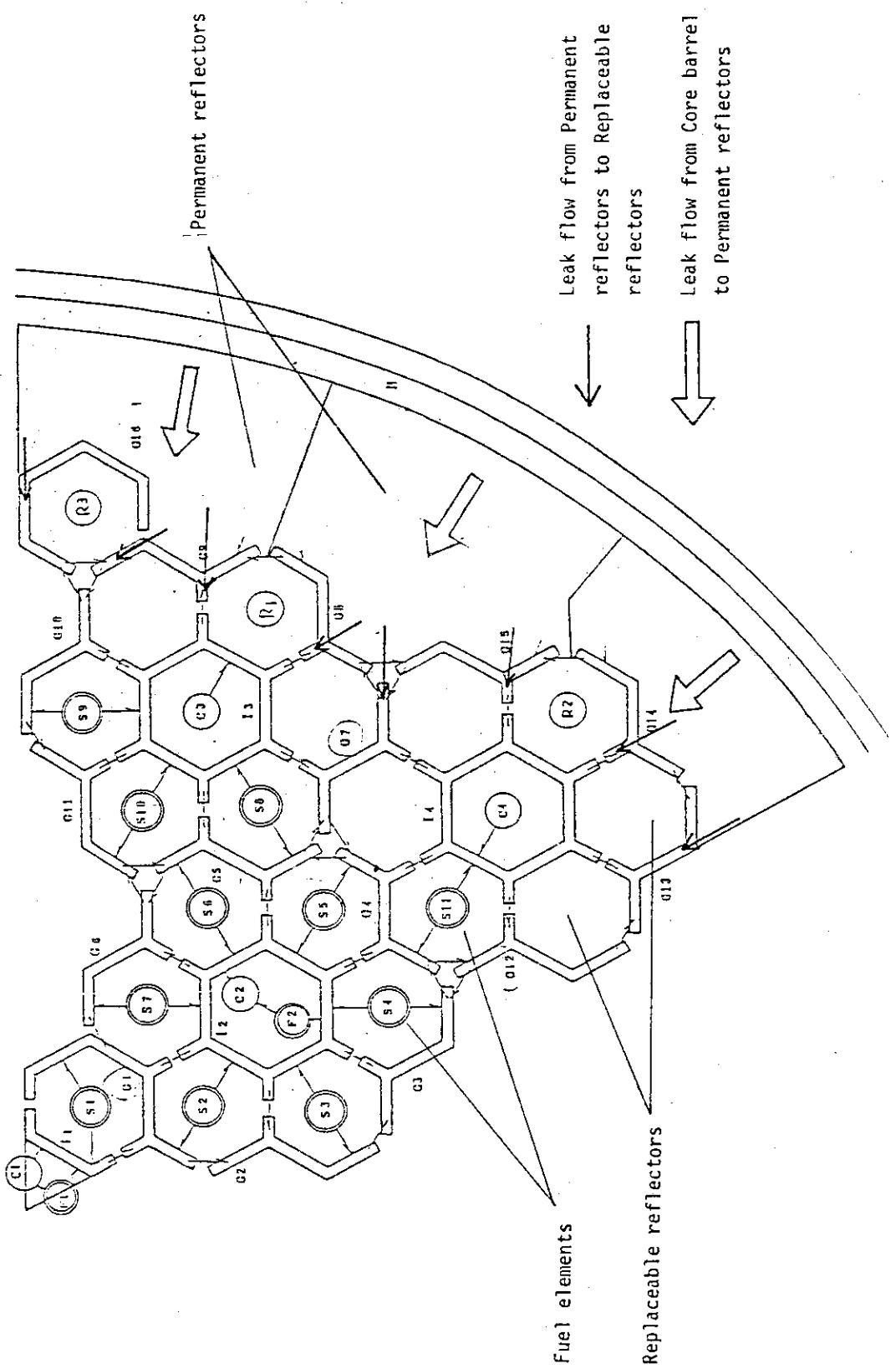


Fig. 2.7 Leak flow paths of radial direction

3. 漏れ流れの伝熱流動解析 (I)

3.1 漏れ流路のモデル化

本節では、各々の漏れ流路のモデル化を行い、幾何学的に重要なパラメータである等価ギャップ D_e や流路長 ℓ について述べる。

固定反射体接合面からの漏れ流れ（径方向流れ）を Fig. 3.1 に示すようにモデル化する。流路は平板状で、 $d \ll a$ なので等価ギャップは $D_e = 2d$ で与えられる。従って、非常に細いスリット状の平板流路となる。流路ギャップ d は反射体ブロック加工公差及び熱変形を考慮して定める。また詳(1)²⁾によると、固定反射体部シールは固定反射体外面から 200 mm の間のブロック面間シールである。この値を基準に流路長 ℓ を定める。

可動反射体面取り部の横流れ（径方向流れ）を Fig. 3.2 に示すようにモデル化する。ひし形流路の等価直径は $D_e = pq / \sqrt{p^2 + q^2}$ で与えられる。ここで、 p, q は Fig. 3.2 に示すようにひし形流路を代表する長さを示す。 p, q の値に関しては、Fig. 2.3 に示した詳(1)の標準燃料体の面取り部の設計値を用いる。また流路長 ℓ は、Fig. 2.7 に示した固定・可動反射体接合部から可動反射体に接合する燃料要素領域までの長さとする。なお、カラム間ギャップ流れ、クロス流れはひし形流路に比較して非常に狭いため、無視する。

燃料ブロックカラム間ギャップ流れは、Fig. 3.3 に示すように平行 2 平板流路でモデル化される。流路ギャップ d は固定反射体と同様に加工公差及び熱変形を考慮して定める。また流路長 ℓ は、標準燃料体の長さから面取り部の長さを差し引いた値を基準とする。

3.2 基 础 式

i) 固定反射体部漏れ流れ

漏れ流路は平行 2 平板状でモデル化されるので、壁温 (T_w) 一定の層流状態では

$$Nu = \frac{h_m D_e}{k} = 7.6^{5)} \quad (Re = \frac{u_m D_e}{\nu} \leq 3000)$$

ここで $D_e = 2d$ ($\because d \ll a$)

入口 He 温度と壁温の混合平均温度差を ΔT_{m1} 、出口 He 温度と壁温の混合平均温度差を ΔT_{m2} とすれば、対数平均温度差 (ΔT_m) は

$$\overline{\Delta T_m} = \frac{\Delta T_{m1} - \Delta T_{m2}}{\ell_n (\Delta T_{m1} / \Delta T_{m2})}$$

壁面から He へ伝わる熱量 (Q) は

$$Q = h_m \cdot 2a \cdot \ell \cdot \overline{\Delta T_m}$$

これはHeの温度上昇 ($T_{m2} - T_{m1} = \Delta T_{m1} - \Delta T_{m2}$) に要する熱量に等しいから、 γ , c_p , u_m をそれぞれ冷却材の比重、比熱、平均流速とすれば、

$$Q = 2 h_m \cdot a \cdot \ell \cdot \overline{\Delta T_m} = \gamma c_p \cdot u_m \cdot a \cdot d \cdot (\Delta T_{m1} - \Delta T_{m2})$$

すなわち、次式が得られる。

$$\Delta T_{m2} = \Delta T_{m1} \exp \left(-\frac{4 h_m \ell}{\gamma c_p u_m D_e} \right)$$

または、

$$T_{m2} = T_w - \Delta T_{m1} \exp \left(-\frac{4 h_m \ell}{\gamma c_p u_m D_e} \right) \quad \dots \dots \dots \quad (1)$$

また摩擦圧力損失 (ΔP) はダルシーの公式より

$$\Delta P = f \frac{\ell}{D_e} \frac{\gamma u_m^2}{2 g} \quad \dots \dots \dots \quad (2)$$

$$\text{ここで } f = \frac{96}{Re} \quad \dots \dots \dots \quad (3)$$

ii) 可動反射体部横流れ

漏れ流路はひし形状でモデル化されるので、壁温 (T_w) 一定の層流状態では、

$$Nu = 3.65^{(6)} \quad (Re \leq 2100)$$

を用いる。

また重量流量Gは平均流速 u_m 、流路面積Aを用いると、

$$G = \gamma u_m A = \gamma u_m pq / 2$$

で与えられる。また、ぬれぶち長さ ℓ_w と等価直径 D_e は、

$$\ell_w = 2 \sqrt{p^2 + q^2}$$

$$D_e = \frac{4 A}{\ell_w} = \frac{pq}{\sqrt{p^2 + q^2}}$$

の関係から、出口温度 T_{m2} は(1)式で表わされる。摩擦圧力損失 (ΔP) は(2)式で与えられる。ただし、 f の値は次式の管摩擦係数を用いる。

$$f = \frac{64}{Re} \quad \dots \dots \dots \quad (4)$$

iii) カラム間ギャップ軸方向流れ

出口He温度 (T_{m2}) を求める式は(1)式、摩擦圧力損失を求める式は(2), (3)式で与えられる。

3.3 解析手順と計算パラメータ

全体的な計算の流れは Fig. 3.4 に示す。漏れ流路の形状、流量、入口流体温度、壁面を計算パラメータとして入力し、流体バルク温度 T_b における He ガスの物性値は Code PROP1⁷⁾より呼び出す。次に、基礎式に従って計算を実行し、出口 He 温度、流速等を求める。さらに出入口平均温度を T_b に置き換えて再計算し、結果を出力する。

計算パラメータは詳(1)²⁾ 流量配分の基礎データを参考にする。固定反射体のパラメータを Table 3.1 に示す。流路巾 a はシール部の値を基準とし、流量 G_{pr} は燃料体最下段やコラム最下段の径方向漏れ流量を基準とする。炉心下部では $G_{pr} \approx 0.01 \text{ kg/s}$ である。壁温 T_w も炉心下部の値（約 700°C）を基準とする。固定反射体接合面間流路面積 A は $1/6$ 領域炉心の流路形状より定める。標準燃料体の長さは 0.57m なので、流路面積は水平及び垂直方向ギャップ部の全面積であり、 $A = 3(a + 0.57)d$ で与えられる。

可動反射体のパラメータを Table 3.2 に示す。可動反射体面取り部径方向流量 G_{rr} は Fig. 2.7 を参考にして定める。すなわち、固定反射体から可動反射体への漏れ流路は 7 箇所あるため 1 つの流路当たりの漏れ流量は $G_{rr} = G_{pr} / 7$ で与えられる。壁温 T_w は炉心下部の値（約 900°C）を基準とする。入口 He 温度 T_{m1} は固定反射体出口 He 温度を参考にする。

燃料ブロックカラム間ギャップのパラメータを Table 3.3 に示す。流路巾 a は標準燃料要素六角柱の一辺（約 0.173m）を基準とする。カラム間ギャップ流量 G_{fc} は漏れ流量の多い流路 G12 を基準とする。Fig. 2.7 を参照すれば、流路 G12 は燃料ブロックと可動反射体が隣接する領域間ギャップ流路である。入口 He 温度 T_{m1} は固定反射体入口 He 温度と同じ 400°C とする。 $T_w - T_{m1}$ も重要なパラメータと考えられるので、壁温 T_w は 500 ~ 1100°C の広い範囲とする。

3.4 解析結果

i) 固定反射体部漏れ流れ

固定反射体漏れ流量 G と出口 He 温度 T_{m2} の関係を Fig. 3.5 と Fig. 3.6 に示す。Fig. 3.5 は流路長 ℓ が 0.2 m の場合である。 G , D_e , T_w が増加するほど、 T_w と T_{m2} の差は増加する。 G が 10^{-2} kg/s の場合を例にとると、 D_e が 10^{-2} m 以下では T_{m2} は T_w から変化しないが、 D_e が 10^{-1} m に増加すると、 T_w が 700°C の場合 T_{m2} が約 550°C, T_w が 500°C の場合 T_{m2} が約 450°C に低下する。詳(1)では $D_e \approx 0.6 \times 10^{-3} \text{ m}$ なので G が $2 \times 10^{-3} \sim 15 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$ の範囲では、 T_{m2} は T_w に等しいと考えてよい。Fig. 3.6 は ℓ が 0.5 m の場合であるが、 G , D_e , T_w が増加するほど、 T_w と T_{m2} の差は増加する。流路長は Fig. 3.5 に比べて長いため、 G , D_e , T_w が同一条件では、 T_{m2} は高く、 T_w と T_{m2} の差は小さい。漏れ流量 G と流路圧損 ΔP の関係を Fig. 3.7 に示す。 G が増加すれば ΔP も比例して増加する。 T_w が 500°C から 800°C へ増加すれば、物性値の影響により ΔP は約 1.6 倍に増加する。圧損は等価ギャップ D_e の影響を大きく受ける。 G が 10^{-2} kg/s の場合を例にとると、 ΔP は D_e の 3 乗に逆比例するという層流理論式に従うので、 D_e が 10^{-3} m では ΔP が約 10^2 kg/m^2 , D_e が 10^{-4} m では ΔP が約 10^5 kg/m^2 である。詳(1)の炉心全圧損は $0.12 \sim 0.2 \times 10^4 (\text{kg/m}^2)$ であるので、炉心下部において D_e を $3 \times 10^{-4} \text{ m}$

程度に選定すれば、 ΔP は詳(1)の結果に一致する。Fig. 3.8は流路圧損、漏れ流量及び出口He温度の関係をまとめたものである。 ΔP が $0.15 \times 10^4 \text{ kg/m}^2$ 、 D_e が $3 \times 10^{-4} \text{ m}$ 、 T_w が 700°C では G は 10^{-2} kg/s 、 T_{m2} は 700°C である。

固定反射体漏れ流れは細いスリット状流れであり、Fig. 3.7に示すように流速 u_m は D_e に大きく依存し、 D_e が 10^{-4} m 、 G が $2 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$ 、 T_w が 500°C の場合には、 u_m は 3.9 m/s 、 ΔP は約 $1.5 \times 10^4 \text{ kg/m}^2$ となる。流量が一定の場合、 D_e が減少すれば、 u_m は D_e に逆比例して増加し、 ΔP は D_e の3乗に逆比例して増加する。従って、低圧損炉心体系では、等価ギャップが減少すれば、圧損の急激な増加すなわち流動抵抗の増加を招き、流速が減少する。極端な場合には、冷却材が漏れ流路で淀むことになり、漏れ流体温度は壁温に等しくなる。

