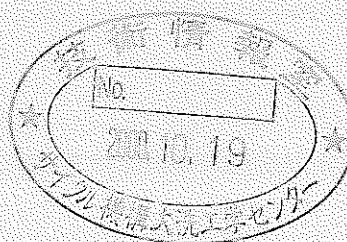


ガス、鉛及び鉛-ビスマス
冷却材伝熱流動相関式の調査
(研究報告書)

2000年6月



核燃料サイクル開発機構
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4-49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184

Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2000

ガス、鉛及び鉛-ビスマス冷却材伝熱流動相関式の調査 (研究報告書)

永田 武光*、大島 宏之*

要 旨

実用化戦略調査研究では、将来の実用化を見据えた新しい高速炉概念の構築を行っている。そこでは、ナトリウム冷却炉の他にガス冷却炉及び重金属冷却炉を候補概念としており、炉心設計段階においては各種冷却材に対する伝熱流動相関式の整備が必要となる。特に、ガス冷却炉及び重金属冷却炉については、ナトリウム冷却炉とは異なる特徴的な燃料形態、および各種冷却材に固有な伝熱流動特性を考慮した圧力損失及び熱伝達性能の評価式が要求される。

本報告においては、炭酸ガス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、鉛及び鉛-ビスマス冷却炉の3タイプを調査対象とし、バンドル型燃料集合体を前提とする各種冷却材の圧力損失相関式および熱伝達相関式について、入手文献をベースとした調査を実施した。ガス冷却材の伝熱流動相関式として燃料ピン平滑面のみならずリブ付き面について、また鉛及び鉛-ビスマス冷却材の伝熱流動相関式として燃料ピン三角配列と四角配列に分類し、各種冷却材の相関式について ETGBR 体系(炭酸ガス冷却)、GBR4 体系(ヘリウムガス冷却)、BREST300 体系(鉛及び鉛-ビスマス冷却)をレファレンスとした比較検討を実施し、層流領域から乱流領域に適用可能な設計用推奨評価式を提案した。

*大洗工学センターシステム技術開発部熱流体技術開発グループ
実用化戦略調査研究 WBS 番号 : I-1-E①

Survey of thermal-hydraulic correlations for gas, lead and lead-bismuth coolants

Takemitsu NAGATA*, Hiroyuki OHSHIMA*

Abstract

Feasibility study is being carried out at JNC to generate new concepts of practical fast breeder reactors. In this study, appropriate thermal-hydraulic correlations for several kinds of coolants are required to assess thermal-hydraulics of proposed core/fuel-assembly designs, which have different characteristics from traditional liquid-sodium cooled fast reactors, e.g., ribbed fuel pins and fuel pin square arrangement with spacer.

In the present report, thermal-hydraulic correlations for carbon di-oxide, helium, lead, and lead-bismuth cooled reactors were surveyed. Several candidates for pressure drop coefficient and heat transfer coefficient of each coolant were picked from available papers and literatures and were examined by using the design specifications of ETGBR (carbon di-oxide cooled reactor), GBR4 (helium cooled reactor) and BREST300 (lead, lead-bismuth cooled reactor) as well as existing experimental data. Finally thermal-hydraulic correlations of each coolant, which are applicable to the regions from laminar to turbulent flow, were proposed.

*Thermal Hydraulic Research Group, O-arai System Engineering Technology Division

目 次

1. 緒言	1
2. ガス冷却材伝熱流動相關式	3
2.1 平滑面伝熱流動相關式	3
2.1.1 圧力損失相關式	3
2.1.2 熱伝達相關式	7
2.2 平滑面伝熱流動相關式の比較検討	12
2.2.1 圧力損失相關式	12
2.2.2 熱伝達相關式	13
2.3 粗面(リブ付面)伝熱流動相關式	17
2.3.1 粗面管内の伝熱流動	17
2.3.2 Dalle Donne の式	18
2.3.3 Dalle Donne の式の比較	21
2.3.4 圧力損失相關式	22
2.3.5 熱伝達相關式	23
2.4 粗面(リブ付面)伝熱流動相關式の比較検討	25
2.4.1 圧力損失相關式	25
2.4.2 熱伝達相關式	26
2.5 ガス冷却材推奨伝熱流動相關式	27
2.5.1 平滑面伝熱流動領域の境界 Re 数	27
2.5.2 平滑面推奨伝熱流動相關式	27
2.5.2.1 圧力損失相關式	27
2.5.2.2 熱伝達相關式	28
2.5.3 粗面(リブ付面)伝熱流動領域の境界 h^+ 数	30
2.5.4 粗面(リブ付面)推奨伝熱流動相關式	30
2.5.4.1 圧力損失相關式	30
2.5.4.2 熱伝達相關式	33
3. 鉛及び鉛-ビスマス冷却材伝熱流動相關式	36

3.1 燃料ピン四角配列伝熱流動相関式	36
3.1.1 圧力損失相関式	36
3.1.2 熱伝達相関式	37
3.2 燃料ピン四角配列伝熱流動相関式の比較検討	39
3.2.1 圧力損失相関式	40
3.2.2 熱伝達相関式	42
3.3 燃料ピン三角配列伝熱流動相関式	44
3.3.1 圧力損失相関式	44
3.3.2 熱伝達相関式	44
3.4 燃料ピン三角配列伝熱流動相関式の比較検討	46
3.4.1 圧力損失相関式	46
3.4.2 熱伝達相関式	47
3.5 鉛及び鉛-ビスマス冷却材推奨伝熱流動相関式	49
3.5.1 燃料ピン四角配列推奨伝熱流動相関式	49
3.5.1.1 圧力損失相関式	49
3.5.1.2 熱伝達相関式	50
3.5.2 燃料ピン三角配列推奨伝熱流動相関式	51
3.5.2.1 圧力損失相関式	51
3.5.2.2 熱伝達相関式	52
4. グリッドスペーサによる圧力損失及び熱伝達への効果	54
4.1 圧力損失への効果	54
4.2 熱伝達への効果	55
5. まとめ	56
6. 謝辞	58
参考文献	59
付録 炭酸ガス、ヘリウム、鉛冷却材の物性式	117

表リスト

表 2-1 三角配列におけるペアロッドバンドル摩擦因子 C の係数	63
表 3-1 四角配列におけるペアロッドバンドル摩擦因子 C の係数	63
表 4-1 グリッドスペーサ形状の試験条件	64

図リスト

図 1-1 GCFR 模擬燃料ピン	65
図 2-1 Dalle Donne-Bowditch の式と実験値との比較	66
図 2-2 Taylor の式と実験値との比較	66
図 2-3 等価環状領域	67
図 2-4 Gnielinski の式と実験値との比較	67
図 2-5 Sleicher の式と実験値との比較	68
図 2-6 形状因子	68
図 2-7 膜温度差の層流領域圧力損失係数への影響	69
図 2-8 平滑面及びリブ付き面の等温圧力損失係数測定値	69
図 2-9 乱流領域における等温圧力損失係数の比較	70
図 2-10 膜温度差の乱流領域圧力損失係数への影響	70
図 2-11 乱流領域における等温圧力損失係数($P/D=1.6$)の比較	71
図 2-12 試験体構造図	72
図 2-13 平滑面及びリブ対き面の Nu 数の測定値	73
図 2-14 層流領域における Nu 数の比較	74
図 2-15 乱流領域における熱伝達率の比較 (ETGBR 体系参照)	74
図 2-16 乱流領域における熱伝達率の比較 (GBR4 体系参照)	75
図 2-17 乱流領域における膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)	75
図 2-18 乱流領域における膜温度差の比較 (GBR4 体系参照)	76
図 2-19 実験誤差を考慮した乱流領域における熱伝達率の比較 (ETGBR 体系参照)	76
図 2-20 実験誤差を考慮した乱流領域における熱伝達率の比較 (GBR4 体系参照)	77
図 2-21 実験誤差を考慮した乱流領域における膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)	77
図 2-22 実験誤差を考慮した乱流領域における膜温度差の比較 (GBR4 体系参照)	78

図 2-23 粗円管の摩擦係数 (Nikuradse の実験)	78
図 2-24 SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較 (圧力損失)	79
図 2-25 SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較 (中心サブチャンネルにおけるピン表面温度)	79
図 2-26 SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較 (壁側サブチャンネルにおけるピン表面温度)	80
図 2-27 試験体構造図	81
図 2-28 リブ断面図	82
図 2-29 空気に対する $R_{01}(h_w^+)$ の測定値	82
図 2-30 炭酸ガスに対する $R_{01}(h_w^+)$ の測定値	83
図 2-31 ヘリウムに対する $R_{01}(h_w^+)$ の測定値	83
図 2-32 空気に対する $G_{01}(h_w^+)$ の測定値	84
図 2-33 炭酸ガスに対する $G_{01}(h_w^+)$ の測定値	84
図 2-34 ヘリウムに対する $G_{01}(h_w^+)$ の測定値	85
図 2-35 空気、炭酸ガス、ヘリウムのラフネスパラメータ $G_{01}(h_w^+)$ の比較	85
図 2-36 Dalle Donne 式による圧力損失係数の比較 (ETGBR 体系参照)	86
図 2-37 Dalle Donne 式による Nu 数の比較 (ETGBR 体系参照)	86
図 2-38 Dalle Donne 式による膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)	87
図 2-39 Dalle Donne 式による圧力損失係数の比較 (GBR4 体系参照)	87
図 2-40 Dalle Donne 式による Nu 数の比較 (GBR4 体系参照)	88
図 2-41 Dalle Donne 式による膜温度差の比較 (GBR4 体系参照)	88
図 2-42 粗面圧力損失相関式の比較 (ETGBR 体系参照)	89
図 2-43 粗面圧力損失相関式の比較 (GBR4 体系参照)	89
図 2-44 相対リブ高さ e/dh_1 に対する増倍係数 f_x 、 St_x のダイアグラム	90
図 2-45 リブ形状図	90
図 2-46 粗面熱伝達相関式の比較 (ETGBR 体系参照)	91
図 2-47 粗面熱伝達相関式の比較 (GBR4 体系参照)	91
図 2-48 粗面熱伝達相関式による膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)	92
図 2-49 粗面熱伝達相関式による膜温度差の比較 (GBR4 体系参照)	92
図 2-50 環状円管内の圧力損失係数測定値	93
図 2-51 移行領域における推奨圧力損失式と Dalle Donne 式の比較 (ETGBR 体系参照)	94
図 2-52 移行領域における推奨圧力損失式と Dalle Donne 式の比較 (GBR4 体系参照)	94
図 2-53 移行領域における推奨熱伝達式と Dalle Donne 式の比較	

(ETGBR 体系参照)	95
図 2-54 移行領域における推奨熱伝達式と Dalle Donne 式の比較 (GBR4 体系参照)	95
図 2-55 移行領域における推奨熱伝達式と Dalle Donne の式による 膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)	96
図 2-56 移行領域における推奨熱伝達式と Dalle Donne の式による 膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)	96
図 2-57 推奨された相関式による圧力損失係数 (ETGBR 体系参照)	97
図 2-58 推奨された相関式による圧力損失係数 (GBR4 体系参照)	97
図 2-59 推奨された相関式による熱伝達率 (ETGBR 体系参照)	98
図 2-60 推奨された相関式による熱伝達率 (GBR4 体系参照)	98
図 3-1 円管内の液体金属熱伝達、ヌセルト数の理論値と実験値	99
図 3-2 燃料ピン四角配列における形状因子の比較	99
図 3-3 磁場中における鉛-ビスマスの圧力損失係数	100
図 3-4 円管内圧力損失係数の実験値と計算値の比較	101
図 3-5 燃料ピン四角配列における乱流領域圧力損失係数の比較	101
図 3-6 燃料ピン四角配列における乱流領域圧力損失係数($P/D=1.6$)の比較	102
図 3-7 鉛-ビスマスの熱伝達、ヌセルト数の計算値と実験値	102
図 3-8 燃料ピン四角配列における乱流領域熱伝達の比較	103
図 3-9 鉛-ビスマスにおける熱伝達低下割合の比較	103
図 3-10 燃料ピン四角配列における乱流領域膜温度差の比較	104
図 3-11 燃料ピン三角配列における形状因子の比較	104
図 3-12 燃料ピン三角配列における乱流領域圧力損失係数の比較	105
図 3-13 燃料ピン三角配列における乱流領域圧力損失係数($P/D=1.7$)の比較	105
図 3-14 燃料ピン三角配列における層流領域 Nu 数の比較	106
図 3-15 燃料ピン三角配列における乱流領域 Nu 数の比較	106
図 3-16 燃料ピン三角配列における乱流領域膜温度差の比較	107
図 3-17 燃料ピン四角配列の推奨相関式による圧力損失係数 (BREST300 体系参照)	107
図 3-18 燃料ピン四角配列の推奨相関式による Nu 数 (BREST300 体系参照)	108
図 3-19 燃料ピン三角配列の推奨相関式による圧力損失係数	108
図 3-20 燃料ピン三角配列の推奨相関式による Nu 数	109
図 4-1 グリッドスペーサ形状	110
図 4-2 修正形状圧力損失係数 C_v の測定結果	111
図 4-3 グリッドスペーサ形状及びリブ設置位置	112

図 4-4 グリッドスペーサ圧力損失係数の測定値	113
図 4-5 リブ形状	114
図 4-6 グリッドスペーサの位置	114
図 4-7 グリッドスペーサ圧力損失係数及び修正形状圧力損失係数 C_v の測定値	115
図 4-8 グリッドスペーサのバンドル内熱伝達への影響	116

1. 緒 言

実用化戦略調査研究では、新しい高速炉概念としていくつかの候補概念が挙げられている。本件ではこの中で、炭酸ガス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、鉛及び鉛-ビスマス冷却炉を対象とした、設計段階で必要となる各種冷却材伝熱流動評価式の調査を実施し、文献を基に入手した伝熱流動相関式に比較検討を加え設計用推奨相関式の選定を行った。

これらの新しい高速炉候補概念となる各種冷却炉型は、ナトリウム冷却炉とは異なる特徴的な燃料形態、およびガス、非アルカリ金属冷却材に固有な伝熱流動特性を備えている。従って、それらの特徴的な圧力損失及び熱伝達性能評価のために適切な設計用評価式が要求される。

ガス流体の熱伝導率は他の流体と比較し極端に低く、燃料ピン表面と冷却材間の大きな膜温度差がその流動特性と熱伝達特性に影響を与える。このため、一般のガス流体伝熱流動相関式はこの補正として、壁温度 T_w が何らかの形で考慮されている。また、ガス冷却炉の燃料ピン表面には、図1-1に示すような伝熱促進のためのリブが設置され、ピン表面は平滑面とリブ付き面によって構成された燃料形態をとる。このため、平滑面のみならず粗面に対する圧力損失及び熱伝達評価式が必要となり、燃料ピン表面を粗くした流路形状から、より複雑となった圧力損失及び熱伝達特性評価を取り扱わねばならない。従って、ガス冷却材の伝熱流動評価をする際に、文献調査を基に入手した相関式もまた、通常の冷却材伝熱流動相関式と比較して煩瑣な手続きを踏む必要がある。

一方、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の伝熱流動特性に大きな影響を与える因子として、液体金属内の酸化物等の不純物を挙げることができる。この不純物が液体金属と壁面間の“濡れ性”に影響を与えることにより、壁と液体金属の接触面に“接触熱抵抗”が生じるとされている[1-1]。この現象は特に非アルカリ金属に対して確認されているが、現在でもこの問題の原因については十分に理解されていない[1-2]。従って、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の伝熱流動性能評価には、液体金属中の不純物を考慮した設計用評価式が必要となる。また、実用化戦略調査研究におけるフェーズ1の設計段階では、燃料ピン配列が四角配列のみならず三角配列に対する伝熱流動相関式も必要とされる。従って、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の推奨する相関式は、燃料ピン配列が四角配列と三角配列を構成している場合に分けた提案を行った。

次章以降の、文献調査を基にした伝熱流動相関式の比較検討では、炭酸ガス、ヘリウム

ガス、鉛及び鉛-ビスマスの各冷却材に対して、それぞれ ETGBR 体系、GBR4 体系、BREST300 体系をリファレンスとして比較検討を行っている。そこでは燃料集合体の冷却材平均温度、圧力、及び Q/F （発熱量/質量流量）一定条件とし、Re 数をパラメータとした(中心サブチャンネルを対象とし、平均流速としてバンドル平均流速を使用した)。また、ETGBR 体系のリブ形状については、Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK) で実施された Belgian Reactor (BR2) の熱伝達性能試験(12 本ピンバンドル体系)[1-3,1-4]の中で採用された GCFR 体系の模擬条件を使用し、GBR4 体系については、リブ幅のみ参照した。また、炭酸ガス、ヘリウム、鉛冷却材の物性値として、付録に示した相関式を使用した。