以上まとめると、 G 、 D_e を詳(1)の値を基準にして出口He温度 T_{m2} を評価すれば、 T_{m2} は壁温 T_w に一致すると結論できる。

ii) 可動反射体部横流れ

可動反射体横流れ流量 G と出口He温度 T_{m2} の関係をFig. 3.9～Fig. 3.13に示す。入口He温度 T_{m1} はそれぞれ $850 \sim 450^\circ\text{C}$ である。標準燃料体のひし形流路を考慮して、等価直径 D_e は $1.03 \times 10^{-2} \text{ m}$ 、流路面積 A は $2.14 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ に固定すると詳(1)の設計に対応する。全体として言えることは、 G が増加し、 ℓ が減少するほど T_{m2} は低下する。また T_w が高温であるほど、 G の増加に対して T_{m2} は急激に減少する。 T_{m2} は T_w 、 T_{m1} 、 G 、 ℓ を決めるとFig. 3.9～Fig. 3.13から求めることができる。例として、 T_w が 900°C 、 T_{m1} が 650°C 、 G が $1.43 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$ 、 $\ell = 0.2 \text{ m}$ であれば、Fig. 3.11より T_{m2} は約 712°C となる。これはFig. 2.7において、炉心下部の流路に対応する。従って、温度上昇 ΔT (= $T_{m2} - T_{m1}$)は約 62°C である。安全側に考えて、 T_w が 800°C 、 T_{m1} が 450°C 、 G が $1.43 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$ 、 ℓ が 0.1 m であればFig. 3.13より T_{m2} は約 492°C となる。従って、少なくとも 40°C は温度上昇する。

横流れ流量 G と流路圧損 ΔP の関係をFig. 3.14に示す。 G 、 ℓ 、 T_w 、 T_{m1} が増加するほど ΔP は増加する。 G 、 ℓ を固定し、 T_{m1} が $450 \sim 850^\circ\text{C}$ 及び T_w が $500 \sim 1,100^\circ\text{C}$ の範囲では、流体の物性値変化が大きく、 ΔP は4倍程度変化する。また D_e が約 10^{-2} m と大きいため、全パラメータ範囲で圧損 ΔP は $10^{-2} \sim 10 \text{ kg/m}^2$ と小さい。従って、可動反射体横流れによる圧損は全炉心圧損に比較して非常に小さい。

以上まとめると、 D_e が大きいため、 T_w 、 T_{m1} 、 G 、 ℓ の値により T_{m2} は大きく変化する。詳(1)のデータを参考にすれば、炉心下部で T_{m2} は $700 \sim 800^\circ\text{C}$ 程度になる。また温度上昇は、最も厳しい場合を考慮しても、最低約 40°C の上昇が考えられる。

iii) カラム間ギャップ軸方向流れ

燃料ブロックカラム間ギャップ流量 G と出口He温度の関係をFig. 3.15とFig. 3.16に示す。Fig. 3.15は流路長 ℓ が 0.2 m の場合である。固定反射体の場合と同様に、 G 、 D_e 、 T_w が増加するほど、 T_w と T_{m2} の差は増加する。 G が $3 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$ の場合を例にとると、 D_e が $3 \times 10^{-3} \text{ m}$ 以下では T_{m2} は T_w にほぼ一致するが、 D_e が 10^{-2} m に増加すると T_{m2} はかなり低下する。Fig. 3.16は ℓ が標準燃料体と同じ 0.53 m の場合である。Fig. 3.15同様 G 、 D_e 、 T_w が増加

するほど T_w と T_{m2} の差は増加する。しかし、Fig. 3.15 に比べて ℓ が長いので、 G , D_e , T_w が同一条件では T_{m2} は高い値を示す。カラム間ギャップ流量と流路圧損の関係を Fig. 3.17 に示す。 G が増加すれば ΔP は比例して増加する。また ΔP は D_e に大きく依存し、また He 温度による物性値の影響も受ける。詳(1)炉心下部の基礎データによると各値はおよそ G が 3×10^{-3} kg/s, D_e が 3×10^{-3} m, T_w が 1100°C であり、 ΔP は約 40 kg/m^2 となる。流路長当りの圧損は非常に小さい。

以上まとめると、 D_e は 10^{-2} m 以下であり、詳(1)炉心下部の流量では T_{m2} は T_w にはほぼ一致する。従って、炉心下部の流量では T_{m2} は T_w にはほぼ一値する。従って、炉心下部の出口 He 温度は壁温まで上昇すると結論できる。

また、炉心下部の燃料体面取り部ではカラム間ギャップ流体と可動反射体部横流れ流体が混合する。最も確からしい可動反射体面取り部出口流量、流体温度は Fig. 3.10, 3.11 を参照すれば、 G が 1.43×10^{-3} kg/s, T_{m2} が 740°C 、またひかえ目のカラム間ギャップ流量、流体温度は、Fig. 3.15 を参照すれば、 G が 3×10^{-4} kg/s, T_{m2} が 1100°C となる。従って、燃料体面取り部流体混合温度 (T_{mix}) は、約 800°C となる。詳(1)では、燃料体カラム間ギャップ流体温度 (T_{mix} に相当) を 700°C 、燃料チャンネル温度を 1050°C と仮定して、熱応力を約 190 kg/cm^2 としているが、それに対し、本報告の結果を用いると、カラム間ギャップ流体温度が約 800°C となるため、熱応力は近似的に $(1050 - 800) / (1050 - 700)$ の比で変わり、約 135 kg/cm^2 と小さくなる。

Table 3.1 Design parameters in permanent reflectors

Design parameter	Range
Length of flow branch ; ℓ	<u>0.2</u> [*] 0.3, 0.5 (m)
Width of flow branch ; a	0.6, <u>0.75</u> , 0.8 1.0 (m)
Equivalent gap of flow branch ; D_e	0.1, <u>0.3</u> , 1, 3, 10, 30, 100×10^{-3} (m)
Gap of flow branch ; d	$d = D_e / 2$
Flow rate ; G_{pr} or G	2, 4, 7, <u>10</u> , 15×10^{-3} (kg/s)
Wall temp. ; T_w	500, 600, <u>700</u> , 800 ($^\circ\text{C}$)
Inlet coolant temp. ; T_{ml}	400 ($^\circ\text{C}$)
Flow branch area ; A	$A = 3(a + 0.57)d$

* Under lined figures indicate the typical values designed in VHTR-D¹⁾²⁾

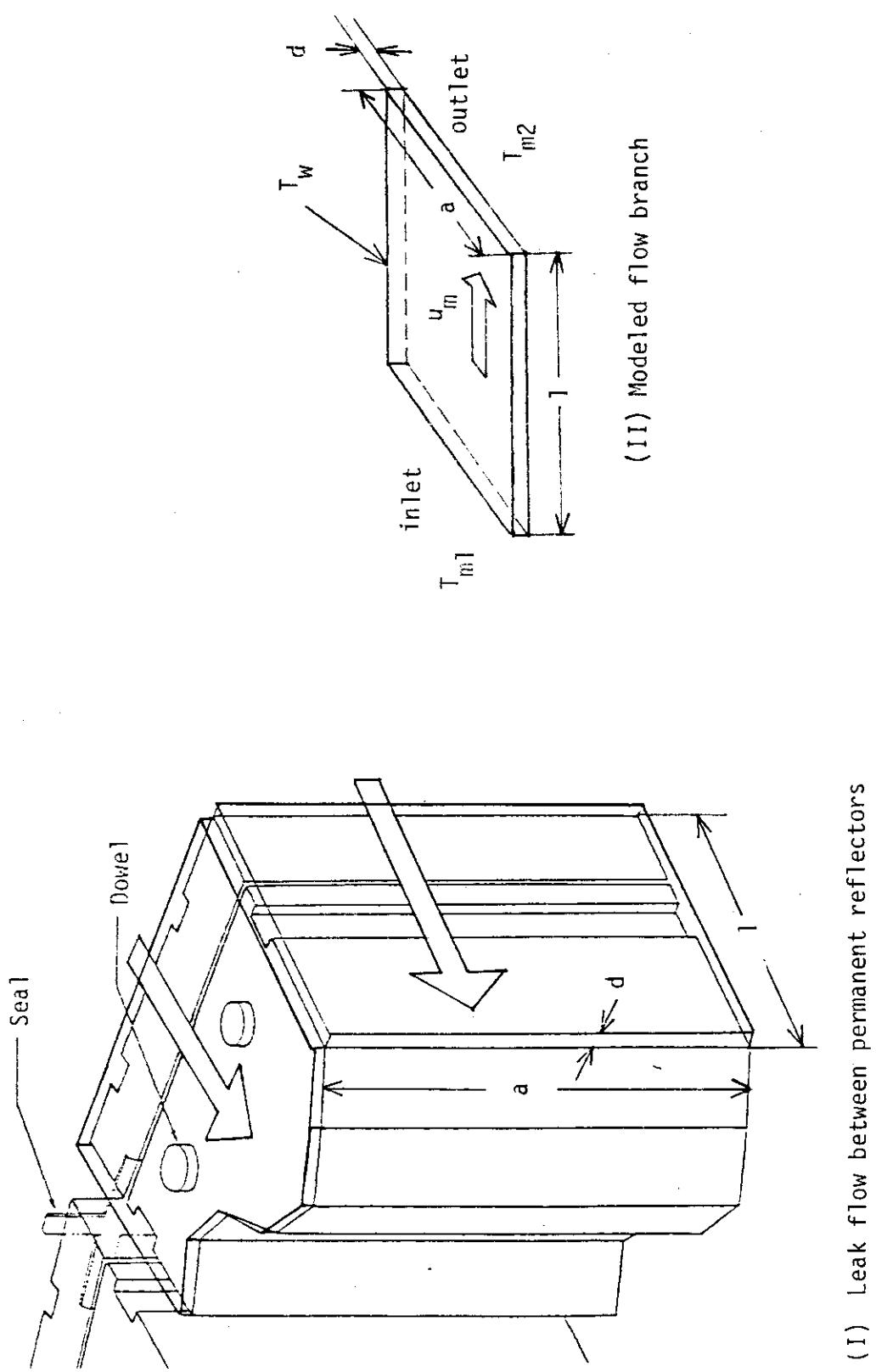
Table 3.2 Design parameters in replaceable reflectors

Design parameter	Range
Length of flow branch ; ℓ	0.1, 0.2, 0.3, 0.5, 0.7, 1.0 (m)
Equivalent diameter of flow branch; D_e	0.0103 (m), fixed
Flow rate ; G_{rr} or G	$G_{rr} = G_{pr} / 7$
Wall temp. ; T_w	500, 600, 700, 800, 900, 1,000, 1,100 (°C)
Inlet coolant temp. ; T_{ml}	450, 550, 650, 750, 850 (°C)
Flow branch area ; A	2.14×10^{-4} (m^2), fixed

Table 3.3 Design parameters in gap between fuel columns

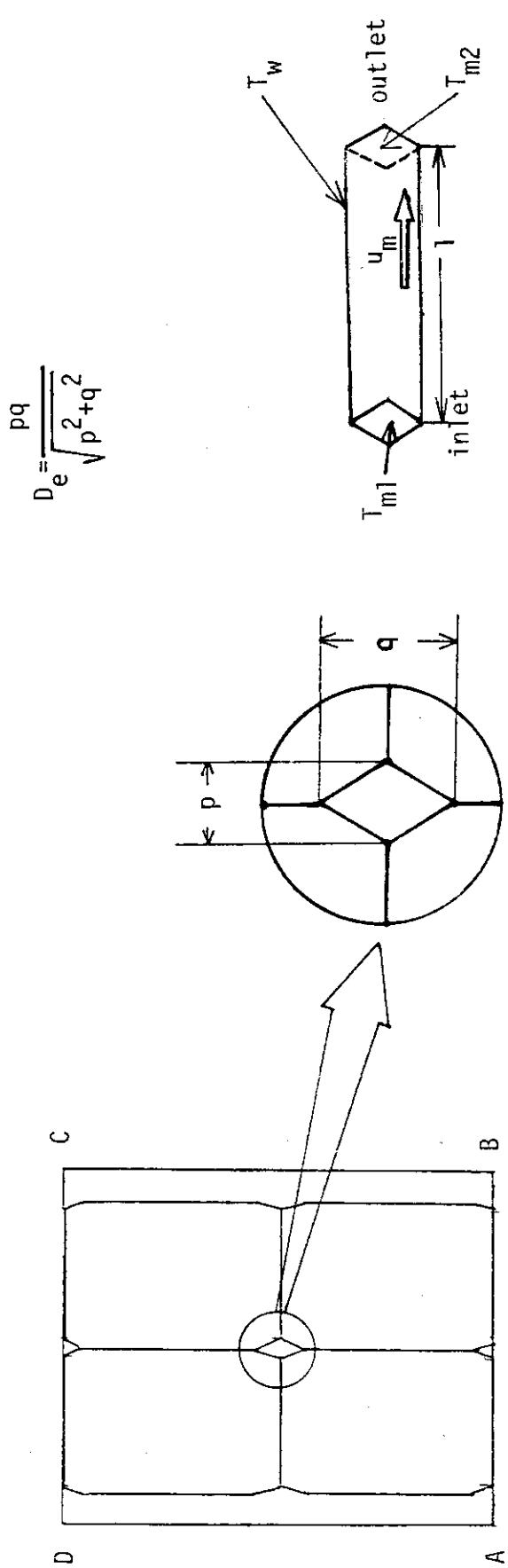
Design parameter	Range
Length of flow branch ; ℓ	0.2, <u>0.53</u> , 1.0 (m) ***
Width of flow branch ; a	0.1, <u>0.173</u> , 0.3, 0.5 (m)
Equivalent gap of flow branch ; D_e	0.1, 0.3, 1, <u>3</u> , 10, 30, 100×10^{-3} (m)
Gap of flow branch ; d	$d = D_e / 2$
Flow rate ; G_{fc} or G	0.01, 0.03, 0.1, 0.3, 1, <u>3</u> , 10×10^{-3} (kg/s)
Wall temp. ; T_w	500, 600, 700, 800, 900, 1,000, <u>1,100</u> (°C)
Inlet coolant temp. ; T_{ml}	400 (°C)
Flow branch area ; A	$A = ad$

*** Under lined figures indicate the typical values designed in VHTR-D1²⁾



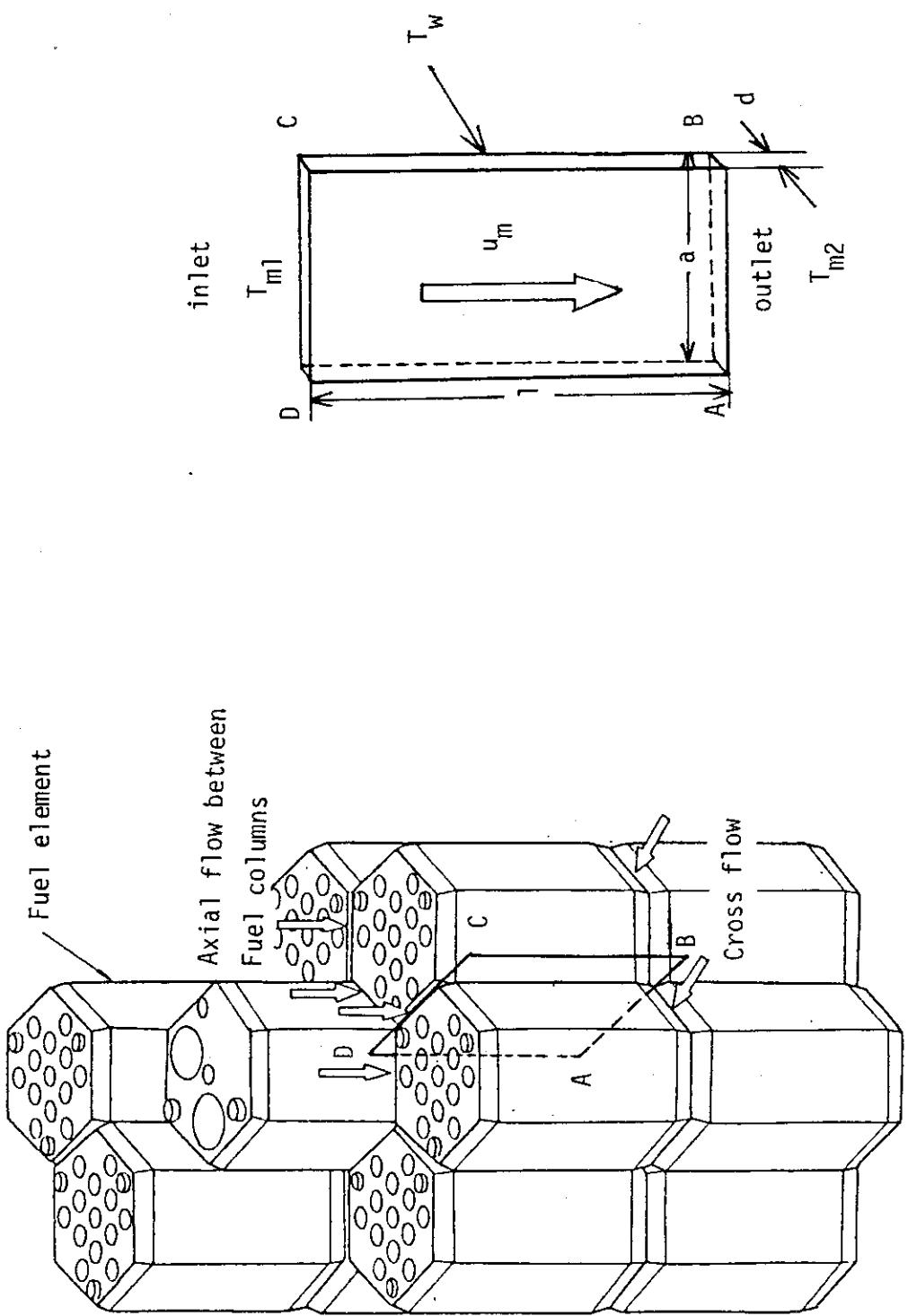
(I) Leak flow between permanent reflectors

Fig. 3.1 Modeling of flow branch between permanent reflectors



(I) Cross section ABCD (II) Detailed flow branch (III) Modeled flow branch

Fig.3.2 Modeling of flow branch between replaceable reflectors



(II) Modeled axial flow branch of cross section ABCD

(I) Leak flow between fuel elements

Fig. 3.3 Modeling of axial flow branch between fuel columns

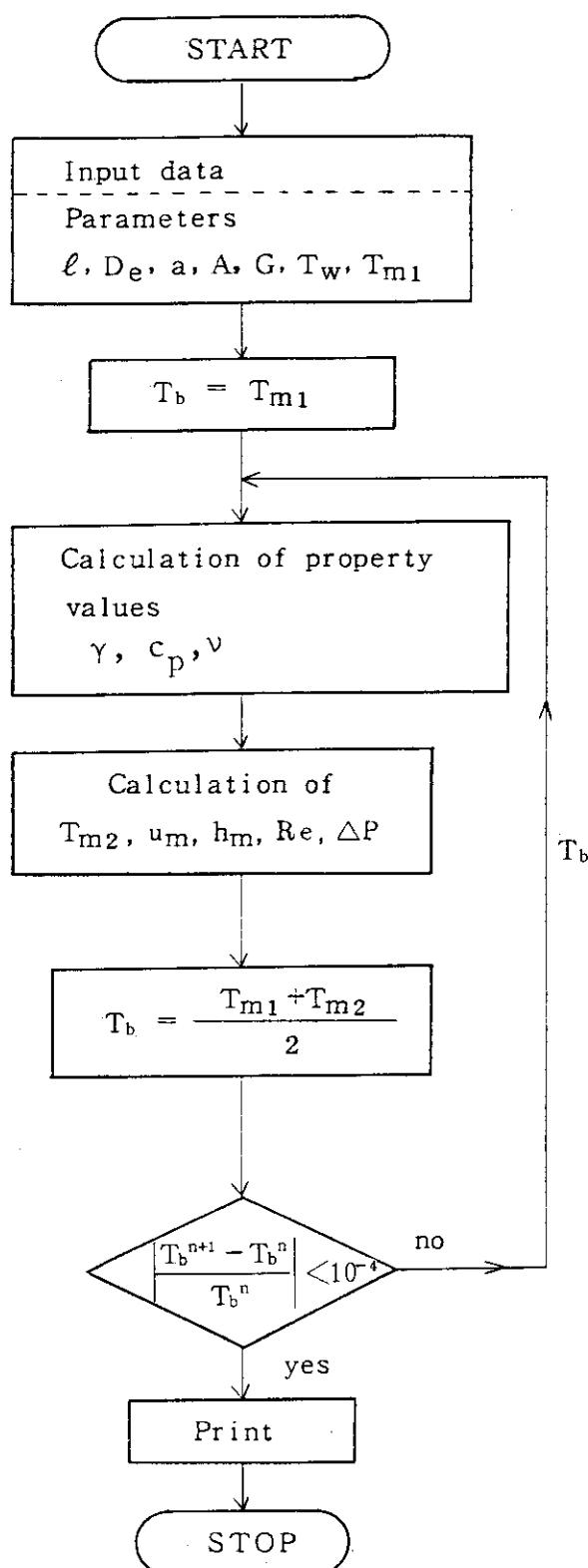


Fig. 3.4 Calculation flow chart

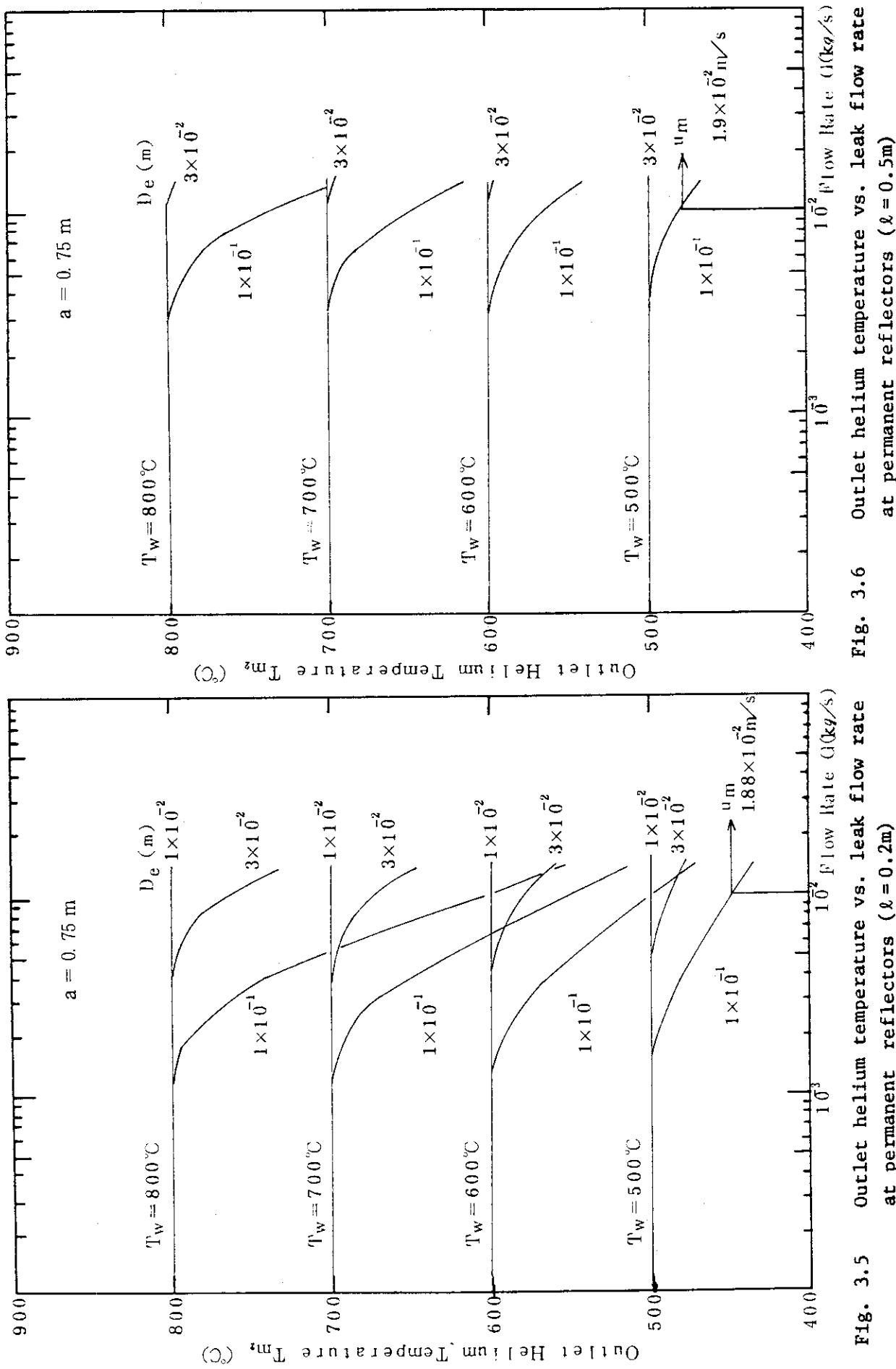


Fig. 3.6 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at permanent reflectors ($\lambda = 0.5\text{m}$)