2 章においては、ガス冷却材の伝熱流動相関式について、文献をベースに入手した候補式の紹介及び各相関式の比較検討を燃料ピンが平滑面と粗面(リブ付面)の場合に分けて実施し、各流動領域に対するガス冷却炉設計用推奨評価式についてまとめる。3 章では、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の伝熱流動相関式について、候補となる相関式の紹介及び各相関式の比較検討を燃料ピン四角配列と三角配列の場合に分けて実施し、各流動領域に対する鉛及び鉛-ビスマス冷却炉設計用推奨評価式についてまとめる。4 章では、グリッドスペーサが集合体内の伝熱流動性能に及ぼす影響について、入手した文献をレビューする。

2. ガス冷却材伝熱流動相關式

2.1 平滑面伝熱流動相關式

実用化戦略調査研究におけるフェーズ1の概念設計段階において、ガス冷却材伝熱流動性能を評価する際に必要となる平滑面伝熱流動相關式の選定対象式について述べる。

2.1.1 圧力損失相關式

管摩擦による圧力損失 ΔP は次のように表される。

$$\Delta P = f \frac{L}{D} \frac{\rho V_m^2}{2} \quad (2-1)$$

ここで、 L は流体が流れる管の長さ、 D は管の直径、 ρ は冷却材密度、 V_m は冷却材の管内平均流速、 f は摩擦係数である。

バンドル体系など非円形流路の圧力損失を求める場合、流路の形状により様々な摩擦係数 λ が必要となるが、その流路を同等の水力等価直径を有する円管と見なし、滑らかな円管流路に適用される以下の式を利用するのが一般的である。

$$f = 64 / Re \quad (Re < 2300) \quad (2-2)$$

$$f = 0.3164 Re^{-0.25} \quad (\text{Blasius の式}) \quad (3.0 \times 10^3 < Re < 1.0 \times 10^5) \quad (2-3)$$

$$f = 0.0032 + 0.221 Re^{-0.237} \quad (\text{Nikuradse の式}) \quad (1 \times 10^5 < Re < 3 \times 10^6) \quad (2-4)$$

(1) 層流領域

層流領域における平滑面圧力損失評価式として、円管の式、Dalle Donne-Bowditch の式、Cheng-Todreas の式、Modifided-Sparrow の式を選定候補として挙げることができる。

Dalle Donne-Bowditch の式[2-1]は、壁温度で見積もるレイノルズ数 Re_w （動粘性係数を壁温度 T_w で見積もる Re 数）により層流領域の圧力損失を評価する。文献[2-2]の中で Taylor は、彼自身が入手した様々なガス流体（空気、ヘリウム、炭酸ガス、水素、窒素）の圧力損失係数の実験データを、レイノルズ数 Re_w で整理し、Dalle Donne-Bowditch の式の予測精度

が±20%であることを確認している。Dalle Donne-Bowditch の式と各種ガス流体実験データの比較を図 2-1 に示す。

$$f = \frac{64}{Re_w} \quad (2-5)$$

適用範囲は、 $Re_w < 3000$ 、 $1 < T_w/T_b \leq 4.1$ である。

Cheng-Todreas の式[2-3]は、ワイヤースペーサを有する LMFBR 燃料集合体サブチャンネル解析用に、Cheng-Todreas が入手した多くの試験データを基につくられた相関式である。当相関式は、熱流体 Gr で開発された燃料集合体熱流動解析コード ASFRE の中で採用され、その高い精度が示されてきた[2-4],[2-5]。ワイヤースペーサの効果を分離することによりベアンドルへの適用も可能となり、バンドル内における層流域、遷移流域、乱流域の各流動領域、及び LMFBR のサブチャンネル分割として定義される中心サブチャンネル、壁側サブチャンネル、コーナーサブチャンネルの圧力損失評価に適用することが可能である。

Cheng-Todreas の方法を層流領域における各サブチャンネルに適用する場合、以下の式を用いる。層流領域の形状因子 C は、表 2-1 を参照し求める。

$$f = C / Re \quad (2-6)$$

$$C = a + b_1(P/D - 1) + b_2(P/D - 1)^2 \quad (2-7)$$

$$\log_{10}[Re_L/300] = 1.7(P/D - 1.0) \quad (2-8)$$

ここで P はピンピッチ、 D はピン径である。

適用範囲は、 $Re \leq Re_L$ 、 $1.1 < P/D < 1.5$ である。

文献[2-6]の中で、Sparrow らの解析によって導出された圧損評価式[2-7]に、壁温度 T_w に関する補正項 T_w/T_b を乗じた Modified-Sparrow の式が紹介されている。文献[2-8]では、層流領域のポアソン方程式を直接解くことにより導出された P/D に対する形状因子 C が、以下の評価式による値と良好に一致することが述べられている。補正項の導出過程に関する情報は入手できなかった。

$$f = \frac{C}{\text{Re}} \left(\frac{T_w}{T_b} \right) \quad (2-9)$$

$$C = -128 + 260(P/D) - 60(P/D)^2 \quad (2-10)$$

ここで、 C は形状因子、 T_w は被覆管壁の温度、 T_b は冷却材のバルク温度である。
適用範囲は、 $1.3 < P/D < 1.5$ である。

(2) 乱流領域

乱流領域における平滑面圧力損失評価式として、Blasius+Nikuradse の式、Taylor の式、Cheng-Todreas の式、Martelli の式、Rehme の式、Luther の式を選定候補として挙げることができる。

Taylor の式[2-2]は、MacAdams ら[2-9]の円管内圧力損失相関式を基本式としている。Taylor は、様々なガス流体（空気、ヘリウム、炭酸ガス、水素、窒素）の乱流領域における平滑面圧力損失係数の実験データを壁温度 T_w で見積もる Re_w 数で整理し、さらに $(T_b/T_w)^{0.5}$ の因子を考慮することにより、実験データを ±10% の精度で評価する圧力損失相関式を開発している。Taylor の式と各種ガス流体の実験データの比較を図 2-2 に示す。

$$f = 8 \left(0.0007 + 0.625 \text{Re}_w^{-0.32} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^{-0.5} \right) \quad (2-11)$$

適用範囲は、 $3.0 \times 10^3 < \text{Re}_w < 5.5 \times 10^5$ 、 $0.35 \leq T_w/T_b \leq 7.35$ である。

Cheng-Todreas の方法を、乱流領域の各サブチャンネルに適用する場合、以下の式を用いる。乱流領域の因子 C は、表 2-1 を参照し求める。

$$f = C / \text{Re}^{0.18} \quad (2-12)$$

$$C = a + b_1(P/D - 1) + b_2(P/D - 1)^2 \quad (2-13)$$

$$\log_{10}[\text{Re}_T/10000] = 0.7(P/D - 1.0) \quad (2-14)$$

ここで P はピンピッチ、 D はピン径である。

適用範囲は、 $\text{Re} \geq \text{Re}_\tau$ 、 $1.1 < P/D < 1.5$ である。

Martelli の式は、文献[2-6]の中で紹介されている式であり、MacAdams ら[2-9]に提案された円管に対する圧力損失相関式に 1.04 のファクターを乗じることにより、ロッド群内の圧力損失評価式に改良されている。

$$f = 1.04(0.0056 + 0.5 \text{Re}^{-0.32}) \quad (2-15)$$

適用範囲は、 $\text{Re} > 10^4$ 、 $1.3 < P/D < 1.5$ である。

Rehme の式[2-10]は、三角配列ロッド群内の圧力損失相関式である。Rehme は、燃料ピン周辺の摩擦応力 $\tau = 0$ のラインで区分された六角形状領域を同等の流路面積の環状領域で表現した等価環状領域 (equivalent annular zone) を考え、この領域に Nikuradse の Universal Velocity Profile を適用することにより、以下の圧力損失式を開発している。等価環状領域を図 2-3 に示す。

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2.5 \ln \left[\text{Re} \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \right] + 5.5 - \frac{3.966 + 1.25x}{1+x} - 2.5 \ln 2(1+x) \quad (2-16)$$

$$x = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} \frac{P}{D} \quad (2-17)$$

適用範囲は、 $P/D > 1.2$ である。

Luther の式[2-11]は、HTGR(High Temperature Gas Cooled Reactor)及び HWGCR(Heavy Water Gas Cooled Reactor)で使用実績のある相関式である。

$$f = 0.18 \text{Re}^{-0.18} \quad (2-18)$$

適用範囲に関する情報は入手できなかった。

2.1.2 熱伝達相関式

(1) 層流領域

層流領域における平滑面熱伝達相関式として、Sparrow の式、Miyatake の式を挙げることができる。

Sparrow の式[2-6], [2-12]は、Sparrow らの理論解析によって導出された熱伝達相関式であり、燃料ピンが三角配列を構成している場合に適用される。

$$Nu = -13.7 + 24.1(P/D) - 5(P/D)^2 \quad (2-19)$$

ここで、 P はピンピッチ、 D はピン径である。

適用範囲は、 $1.3 < P/D < 1.5$ である。

Miyatake の式[2-13]は、数値解析から得られた三角配列を構成するバンドル内の層流領域熱伝達相関式であり、比較的幅広い P/D の適用範囲に対して適用することが可能である。文献[2-13]の中で、Miyatake の式と Dwyer ら[2-14]の数値解析から得られた Nu 数との比較がなされ、±1.5% 未満の差で一致することが述べられている。

$$Nu = \frac{3.1(P/D-1)^{0.1} + 324(P/D-1)^{1.6}}{1 + 69.5(P/D-1)^{2.4}} \quad (2-20)$$

ここでの Nu 数の代表長さはピン径である。

適用範囲は、 $1.1 \leq P/D \leq 4.0$ である。

(2) 乱流領域

乱流領域における平滑面熱伝達相関式として、円管内熱伝達相関式である Dittus Boelter の式、Taylor の式、Gnielinski の式、Sleicher の式、さらに環状円管内における内管発熱熱伝達相関式である Modified-Petukhov の式、Dalle Donne の式を挙げることができる。

Dittus Boelter の式[2-15]は、乱流領域における熱伝達性能評価の概算において一般的に用いられている相関式である。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (2-21)$$

適用範囲は $1 \times 10^4 < Re < 1 \times 10^5$ 、 $1 < Pr < 100$ 。

Taylor の式[2-16]は、 Dittus Boelter の式に壁温度と冷却材バルク温度の比 T_w / T_b による補正項が考慮された熱伝達相關式である。相關式の開発において、ヘリウム、水素の作動流体が用いられた。Taylor の式は、ロケットノズルの冷却材流路に適用されている。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^{-\{0.57-1.59/(l/D_{eq})\}} \quad (2-22)$$

ここで、 D_{eq} は水力等価直径、 l は加熱長である。

適用範囲に関する情報は得られなかった。

Gnielinski の式[2-17]は、熱伝達性能評価式として定評ある Petukhov の式を改良することにより開発された熱伝達相關式であり、円管内乱流の広い範囲に適用が可能となっている (Petukhov の式に関しては、文献[2-18]を参照)。

$$Nu = \frac{(\xi/8)(Re-1000)Pr}{1+12.7\sqrt{(\xi/8)}(Pr^{2/3}-1)} \quad (2-23)$$

$$\xi = (1.82 \log_{10} Re - 1.64)^{-2} \quad (2-24)$$

適用範囲は $3000 < Re < 10^6$ 、 $0.5 < Pr < 2000$ である。

特に、ガス流体熱伝達性能評価に対しては、管の軸方向長さと管径及び流体のバルク温度と管壁温度の比を考慮した次の相關式を推奨している。2-25 式は、様々なガス流体の実験データを、±20%の予測精度で再現している。計算値と実験値の比較図を図 2-4 に示す。

$$Nu = 0.0214(Re^{0.8}-100)Pr^{0.4}[1+(d/L)^{2/3}] \left(\frac{T_b}{T_w} \right)^{0.45} \quad (2-25)$$

ここで、 d は円管の直径、 L は円管の軸方向長さ、 T_b は流体の円管内平均温度である。

因子を加味した相関式の適用範囲は、 $2300 < \text{Re} < 10^6$ 、 $0.6 < \text{Pr} < 1.5$ 、 $0.5 < T_m / T_w < 1.5$ である。

Sleicher の式[2-19]は、広い範囲に適用可能な定評ある評価式であり、Petukhov の式と異なる式形態にもかかわらず、これらの相関式が $10^4 < \text{Re} < 5 \times 10^6$ と $0.1 < \text{Pr} < 10^4$ の領域に対して5%未満の差を示すことが文献[2-19]の中で述べられている。

$$Nu = 5 + 0.015 \text{Re}_f^a \text{Pr}_w^b \quad (2-26)$$

$$a = 0.88 - 0.24 / (4 + \text{Pr}_w) \quad (2-27)$$

$$b = 1/3 + 0.5 \exp(-0.6 \text{Pr}_w) \quad (2-28)$$

適用範囲は、 $10^4 < \text{Re} < 10^6$ 、 $0.1 < \text{Pr} < 10^5$ である。下付き文字 w は壁温度 T_w で、 f は膜温度 $T_f = (T_b + T_w)/2$ で使用する物性値を見積もることを示している。

特に、ガス流体に対しては、次の二つの相関式（2-29式、2-30式）を提案している。

$$Nu = 5 + 0.012 \text{Re}_f^{0.83} (\text{Pr}_w + 0.29) \quad (2-29)$$

適用範囲は $0.6 < \text{Pr} < 0.9$ である。

さらに、

$$Nu = 5 + 0.012 \text{Re}_h^{0.83} (\text{Pr}_h + 0.29) \left(\frac{T_w}{T_h} \right)^n \quad (2-30)$$

$$n = -\log_{10} \left(\frac{T_w}{T_h} \right)^{1/4} + 0.3 \quad (2-31)$$

適用範囲は、 $10^4 < \text{Re} < 10^6$ 、 $0.6 < \text{Pr} < 0.9$ 、 $1 < T_w / T_h < 5$ 、 $x/D > 40$ である。但し、 x は管の加熱部入口からの距離、 D は管径である。下付き文字 h は冷却材バルク温度 T_h で物性値を見積もることを示している。

Sleicher はガス流体熱伝達性能についての評価式として、実験データを±10%の誤差で再現する2-30式を推奨している。図2-5はSleicherの式と実験データとの比較を示している（比較図の中で、11式、11a式、12式はそれぞれ2-26式、2-29式、2-30式に対応し、相関式によるヌセルト数 Nu_{calc} と実験値 Nu_{obs} の比で与えられている）。

Modifid-Petukhov 式は、文献[2-6]の中で紹介されている式であり Petukhov と Roizen によってつくられた内管発熱の環状円管内熱伝達相關式[2-20]に、補正項 T_w / T_{in} を乗じた相關式である。補正項の導出過程に関する情報は入手できなかった。Modifid-Petukhov 式は、図 2-3 に示した等価環状領域 (equivalent annular zone) に対する熱伝達相關式である。

$$Nu = Nu_{cir} \left[1 - \phi(\text{Pr}) \left[\frac{D_2}{D_1} \right]^{n(\text{Pr})} \left(\frac{T_w}{T_{in}} \right)^{-0.2} \right] \quad (2-32)$$

$$Nu_{cir} = \frac{(\xi/8) \text{Re} \text{Pr}}{k + 12.7\sqrt{(\xi/8)(\text{Pr}^{2/3}-1)}} \quad (2-33)$$

$$\xi = (1.82 \log_{10} \text{Re} - 1.64)^{-2} \quad (2-34)$$

$$k = 1.07 + 900/\text{Re} - 0.63/(1+10\text{Pr}) \quad (2-35)$$

$$\phi(\text{Pr}) = 0.45/(2.4 + \text{Pr}) \quad (2-36)$$

$$n(\text{Pr}) = 0.16 \text{Pr}^{-0.15} \quad (2-37)$$

$$D_2 = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} P \quad (2-38)$$

ここで、 D_1 はピン径、 T_w は管壁の温度、 T_{in} は流路の入口部温度である。また水力等価直徑は $D_2 - D_1$ で評価する。

適用範囲は $1 \times 10^4 < \text{Re} < 6 \times 10^5$ 、 $0.6 < \text{Pr} < 1.5$ である。

Dalle Donne の式[2-21]は、内管が発熱された環状円管内における熱伝達相關式であり、 $T_w / T_{in} \rightarrow 1$ の場合、上述した Petukhov-Roizen 式と同じ傾向を示す。相關式化に際し作動流体として空気が用いられた。Dalle Donne の式は、図 2-3 に示した等価環状領域 (equivalent annular zone) に対する熱伝達相關式である。

$$Nu = 0.018 \left(\frac{D_2}{D_1} \right)^{0.16} \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \left(\frac{T_w}{T_{in}} \right)^{-0.2} \quad (2-39)$$

$$D_2 = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} P \quad (2-40)$$

ここで、 D_1 はピン径、 T_w は管壁の温度、 T_{in} は流路の入口部温度である。水力等価直径は $D_2 - D_1$ で評価する。適用範囲は、 $0.5 < \text{Pr} < 1.0$ である。