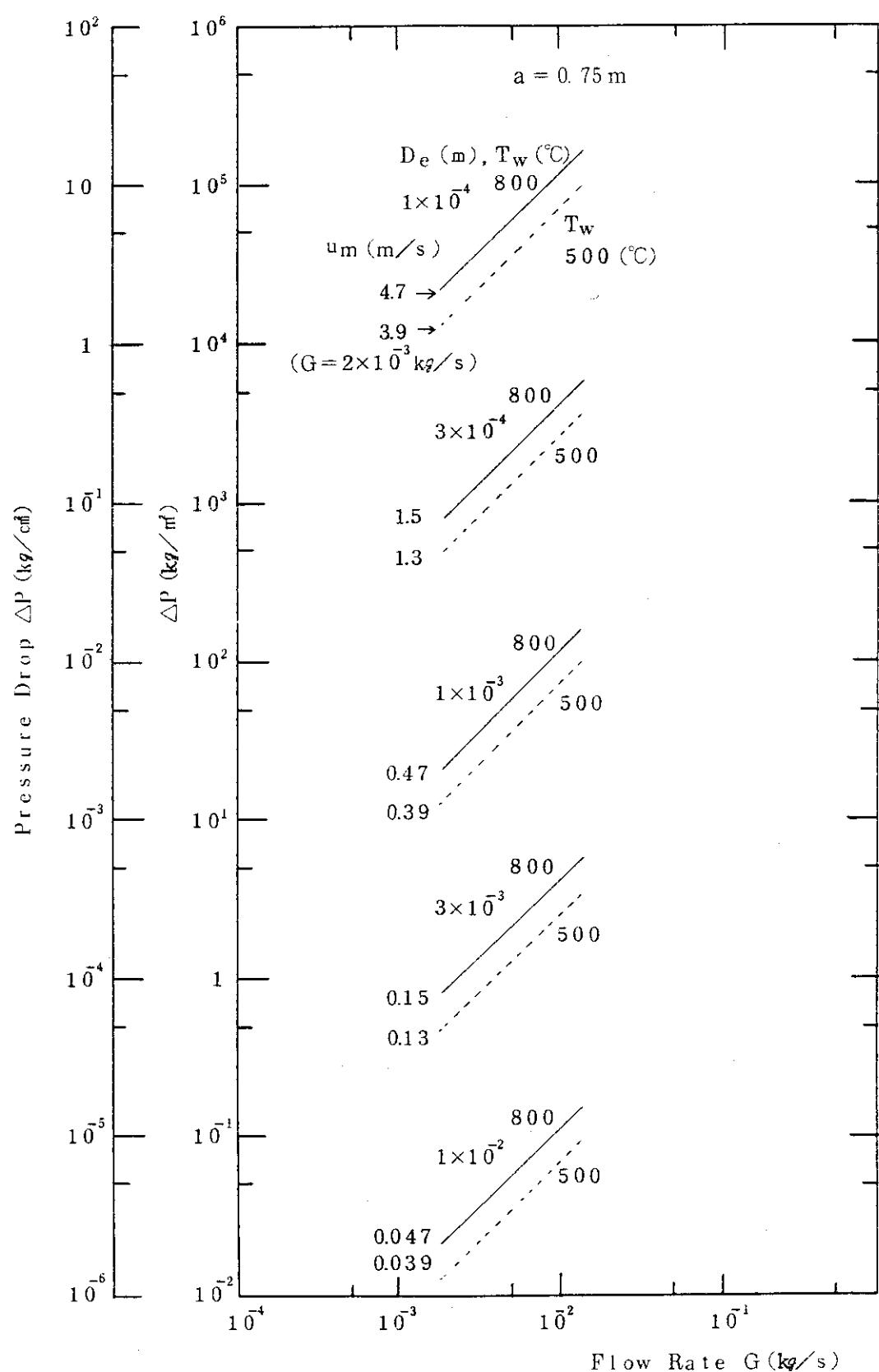
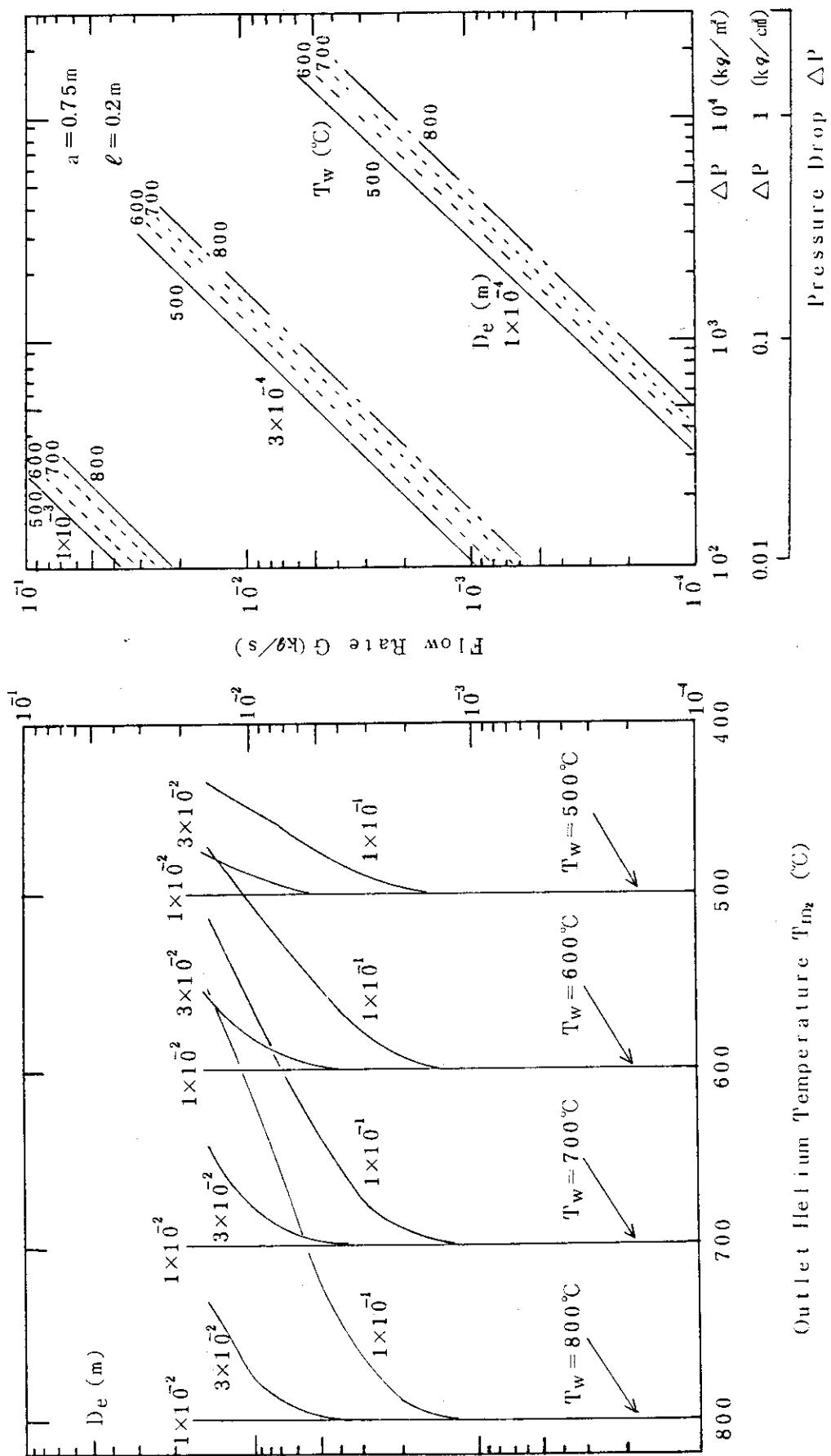


Fig. 3.7 Pressure drop vs. leak flow rate at permanent reflectors
($\ell = 0.5 \text{ m}$)



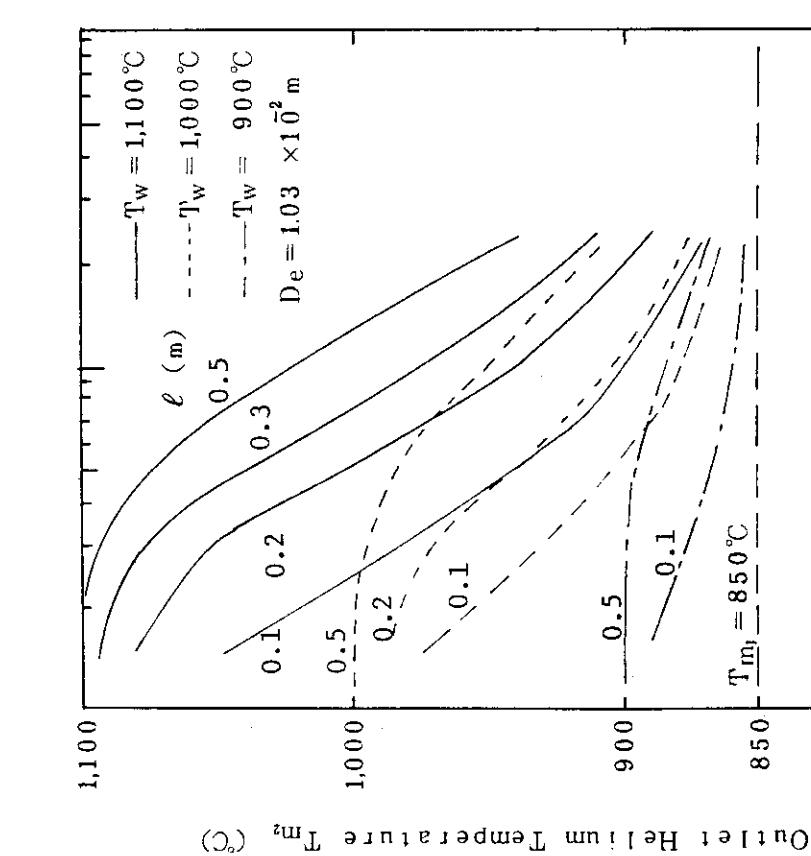


Fig. 3.9 Outlet helium temperature vs. leak flow rate
at replaceable reflectors ($T_{m1} = 850 \text{ }^{\circ}\text{C}$)

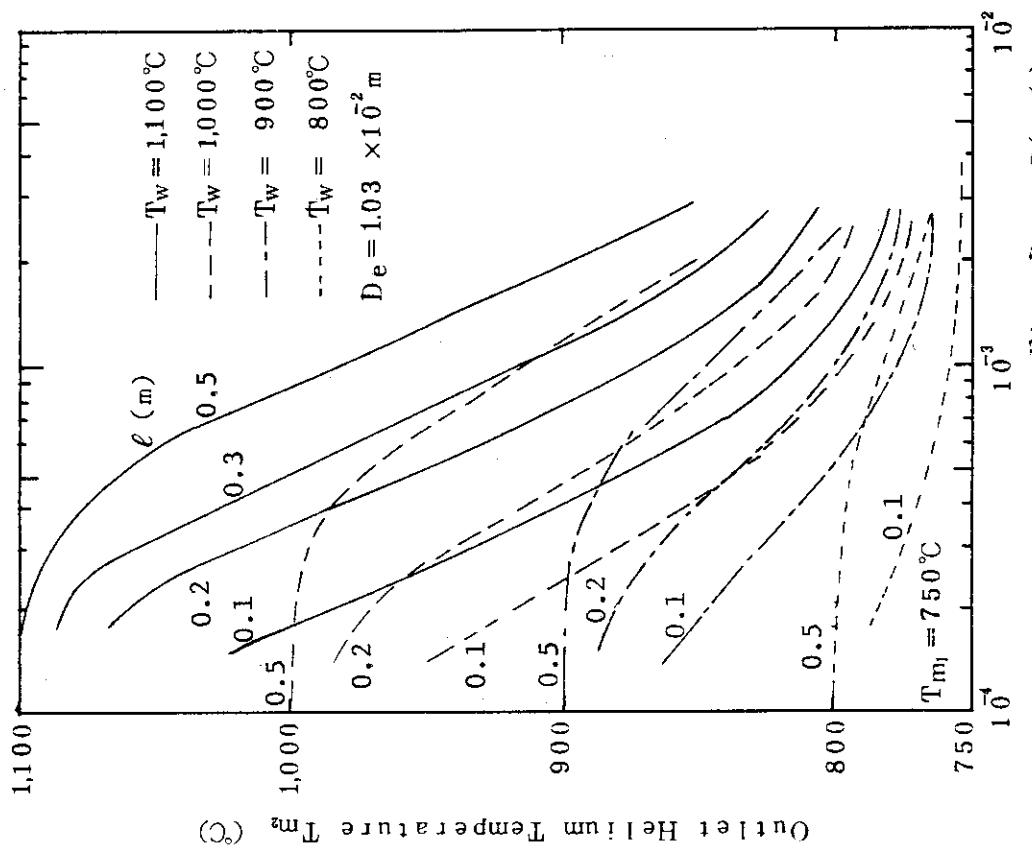


Fig. 3.10 Outlet helium temperature vs. leak flow rate
at replaceable reflectors ($T_{m1} = 750 \text{ }^{\circ}\text{C}$)

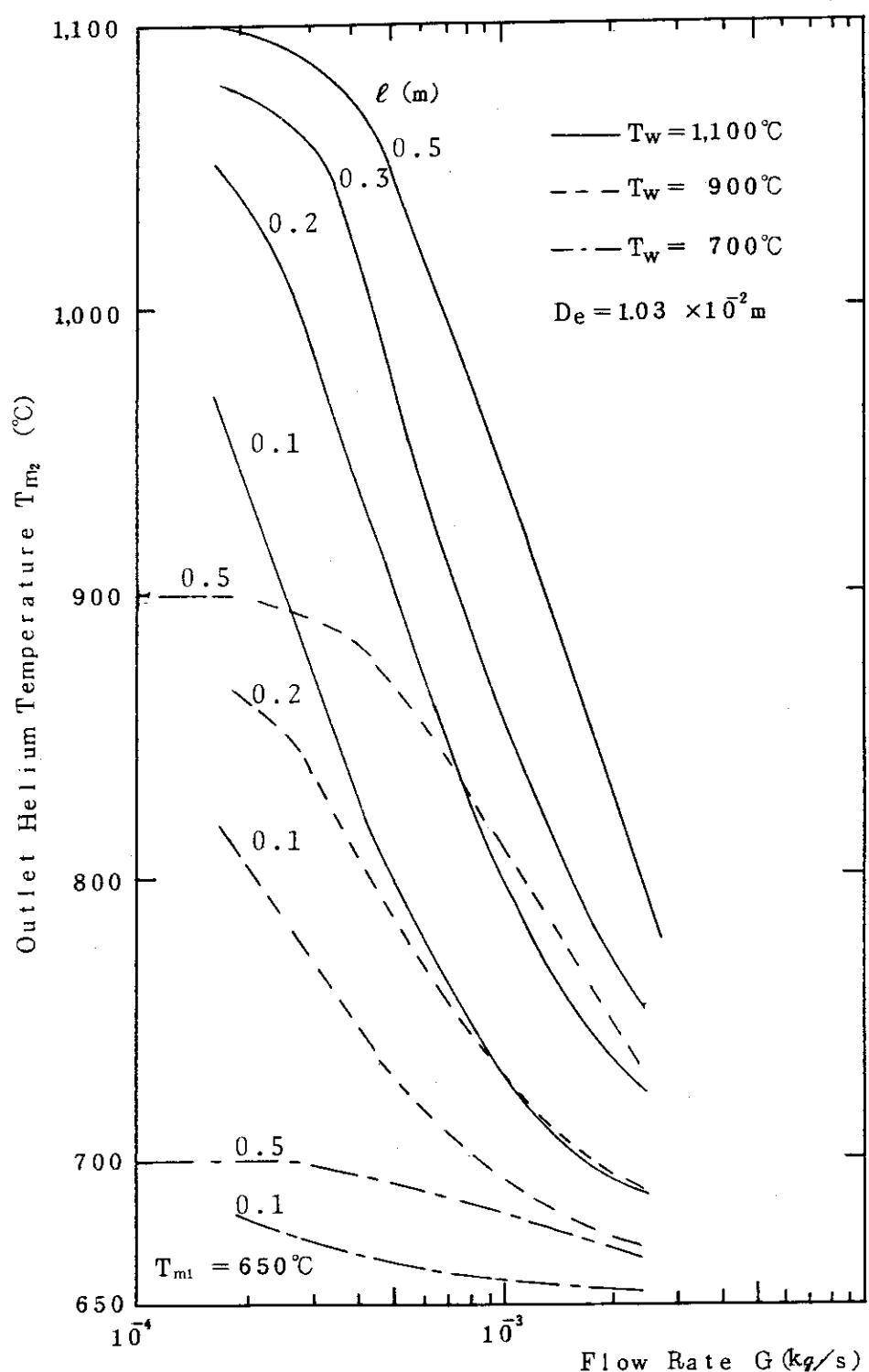


Fig. 3.11 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at replaceable reflectors ($T_{m1} = 650^\circ\text{C}$)

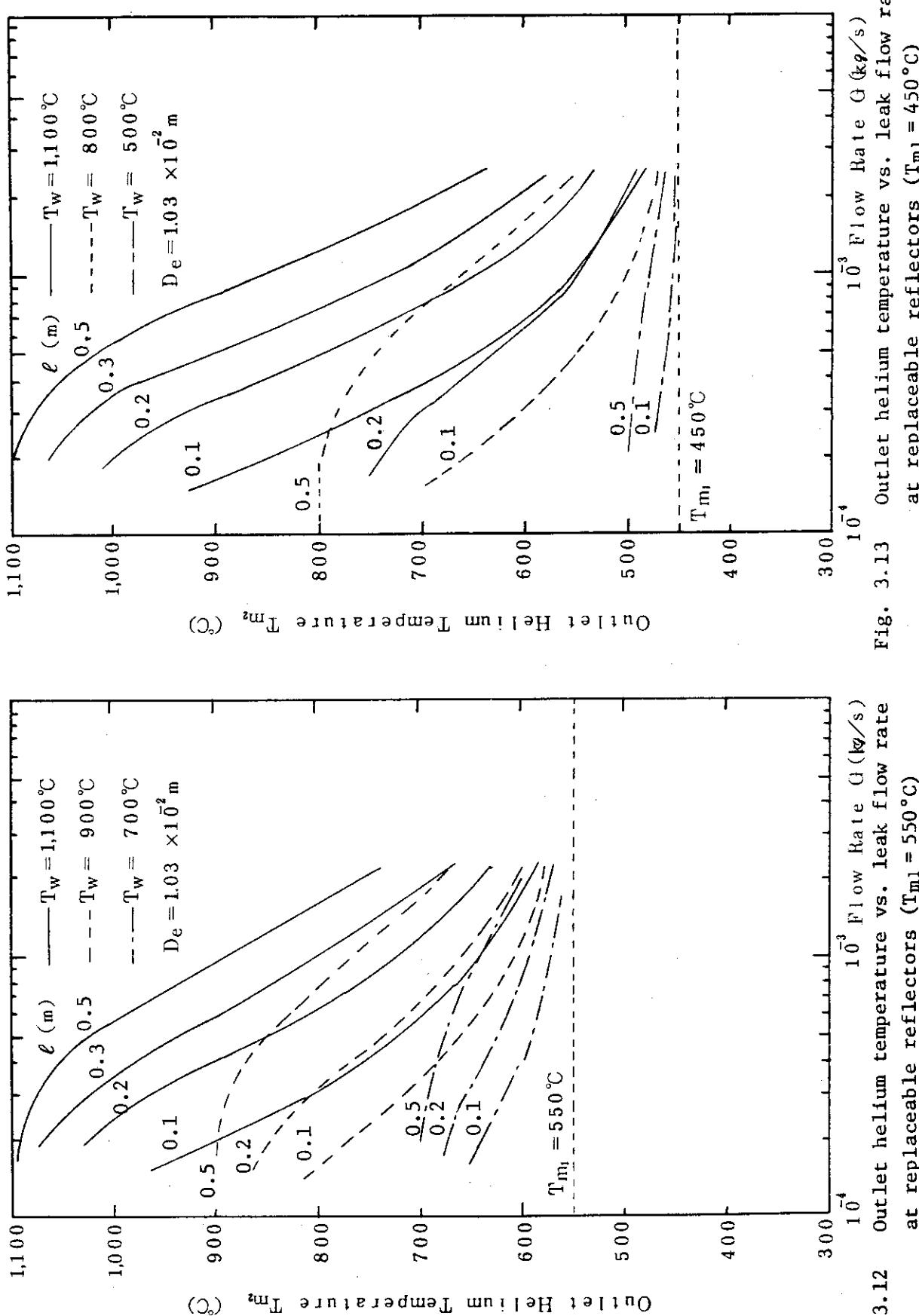


Fig. 3.12 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at replaceable reflectors ($T_{m1} = 550^\circ\text{C}$)

Fig. 3.13 Outlet helium temperature vs. leak flow rate at replaceable reflectors ($T_{m1} = 450^\circ\text{C}$)

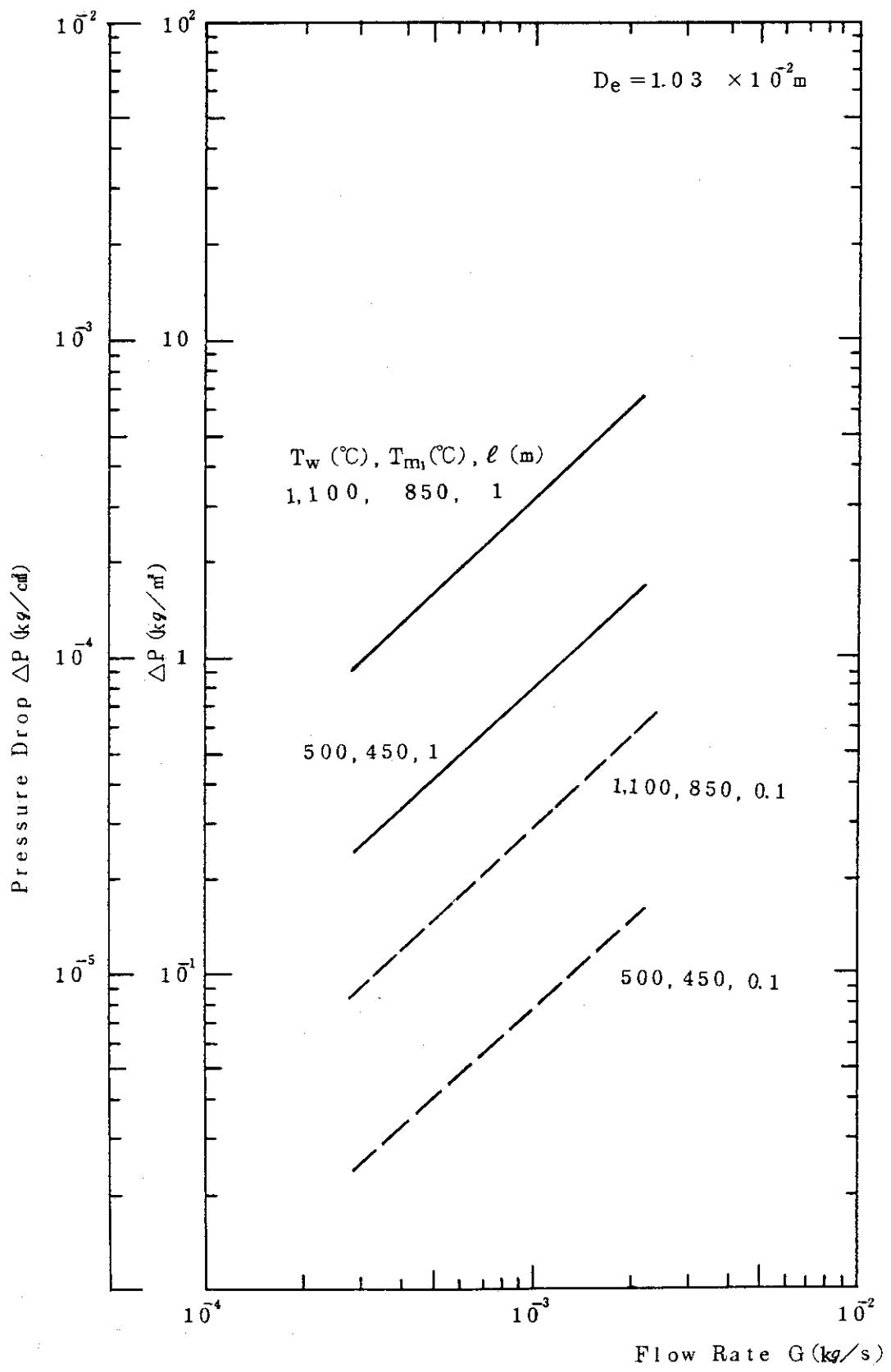


Fig. 3.14 Pressure drop vs. leak flow rate at replaceable reflectors

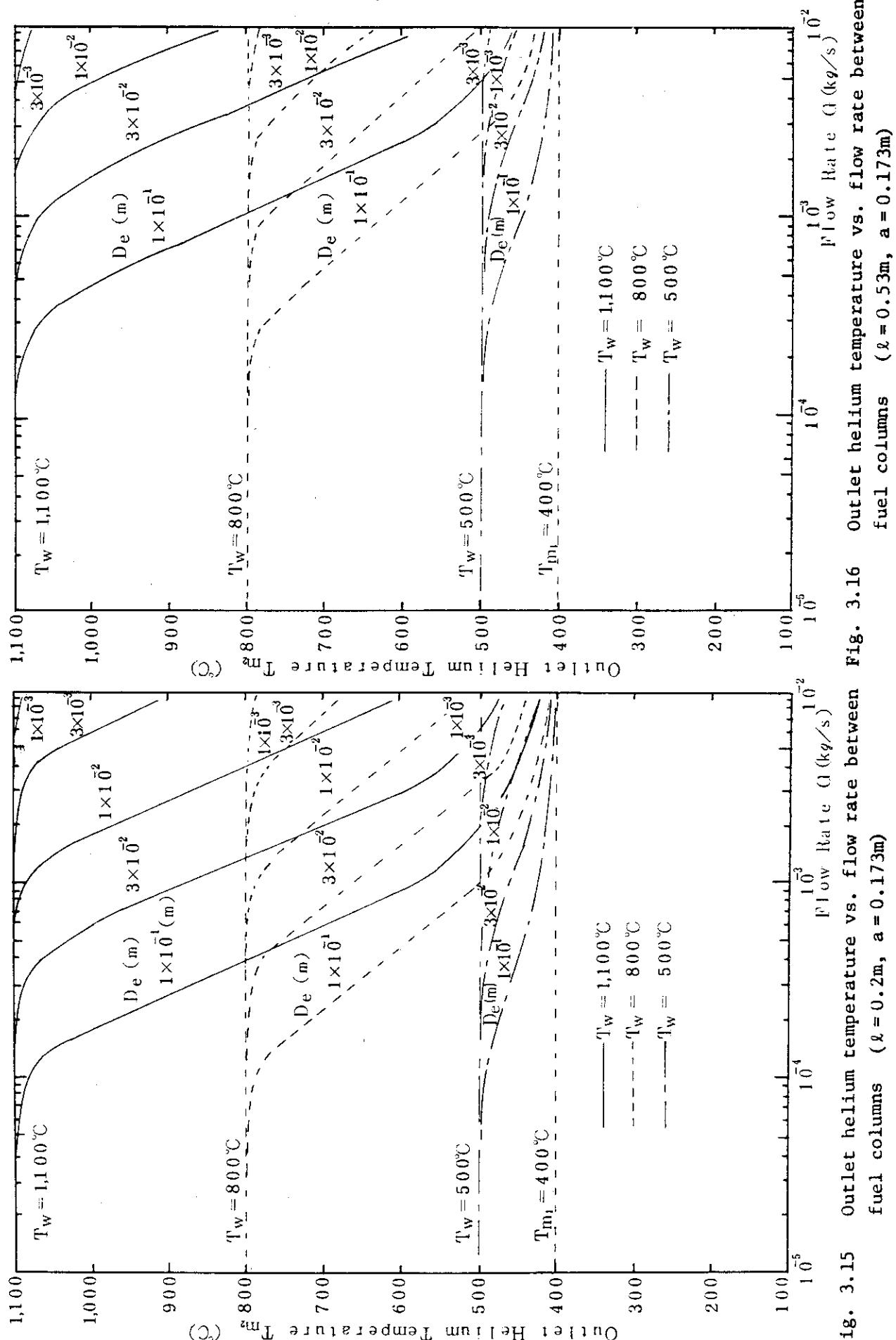


Fig. 3.15 Outlet helium temperature vs. flow rate between fuel columns ($\lambda = 0.2\text{m}$, $a = 0.173\text{m}$)

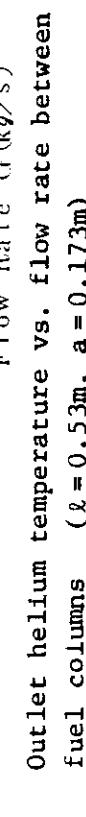


Fig. 3.16 Outlet helium temperature vs. flow rate between fuel columns ($\lambda = 0.53\text{m}$, $a = 0.173\text{m}$)