2.2 平滑面伝熱流動相関式の比較検討

ガス流体に対して開発されている伝熱流動相関式は、ガス流体の一般相関式として提案されている。Taylor によって整理された、様々なガス流体（空気、ヘリウム、炭酸ガス、水素、窒素）に対する層流領域及び乱流領域の圧力損失係数値と Dalle Donne-Bowditch の式(2-5 式)、Taylor の式(2-11 式)との比較（図 2-1、2-2）では、ある特定のガス流体が偏った分布を示すことはなく、各ガス流体とも相関式の誤差内に均一な分布を与えていた。また、図 2-4 に示した、ガス流体（空気、ヘリウム、炭酸ガス、水素）の乱流領域におけるスセルト数と Gnielinski の式(2-25 式)との比較においても、同様な分布傾向を示し、各ガス流体の伝熱流動特性に大きな相違はないものと思われる。

以下の平滑面伝熱流動相関式の比較検討では、炭酸ガス、ヘリウムに適用可能な、一般的な推奨相関式の選定を実施する。また、ガス冷却炉の設計段階で必要となるピンピッチとピン径の比として、 $1.3 \leq P/D \leq 1.6$ の範囲を想定し比較検討を実施した。

2.2.1 圧力損失相関式

(1) 層流領域

$T_w/T_b = 1.0$ に対して円管の式(2-2 式)、Dalle Donne-Bowditch の式(2-5 式)、Cheng-Todreas の式、(2-6 式)、Modifided-Sparrow の式(2-9 式)より求めた、 $1.3 \leq P/D \leq 1.6$ の範囲に対する形状因子 C の比較を図 2-6 に示す。比較図では、Cheng-Todreas の式、Modifided-Sparrow 式とも同じ P/D 依存性を示しているが、 $P/D \geq 1.43$ の領域に対しては Modifided-Sparrow 式が保守側に評価している。

また、図 2-7 に、Dalle Donne-Bowditch の式より求めた $T_w/T_b = 1.0, 1.5, 2.0$ に対する圧力損失係数の比較を示す（冷却材バルク温度は GBR4 体系を参照し、 $T_b = 683 [K]$ とした）。膜温度差の上昇により層流領域の圧力損失係数は増大し、 $T_w/T_b = 1.0$ の圧力損失係数（以下、等温圧力損失係数とする）に対して $T_w/T_b = 1.5$ の圧力損失係数はおよそ 1.9 倍、 $T_w/T_b = 2.0$ の圧力損失係数はおよそ 3.4 倍の増大を示している。同様に T_w/T_b の項が考慮された Modifided-Sparrow 式は、この円管内圧力損失の膜温度差依存性を示すことから、層流領域のバンドル内圧力損失係数については膜温度差のある場合の圧力損失係数（以下、非等温圧力損失係数とする）が保守側と考えられる。Modifided-Sparrow 式と Dalle Donne-Bowditch 式の膜温度差に対する圧力損失係数の定量的ふるまいは異なるが、層流領域の圧力損失評価については、膜温度差が重要な効果となると考えられる。

従って、 P/D の設計範囲に対して等温圧力損失係数が保守側を示し、かつバンドル内等温圧力損失評価式を非等温圧力損失評価式として改良した Modified-Sparrow の式を、層流領域の圧力損失相關式として推奨する。

(2) 乱流領域

12本ピンバンドル体系に対する、等温圧力損失係数の測定が KfK で行われている[2-22]。試験体の P/D は 1.39 であり、作動流体としてヘリウムが使用された。この中で、 $1 \times 10^4 \leq Re \leq 1 \times 10^5$ の領域に対する等温圧力損失係数の試験値が、円管の式より 7% 高い値を与えると報告されている。円管の式と試験データの比較を図 2-8 に示す。

等温圧力損失係数が円管の式より 7% 高い評価をする相關式の確認をするため、比較対象となっている圧力損失式と、7% の増加を考慮した Blasius の式(2-3 式)による等温圧力損失係数の比較を図 2-9 に示す(P/D は 1.39 と設定した)。この比較により、Blasius の式に 7% の増加を加えた圧力損失係数に近い相關式として、-1.3~1.0% の差を示す Rehme の式(2-16 式)、-2.8% 未満の差を示す Martelli の式(2-15 式)を挙げることができる。

また、膜温度差が乱流領域の圧力損失係数に与える影響を、Taylor の式(2-11 式)より把握することができる。図 2-10 に、Taylor の式を用いて求めた $T_w/T_b = 1.0, 1.5, 2.0$ に対する圧力損失係数の比較を示す(冷却材バルク温度は GBR4 体系を参照し $T_b = 683 [K]$ とした)。乱流領域については、層流領域圧力損失の膜温度差依存性と異なり膜温度差の上昇により圧力損失係数は減少し、等温圧力損失係数に対して、 $T_w/T_b = 1.5$ の圧力損失係数はおよそ 0.93~0.98 倍、 $T_w/T_b = 2.0$ の圧力損失係数はおよそ 0.88~0.97 倍の減少を示し、層流領域ほど膜温度差の強い影響は示していない。この円管内圧力損失の膜温度差依存性がバンドル内圧力損失係数に対して適応できると仮定すれば、乱流領域のバンドル内圧力損失係数については、等温圧力損失係数が保守側と考えられる。

従って、乱流領域における圧力損失相關式として保守側評価の観点から Rehme の式、もしくは Martelli の式を適用できるが、Rehme の式は圧力損失係数を求める際に繰返し法が必要となるため、評価の扱い易さから Martelli の式を推奨する。図 2-11 に P/D が 1.6 の等温圧力損失係数の比較を示す。Martelli の式は、 $P/D \geq 1.2$ の適用範囲を有する Rehme の式とほぼ同じ Re 数依存性を示している。従って、Martelli の式の適用範囲は $1.3 \leq P/D \leq 1.5$ であるが、 $1.5 < P/D \leq 1.6$ の範囲に対して適用が可能であると思われる。

2.2.2 熱伝達相關式

(1) 層流領域

層流領域におけるバンドル内熱伝達データを文献[2-23]より入手することができる。そこでは、GCFR の設計概念に基づいた三本ピンバンドル体系の平滑面熱伝達の測定が、Hassan と Rehme によって報告されている（試験体の P/D は 1.45 であり、作動流体として空気が使用されている）。試験体の構造図を図 2-12 に、 Nu 数の試験結果を図 2-13 に示した（白抜きの記号は平滑面の、黒塗りの記号はリブ付き面の試験データを示している）。バンドル全体に対する Nu 数の漸近値はおよそ 6.2 の値を示している。バンドル全体における平均熱伝達率及び熱伝導率と中心サブチャンネルのそれが同じであると仮定し、漸近する Nu 数に以下の変換を施すことにより、Sparrow の式(2-19 式)、Miyatake の式(2-20 式)と試験値を比較する。

$$Nu = Nu_0 \frac{D_{eq}}{D_h} \quad (2-41)$$

ここで、 D_h はバンドル全体の水力等価直径、 D_{eq} は中心サブチャンネルの水力等価直径、 Nu_0 はバンドル全体に対するヌセルト数の試験値である。

変換されたバンドル全体に対する Nu 数は 13.3、 P/D が 1.45 に対して Sparrow の式、Miyatake の式より Nu 数を求めるとそれぞれ 10.7、10.9 となり、Miyatake の式が比較的近い値を与えていている。

また、Sparrow の式、Miyatake の式より求めた、 $1.3 \leq P/D \leq 1.6$ の範囲に対する Nu 数の比較を図 2-14 に示す。それぞれの式は、4%未満の差に収まっており、およそ $P/D > 1.36$ に対して Sparrow の式は保守側に予測値を与えてている。

層流領域における熱伝達相関式を選定する際、保守側評価の観点から Sparrow の式が推奨されるが、ここでは、 P/D の適用範囲が広く、Hassan らの三本ピンバンドル体系の試験結果に比較的近い予測値を与える Miyatake の式を層流領域熱伝達相関式として推奨する。

(2) 乱流領域

乱流領域における熱伝達相関式から求めた、熱伝達率の比較をそれぞれ図 2-15、2-16 に、また膜温度差 $T_w - T_b$ の比較を図 2-17、2-18 に示す。比較では、それぞれ ETGBR 体系と GBR4 体系を参照している。比較図の中で熱伝達率を高めに評価する Sleicher の式(2-30 式)は、熱伝達率を低めに評価する Gnielinski の式(2-25 式)に対しておよそ 10~40%高い値を与えてい

る。また、保守側評価をする Gnielinski の式により計算した膜温度差は ETGBR 体系を参照すると 330~650[K]、GBR4 体系を参照すると 200~560[K] を示すが一方 Sleicher の式は 250~460[K]、160~400[K] の値を示し、Gnielinski の式は Sleicher の式に対しておよそ 1.3~1.4 倍の膜温度差を与えていている。

これら比較対象となったガス流体熱伝達相關式による熱伝達性能予測値の偏差原因を、Sleicher の式と Gnielinski の式の予測精度を比較の中で考慮することにより推測することができる。図 2-19、2-20 では、図 2-4、2-5 から Sleicher の式と Gnielinski の式の誤差を読み取り、各々の式から求めた Nu 数に ±10% 及び ±20% の増減を施した値から求めた熱伝達率を比較対象に加えている。同様に、図 2-21、2-22 では誤差を考慮した Nu 数より求めた膜温度差を比較対象に加えている。

図 2-21 の ETGBR 体系を参照した膜温度差の比較では、 $1 \times 10^4 \leq Re \leq 2 \times 10^5$ の領域に対しておよそ 190~390[K] の予測値の差を与え、図 2-22 の GBR4 体系を参照した膜温度差の比較では、 $1 \times 10^4 \leq Re \leq 1 \times 10^6$ の領域に対しておよそ 100~320[K] の予測値の差を与えている。従って、Sleicher 及び Gnielinski が入手したガス流体の熱伝達測定データに、ETGBR 体系と GBR4 体系を参照した膜温度差で換算し、図 2-17、2-18 で示すデータ分布が存在することが推測され、比較対象となった各相關式の開発過程に採用した熱伝達測定データにより、熱伝達性能予測値の偏差が生じるものと考えられる。

また、前述した文献の中で、三本ピンバンドル体系を用いた乱流領域の平滑面熱伝達測定が Hassan らにより報告されている[2-23]。Hassan らは、以下の変換をした Petukhov-Roizen 式による計算値が、バンドル全体に対する Nu_0 数の試験データを ±3% の誤差で再現するとしている。図 2-13 に Petukhov-Roizen 式による計算値と試験データの比較を示した（白抜きの記号は平滑面の、黒塗りの記号はリブ付き面の試験データを示している）。

$$Nu_0 = Nu_{PR} \frac{D_h}{D_{eq}} \quad (2-42)$$

$$Re = Re_{PR} \frac{D_h}{D_{eq}} \quad (2-43)$$

$$D_{eq} = D_2 - D_1 \quad (2-44)$$

$$D_2 = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} P \quad (2-45)$$

ここで、 D_h はバンドル全体の水力等価直径、 D_1 はピン径、 Nu_{PR} 、 Re_{PR} は等価環状円管の水力等価直径 D_{eq} に基づいた Petukhov-Roizen 式で用いるヌセルト数及びレイノルズ数

である。

図 2-15 及び図 2-16 に示した比較結果より保守側評価の観点から判断すれば、Taylor の式もしくは Gnielinski の式を乱流領域における熱伝達相関式として推奨することになるが、ここでは選定基準として、Hassan らの三本ピンバンドル体系における平滑面熱伝達の試験結果を採用し、Petukhov-Roizen 式を基本式とする Modified-Petukhov 式(2-32 式～2-38 式)を暫定的に推奨する。

2.3 粗面（リブ付き面）伝熱流動相関式

2.3.1 粗面管内の伝熱流動

管表面に砂状粒子、リブ等が施されている場合の Re 数に対する圧力損失係数依存性については、通常の平滑面管内のそれとは異なるふるまいをする。図 2-23 は、Nikuradse が管表面に砂状粒子を貼り付けた円管の圧力損失係数を測定した実験結果である[2-24],[2-25]。この図で特徴的なことは、粗面圧力損失係数が層流領域から遷移流領域まで平滑面圧力損失係数と同じ Re 数依存性を示すが、乱流領域内のある Re 数から平滑面圧損式である Blasius の式より逸脱し、増大しながらやがて Re 数依存のない一定な値となることである。さらにこの図より平滑面圧損係数から逸脱する Re 数と、一定値となる Re 数が砂状粒子の粗さにより異なることが理解される。

Nikuradse は、ラフネスレイノルズ数 h^+ （代表長さを等価粗さ h 、代表速度を摩擦速度 u^* とした Re 数）を導入しこれを用いて、粗面管内の特徴的な流動領域を次の三領域に分割した。

$$h^+ = hu^* / \nu \quad (2-46)$$

- ・流体力学的に滑らかな領域 $(0 < h^+ \leq 5)$ (2-47)

- ・流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域 $(5 < h^+ < 70)$ (2-48)

- ・流体力学的に完全粗面の領域 $(h^+ \geq 70)$ (2-49)

さらに、無次元速度分布をラフネス高さとラフネス頂点での無次元流速の関数として、以下の一般相関式を開発した。

$$\sqrt{\frac{8}{f}} = 2.5 \ln \frac{R}{h} + R(h^+) - 3.75 \quad (2-50)$$

ここで、 R は管径、 f は圧力損失係数、 h はラフネス代表高さ、 $R(h^+)$ はラフネスパラメータ、 h^+ はラフネスレイノルズ数である。

また、熱伝達評価については、同様のアプローチが Dipprey と Sabersky によって行われている[2-26]。Dipprey らは、流れの断面温度分布が Nikuradse の無次元流速分布と同様であると仮定し、以下に示す熱伝達相関式を開発している。

$$St = \frac{f/8}{1 + \sqrt{f/8} [G(h^+) - R(h^+)]} \quad (2-51)$$

ここで、 St は Stanton 数、 $G(h^+)$ はラフネスパラメータである。

ラフネスパラメータ $R(h^+)$ 及び $G(h^+)$ を導出することが、粗面の伝熱流動性能評価において重要となり、 $R(h^+)$ と $G(h^+)$ に対して研究者により様々な相関式が開発されている。特に、リブ付き面伝熱流動性能評価をする上で定評ある相関式は、以下に示す Dalle Donne の式である。