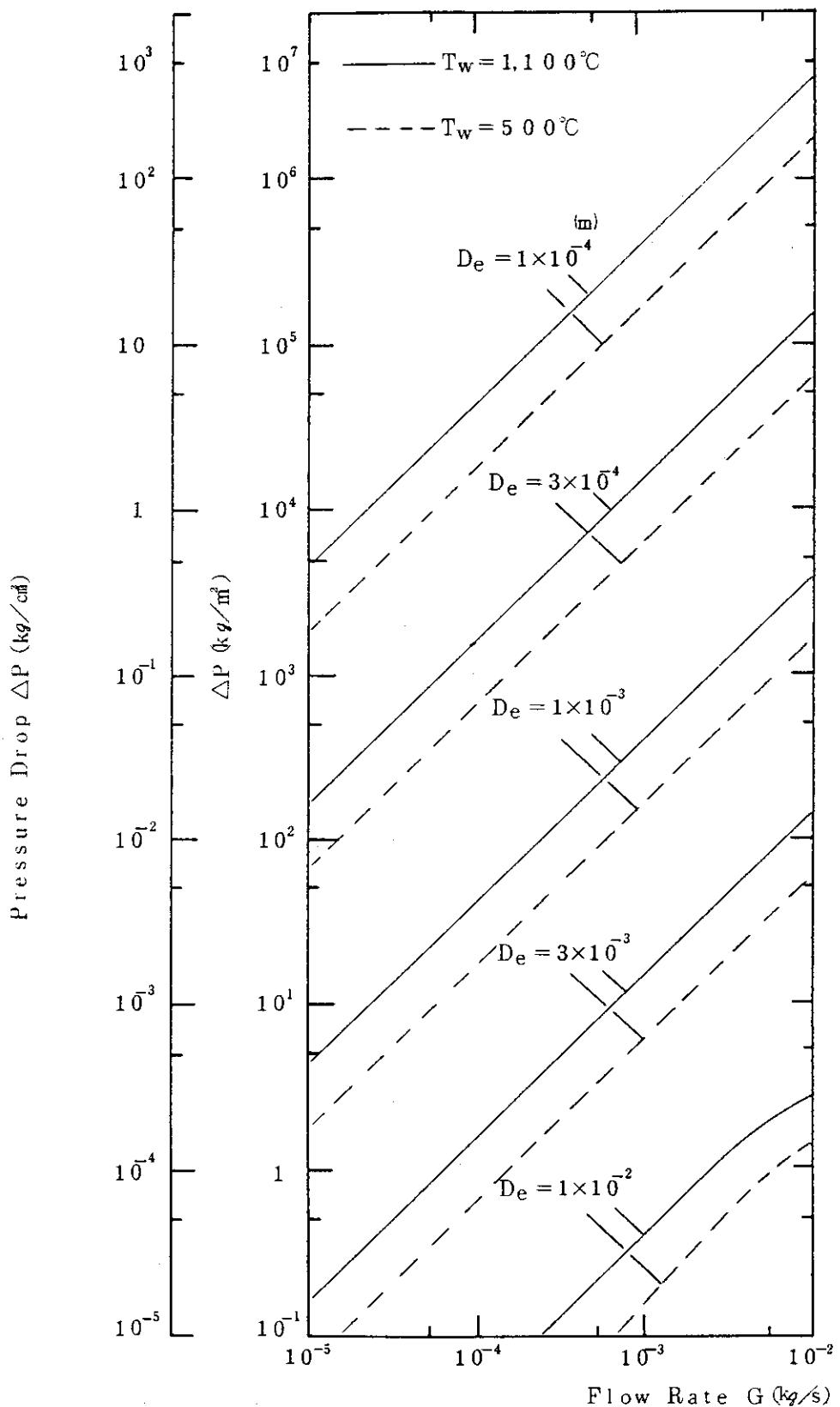


Fig. 3.17 Pressure drop vs. flow rate between fuel columns

4. 漏れ流れの伝熱流動解析 (II)

3章の結果によれば、可動反射体部横流れ流路の等価直径 D_e が約 10^{-2} mと大きいため、圧損は全炉心圧損に比較して非常に小さく、固定反射体部からの漏れ流体が低温の状態で燃料ブロックへ触れることになる。低温の漏れ流れは主流の有効流量を減少させ、炉心出口 He 温度の低下を招くばかりでなく、燃料ブロックに過大な熱応力を発生させる原因となる。上記の事項の対策としては、可動反射体部流路面積を狭くして、流動抵抗を増加させ、漏れ流量の減少及び漏れ流体温度の上昇を計る方法が考えられる。本章では、可動反射体面取り部流路の D_e を変化させた場合の漏れ流れの伝熱流動解析を行う。

4.1 過れ流路のモデル化

可動反射体面取り部の漏れ流路はひし形状及び三角形状にモデル化される(Fig. 3.2 参照)。変形させた流路形状は Fig. 4.1 に示すように 6 種類を考える。CASE A は可動反射体面取り高さは不变で、面取り角度 θ を減少させ、流路面積を狭く変化させた場合である。CASE B は可動反射体面取り巾は不变で、面取り角度 θ を増加させ、流路面積を狭く変化させた場合である。角度 θ が鈍角になれば可動反射体の挿入性が低下すると予想される。CASE C は可動反射体面取り角度は実験炉の設計と同じ 15° とし、流路形状を相似的に変化させた場合である。CASE D は反射体ブロック上面の面取りをせず流路形状を三角形とし、CASE A 同様に角度 θ を減少させた場合である。反射体や燃料ブロックの挿入性のみを考えた場合、ブロック上面の面取りを行う必要はほとんどないと考えられる。CASE E は反射体ブロック上面の面取りを行わないで、CASE B 同様に、角度 θ を増加させた場合である。CASE F は反射体ブロック上面の面取りを行わないで、CASE C 同様に、流路形状を相似的に変化させた場合である。

4.2 基 础 式

i) 等価直徑

ひし形流路の等価直径 D_e は 3.1 節より、

$$D_e = \frac{pq}{\sqrt{p^2 + q^2}}$$

で与えられている。また三角形流路の等価直径 D_{eq} は

$$D_{et} = \frac{4 \cdot \frac{pq}{4}}{\sqrt[3]{\left(\frac{p}{2}\right)^2 + \left(\frac{q}{2}\right)^2}} = \frac{2}{3} \frac{pq}{\sqrt{p^2 + q^2}} = \frac{2}{3} D_e \quad \dots \dots \dots (5)$$

で与えられる。

流路形状がCASE A及びCASE Dでは、

$$p = q \tan \theta, \quad q = q_0$$

流路形状がCASE B及びCASE Eでは、

$$p = p_0, \quad q = p \cot \theta$$

流路形状がCASE C 及び CASE F では、

$$p = \eta p_0, \quad q = \eta q_0$$

で与えられる。

ここで、 p_0 、 q_0 は実験炉における設計値であり、 κ は寸法の相似比である。

CASE A, CASE B及びCASE Cのひし形流路の等価直徑をそれぞれTable 4.1, Table 4.2及びTable 4.3に示す。

ii) 出口 He 温度

ひし形流路における出口 He 温度 T_{m2} は、3.2 節より、

ここで、

$$X = \frac{4 h_m \ell}{\gamma c_p u_m D_e} = \frac{h_m \cdot \ell_w \cdot \ell}{c_p G} \quad \text{である。}$$

また摩擦圧力損失 ΔP 及び管摩擦係数 f は、

$$\Delta P = f \frac{\ell}{D_e} \frac{r u_m^2}{2g}, \quad f = \frac{64}{Re}$$

なので、(6)式のX及び漏れ流量Gは、

$$X = \frac{128 \cdot \text{Nu} \cdot \lambda \cdot v \cdot \ell^2}{g \cdot c_p \cdot D_e^4 \cdot \Delta P} \quad \dots \dots \dots \quad (7)$$

$$G = \frac{g D_e^2 A \Delta P}{32 \nu \ell} \quad \dots \dots \dots \quad (8)$$

で与えられる。

三角形流路では、(7)式及び(8)式の D_e 及び A_e に、等価直径 D_{et} 及び流路面積 A_t を用いる。 A_t は次式で与えられる。

Fig. 4.1に示した6種類すべての流路形状に対して解析計算を行うことが考えられるが、形状パラメータ D や A は Table 4.1～4.3 及び(5)式、(9)式で与えられるので、重要度の高い 1 ケ

ースについて解析計算を行う。本報告では、可動反射体の挿入性に着目して、面取り角度 θ を鈍角に変化させた場合（CASE B）について計算を行う。なお計算パラメータは T_{m1} , T_w , ℓ , ΔP , D_e であり、計算フローチャートは 3 章と同様である（Fig. 3.4 参照）。

Fig. 4.2 は、CASE B の等価直径 D_e と面取り角度 θ の関係を示したものであり、Table 4.2 を表現し直したものである。角度 θ が増加すれば D_e は減少する。詳(1)では、角度 θ は 15° ($= \theta_0$) であり D_e は約 $1.03 \times 10^{-2} \text{ m}$ であるが、例えば角度 θ が約 55° では D_e は約 $6.1 \times 10^{-3} \text{ m}$ に減少する。

4.3 解析結果

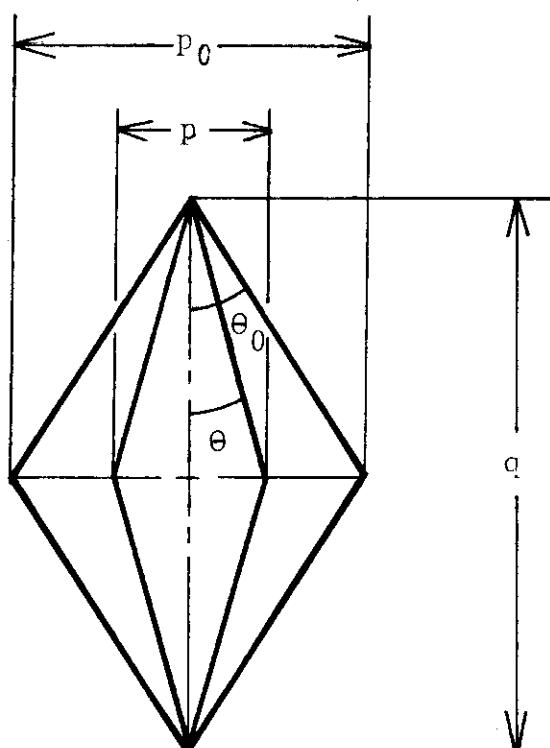
CASE B の流路形状における解析結果を示す。Fig. 4.3 は入口 He 温度 T_{m1} が 650°C の場合の漏れ流量 G と圧力損失 ΔP の関係である。パラメータは等価直径 D_e と壁温 T_w である。 ΔP が増加すれば G は比例して増加する。 D_e が 1 枝減少すれば G は 4 枝近く減少する。 T_w が低いほど G は増加するが、He の粘性係数の影響が現われているためである。3 章より炉心下部の漏れ流量は $1.43 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$ 程度であるが、この流量での圧力損失は、 $D_e = 1.03 \times 10^{-2} \text{ m}$ ならば、約 1 kg/m^2 である。 ΔP を 1 kg/m^2 に保ち、 D_e が $1.03 \times 10^{-2} \text{ m}$ から $6 \times 10^{-3} \text{ m}$ まで減少すれば G は 10 分の 1 以下に減少する。 G を一定に保ち、 D_e が 1 枝減少すれば ΔP は 4 枝近く増加する。従って、 D_e は G や ΔP に大きく影響を与えることがわかる。

Fig. 4.4 は T_{m1} が 650°C の場合の出口 He 温度 T_{m2} と圧力損失 ΔP の関係を示す。パラメータは D_e と T_w である。 ΔP が増加すると G が増加するので T_{m2} は低下する。また D_e が減少すると G が減少し T_{m2} は上昇する。 T_w が 900°C 及び ΔP が 1 kg/m^2 の場合を例にとると、 D_e が $1.03 \times 10^{-2} \text{ m}$ では T_{m2} は 700°C 程度に上昇するが、 D_e が $6 \times 10^{-3} \text{ m}$ では、 T_{m2} は 880°C 程度まで上昇する。すなわち、 D_e が $6 \times 10^{-3} \text{ m}$ 以下では、 T_{m2} は壁温近くまで上昇する。 D_e は T_{m2} に大きく影響を与える。

流路形状 CASE B では D_e と面取り角度 θ には Table 4.2 や Fig. 4.2 に示されるような関係がある。Fig. 4.5 は T_w が 900°C 、 T_{m1} が 650°C 及び ΔP が 1 kg/m^2 の場合における出入口 He の温度差 ΔT と面取り角度 θ の関係を示す。 θ が 15° では ΔT は約 50°C であるが、 θ が 55° になると ΔT は約 280°C も上昇し、壁温近くまで昇温することを示す。角度 θ が T_{m2} に大きく影響を与えることがわかる。

Table 4.1 Geometry factors in rhombus (CASE A)

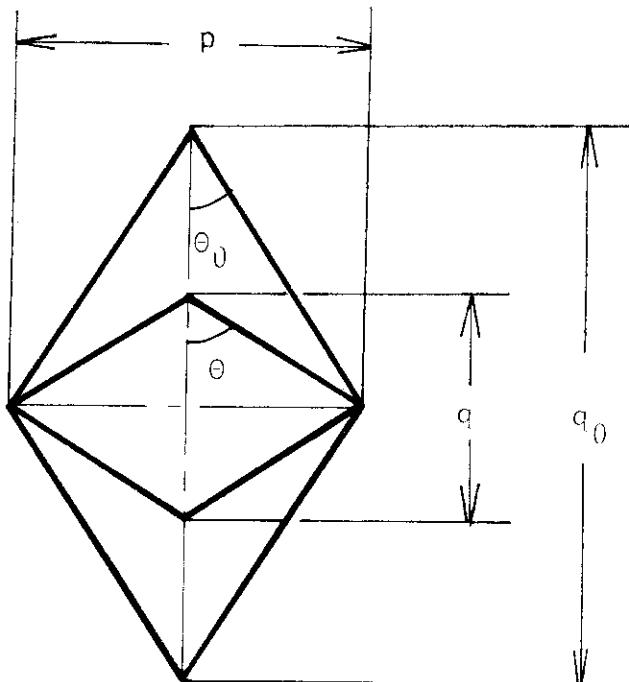
$\theta(^{\circ})$	p(m)	q(m)	D_e (m)
1.0000E+00	6.9785E-04	4.0000E-02	6.9774E-04
2.0000E+00	1.3961E-03	4.0000E-02	1.3953E-03
3.0000E+00	2.0952E-03	4.0000E-02	2.0924E-03
4.0000E+00	2.7956E-03	4.0000E-02	2.7888E-03
5.0000E+00	3.4978E-03	4.0000E-02	3.4845E-03
6.0000E+00	4.2020E-03	4.0000E-02	4.1790E-03
7.0000E+00	4.9089E-03	4.0000E-02	4.8723E-03
8.0000E+00	5.6187E-03	4.0000E-02	5.5641E-03
9.0000E+00	6.3321E-03	4.0000E-02	6.2542E-03
1.0000E+01	7.0494E-03	4.0000E-02	6.9424E-03
1.1000E+01	7.7712E-03	4.0000E-02	7.6285E-03
1.2000E+01	8.4978E-03	4.0000E-02	8.3123E-03
1.3000E+01	9.2299E-03	4.0000E-02	8.9936E-03
1.4000E+01	9.9679E-03	4.0000E-02	9.6721E-03
1.5000E+01	1.0712E-02	4.0000E-02	1.0348E-02