2.3.2 Dalle Donne の式

Dalle Donne の式[2-27]は、環状円管内で実施された実験データを基に作られた半経験式であり、内壁が粗面の流動現象に特有な、流体力学的に滑らかな面から完全粗面に移る領域、流体力学的に完全粗面の領域に適用可能である。Dalle Donne の式は、図 2-3 に示した等価環状領域 (equivalent annular zone) に対する熱伝達相関式である。

$$\sqrt{8/f} = R(h_w^+) + 2.5 \ln\left(\frac{r_0 - r}{h}\right) - \frac{3.75 + 1.25 r_0 / r}{1 + r_0 / r} \quad (2-52)$$

$$St = \frac{f/8}{1 + \sqrt{f/8} [G(h_w^+) - R(h_w^+)]} \quad (2-53)$$

$$R(h_w^+) = R_{01} + \Delta R(h_w^+) + 0.4 \ln\left(\frac{h}{0.01(r_0 - r)}\right) + \frac{5}{\sqrt{h_w^+}} \left(\frac{T_w}{T_b} - 1\right)^2 \quad (2-54)$$

$$R_{01} = 9.3 \left(\frac{p-w}{h}\right)^{-0.73} - \left[2 + \frac{7}{(p-w)/h}\right] \log_{10}\left(\frac{h}{w}\right) \quad \text{for } 1 \leq \frac{p-w}{h} \leq 6.3 \quad (2-55)$$

$$R_{01} = 1.04 \left(\frac{p-w}{h}\right)^{0.46} - \left[2 + \frac{7}{(p-w)/h}\right] \log_{10}\left(\frac{h}{w}\right) \quad \text{for } 6.3 \leq \frac{p-w}{h} \leq 160 \quad (2-56)$$

$$\Delta R(h_w^+) = \frac{5100}{h_w^{+3}} \quad (2-57)$$

$$G(h_w^+) = G_{01} \Pr^{0.44} (T_w / T_b)^{0.5} \left[\frac{h}{0.01(r_0 - r)}\right]^{0.053} \quad (2-58)$$

$$G_{01} = K_1 h_w^{+K_2} \quad (2-59)$$

$$K_1 = 3.0 + 0.3R_0 \quad (2-60)$$

$$K_2 = 0.32 - 0.017R_0 \quad (2-61)$$

$$h_w^+ = hu^*/\nu_w = (h/D_{vol}) \text{Re}_w \sqrt{f/8} \quad (2-62)$$

$$\text{Re} = \frac{u_m D_{vol}}{\nu}, \quad \text{Pr} = \frac{\nu}{a} \quad (2-63)$$

$$D_{vol} = \frac{2(r_0^2 - r_{vol}^2)}{r_{vol}}, \quad r_0 = \sqrt{\frac{\sqrt{3}}{2\pi} P} \quad (2-64)$$

ここで、 $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ はラフネスパラメータ、 r はピン半径、 r_0 はピン中心からせん断応力が零となる位置までの距離、 r_{vol} はリブを考慮した体積平均によるピン半径、 D_{vol} はリブを考慮した体積平均による水力等価直径、 h はリブ高さ、 p はリブピッチ、 w はリブ幅、 ν は動粘性係数、 a 温度伝導率である。下付き文字については、 b は冷却材バルク温度 T_b で、 w は壁温度 T_w で見積もることを示している。

適用範囲は、 $\text{Re}_w \geq 3000$ 、 $h_w^+ \geq 6$ 、 $2 \leq (p-w)/h \leq 20$ 、 $0.25 \leq h/w \leq 2$ 、 $0.008 \leq h/(r_0 - r) \leq 0.235$ である。また、 $R(h_w^+)$ が $2.5 \ln h_w^+ + 5.5$ より大きい場合は $R(h_w^+) = 2.5 \ln h_w^+ + 5.5$ に置き換え、 $G_0 < 10$ のときは G_0 を10と置く。

Dalle Donne の式は、ガス冷却材伝熱流動解析コード SAGAPO の伝熱流動相關式として採用されている。実際、ヘリウム冷却材 12 本ピンバンドル体系の試験が、BR2 (Belgian Reactor) の設計と SAGAPO コードの開発を目的に行われ、この試験結果を SAGAPO コードによる解析結果が比較的良好に再現していることから、当相關式の信頼性を確認することができる[2-22]。圧力損失に関する解析結果と試験結果、さらに、中心サブチャンネルと壁側サブチャンネルにおけるピン表面温度の解析結果と試験結果の比較を図 2-24、2-25、2-26 に示す。

Dalle Donne の式の中で用いられるラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ は、冷却材の種類及びリブ形状により様々な相関式が提案されている。

ヘリウム冷却材 12 本ピンバンドル体系の試験解析を行った SAGAPO コード内では、以下のラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ が用いられている。

$$R(h_w^+) = R_{01}(h_w^+) + 0.4 \ln \left(\frac{h}{0.01(r_0 - r)} \right) + \frac{5}{\sqrt{h_w^+}} \left(\frac{T_w}{T_b} - 1 \right)^2 \quad (2-65)$$

$$R_{01}(h_w^+) = 4.7 + \frac{359}{h_w^{+2}} \quad (2-66)$$

$$G(h_w^+) = G_{01}(h_w^+) Pr^{0.44} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^{0.5} \left[\frac{h}{0.01(r_0 - r)} \right]^{0.053} \quad (2-67)$$

$$G_{01}(h_w^+) = 4.4 h_w^{+0.24} \quad \text{for } G_{01}(h_w^+) \geq 10 \quad (2-68)$$

$$G_{01}(h_w^+) = 10 \quad \text{for } G_{01}(h_w^+) < 10 \quad (2-69)$$

適用範囲に関する情報は得られなかった。

Swiss Federal Institute for Reactor Research (EIR) と Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK)による試験[2-28]では、空気、炭酸ガス、ヘリウムを作動流体としたラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ の相関式開発が行われている。試験体として、内管が粗面で外管が平滑面である環状管が使用され、内管表面に角が丸められた台形上リブが施されている。試験体図及びリブ断面図をそれぞれ図 2-27、2-28 に、空気、炭酸ガス、ヘリウムに対するラフネスパラメータ $R_{01}(h_w^+)$ 、 $G_{01}(h_w^+)$ の試験結果を図 2-29~2-34 に示した（横軸は、物性値を壁温度 T_w で見積もるラフネスレイノルズ数、 $R(h_w^+)_{01} = 2.5 \ln h_w^+ + 5.5$ は平滑面のラフネスパラメータ $R_{01}(h_w^+)$ である）。この試験により、各種ガス流体に対する $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ については大きな差異が生じるが、測定された圧力損失係数 f 及び Stanton 数 St について差異はないと報告している。空気、炭酸ガス、ヘリウムに対して開発されたラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ を以下に示す。また、図 2-35 に、各ガス流体に対して開発された $G_{01}(h_w^+)$ の比較を示す（横軸は、物性値を壁温度 T_w で見積もるラフネスレイノルズ数である）。

$$R(h_w^+) = R_{01}(h_w^+) + 0.4 \ln \left(\frac{h}{0.01(r_0 - r)} \right) + \frac{5}{\sqrt{h_w^+}} \left(\frac{T_w}{T_b} - 1 \right)^2 \quad (2-70)$$

$$G(h_w^+) = G_{01}(h_w^+) Pr^{0.44} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^n \left[\frac{h}{0.01(r_0 - r)} \right]^{0.053} \quad (2-71)$$

$$\text{空気: } R_{01}(h_w^+) = 4.0 + \frac{2.75}{h_w^{+0.256}} \quad \text{for } 3.5 \leq h_w^+ \leq 150 \quad (2-72)$$

$$G_{01}(h_w^+) = 4.45 h_w^{+0.24} + \frac{10.3}{h_w^{+0.7}} \quad \text{for } 3.5 \leq h_w^+ \leq 150 \quad (2-73)$$

$$n = 0.5 \quad (2-74)$$

$$\text{炭酸ガス: } R_{01}(h_w^+) = 4.9 \quad \text{for high } h_w^+ \quad (2-75)$$

$$G_{01}(h_w^+) = 6.0 h_w^{+0.16} \quad \text{for } 10 \leq h_w^+ \leq 250 \quad (2-76)$$

$$n = 0.29 \quad (2-77)$$

$$\text{ヘリウム: } R_{01}(h_w^+) = 5.8 \quad \text{for high } h_w^+ \quad (2-78)$$

$$G_{01}(h_w^+) = 4.6 h_w^{+0.215} \quad \text{for } 8 \leq h_w^+ \leq 73 \quad (2-79)$$

$$n = 1.0 \quad (2-80)$$

2.3.3 Dalle Donne の式の比較

リブ付き面伝熱流動性能評価をする上で定評ある Dalle Donne の式は、2 変数の連立方程式を解く必要がある（例えば、圧力損失係数 f と壁温度 T_w の変数）。特に熱流速一定条件の伝熱流動性能評価を行う上で扱いにくく、多次元燃料集合体内熱流動解析コードにより数値解析を行う場合、多くのイタレイションを行わねばならない。従って、実用化戦略調査研究のフェーズ 1 の段階においては、次の 2.3.4 に挙げるリブ付き面伝熱流動相関式の中から、Dalle Donne の式を基準とした推奨粗面伝熱流動相関式の選定を行うこととする。

ここでは、2.3.2 で述べた様々なラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ による Dalle Donne 式の比較を実施する。これらのリブ付き面伝熱流動相関式として定評ある Dalle Donne の式を比較することにより、次節で選定する推奨相関式の基準式としての予測性能について把握する。

図 2-36、図 2-37、図 2-38 に ETGBR 体系を参照し、(2-54 式)～(2-61 式)（比較図では Original と記載）、(2-70 式)～(2-74 式)（比較図では Air,KfK と記載）、(2-70 式)(2-71 式)(2-75 式)～(2-77 式)（比較図では CO2,KfK と記載）の各ラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ により求めた圧力損失係数 f 、熱伝達率及び膜温度差の比較を示す。但し、各相関式から f 、熱伝達率及び膜温度差を求める際、炭酸ガスの物性値を使用した。また、図 2-39、図 2-40、図 2-41 に GBR4 体系を参照し、(2-54 式)～(2-61 式)、(2-70 式)～(2-74 式)、(2-65 式)～(2-69 式)（比較図では SAGAPO と記載）、(2-70 式)(2-71 式)(2-78 式)～(2-80 式)（比較図では He,KfK と記載）の各ラフネスパラメータを用いて求めた圧力損失係数 f 、熱伝達率及び膜温度差の比較を示す。各相関式より f 、熱伝達率及び膜温度差を求める際、ヘリウムの物性値を使用した。

比較では、様々に提案されているラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ により求めた圧力損失係数、熱伝達率及び膜温度差は、流体力学的に完全粗面の領域（ETGBR 体系参照では

およそ $Re \geq 1 \times 10^5$ の領域、GBR4 体系参照ではおよそ $Re \geq 4 \times 10^4$ の領域)において、総じて比較的良好な一致を示している(膜温度差の比較を示す図 2-21において、炭酸ガスを作動流体として開発されたラフネスパラメータ(2-70 式)(2-71 式)(2-75 式)~(2-77 式)による計算値は、他の値と比較し 50[K]未満の差を与えていたが、この原因については現段階において言及することはできなかった)。

一方、流体力学的に滑らかな面から完全粗面に移行する領域 (ETGBR 体系参照ではおよそ $Re \leq 1 \times 10^5$ の領域、GBR4 体系参照ではおよそ $Re \leq 4 \times 10^4$ の領域) に対しては、ある Re 数に対して各ラフネスパラメータにより求まる流動領域は異なり、圧力損失係数 f 、熱伝達率及び膜温度差とも予測値に大きな差を与えていた。膜温度差の比較に関して、図 2-38 の ETGBR 体系を参照する場合 120[K]未満の差を、図 2-41 の GBR4 体系を参照する場合 70[K] 未満の差を与えていた。移行領域における予測偏差の原因を、現段階において言及することはできないが、文献[2-29]の中で Dalle Donne らは、ラフネスパラメータの移行領域に寄与する項 $\Delta R(h_w^+)$ が強いリブ形状依存性を示し、非等温の試験評価をする場合特定のリブ形状による等温試験から開発された相関式、 $\Delta R(h_w^+) = 5100/h_w^{+3}$ (2-57 式)を採用することは妥当ないと報告している。その他、現調査段階において各ラフネスパラメータのリブ形状もしくはバンドル形状に関する適用範囲が明確でないため、ラフネスパラメータが実際に有する適用範囲をここでの比較検討条件が満たしていないことによる原因も考えられる。

これらの Dalle Donne の式の比較より、リブ付き面伝熱流動相関式の選定において Dalle Donne の式の流体力学的に完全粗面の流動領域を参照し、ラフネスレイノルズ数及びリブ形状に関する適用範囲が明確な Original の Dalle Donne 式(2-52 式)~(2-64 式)を基準式とする。その他の流動領域に対しては、2.5 節にて別途考えることとする。

2.3.4 圧力損失相関式

流体力学的に完全粗面の領域における粗面(リブ付き面)圧力損失相関式については、以下の Baumann の式と Webb の式を選定候補に挙げることができる。

Baumann の式[2-30]は、ラフネスパラメータ $R(h^+)$ を h/w と p/h (リブピッチ p 、リブ高さ h 、リブ幅 w)の多項展開で近似し、Baumann らが入手した数多くの実験データから最小二乗法を用いることにより、相関式開発がなされている。Baumann の式は、リブに関するすべての幾何形状パラメータが考慮されリブ形状に関する適用範囲が広いことが特徴であり、流体力学的に完全粗面の領域に対して適用される。

$$\sqrt{8/f} = 2.5 \ln(L/h) + R - G \quad (2-81)$$

$$R_0 = a_1(p/h)^{a_2} + a_3(p/h)^{a_4} \quad (2-82)$$

$$a_1 = 18.5(h/w)^{-0.9473} \quad (2-83)$$

$$a_2 = -1.143(h/w)^{-0.147} \quad (2-84)$$

$$a_3 = 0.33(h/w)^{0.1483} \quad (2-85)$$

$$a_4 = 0.758(h/w)^{-0.11} \quad (2-86)$$

$$R_{k1,k2} = 2.900 + 1.490(h/L) - 1.972(h/L)^2 \quad (2-87)$$

$$R_{0k1,k2} = 2.900 \quad (2-88)$$

$$R = R_0 + (R_0/R_{0k1,k2})(R_{k1,k2} - R_{0k1,k2}) \quad (2-89)$$

$$h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{vol}) \text{Re} \sqrt{f/8} \quad (2-90)$$

ここで、 h^+ はラフネスレイノルズ数、 u^* は摩擦速度、 D_{vol} はリブを考慮した体積平均による等価直径である。 G は幾何形状パラメータ、 L はリブが施された壁表面から摩擦応力が零の位置までの距離であり、円管内表面にリブが施されている場合は $G=3.75$ 、 $L=D_{vol}/2$ となる。

適用範囲は、 $h^+ > 100$ 、 $R_0 < 10$ 、 $1 < p/h < 40$ 、 $0.3 < h/w < 8$ である。

Webb の式[2-31],[2-32]は、Webb ら自身により実施された内面にリブが施された円管内の実験データより、圧力損失係数 f と Stanton 数 St の相関式開発がなされている。流体力学的に完全粗面の領域に対しては、以下の相関式が提案されている。

$$\sqrt{8/f} = 2.5 \ln[D_{eq}/2h] - 3.75 + 0.95(p/h)^{0.53} \quad (2-91)$$

$$h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{eq}) \text{Re} \sqrt{f/8} \quad (2-92)$$

ここで、 h^+ はラフネスレイノルズ数、 u^* は摩擦速度、 D_{eq} は等価直径、 h はリブ高さ、 p はリブピッチである。

適用範囲は、 $h^+ > 35$ 、 $0.004 < h/D_{eq} < 0.08$ 、 $10 < p/h < 40$ 、 $0.71 < \text{Pr} < 37.6$ である。

2.3.5 热伝達相関式

粗面（リブ付き面）熱伝達相関式については、次の増倍係数法による評価式と Webb の式を挙げることができる。

増倍係数法による評価式は、1970年代に英国の GCFR 検討の R&D において開発された粗面熱伝達相関式であり、評価アプローチとして増倍係数法が用いられている。増倍係数法では、粗面により増大した熱伝達性能を平滑面での熱伝達に何倍かのファクターを乗じることにより評価を行う。この評価式では平滑面での Stanton 数 St_1 として、燃料ピン三角配列に対する Rehme の熱伝達相関式[2-33]が採用されている。

$$St = Fc St_1 \quad (2-93)$$

$$St_1 = 0.0178 \left\{ \sqrt{2\sqrt{3}/\pi} (P/D) \right\}^{0.1688} \left\{ \sqrt{2\sqrt{3}/\pi} (P/D) + 1 \right\}^{0.2122} Re^{-0.2122} Pr^{-1.0} \quad (2-94)$$

$$Fc = 2.0 \quad (2-95)$$

適用範囲は、 $4 \times 10^4 < Re < 10^6$ である。リブ形状に関する適用範囲の情報は入手できなかった。

Webb の式[2-31],[2-32]は、粗面（リブ付き面）圧力損失相関式で紹介した圧力損失係数と対で開発され、圧力損失係数 f を経由して Stanton 数 St を求める手続きをとる。

$$St = \frac{f/8}{1 + \sqrt{f/8} [4.5(h^+)^{0.28} Pr^{0.57} - 0.95(p/h)^{0.53}]} \quad (2-96)$$

$$\sqrt{8/f} = 2.5 \ln[D_{eq}/2h] - 3.75 + 0.95(p/h)^{0.53} \quad (2-97)$$

$$h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{eq}) Re \sqrt{f/8} \quad (2-98)$$

ここで、 h^+ はラフネスレイノルズ数、 u^* は摩擦速度、 D_{eq} は等価直径、 h はリブ高さ、 p はリブピッチである。

適用範囲は、 $h^+ > 35$ 、 $0.004 < h/D < 0.08$ 、 $10 < p/h < 40$ 、 $0.71 < Pr < 37.6$ 。

2.4 粗面（リブ付き面）伝熱流動相關式の比較検討

前節で述べた EIR と KfK による報告[2-28]により、以下では炭酸ガスとヘリウムの粗面伝熱流動特性に大きな相違はないものと想定し、ガス流体一般に対する推奨伝熱流動相關式の選定を実施する。また、粗面伝熱流動相關式の比較検討では、Original の Dalle Donne 式(2-52 式～2-64 式)を基準とし、流体力学的に完全粗面の領域における推奨相關式の選定を実施する（他の流動領域については、次節にて述べる）。

2.4.1 圧力損失相關式

図 2-42、2-43 に、ETGBR 体系及び GBR4 体系を参照した Dalle Donne の式(2-52 式～2-64 式)、Baumann の式(2-81 式～2-90 式)、Webb の式(2-91 式、2-92 式)により求めた粗面圧力損失係数の比較を示す。

ETGBR 体系を参照した図 2-42 は、完全粗面の領域（およそ $Re \geq 1 \times 10^5$ ）に対して Dalle Donne の式はおよそ 0.065、Baumann の式は 0.061、Webb の式は 0.082 の値をとり、各相關式は Dalle Donne の式に対してそれぞれ、-6.5%、+26% の差で圧力損失係数を示している。また、GBR4 体系を参照した図 2-43 では、Dalle Donne の式はおよそ 0.072、Baumann の式は 0.07、Webb の式は 0.118 の値をとり、Dalle Donne の式に対して各相關式はそれぞれ、-1.1%、+66% の差で圧力損失係数を示している。

一方、Veca らの文献[2-34]の中で紹介されている、増倍係数法に基づいた相対リブ高さと増倍係数のダイアグラムを用いることにより、ETGBR 体系及び GBR4 体系を参照した $Re = 1.0 \times 10^5$ に対する圧力損失係数の評価を行うことができる。増倍係数法では、平滑面での圧力損失係数に増倍係数 f_x を乗ずることにより、粗面の圧力損失評価を行うが、図 2-44 に示したダイアグラムから、相対リブ高さ e/dh_l （ e はリブ高さ、 dh_l は水力等価直径である。）に対する増倍係数 f_x を読み取ることができる。

ダイアグラムから、ETGBR 体系の相対リブ高さ 8.3×10^{-3} に対応する増倍形数は 3.64 と読み取れる。一方、 $Re = 1 \times 10^5$ に対して Baumann の式と Webb の式による粗面圧力損失係数が、Martelli の式より求めた平滑面圧力損失係数の何倍に相当するかを求めるときそれぞれ 3.23 倍、4.37 倍となる。また、GBR4 体系の相対リブ高さ 1.28×10^{-2} に対応する増倍係数は 4.23 であり、 $Re = 1 \times 10^5$ に対して Baumann の式、Webb の式より求めた粗面圧力損失係数と、Martelli の式より求めた平滑面圧力損失係数から増倍係数を求めるときそれぞれ 3.69、6.2 となり、Baumann の式より求めた増倍係数が近い値を示している。

また、前節で述べた文献[2-22]の中では、12本ピンバンドル体系に対するリブ付き面の等温圧力損失係数の測定が行われている（リブ付き面の圧力損失係数の試験結果を図2-8に示した）。試験体の P/D は 1.39 であり、リブ形状は、角が丸められた台形上リブである。リブ形状を図2-45に示す。図2-8より、 $1 \times 10^4 \leq Re \leq 1 \times 10^5$ の領域に対する等温圧力損失係数の試験値が、0.06～0.07の値を与えていていることが分かる。

Baumannの式とWebbの式から、図2-45のリブ形状データを参照し、 P/D を1.39と設定して圧力損失係数を求めると、それぞれ0.075、0.1となり、Baumannの式による予測値が試験データに近い値を与えていている。

以上の比較結果から、流体力学的に完全粗面の領域に対する粗面圧力相関式として、Baumannの式を推奨する。

2.4.2 热伝達相関式

図2-46、2-47に、ETGBR体系及びGBR4体系を参照しDalle Donneの式(2-52式～2-64式)、増倍係数法による評価式(2-93式～2-95式)、Webbの式(2-96式～2-98式)より求めた粗面熱伝達率の比較を、図2-48、2-49に膜温度差の比較を示す。

ETGBR体系を参照した図2-46では、完全粗面の領域（およそ $Re \geq 1 \times 10^5$ ）において、Dalle Donneの式に対して増倍係数法による評価式は+14%以下、Webbの式は-4.1～+2%の差を与えている。他方、移行領域（およそ $Re \leq 1 \times 10^5$ ）を比較すると、Dalle Donneの式に対して増倍係数法による評価式は+38%以下、Webbの式は+19%以下の差を与えている。図2-48の比較では、Dalle Donneの式により求めた膜温度差に対して、完全粗面の領域では増倍係数法による評価式は17～27[K]、Webbの式は15[K]未満の差を与え、移行領域に対しては、増倍係数法による評価式は27～60[K]、Webbの式は4～35[K]の差を与えている。

また、GBR4体系を参照した図2-47は、完全粗面の領域（およそ $Re \geq 4 \times 10^4$ ）において、増倍係数法による評価式、Webbの式ともDalle Donneの式に対して+16%以下の差を与えている。移行領域（およそ $Re \leq 4 \times 10^4$ ）を比較すると、Dalle Donneの式に対して増倍係数法による評価式は+38%以下、Webbの式は+19%以下の差を与えている。さらに図2-49の比較では、Dalle Donneの式により求めた膜温度差に対して、完全粗面の領域では増倍係数法による評価式は9～17[K]、Webbの式は5～16[K]の差を与え、移行領域に対しては、Webbの式は15～29[K]の差を与えている。

以上の比較結果から、完全粗面の領域においてDalle Donneの式と比較的同じ予測値を与える、Webbの式を粗面熱伝達相関式として推奨する。

2.5 ガス冷却材推奨伝熱流動相関式

ここでは、遷移流域の圧力損失評価に対して提案されている Cheng-Todreas の方法[2-3]を用いて、この領域の伝熱流動相関式を提案し、前節までの比較検討結果と合わせた全流动領域に対するガス冷却材の推奨伝熱流動相関式についてまとめる。以下では、比較検討において拡張された P/D に関する適用範囲も考慮している。

2.5.1 平滑面伝熱流動領域の境界 Re 数

平滑面圧力損失の評価を行う上で、層流域、遷移流域、乱流域の各流动領域に対する圧損相関式を用いることとなる。これらの流动領域の境界 Re 数については、Cheng-Todreas が Re_L を層流領域と遷移流領域の境界 Re 数、 Re_T を遷移流領域と乱流領域の境界 Re 数として、バンドル体系に依存する次の評価式を提案している（ P ：ピンピッチ、 D ：ピン径）[2-3]。

$$Re_L = 300 \times 10^{1.7(P/D-1.0)} \quad (2-99)$$

$$Re_T = 10000 \times 10^{0.7(P/D-1.0)} \quad (2-100)$$

ガス冷却材の平滑面圧力損失評価において、当相関式を採用し各 Re 数領域の閾値とする。また、熱伝達性能の評価を行う上で各流动領域に対する相関式を用いるが、これらの領域に対する境界 Re 数については、熱伝達性能が主として流れ特性の影響を受けることから圧損評価に使用した閾値と同様に Cheng-Todreas 提案の評価式(2-99 式、2-100 式)を用いることとする。

2.5.2 平滑面推奨伝熱流動相関式

2.5.2.1 圧力損失相関式

(1) 層流領域 ($0 < Re \leq Re_L$)

Modified-Sparrow の式(2-9 式、2-10 式)を用いる。

$$f = \frac{C}{Re} \left(\frac{T_w}{T_b} \right) \quad (2-101)$$

$$C = -128 + 260(P/D) - 60(P/D)^2 \quad (2-102)$$

ここで、 P はピンピッチ、 D はピン径、 T_w は被覆管壁の温度、 T_b は冷却材のバルク温度である。

適用範囲は、 $1.3 \leq P/D \leq 1.6$ 。

(2) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)

Martelli の式(2-15 式)を使用する。

$$f = 1.04 \left(0.0056 + 0.5 \text{Re}^{-0.32} \right) \quad (2-103)$$

適用範囲は、 $\text{Re} > 10^4$ 、 $1.3 \leq P/D \leq 1.6$ 。

(3) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

遷移流域の圧力損失評価に対しては、Cheng-Todreas[2-3]によって提案されている方法がある。この方法では、遷移流域においてはサブチャンネル内の乱流状態が、 Re 数の上昇に伴いその中心部から外周方向へ徐々に広がっていくという考えを基に[2-35]、重み付けされた層流領域、乱流領域の圧力損失係数の重ね合わせにより評価をしている。この方法に従うと、遷移流域圧力損失係数 f_{TR} は次のように表せる。

$$f_{TR} = (1 - \psi)^\gamma f_L + \psi^\gamma f_T \quad (2-104)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (2-105)$$

$$\gamma = 9/10 \quad (2-106)$$

ここで、 f_L は層流領域の圧損係数、 f_T は乱流領域の圧損係数である。 γ の値は、 $\gamma = 1$ のとき対数尺度で線形結合を表し、 $\gamma > 1$ のときは小さな f_{TR} を、 $\gamma < 1$ のときは大きな f_{TR} を与える。Cheng-Todreas は様々な遷移領域の圧力損失データより $\gamma = 1/3$ を推奨しているが、ここでは、Modified-Sparrow の式と Martelli の式を滑らかに補完するため、 $\gamma = 9/10$ の値を採用した。

2.5.2.2 热伝達相関式

(1) 層流領域 ($0 < \text{Re} \leq \text{Re}_L$)

Miyatake の式(2-20 式)を用いる。

$$Nu = \frac{3.1(P/D - 1)^{0.1} + 324(P/D - 1)^{1.6}}{1 + 69.5(P/D - 1)^{2.4}} \quad (2-107)$$

ここでの Nu 数の代表長さはピン径である。

適用範囲は、 $1.1 \leq P/D \leq 4.0$ 。

(2) 乱流領域 ($Re \geq Re_{cr}$)

Modified-Petukhov の式(2-32 式～2-38 式)を用いる。不均一発熱の燃料集合体内に Modified-Petukhov 式を適用する場合、バンドル入り口部からバンドル内部のある位置までの冷却材履歴と、相關式が開発された試験状況下での履歴は異なることが予測されるため、相關式が備えている予測精度に狂いが生じる可能性が考えられる。今後、膜温度差の補正として燃料ピン表面温度 T_w とバルク温度 T_b の比を補正項とするような、燃料集合体内熱流動解析コードに適合する熱伝達相關式の再調査が必要であると思われる。

$$Nu = Nu_{cir} \left[1 - \phi(\Pr) \left[\frac{D_2}{D_1} \right]^{n(\Pr)} \left(\frac{T_w}{T_{in}} \right)^{-0.2} \right] \quad (2-108)$$

$$Nu_{cir} = \frac{(\xi/8) Re \Pr}{k + 12.7 \sqrt{(\xi/8)(\Pr^{2/3} - 1)}} \quad (2-109)$$

$$\xi = (1.82 \log_{10} Re - 1.64)^{-2} \quad (2-110)$$

$$k = 1.07 + 900/Re - 0.63/(1+10\Pr) \quad (2-111)$$

$$\phi(\Pr) = 0.45/(2.4 + \Pr) \quad (2-112)$$

$$n(\Pr) = 0.16 \Pr^{-0.15} \quad (2-113)$$

$$D_2 = \sqrt{\frac{2\sqrt{3}}{\pi}} P \quad (2-114)$$

$$Re = \frac{u_m(D_2 - D_1)}{\nu}, \Pr = \frac{\nu}{a} \quad (2-115)$$

ここで、 u_m は冷却材平均流速、 D_1 はピン径、 T_w は管壁の温度、 T_{in} は流路の入口部冷却材温度である。Modified-Petukhov の式は、図 2-3 に示した等価環状領域(equivalent annular zone)に対する熱伝達相關式である。

適用範囲は、 $1 \times 10^4 < Re < 6 \times 10^5$ 、 $0.6 < \Pr < 1.5$ 。

(3) 遷移流領域 ($Re_L < Re < Re_T$)

遷移領域熱伝達評価式については、遷移流域の圧力損失評価に対して Cheng-Todreas が提案した方法を暫定的に適用し、次式に示す層流領域、乱流領域の重み付けされた熱伝達率の重ね合わせによって遷移領域熱伝達を評価する。

$$h_{TR} = (1 - \psi)^{\gamma} h_L + \psi^{\gamma} h_T \quad (2-116)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} Re - \log_{10} Re_L}{\log_{10} Re_T - \log_{10} Re_L} \quad (2-117)$$

$$\gamma = 1.0 \quad (2-118)$$

ここで、 h_L は Sparrow の式より求めた熱伝達率、 h_T は Modified-Petukhov 式より求めた熱伝達率である。また、 γ の値に対しては h_L と h_T を滑らかに補完するため $\gamma = 1.0$ の値を採用した。

2.5.3 粗面(リブ付面)伝熱流動領域の境界 h^+ 数

リブ付き面圧力損失の評価を行う上で、粗面管内に特徴的な各流動領域に対する圧力損失評価式を用いる。これらの流動領域の境界 h^+ 数については、流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域として、Vilemas らは $h^+ > \sim 5$ とし[2-36]、そのはじまりの閾値は Nikuradse が提唱した境界 h^+ 数 ($h^+ = 5$) と同じ値を提唱している。一方で、流体力学的に完全粗面の領域については、Nikuradse が提唱した境界 h^+ 数は $h^+ = 70$ であるが、Baumann らは $h^+ > 100$ [2-30]、Webb らは $h^+ > 35$ [2-31] とし、研究者により提唱する閾値が異なる。

リブ付き面管内の各流動領域に対する境界 h^+ 数について、どの評価値を適用すべきかの決定要因が現調査段階において不足している。従って、今後のガス冷却材に対する粗面圧力損失評価においては Nikuradse が提唱した境界 h^+ 数を暫定的に採用する。また、粗面熱伝達性能評価をする上で、各 h^+ 数領域に対する相関式を用いることになるが、これらの h^+ 数領域の境界 h^+ 数に対しても暫定的に Nikuradse が提唱した境界 h^+ 数を適用する。

2.5.4 粗面(リブ付面)推奨伝熱流動相関式

2.5.4.1 圧力損失相関式

(1) 流体力学的に滑らかな領域 ($0 < h^+ \leq 5$)

Collinson は、滑らかな表面の外管と四角形リブを施した内管で構成された、環状円管内における圧力損失係数の測定を実施している[2-37]。そこでは、層流領域における粗面圧力損失係数の測定値が、Lundberg らによる平滑面の環状円管内圧力損失係数の理論式[2-38]と同じ値を与えることが報告されている。試験値と理論式の比較を図 2-50 に示した。また、文献[2-29]の中では、層流領域においてリブ付き面は平滑面と同様な振る舞いをするが、水力等価直径の差のみ異なることが述べられている。

従って、流体力学的に滑らかな領域に対しては、平滑面に対して推奨された熱伝達相關式を用いる。但し、リブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる。

(2) 流体力学的に完全粗面の領域 ($h^+ \geq 70$)