CASE A

Table 4.2 Geometry factors in rhombus (CASE B)

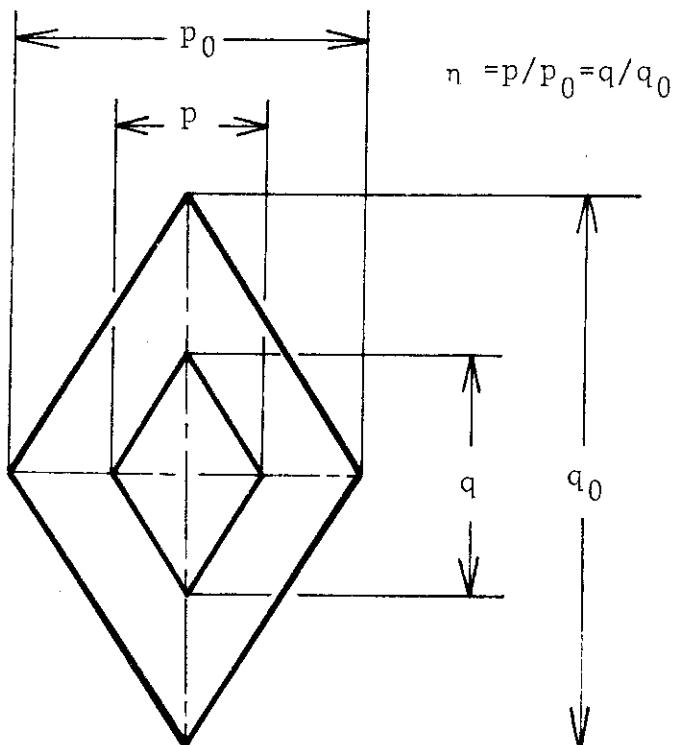
$\theta(^{\circ})$	$p(m)$	$q(m)$	$D_e(m)$
1.5000E+01	1.0712E-02	4.0000E-02	1.0348E-02
2.0000E+01	1.0712E-02	2.9448E-02	1.0067E-02
2.5000E+01	1.0712E-02	2.2986E-02	9.7096E-03
3.0000E+01	1.0712E-02	1.8566E-02	9.2785E-03
3.5000E+01	1.0712E-02	1.5309E-02	8.7769E-03
4.0000E+01	1.0712E-02	1.2776E-02	8.2085E-03
4.5000E+01	1.0712E-02	1.0721E-02	7.5777E-03
5.0000E+01	1.0712E-02	8.9967E-03	6.8893E-03
5.5000E+01	1.0712E-02	7.5086E-03	6.1486E-03
6.0000E+01	1.0712E-02	6.1923E-03	5.3611E-03
6.5000E+01	1.0712E-02	5.0027E-03	4.5328E-03
7.0000E+01	1.0712E-02	3.9065E-03	3.6701E-03
7.5000E+01	1.0712E-02	2.8780E-03	2.7794E-03
8.0000E+01	1.0712E-02	1.8967E-03	1.8676E-03
8.5000E+01	1.0712E-02	9.4533E-04	9.4167E-04



CASE B

Table 4.3 Geometry factors in rhombus (CASE C)

η	p (m)	q (m)	D_e (m)
1.0000E-01	1.0712E-03	4.0000E-03	1.0348E-03
2.0000E-01	2.1425E-03	8.0000E-03	2.0695E-03
3.0000E-01	3.2137E-03	1.2000E-02	3.1043E-03
4.0000E-01	4.2849E-03	1.6000E-02	4.1391E-03
5.0000E-01	5.3561E-03	2.0000E-02	5.1738E-03
6.0000E-01	6.4274E-03	2.4000E-02	6.2086E-03
7.0000E-01	7.4986E-03	2.8000E-02	7.2433E-03
8.0000E-01	8.5698E-03	3.2000E-02	8.2781E-03
9.0000E-01	9.6410E-03	3.6000E-02	9.3129E-03
1.0000E+00	1.0712E-02	4.0000E-02	1.0348E-02
1.2000E+00	1.2855E-02	4.8000E-02	1.2417E-02
1.5000E+00	1.6068E-02	6.0000E-02	1.5521E-02
2.0000E+00	2.1425E-02	8.0000E-02	2.0695E-02
2.5000E+00	2.6781E-02	1.0000E-01	2.5869E-02
3.0000E+00	3.2137E-02	1.2000E-01	3.1043E-02



CASE C

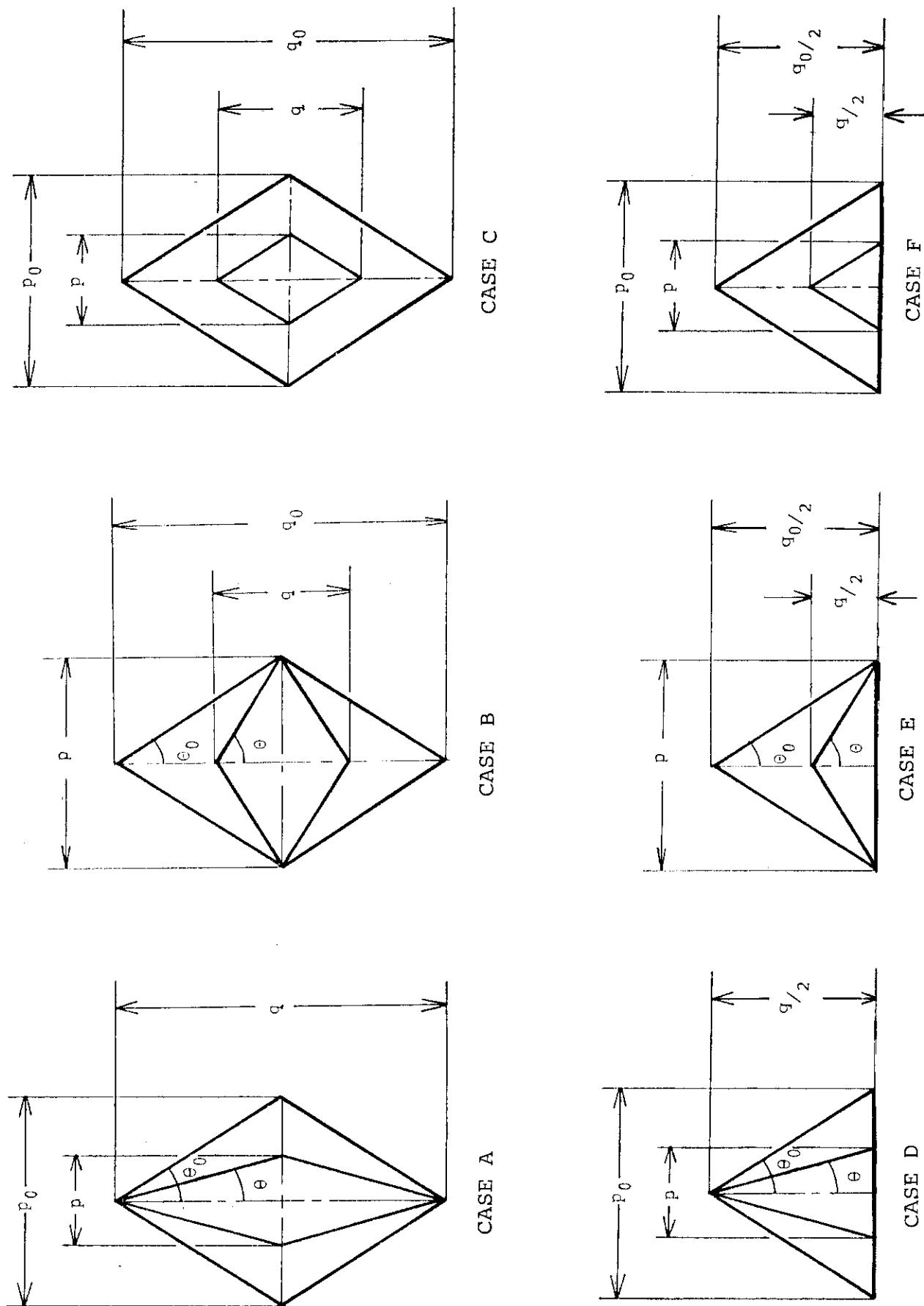


Fig. 4.1 Several flow area shapes surrounded by replaceable reflectors

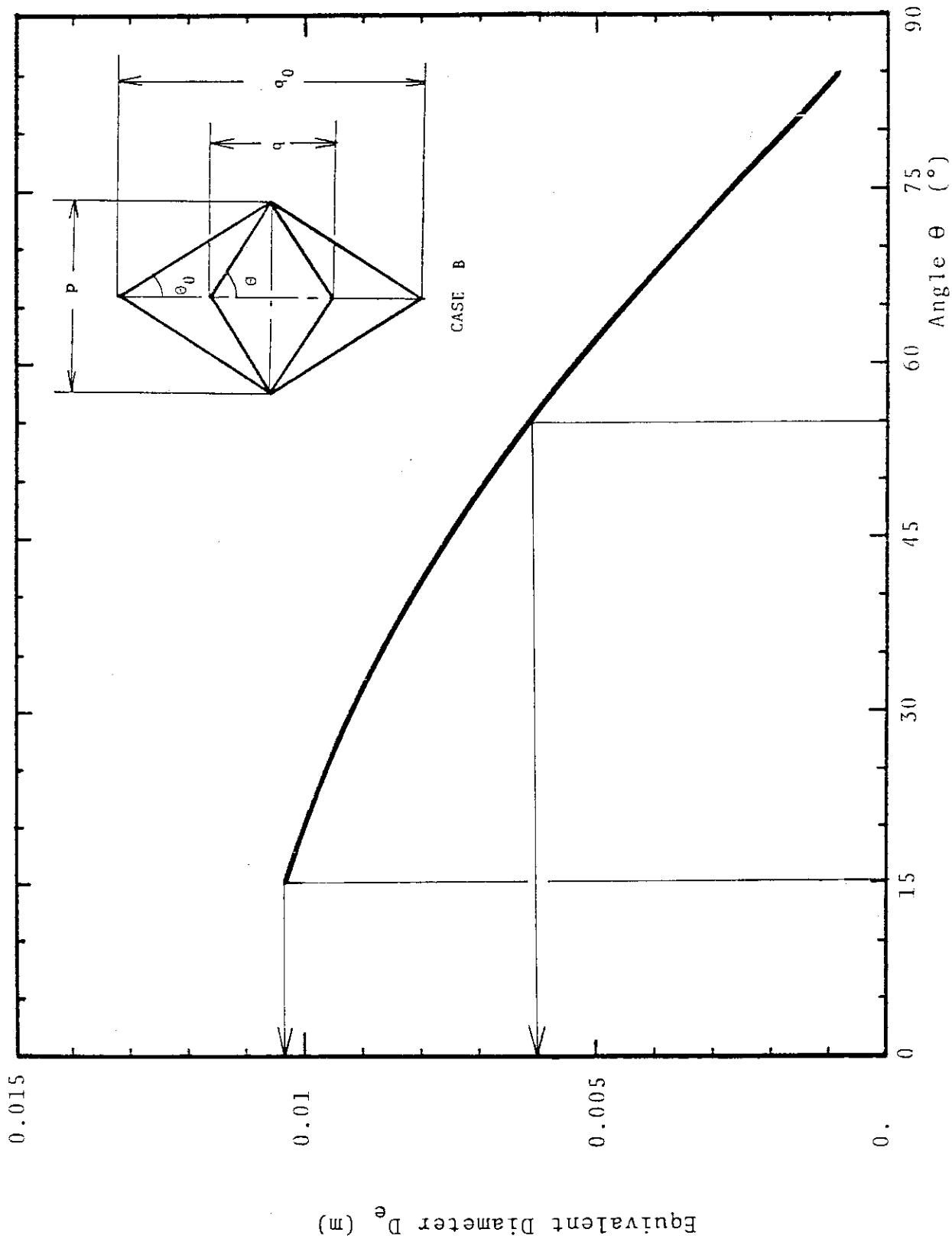


Fig. 4.2 Equivalent diameter of flow branch vs. angle of bevel edge at a replaceable reflector