Baumann の式(2-81 式～2-90 式)を用いる。ここでは流体力学的に完全粗面の領域に対する流動領域範囲として、Nikuradse 提案による $h^+ \geq 70$ を採用している。Baumann 式のラフネスレイノルズ数に関する適用範囲は $h^+ > 100$ であるが、 $70 \leq h^+ \leq 100$ の領域に対しても、完全粗面の領域に適用される当相關式（圧力損失係数の Re 数依存性がない）を用いることとする。

$$\sqrt{8/f} = 2.5 \ln(L/h) + R - G \quad (2-119)$$

$$R_0 = a_1(p/h)^{a_2} + a_3(p/h)^{a_4} \quad (2-120)$$

$$a_1 = 18.5(h/w)^{-0.9473} \quad (2-121)$$

$$a_2 = -1.143(h/w)^{-0.147} \quad (2-122)$$

$$a_3 = 0.33(h/w)^{0.1483} \quad (2-123)$$

$$a_4 = 0.758(h/w)^{-0.11} \quad (2-124)$$

$$R_{k1,k2} = 2.900 + 1.490(h/L) - 1.972(h/L)^2 \quad (2-125)$$

$$R_{0k1,k2} = 2.900 \quad (2-126)$$

$$R = R_0 + (R_0/R_{0k1,k2})(R_{k1,k2} - R_{0k1,k2}) \quad (2-127)$$

$$G = 3.75 \quad (2-128)$$

$$L = D_{vol}/2 \quad (2-129)$$

$$h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{vol})Re \sqrt{f/8} \quad (2-130)$$

ここで、 h^+ はラフネスレイノルズ数、 u^* は摩擦速度、 D_{vol} はリブを考慮した体積平均によ

る等価直径、 p はリブピッチ、 h はリブ高さ、 w はリブ幅である。

原論文の適用範囲は、 $h^+ > 100$ 、 $R_0 < 10$ 、 $1 < p/h < 40$ 、 $0.3 < h/w < 8$ 。

(3) 流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域 ($5 < h^+ < 70$)

流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域の圧力損失評価式については、Dalle Donne の式以外の有用な評価式を得ることはできなかったため、以下の評価式を暫定的に用いることとする。この式は、 $\phi - 1$ のべき級数で 3 次の項まで展開し、 $5 < h^+ < 70$ 領域の境界に対して Re 数に関する勾配が、 $0 < h^+ \leq 5$ と $h^+ \geq 70$ の各領域に対する圧力損失式の Re 数に関する勾配に等しい条件を課すことにより、滑らかに補間している。

$$f = f_R(\text{Re}_R) + [3\{f_s(\text{Re}_s) - f_R(\text{Re}_R)\} + C \text{Re}_s \dot{f}_s(\text{Re}_s)](\phi - 1)^2 + [2\{f_s(\text{Re}_s) - f_R(\text{Re}_R)\} + C \text{Re}_s \dot{f}_s(\text{Re}_s)](\phi - 1)^3 \quad (2-131)$$

$$\text{Re}_s = \text{Re}(h^+ = 5) \quad (2-132)$$

$$\text{Re}_R = \text{Re}(h^+ = 70) \quad (2-133)$$

$$\dot{f}_s(\text{Re}) = \frac{d}{d(\text{Re})} f_s(\text{Re}) \quad (2-134)$$

$$\phi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_s}{\log_{10} \text{Re}_R - \log_{10} \text{Re}_s} \quad (2-135)$$

$$C = (\log_{10} \text{Re}_R - \log_{10} \text{Re}_s) \ln 10 \quad (2-136)$$

$\text{Re}(h^+ = 5)$ と $\text{Re}(h^+ = 70)$ の値は、繰り返し法を用いて以下の式を解くことにより求められる。

$$\text{Re}(h^+ = 5) : (h/D_{vol}) \text{Re} \sqrt{f_s(\text{Re})/8} - 5 = 0 \quad (2-137)$$

$$\text{Re}(h^+ = 70) : (h/D_{vol}) \text{Re} \sqrt{f_R(\text{Re})/8} - 70 = 0 \quad (2-138)$$

$f_R(\text{Re})$ は Baumann の式、 $f_s(\text{Re})$ は推奨された平滑面圧力損失相関式である。但し、ここでの $f_s(\text{Re})$ はリブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる。

図 2-51、2-52 に、移行領域の推奨圧力損失式(2-131 式～2-138 式)と Dalle Donne 式のラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ として 2-52 式～2-80 式を用いて求めた圧力損失係数の比較を示す。各図は、それぞれ ETGBR 体系と GBR4 体系を参照し、推奨式の圧力損失係数から求めたラフネスレイノルズ数 h^+ を横軸にとっている。

比較の中で、ある h^+ 数に対して推奨圧力損失式及び Dalle Donne の式により評価する流動領域は異なり、ETGBR 体系を参照した比較において推奨された圧力損失式は、Dalle Donne の式に対して -38 ~ +55% の差で圧力損失係数値を、また、GBR4 体系を参照した比較では Dalle Donne の式に対して -46 ~ +44% の差で圧力損失係数を与えていた。

図 2-36、図 2-39 に示したように、移行領域に対しては様々なラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ による Dalle Donne 式の予測値が大きな差異を生じるため、移行領域の推奨圧力損失式と実測値との差がどのくらいであるかは実際のところ不明である。今後、推奨式が有する予測精度の確認と各流動領域の境界 h^+ 数の評価及び移行領域における圧力損失式の再調査もしくは開発が必要である。

2.5.4.2 热伝達相関式

(1) 流体力学的に滑らかな領域 ($0 < h^+ \leq 5$)

Hassan らは、3 本ピンバンドル体系で空気を作動流体としたリブ付き面熱伝達測定試験より、流体力学的に滑らかな領域に対して、リブ付き面熱伝達特性が平滑面のそれと同じであることを確認している[2-23]。試験結果を図 2-13 に示した（黒塗りの記号は、リブ付き面の試験データを示している）。

従って、 $0 < h^+ \leq 5$ の領域に対しては平滑面に対して推奨された熱伝達相関式を用いる。但し、粗面圧力損失評価と同様に、リブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる。

(2) 流体力学的に完全粗面の領域 ($h^+ \geq 70$)

Webb の式(2-96 式～2-98 式)を用いる。Webb の式の適用範囲は $h^+ > 35$ であるが、前節の粗面熱伝達相関式の比較検討から、当相関式は Dalle Donne の式と比較して流体力学的に完全粗面の領域に対して比較的予測精度が良好であるが、流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域に対しては、予測値に差が生じることを確認した。従って、流体力学的に完全粗面の領域のみを Webb の式の適用範囲とする。

$$St = \frac{\xi/8}{1 + \sqrt{\xi/8} [4.5(h^+)^{0.28} Pr^{0.57} - 0.95(p/h)^{0.53}]} \quad (2-139)$$

$$\sqrt{8/\xi} = 2.5 \ln[D_{eq}/2h] - 3.75 + 0.95(p/h)^{0.53} \quad (2-140)$$

$$h^+ = hu^*/\nu = (h/D_{eq}) Re \sqrt{\xi/8} \quad (2-141)$$

ここで、 h^+ はラフネスレイノルズ数、 u^* は摩擦速度、 D_{eq} は等価直径、 h はリブ高さ、 p はリブピッチである。

原論文の適用範囲は、 $h^+ > 35$ 、 $0.004 < h/D < 0.08$ 、 $10 < p/h < 40$ 、 $0.71 < \text{Pr} < 37.6$ 。

(3) 流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域 ($5 < h^+ < 70$)

流体力学的に滑らかな領域から完全粗面に移行する領域の熱伝達相関式については、粗面圧力損失評価式と同様に Dalle Donne の式以外の有用な評価式を得ることはできなかった。そこで、移行領域熱伝達率 h_T として、平滑面に対して推奨された熱伝達相関式と Webb 式 (2-96 式～2-98 式)を Cheng-Todreas 提案の方法で補間した次式を暫定的に使用する。

$$h_T = (1 - \phi)^\gamma h_s + \phi^\gamma h_R \quad (2-142)$$

$$\phi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_s}{\log_{10} \text{Re}_R - \log_{10} \text{Re}_s} \quad (2-143)$$

$$\gamma = 1.0 \quad (2-144)$$

$$\text{Re}_s = \text{Re}(h^+ = 5) \quad (2-145)$$

$$\text{Re}_R = \text{Re}(h^+ = 70) \quad (2-146)$$

h_s は推奨された熱伝達相関式より求めた熱伝達率で、リブを考慮した体積平均による水力等価直径を用いる。 h_R は Webb 式より求めた熱伝達率である。 $\text{Re}(h^+ = 5)$ と $\text{Re}(h^+ = 70)$ の値は、2-137 式と 2-138 式より求める。また、 γ の値については、 h_s と h_R を滑らかに補完するため $\gamma = 1.0$ の値を採用した。

図 2-53、2-54 に、移行領域の推奨熱伝達式(2-142 式～2-146 式)と Dalle Donne 式のラフネスパラメータ $R(h_w^+)$ 、 $G(h_w^+)$ として 2-52 式～2-80 式を用いて求めた熱伝達率の比較を、図 2-55、2-56 に膜温度差を示す。各図は、それぞれ ETGBR 体系と GBR4 体系を参照し、推奨式の圧力損失係数(2-131 式～2-138 式)から求めたラフネスレイノルズ数 h^+ を横軸にしている。比較の中で、ある h^+ 数に対し推奨熱伝達式及び Dalle Donne の式により評価する流动領域は異なり、図 2-55 の ETGBR 体系を参照した比較においては、推奨された推奨熱伝達式は Dalle Donne の式に対して $-100 \sim +110$ [K] で、図 2-56 の GBR4 体系を参照した比較では Dalle Donne の式に対して $-60 \sim +80$ [K] で膜温度差自体の差を与えていた。

移行領域については、様々に提案されている Dalle Donne 式の予測値が大きな差異を生じるため、移行領域の推奨熱伝達式と実測値との差がどのくらいであるかは実際のところ不

明である。今後、推奨式が有する予測精度の確認と各流動領域の境界 h^+ 数の評価及び移行領域における圧力損失式の再調査もしくは開発が必要である。

以上の各流動領域に対して推奨された相関式により求めた、 Re 数に対する圧力損失係数と熱伝達率を、図 2-57、2-58、2-59、2-60 に示す。各図では ETGBR、GBR4 体系を参考し、Original の Dalle Donne の式(2-52 式～2-64 式)と推奨式が比較されている。図 2-59、2-60においては、層流領域のスセルト数として $Nu_L = Nu(D_{eq} / D)$ と変換している (Nu は 2-107 式、 D_{eq} は燃料ピン三角配列における中心サブチャンネルの水力等価直径、 D はピン径である)。

3. 鉛及び鉛-ビスマス冷却材伝熱流動相關式

3.1 燃料ピン四角配列伝熱流動相關式

この節では、フェーズ 1 の設計段階において鉛及び鉛-ビスマス冷却材伝熱流動性能を評価する際に必要となる、燃料ピン四角配列推奨相關式の選定対象式について述べる。

3.1.1 圧力損失相關式

(1) 層流領域

層流領域における四角配列圧力損失評価式として、円管の式(2-2 式)と Cheng-Todreas の式を圧損相關式の選定候補として挙げることができる。

燃料ピン配列が四角配列を構成している場合のバンドル内サブチャンネル圧力損失評価を行う際、2 章で紹介した Cheng-Todreas の式[3-1]を適用することができる。Cheng-Todreas の式は、バンドル内の層流域、遷移流域、乱流域の各サブチャンネルに対するバンドル形状因子 C として燃料ピン四角配列に適切な値を用いることにより燃料ピン四角配列の圧力損失評価に適用することができる。

層流領域に対して、Cheng-Todreas の方法を各サブチャンネルに適用する場合、以下の式を用いる。各サブチャンネルに対する形状因子 C は、表 3-1 を参照し求める。

$$f = C / \text{Re} \quad (3-1)$$

$$C = a + b_1(P/D - 1) + b_2(P/D - 1)^2 \quad (3-2)$$

$$\log_{10}[\text{Re}_L / 300] = 1.7(P/D - 1.0) \quad (3-3)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \leq \text{Re}_L$ 、 $1.1 < P/D < 1.5$ である。

(2) 亂流領域

乱流領域における圧力損失評価式として、Blasius+Nikuradse の式(2-3 式、2-4 式)と Cheng-Todreas の式を選定候補として挙げることができる。

乱流領域における四角配列圧力損失評価に対しては、層流領域の圧力損失評価式として挙げた Cheng-Todreas[3-1]の式を用いることができる。Cheng-Todreas の方法を各サブチャンネル

ルに適用する場合、以下の式を用いる。各サブチャンネルに対する C は、表 3-1 を参照し求める。

$$f = C / \text{Re}^{0.18} \quad (3-4)$$

$$C = a + b_1(P/D - 1) + b_2(P/D - 1)^2 \quad (3-5)$$

$$\log_{10}[\text{Re}_T/10000] = 0.7(P/D - 1.0) \quad (3-6)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \geq \text{Re}_T$ 、 $1.1 < P/D < 1.5$ である。

3.1.2 热伝達相関式

(1) 層流領域

四角配列に適用可能な層流領域熱伝達相関式として、Miyatake の式を挙げることができる。

Miyatake の式[3-2]は、数値解析から得られた四角配列を構成するバンドル内の層流領域熱伝達相関式であり、比較的幅広い P/D の適用範囲に対して適用することができる。文献[3-2]の中で、Miyatake の式と Antonopoulos[3-3]による Nu 数との比較がなされ、良好な一致を示している。

$$Nu = \frac{3.6(P/D - 1)^{0.2} + 32.2(P/D - 1)^{1.5}}{1 + 9.1(P/D - 1)^{2.2}} \quad (3-7)$$

ここで、 Nu 数の代表長さはピン径である。

適用範囲は、 $1.2 \leq P/D \leq 4.0$ 。

(2) 乱流領域

液体金属を冷却材とする燃料ピン四角配列熱伝達相関式の推奨相関式選定に際し、2 章で述べた Dittus Boelter の式(2-21 式)の他に、円管内熱伝達相関式として Lyon-Martinelli の式、Lubarsky-Kaufman の式、Subbotin の式、Sleicher の式、Mikheev の式、さらに燃料ピン四角配列のペアロッドバンドル内における熱伝達相関式として Zhukov の式を候補に挙げることができる。

Lyon-Martinelli の式[3-4],[3-5]は、液体金属に対する円管内乱流熱伝達性能評価として開発された、壁面熱流束一定条件での熱伝達理論式である。

$$Nu = 7 + 0.025Pe^{0.8} \quad (3-8)$$

適用範囲は、 $Pr < 0.1$ 、 $10 \leq Pe \leq 10^6$ である。

Lubarsky-Kaufman の式[3-6]は、Lubarsky と Kaufman によって収集された様々な液体金属（鉛-ビスマス合金、水銀、ナトリウム）の熱伝達データを基にしてつくられた経験式である。

$$Nu = 0.625Pe^{0.4} \quad (3-9)$$

適用範囲に関する情報は得られなかった。

Subbotin の式[3-7]は、壁面熱流束一定の乱流領域における純度管理がされている場合に適用される式であり、実測に基づいた経験式である。また、当相關式は設計段階に広く用いられている。

$$Nu = 5 + 0.025Pe^{0.8} \quad (3-10)$$

適用範囲は、 $Pe > 100$ である。

Sleicher の式[3-8],[3-9]は、液体金属内の純度管理に注意が払われた実験に基づき開発された壁面熱流束一定の条件に対する熱伝達相關式である。相關式化に際し作動流体として NaK が用いられた。

$$Nu = 6.3 + 0.0167Pe^{0.85} Pr^{0.08} \quad (3-11)$$

適用範囲は、 $10^4 < Re < 10^6$ 、 $0.004 < Pr < 0.1$ である。

文献[3-10]の中で、液体金属の純度管理に対して特別の注意が払われていない場合に適用

される Mikheev の式[3-11]が紹介されている。

$$Nu = 3.3 + 0.014Pe^{0.8} \quad (3-12)$$

適用範囲に関する情報は得られなかった。

Zhukov の式[3-12]は、LCFR(Lead Coolant Fast Reacter)のバンドル内熱伝達評価を目的に作られた相関式である。冷却材として、鉛または鉛-ビスマスのプラントル数に近い NaK が用いられ P/D が 1.28 と 1.46 の二つのモデルの実験データから $\pm 10\%$ の誤差でフィッティングにより相関式化されている。使用された試験体は、25 本ピンバンドル体系であり正方形のシェル内に収納された燃料ピンは四角配列を構成している。また当評価式は、使用された液体金属の純度管理がなされた状態で相関式の開発が行われている。

$$Nu = 7.55(P/D) - 14(P/D)^{-5} + 0.007Pe^{0.64+0.247(P/D)} \quad (3-13)$$

適用範囲は、 $130 < Pe < 2000$ である。

3.2 燃料ピン四角配列伝熱流動相関式の比較検討

鉛もしくは、鉛-ビスマス合金の伝熱流動性能に関する実験例は極めて少なく、しかもそれら少数の実験データにはかなりのばらつきがある。この中で、Lyon-Martinelli による理論式(3-8 式)と液体金属の実験データとの比較が Johnson らによりなされている[3-13]。Johnson らは、水銀による実験値のほとんどが Lyon-Martinelli の式よりも低く、鉛-ビスマス合金については、すべての実験値が低くなると報じている。また、図 3-1 は Lubarsky と Kaufman によって入手された、液体金属に対するヌッセルト数の比較図であり（図中には各プロットに対応する液体金属が記されている。）[3-6],[3-14]、実線は Lyon-Martinelli の式を、点線は Lubarsky-Kaufman の式(3-9 式)を表す。この図よりほとんどの試験データが、Lyon-Martinelli の式よりもおよそ 20%未満低い値を与えていることが分かる。

Lyon-Martinelli の理論式とこれら実験データとの誤差原因については現在も明瞭な説明がなされていないが、管壁面に液体金属中に混入した不純物が層流底層内に堆積することによりもしくは液体中の化学反応により生成した酸化物が、液体金属の管壁に対する濡れ性に影響を与え熱伝達性能が大きく変化することが知られている[3-15], [3-16], [3-

[17], [3-18]。実際、Subbotin らにより酸化物を注意深く取り除いた液体金属を用いて試験を行ったところ[3-19]、試験データが Lyon-Martinelli の式の予測値に一致したことが報告されている。

従って、以下の比較検討では、液体金属中の酸化物等の不純物が伝熱流動性能に及ぼす影響を考慮し、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の推奨伝熱流動相關式を提案した。燃料ピン四角配列伝熱流動相關式の比較検討では、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の物性はほぼ同じ振る舞いを示すため、両冷却材に適用可能な一般的な推奨相關式の選定を実施する。物性値として、付録に示した鉛冷却材の物性相關式を使用した。また、燃料ピン四角配列を構成する LCFR (Lead Cooled Fast Reactor) の P/D は、その冷却材の圧力損失特性によりおよそ 1.4~1.6 の値をとる。以下では、燃料ピン四角配列に対する鉛及び鉛-ビスマス冷却炉の設計段階で必要となるピンピッチとピン径の比として、 $1.4 \leq P/D \leq 1.6$ の範囲を想定し比較検討を行った。

3.2.1 圧力損失相關式

ここでは、前節で挙げられた燃料ピン四角配列に対する伝熱流動相關式の比較検討を行い、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の推奨相關式の選定を実施する。

(1) 層流領域

鉛もしくは鉛-ビスマスを作動流体とした層流領域の圧力損失係数に関する実験データ等の情報を入手できなかったため、現調査段階において液体金属内の不純物がもたらす流動特性への影響は把握できていないが、二方の文献[3-10]の中では、鉛とナトリウムの流動性能は同じであり鉛冷却材に対する圧損式として通常のロッド群内の相關式を適用することが可能であると述べられている。そこで、層流領域圧力損失評価式として、鉛もしくは鉛-ビスマスの流動特性はナトリウムのそれと同じである想定し、保守側評価の観点から推奨式の選定をする。

図 3-2 に、円管の式(2-2 式)、Cheng-Todreas 式(3-1 式)の P/D に対する形状因子の比較を示す。図より、Cheng-Todreas の式は、 $1.4 \leq P/D \leq 1.6$ に対して適用範囲外の領域が含まれてはいるが、円管の式と比較し保守側に評価することが分かる。

従って、燃料ピン四角配列の層流領域圧力損失式として Cheng-Todreas の式を推奨する。

(2) 乱流領域

円管表面に酸化膜が形成された場合の乱流領域圧力損失への影響が、Martynov らによる円管内圧力損失係数の試験から理解することができる[3-20]。そこでは、鉛-ビスマス合金を用いたレイノルズ数 $Re = 2.2 \times 10^5$ 、冷却材バルク温度 $T_b = 573.15[K]$ の強磁場下における円管内圧力損失係数が測定されている。磁場の強さに比例した物理量 Ha に対する圧力損失係数のグラフを図 3-3 に示す。この図では伝熱管壁に酸化物が堆積した場合と堆積していない場合が比較されており、圧力損失係数の測定値は Nikuradse の式(2-4 式)を用いて算出された値で規格化されている。 $Ha = 0$ まで圧力損失係数を外挿すると、伝熱管壁に酸化物がある場合とない場合では圧力損失係数に違いは現れないことが分かる。また、 $Ha = 0$ における圧力損失係数から鉛-ビスマス合金流体の場合には Nikuradse の式を用いて算出された値のおよそ 0.8 倍となり、鉛-ビスマス合金を冷却材とする場合通常の流体の圧力損失係数値より下回る可能性があることが分かる。

その他、Sleicher らにより、鉛及び鉛-ビスマス合金に近いプラントル数を持つ NaK を用いた円管内圧力損失係数の測定が行われている[3-8]。試験では、円管内雰囲気をアルゴンガスで満たし液体金属の酸化を防止することにより、伝熱壁面に酸化物が堆積しないよう注意が払われている。この酸化物が除去された状況下でのレイノルズ数に対する圧力損失係数 f の試験データと Blasius +Nikuradse の式による計算値の比較を図 3-4 に示す。比較図より、 NaK 合金は通常の流体の圧力損失係数値とほぼ同じ値を示すことが分かる。他方、二方の文献[3-10]の中では、鉛とナトリウムの流動性能は同じであり鉛冷却材に対する圧損式として通常のロッド群内の相関式を適用することが可能であると述べている。

従って、乱流領域における圧力損失相関式の選定に際しては、鉛-ビスマス合金を冷却材とする場合通常の流体の圧力損失値より下回る可能性を念頭に置きつつ保守側評価の観点から実施することとした。

図 3-5 に BREST300 体系を参照した、Blasius+Nikuradse の式(2-2 式, 2-3 式)、Cheng-Todreas の式(3-4 式)の乱流領域における圧力損失係数の比較を示す。Cheng-Todreas 式は、Blasius+Nikuradse の式と比較し、BREST300 の定格運転時の重要となる Re 数領域、 $Re \geq 3 \times 10^4$ に対して保守側に評価している。

従って、燃料ピン四角配列の乱流領域圧力損失式として Cheng-Todreas の式を推奨する。図 3-6 に BREST300 体系を参照し、 $P/D = 1.6$ とした（ピン径は、9.1[mm]とした。）、乱流領域における圧力損失係数の比較を示す。Cheng-Todreas の式は、 $1.5 \leq P/D \leq 1.6$ に領

域に対して適用範囲外となるが、図 3-6 では、 $P/D = 1.49$ の図 3-5 と比較し特に大きな変化は確認されず、 $Re \geq 3 \times 10^4$ に対して保守側に評価している。よって、Cheng-Todreas の式は $1.4 \leq P/D \leq 1.6$ の範囲に対して適用可能であると思われる。

3.2.2 熱伝達相關式

(1) 層流領域

鉛-ビスマスを作動流体とした層流領域熱伝達については、理論値と実験値との間に開きがあることが Johnson らの文献[3-13]の中で報告されている。図 3-1 に示された Johnson らによる実験のヌセルト数（四角形のプロット）はペクレ数 $Pe (= Re Pr)$ が 10^2 より低い値に対しては 4 から 1 までの低下を示し、円管に対するヌセルト数の理論値 4.36 との間には差異がある。これら理論値と実験値の誤差原因についてはまだ理解されていない[3-22]。

この層流領域熱伝達特性に関しては今後の調査課題とし、現時点では四角配列の層流領域熱伝達相關式として、Miyatake の式(3-7 式)を暫定的に推奨する。

(2) 乱流領域

乱流領域熱伝達性能に関する情報を、西らによる最近の研究により得ることができる。西らによる電力中央研究所報告（FBR 用革新型交換機の大きさの算定）の中で[3-22]、鉛-ビスマス合金を用いた円筒に対するクロスフロー熱伝達に関する試験が報告されている。鉛ビスマス液体内の不純物や酸化物の管表面堆積防止についての対策は詳細に述べられていないが、銀ロウ付けされた熱電対と鉛ビスマスの共晶を防ぐため熱電対には SUS304 のカバーが付けられている。報告の中で、実験で測定された Nu 数が、石黒ら[3-23]により提案された Na 液体金属のクロスフローに対する熱伝達相關式を用いた計算値よりも 10~20% 低い値となることが報告されている。この実験結果を図 3-7 に示す（ ϕ は模擬伝熱管の外径 [mm] である）。西らはこの主な原因として、アルカリ金属の場合あまり大きな問題とならない“濡れ性”の影響と考えている。報告書の中で、鉛-ビスマスを作動流体とする場合には実験結果程度の熱伝達性能の低下を考慮する必要がある、と述べ、鉛-ビスマスでの熱伝達低下割合 ε を以下のように定義している。

$$\varepsilon = \text{鉛-ビスマスでの } Nu \text{ 数} / \text{アルカリ金属での } Nu \text{ 数} \quad (3-14)$$

この ε を上記の実験結果より0.8とすることにより、既存のアルカリ金属に対する相関式に乗じておよそ $70 < Pe < 300$ の領域における鉛-ビスマスの管群内熱伝達の評価を行っている。

以下、鉛及び鉛-ビスマスに対する熱伝達性能評価については、この熱伝達低下割合 ε を活用することとする。また、鉛及び鉛-ビスマスの熱伝達相関式を選定する際、その液体金属の純度が保たれている場合とそうでない場合を考慮すべきであるが、ここでは前者の純度管理が行き届いている場合を想定する。

図3-8にBREST300体系を参照した、選定対象となる各熱伝達相関式のRe数領域 $10^4 \leq Re \leq 5 \times 10^5$ に対するNu数の比較を示す。比較図の中で、上述の実験結果からアルカリ金属Naに対するNu数よりも低く評価する熱伝達相関式を選定することが適切であると思われる。またこのことにより保守側に評価することも考慮されることになる。Naの熱伝達評価式としてJohnsonら[3-13]により、Lyon-Martinelliの式(3-8式)が管内乱流領域においてNaの実験結果を比較的良好に再現するという報告がされている。従って、図3-8よりLyon-Martinelliの式より低く見積もるLubarsky-Kaufman(3-9式)、Subbotin(3-10式)、Sleicherの式(3-11式)が、鉛、鉛-ビスマス冷却材に対する熱伝達相関式の候補となる(Mikheevの式(3-12式)は、純度管理がなされていないケースの評価式であるため除外した)。この中から前述の西らにより提案された、 $70 < Pe < 120$ の領域に対応するおよそ $3.4 \times 10^3 < Re < 1.45 \times 10^4$ の領域において、鉛-ビスマスでの熱伝達低下割合が $\varepsilon = 0.8 \sim 0.9$ となる相関式を求めることとし、アルカリ金属Naに対する熱伝達評価式(鉛-ビスマスでの熱伝達低下割合の基準式)としてLyon-Martinelliの式を採用する。

図3-9に、Lyon-Martinelliの式のNu数で規格化されたSubbotin、Sleicher、Lubasky-Kaufmanの式のNu数(熱伝達低下割合)を示した。 $10^4 < Re < 1.45 \times 10^4$ の領域において $\varepsilon = 0.8 \sim 0.9$ に近い値を与える相関式はSubbotin、Sleicherの式であることが分かる。一方、高レイノルズ数領域については、現在のところ鉛-ビスマスでの熱伝達低下割合 ε がどのくらいの値をとるか定かでない。よって、これら二つの選択肢の中で保守側の観点から選択すると、乱流領域における鉛及び鉛-ビスマス冷却材の熱伝達相関式としてSleicherの式を推奨することとした。図3-10に各熱伝達相関式より求めた膜温度差を示す。BREST300の定格運転時におけるRe数($Re = 1.27 \times 10^5$)近傍ではSleicherの式により膜温度差を見積もるとおよそ90[K]となるが、Mikheevの式により膜温度差を見積もるとおよそ130[K]になる。鉛及び鉛-ビスマス冷却炉に関する伝熱流動設計では、冷却材内の不純物管理によりMikheevの式による評価ほどの熱伝達低下があることを念頭におくことが必要である。

3.3 燃料ピン三角配列に対する伝熱流動相關式

3.3.1 圧力損失相關式

(1) 層流領域

層流領域における燃料ピン三角配列圧損評価式として、円管の式(2-2 式)、Modified-Sparrow 式(2-9 式)の (T_w/T_{in}) の項を省略した Sparrow の式[3-24]、Cheng-Todreas の式(2-6 式)[3-1]を圧損相關式の選定候補として挙げることができる。それぞれの圧力損失式は 2 章で紹介している。

(2) 乱流領域

乱流領域の燃料ピン三角配列圧損評価式として、Blasius+Nikuradse の式(2-3 式、2-4 式)、Cheng-Todreas の式(2-12 式)[3-1]、Reme の式(2-16 式)[3-25]を選定候補として挙げることができる。各相關式は 2 章で紹介している。

3.3.2 熱伝達相關式

(1) 層流領域

層流領域における燃料ピン三角配列の熱伝達評価式として、Sparrow の式(2-19 式)[3-26],[3-27]、Miyatake の式(2-20 式) [3-2]を選定候補として挙げることができる。それぞれの圧力損失式は 2 章で紹介している。

(2) 乱流領域

液体金属冷却材の三角配列に対する熱伝達相關式として 3.1.2 節で紹介した円管内熱伝達相關式をはじめ、以下の燃料ピン三角配列内サブチャンネルにおいて相關式化された Gruber-Rieger の式、Borishanskii の式、FFTF 相關式、CRBRP 相關式を挙げることができる。

Gruber-Rieger の式[3-28]は、燃料ピンが三角配列を構成し P/D が 1.25、1.60、1.95 の実験データを基に作られた熱伝達評価式である。相關式化に際して NaK が使用されている。当相關式は、比較的幅広い P/D の適用範囲に適用することが可能である。

$$Nu = 0.25 + 6.2(P/D) + [0.032(P/D) - 0.007]Pe^{(0.8-0.024P/D)} \quad (3-15)$$

適用範囲は、 $150 < Pe < 3000$ 、 $1.2 < P/D < 2$ である。

Borishanskii の式[3-29]は、燃料ピン三角配列のロッド群内における熱伝達評価式として定評ある相関式である。

$$Nu = 24.15 \log_{10} \left[-8.12 + 12.76(P/D) - 3.65(P/D)^2 \right] \quad Pe \leq 200 \quad (3-16)$$

$$\begin{aligned} Nu = 24.15 \log_{10} \left[-8.12 + 12.76(P/D) - 3.65(P/D)^2 \right] \\ + 0.0174 [1 - e^{-6(P/D)+6}] (Pe - 200)^{0.9} \quad 200 \leq Pe \leq 2000 \end{aligned} \quad (3-17)$$

適用範囲は、 $1.1 \leq P/D \leq 1.5$ である。

FFTF 相関式[3-30]は、アメリカの高速実験炉 FFTF (Fast Flux Test Facility) のバンドル内熱伝達評価を目的に開発された相関式でありワイヤーの効果が含まれている。冷却材として Na を使用している。当相関式は熱流体 Gr にて開発された燃料集合体内熱流動解析コード ASFRE の中で採用されその高い性能が示されてきた[3-31], [3-32]。

$$Nu = 4.0 + 0.16(P/D)^{5.0} + 0.33(P/D)^{3.8} (Pe/100)^{0.86} \quad (3-18)$$

適用範囲は、 $20 < Pe < 1000$ 、 $1.04 \leq P/D \leq 1.3$ である。

CRBRP 相関式[3-33]は、CRBRP (Clinch River Breeder Reactor) のバンドル内熱伝達評価を目的に開発された相関式であり、 P/D が $1.2 \leq P/D \leq 1.3$ の範囲は FFTF 相関式を、 $1.05 \leq P/D \leq 1.15$ の範囲は修正 Schad 式を採用している。

$$\begin{aligned} Nu = 4.0 + 0.16(P/D)^{5.0} + 0.33(P/D)^{3.8} (Pe/100)^{0.86} \\ 20 < Pe < 1000, 1.2 \leq P/D \leq 1.3 \end{aligned} \quad (3-19)$$

$$\begin{aligned} Nu = 4.496 \left[-16.15 + 24.96(P/D) - 8.55(P/D)^2 \right] \\ Pe \leq 150, 1.05 \leq P/D \leq 1.15 \end{aligned} \quad (3-20)$$

$$\begin{aligned}
 Nu &= 4.496[-16.15 + 24.96(P/D) - 8.55(P/D)^2](Pe/150)^{0.3} \\
 150 \leq Pe &\leq 1000, 1.05 \leq P/D \leq 1.15
 \end{aligned} \tag{3-21}$$