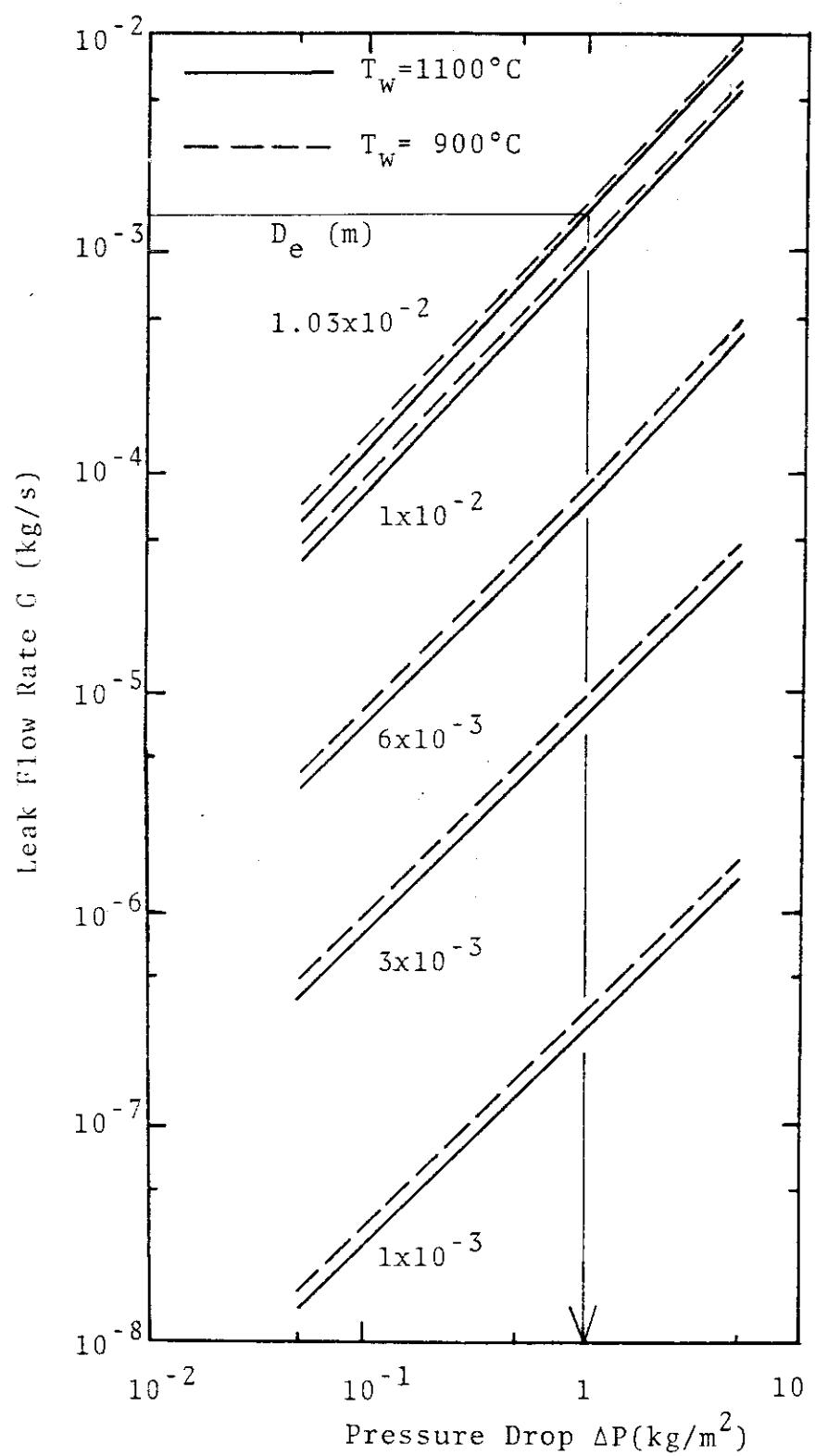


Fig.4.3 Leak flow rate vs. pressure drop at
replaceable reflectors
($T_{m1} = 650^\circ\text{C}$, $l = 0.2$ m, CASE B)

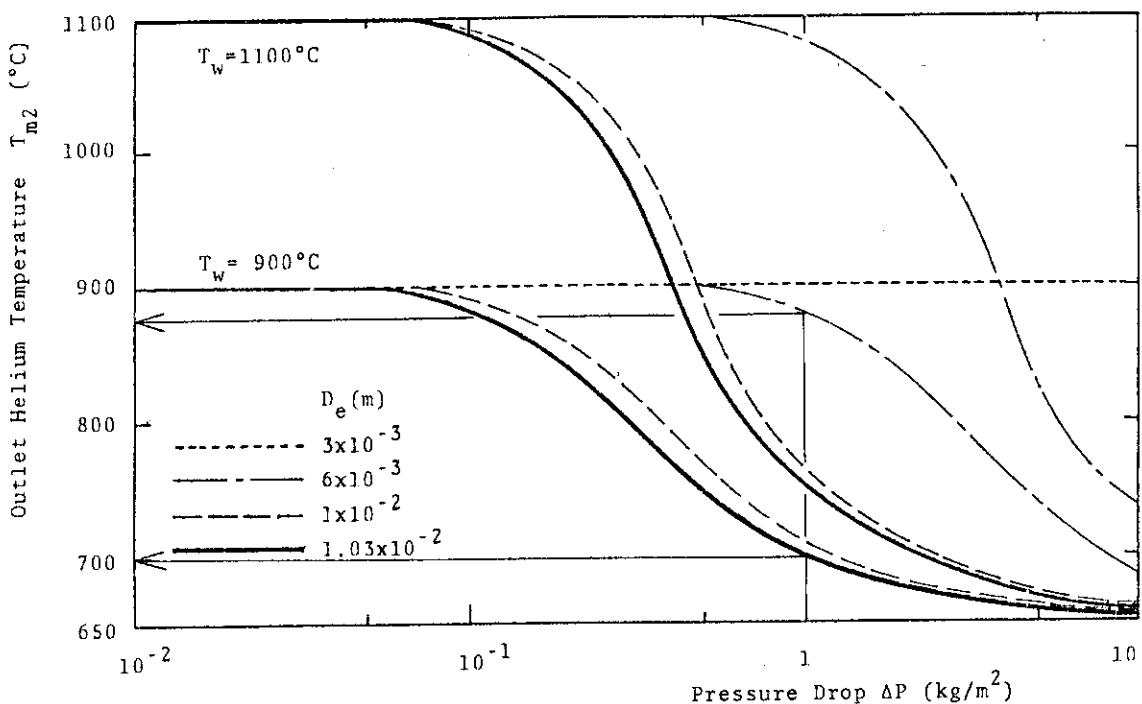


Fig.4.4 Outlet helium temperature vs. pressure drop at replaceable reflectors ($T_{m1} = 650^\circ\text{C}$, $l=0.2\text{ m}$, CASE B)

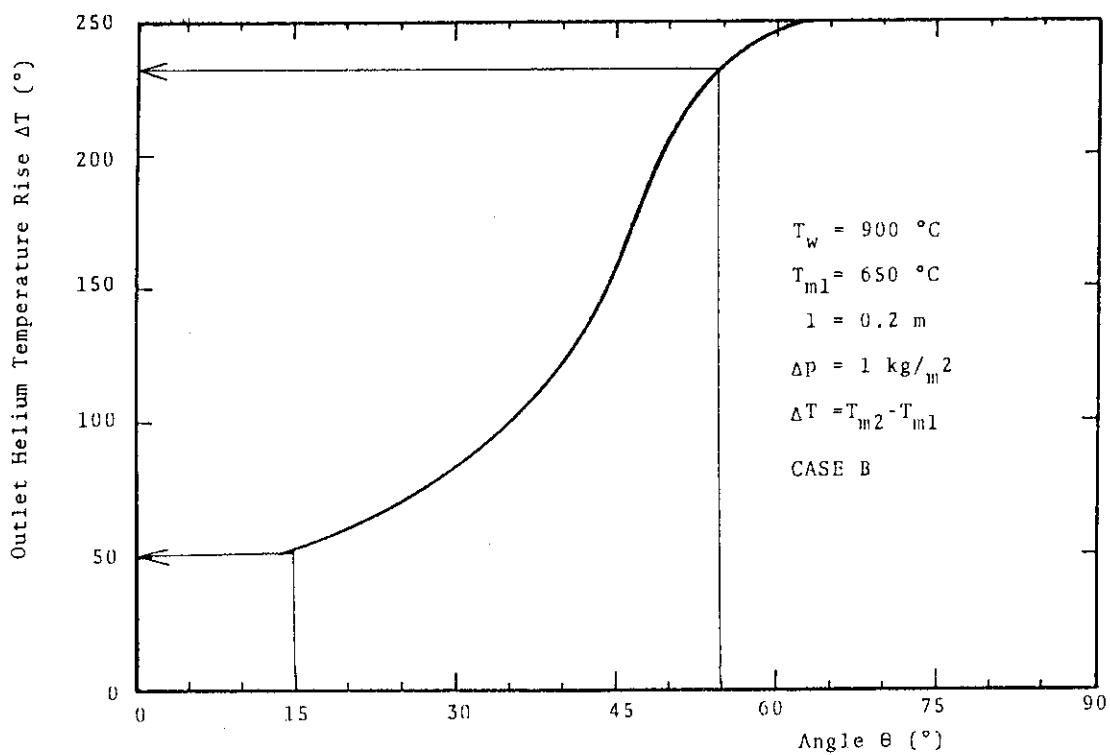


Fig.4.5 Outlet helium temperature rise vs. angle of bevel edge at a replaceable reflector

5. まとめと今後の課題

多目的高温ガス実験炉の炉心は燃料体を積み重ねた構造であるが、この構造形式の炉心では、既に述べられているように種々の漏れ流れが存在している。漏れ流れの原子炉運転性能への影響が、最近特に注目されて来ている。1つは、燃料棒の冷却に必要とされる冷却材流量の確保に関する問題である。さらに、炉心側部からの漏れ流れ（低温ガスの炉心部への侵入、cold streak）が黒鉛構造体に高い熱応力を発生させる問題である。後者には、漏れ流量の大きさと共に、漏れ流れへの伝熱が関係している。本検討は実験炉の詳細設計（I）により算定された漏れ流量率を基本的データベースとして、固定反射体部から燃料体領域へ侵入する漏れ流れへの伝熱が、理論的に見てどの程度期待できるか明らかにするために行ったものである。

検討結果を要約すると以下の通りである。即ち、本実験炉の炉体構造について現実的に考えられる漏れ流路を想定すると、

- 1) 固定反射体部を介して流れる漏れ流体の温度は、固定反射体温度まで昇温されると考えて良い。
- 2) 可動反射体部の面取り部を径方向に流れる漏れ流体の温度は、最悪条件でも約40°Cは上昇する。面取り部の形状変化により等価直徑が減少すると漏れ流体の温度は著しく上昇する。
- 3) 燃料体の上部において低温ガスであったとしても、それがカラム間ギャップを下降する際に急激に昇温する。

ところで、詳細設計（I）の漏れ流れの解析結果によると、炉心最外領域の最下段の燃料体上部のカラム間ギャップ冷却材温度は約700°Cとなっている。この冷却材温度の評価においては、上記の1)の効果を含むものであるが、その伝熱の考え方は本検討での評価と比較して控え目な値となっている。詳(1)の燃料体ブロックの熱応力解析結果によると、最大引張主応力 σ_{max} は約190 kg/cm²である。更に、燃料体の熱応力を考える際には上記3)の効果を考慮して検討すれば、炉心下部燃料体面取り部漏れ流体温度は約800°Cまでの昇温が期待できる。この場合の σ_{max} は約135 kg/cm²となる。

以上の検討をふまえて、燃料体の熱応力評価のための漏れ流路冷却材温度の解析評価方法として、今後以下の2つの検討が望まれる。

- 1) 固定反射体、可動反射体領域の漏れ流れに関して、特に流路の細分化形状変化及び伝熱を考慮した詳細解析。これは従来の FLOWNET コードによる解析の詳細化に相当する。
- 2) 燃料体単体についての内外流路への3次元的な伝熱の解析。これには TRUMP コード⁸⁾を使用することが可能である。この場合、熱応力解析も3次元モデルが使用できれば理想的であろう。

なお、燃料体黒鉛ブロックの熱応力問題の解決のためには、種々のアプローチが考えられるが、これについては本稿の範囲を越えるので割愛する。

謝 辞

本報告を作成するに当り、多目的高温ガス実験炉設計室の鈴木邦彦氏に報告内容について貴重な御助言を賜わりました。

参 考 文 献

- 1) 宮本, 他: “多目的高温ガス実験炉炉内流動特性の検討とその課題”, 私信
- 2) 日本原子力研究所: “多目的高温ガス炉研究開発の現状”, (1981)
- 3) 鈴木, 宮本: JAERI-M 5368, “ブロック状炉心の熱流動解析コード CROSS - 2”, (1973)
- 4) 日本原子力研究所: “多目的高温ガス炉研究開発の現状”, (1979)
- 5) Clark, S.H., Kays, W.M.: Trans. ASME, 32, 859 (1953)
- 6) Sellars, J. R., et al.: Trans. ASME, 78, 441 (1956)
- 7) 青地, 他: JAERI-M 6895, “多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計 Mark - III”, 135 (1976)
- 8) Edwards, A. L.: UCRL-14754, “TRUMP : A computer program for transient and steady-state temperature distribution multidimensional system”, Rev. 3 (1972)

謝 辞

本報告を作成するに当り、多目的高温ガス実験炉設計室の鈴木邦彦氏に報告内容について貴重な御助言を賜わりました。

参 考 文 献

- 1) 宮本, 他: “多目的高温ガス実験炉炉内流動特性の検討とその課題”, 私信
- 2) 日本原子力研究所: “多目的高温ガス炉研究開発の現状”, (1981)
- 3) 鈴木, 宮本: JAERI-M 5368, “ブロック状炉心の熱流動解析コード CROSS - 2”, (1973)
- 4) 日本原子力研究所: “多目的高温ガス炉研究開発の現状”, (1979)
- 5) Clark, S.H., Kays, W.M.: Trans. ASME, 32, 859 (1953)
- 6) Sellars, J. R., et al.: Trans. ASME, 78, 441 (1956)
- 7) 青地, 他: JAERI-M 6895, “多目的高温ガス実験炉の炉心参考設計 Mark - III”, 135 (1976)
- 8) Edwards, A. L.: UCRL-14754, “TRUMP: A computer program for transient and steady-state temperature distribution multidimensional system”, Rev. 3 (1972)