3.4 燃料ピン三角配列伝熱流動相關式の比較検討

燃料ピン四角配列を構成する LCFR (Lead Cooled Fast Reactor) の P/D は、その冷却材の圧力損失特性によりおよそ 1.4~1.6 の値をとる。よって、鉛及び鉛-ビスマス冷却炉の設計を三角配列で行う場合、仮に四角配列の等価直径と等しくなるよう三角配列の P/D 範囲を見積もるとおよそ $1.5 \leq P/D \leq 1.72$ となり、通常の Na 冷却炉に対する P/D の値(1.1~1.2)よりも大きくなることが予想される。燃料ピン三角配列に対する鉛及び鉛-ビスマス冷却炉の設計段階で必要となるピンピッチとピン径の比として、 $1.5 \leq P/D \leq 1.7$ の範囲を想定し比較検討を行った。

また、以下の燃料ピン四角配列伝熱流動相關式の比較検討では、液体金属中の酸化物等の純度管理がなされた場合の推奨伝熱流動相關式を提案し、鉛冷却材の物性相關式を用いて両冷却材に適用可能な一般的な推奨相關式の選定を実施する。

3.4.1 圧力損失相關式

(1) 層流領域

図 3-11 に、円管の式、Sparrow の式、Cheng-Todreas 式の P/D に対する形状因子の比較を示す。図より、Sparrow の式は圧力損失係数を最も保守側に評価し、Cheng-Todreas の式に対しておよそ 8% 未満の差異を示している。

Sparrow の式、Cheng-Todreas 式とも $1.5 \leq P/D \leq 1.7$ の範囲に対しては適用範囲外となるため、この比較結果は参考に留め、燃料ピン四角配列の圧力損失相關式に 3-4 式の Cheng-Todreas 式を推奨していることから、層流領域の圧力損失式として比較基準の統一性的観点より、Cheng-Todreas の式を推奨する。暫定的に、 $1.5 \leq P/D \leq 1.7$ の範囲に対してても Cheng-Todreas の式を適用する。

(2) 乱流領域

図 3-12 に BREST300 体系を参照した、 Re 数領域が $10^4 \leq Re \leq 5 \times 10^5$ における Blasius+Nikuradse 式、Cheng-Todreas 式、Rehme 式による圧力損失係数の比較を示す。図よ

り Cheng-Todreas 式は高い Re 数領域 ($Re \geq 8 \times 10^4$) に対して最も保守側に評価をするが、重要となる乱流領域 ($Re \geq 3 \times 10^4$) に対して Rehme の式、Cheng-Todreas 式とも大きな差異はない。ここでの P/D に関する比較検討条件は 1.61 であるため Cheng-Todreas 式は P/D に関して適用範囲外となるが、 $P/D > 1.2$ の適用範囲を有する Rehme の式と比較しほぼ同じ傾向を示す。Rehme の式は圧力損失係数を求める際、繰り返し法が必要となるが、一方で Cheng-Todreas 式は扱いやすさの点で優れ、さらにバンドル内サブチャンネル形状に対して汎用性がある。

従って、三角配列の乱流領域圧力損失式として Cheng-Todreas の式を推奨する。図 3-13 に BREST300 体系を参考し $P/D = 1.7$ と設定した（ピン径は、9.1[mm]とした。）、圧力損失係数の比較を示す。Cheng-Todreas の式は、 $1.5 \leq P/D \leq 1.6$ に領域に対して適用範囲外となるが、図 3-13 では、図 3-12 と同様に $P/D > 1.2$ の適用範囲を有する Rehme の式と比較しほぼ同じ傾向を示している。よって、Cheng-Todreas の式は $1.5 \leq P/D \leq 1.7$ の範囲に対して適用は可能であると思われる。

3.4.2 熱伝達相関式

(1) 層流領域

Sparrow の式と、Miyatake の式(2-20 式)より求めた、 $1.3 \leq P/D \leq 1.6$ の範囲に対する Nu 数の比較を図 3-14 に示す。Miyatake の式は Sparrow の式と比較し高く評価するが、各相関式は同じ P/D 依存性を示し、ほぼ同じ傾向を示している。

燃料ピン四角配列と同様に、三角配列の場合も相関式と実験値との間に差が生じることが予測されるが、この層流領域熱伝達性能に関する詳細については今後の調査課題とし、燃料ピン四角配列の熱伝達相関式に 3-7 式の Miyatake の式を推奨していることから、燃料ピン三角配列の熱伝達相関式として比較基準の統一性の観点より、Miyatake の式(2-20 式)を推奨する。

(2) 乱流領域

燃料ピン三角配列の熱伝達性能評価に対しても、Lyon-Martinelli の式(3-8 式)を基準とした鉛-ビスマスでの熱伝達低下割合が $\varepsilon = 0.8 \sim 0.9$ となる熱伝達相関式より選定を行う。また四角配列熱伝達相関式に対する選定と同様に、三角配列に対しても純度管理がなされてい

る場合を想定する。

図 3-15 に BREST300 体系を参照した、選定候補である燃料ピン三角配列熱伝達相關式の Re 数領域 $10^4 \leq Re \leq 5 \times 10^5$ に対する Nu 数の比較を示す。ここでは、 P/D に関する適用範囲を満たさない Borishanskii の式(3-16 式、3-17 式)、FFTF 相関式(3-18 式)、CRBRP 相関式(3-19 式～3-21 式)は比較外とした。

比較図から、Graber-Rieger の式(3-15 式)は Lyon-Martinelli の式(3-8 式)よりも Nu 数を高めの値を示している。よって、四角配列の選定と同様に Lyon-Martinelli の式を基準とした熱伝達低下割合が、 $1 \times 10^4 < Re < 1.45 \times 10^4$ の領域において $\varepsilon = 0.8 \sim 0.9$ に近い値を与え、高レイノルズ数領域に対して保守側評価をする Sleicher の式を燃料ピン三角配列の熱伝達相關式として推奨する。また、図 3-16 に各熱伝達相關式より求めた膜温度差を示す。

3.5 鉛及び鉛-ビスマス冷却材推奨伝熱流動相關式

この節では、遷移流域の圧力損失評価に対して提案されている Cheng-Todreas の方法[3-1]を用いて、この領域の伝熱流動相關式を提案し、前節までの比較検討結果と合わせた全流动領域に対する鉛及び鉛-ビスマス冷却材における推奨伝熱流動相關式についてまとめる。以下では、比較検討に際して拡張された適用範囲も考慮している。

3.5.1 燃料ピン四角配列推奨伝熱流動相關式

鉛及び鉛-ビスマス冷却材圧力損失評価に対して、層流域、遷移流域、乱流域のそれぞれの Re 数領域に対する圧損相關式を用いるが、この際に必要となる各流动領域の境界 Re 数については前章で述べた Cheng-Todreas 提案のバンドル体系に依存する相關式(2-99式、2-100式)を適用する。

3.5.1.1 圧力損失相關式

(1) 層流領域 ($0 < Re \leq Re_L$)

Cheng-Todreas の式(3-1 式～3-3 式)を用いる。中心サブチャンネルに対しては次の式で表せる。

$$f = C / Re \quad (3-22)$$

$$C = 35.55 + 263.7(P/D - 1) - 190.2(P/D - 1)^2 \quad (3-23)$$

$$\log_{10}[Re_L/300] = 1.7(P/D - 1.0) \quad (3-24)$$

適用範囲は、 $Re \leq Re_L$ 、 $1.1 < P/D \leq 1.6$ である。

(2) 亂流領域 ($Re \geq Re_T$)

Cheng-Todreas の式(3-4 式～3-6 式)を用いる。中心サブチャンネルに対しては次の式で表せる。

$$f = C / Re^{0.18} \quad (3-25)$$

$$C = 0.1339 + 0.09059(P/D - 1) - 0.09926(P/D - 1)^2 \quad (3-26)$$

$$\log_{10}[Re_T/10000] = 0.7(P/D - 1.0) \quad (3-27)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \leq \text{Re}_T$ 、 $1.1 < P/D \leq 1.6$ である。

(3) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

遷移流域の圧力損失評価に対しては、前章で述べた Cheng-Todreas[3-1] 提案の方法に従い、以下の遷移流域圧力損失係数 f_{TR} を用いる。

$$f_{TR} = (1 - \psi)^{\gamma} f_L + \psi^{\gamma} f_T \quad (3-28)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (3-29)$$

$$\gamma = 2/3 \quad (3-30)$$

ここで、 f_L は層流領域の圧損係数、 f_T は乱流領域の圧損係数である。Cheng-Todreas は $\gamma = 1/3$ を推奨しているが、ここでは f_T を滑らかに補完する $\gamma = 2/3$ を推奨する。

3.5.1.2 热伝達相関式

热伝達性能の評価を行う上で必要となる各領域の境界 Re 数については、Cheng-Todreas 提案の評価式(2-99 式、2-100 式)を適用する。

(1) 層流領域 ($0 < \text{Re} \leq \text{Re}_L$)

Miyatake の式(3-7 式)を用いる。

$$Nu = \frac{3.6(P/D - 1)^{0.2} + 32.2(P/D - 1)^{1.5}}{1 + 9.1(P/D - 1)^{2.2}} \quad (3-31)$$

ここで、 Nu 数の代表長さはピン径である。

適用範囲は、 $1.2 \leq P/D \leq 4.0$ 。

(2) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)

Sleicher の式(3-11 式)を用いる。

$$Nu = 6.3 + 0.0167 Pe^{0.85} Pr^{0.08} \quad (3-32)$$

適用範囲は、 $10^4 < \text{Re} < 10^6$ 、 $0.004 < \text{Pr} < 0.1$ である。

(3) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

遷移流領域の圧力損失評価(3-28式、3-29式)と同様に、Cheng-Todreasにより提案された方法を用いて補完した、遷移流領域熱伝達率 h_{TR} を使用する。

$$h_{TR} = (1 - \psi)^{\gamma} h_L + \psi^{\gamma} h_T \quad (3-33)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (3-34)$$

$$\gamma = 1.0 \quad (3-35)$$

ここで、 h_L は Miyatake の式より求めた熱伝達率、 h_T は Sleicher の式より求めた熱伝達率である。また、 γ の値に対しては、Miyatake 式と Sleicher 式を滑らかに補完するため $\gamma = 1.0$ の値を採用した。

3.5.2 燃料ピン三角配列推奨伝熱流動相関式

燃料ピンが三角配列を構成している場合も同様に、各流動領域の境界 Re 数として Cheng-Todreas 提案の評価式(2-99式、2-100式)を用いる。

3.5.2.1 圧力損失相関式

(1) 層流領域 ($0 < \text{Re} \leq \text{Re}_L$)

Cheng-Todreas の式(2-6式)を用いる。中心サブチャンネルに対しては次の式で表せる。

$$f = C / \text{Re} \quad (3-36)$$

$$C = 62.97 + 216.9(P/D - 1) - 190.2(P/D - 1)^2 \quad (3-37)$$

$$\log_{10}[\text{Re}_L/300] = 1.7(P/D - 1.0) \quad (3-38)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \leq \text{Re}_L$ 、 $1.1 < P/D \leq 1.7$ である。

(2) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)

Cheng-Todreas の式(2-12式)を使用する。中心サブチャンネルに対しては次の式で表せる。

$$f = C / \text{Re}^{0.18} \quad (3-39)$$

$$C = 0.1458 + 0.03632(P/D - 1) - 0.03333(P/D - 1)^2 \quad (3-40)$$

$$\log_{10}[\text{Re}_T/10000] = 0.7(P/D - 1.0) \quad (3-41)$$

適用範囲は、 $\text{Re} \geq \text{Re}_T$ 、 $1.1 < P/D < 1.7$ である。

(3) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

遷移流域の圧力損失評価(3-28式、3-29式)と同様に、Cheng-Todreasにより提案された方法を用いて補完した次式 f_{TR} を使用する。

$$f_{TR} = (1 - \psi)^\gamma f_L + \psi^\gamma f_T \quad (3-42)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (3-43)$$

$$\gamma = 2/3 \quad (3-44)$$

ここで、 f_L は層流領域の圧損係数、 f_T は乱流領域の圧損係数である。また、 γ の値に対しても、 f_L と f_T を滑らかに補完するため $\gamma = 2/3$ の値を採用した。

3.5.2.2 熱伝達相關式

(1) 層流領域 ($0 < \text{Re} \leq \text{Re}_L$)

Miyatakeの式(2-20式)を用いる。

$$Nu = \frac{3.1(P/D - 1)^{0.1} + 324(P/D - 1)^{1.6}}{1 + 69.5(P/D - 1)^{2.4}} \quad (3-45)$$

ここで、 Nu 数の代表長さはピン径である。

適用範囲は、 $1.1 \leq P/D \leq 4.0$ である。

(2) 乱流領域 ($\text{Re} \geq \text{Re}_T$)

Sleicherの式(3-11式)を用いる。

$$Nu = 6.3 + 0.0167Pe^{0.85} \Pr^{0.08} \quad (3-46)$$

適用範囲は、 $10^4 < \text{Re} < 10^6$ 、 $0.004 < \text{Pr} < 0.1$ である。

(3) 遷移流領域 ($\text{Re}_L < \text{Re} < \text{Re}_T$)

遷移流域の圧力損失評価(3-28 式、3-29 式)と同様に、Cheng-Todreas により提案された方法を用いて補完した、遷移流領域熱伝達率 h_{TR} を使用する。

$$h_{TR} = (1 - \psi)^\gamma h_L + \psi^\gamma h_T \quad (3-47)$$

$$\psi = \frac{\log_{10} \text{Re} - \log_{10} \text{Re}_L}{\log_{10} \text{Re}_T - \log_{10} \text{Re}_L} \quad (3-48)$$

$$\gamma = 1.0 \quad (3-49)$$

ここで、 h_L は Miyatake の式より求めた熱伝達率、 h_T は Sleicher の式より求めた熱伝達率である。また、 γ の値に対しては、Miyatake 式と Sleicher 式を滑らかに補完するため 1.0 の値を採用した。

以上の各流動領域に対して推奨された相関式による Re 数に対する圧力損失係数とヌセルト数の変化を各燃料ピン配列に対して図 3-17、3-18、3-19、3-20 にそれぞれ示す。図 3-18、3-20においては、層流領域のヌセルト数として $Nu_L = Nu(D_{eq}/D)$ と変換している (Nu は 3-31 式もしくは 3-45 式、 D_{eq} は各燃料ピン配列における中心サブチャンネルの水力等価直徑、 D はピン径である)。

4. グリッドスペーサの圧力損失及び熱伝達への効果

グリッドスペーサの設計は様々であり、任意のバンドル体系及びリブ形状による圧力損失と熱伝達への効果について、汎用性ある評価法を提案することはできないが、以下に示す資料に基づき保守側の観点から暫定値を決めるのが妥当と思われる。

4.1 圧力損失への効果

n 個のスペーサが設置されている条件の下での圧力損失 ΔP は、以下のように表される。

$$\Delta P = \Delta P_0 + n\Delta P_{sp} \quad (4-1)$$

$$\Delta P_{sp} = \xi \frac{1}{2} \rho v_m^2 \quad (4-2)$$

ここで、 ΔP_0 はペアバンドルの圧力損失、 ΔP_{sp} はスペーサによる圧力損失、 ξ はスペーサによる圧力損失係数、 ρ は冷却材密度、 v_m は冷却材のバンドル内平均流速を表す。

スペーサの圧力損失係数 ξ は、形状依存性が大きく試作による測定が設計評価上不可欠であるが、Rehme[4-1]の整理方法を用いれば概算は可能と考えられる。これは、圧力損失係数 ξ を修正形状圧損係数 C_v とスペーサ領域においてスペーサが流路を塞ぐ割合 ε を用いて、以下のように表すことで整理し易くしたものである。

$$\xi = C_v \cdot \varepsilon^2 \quad (4-3)$$

ここで、 ε はスペーサによる閉塞率であり、 $\varepsilon = A_{sp} / A$ (A_{sp} : スペーサ投影面積、 A : スペーサがない場合の流路断面積) で定義される。

Rehme は、三角ピッチ配列、四角ピッチ配列のバンドル体系を用いて、多くの種類のスペーサ形状に対し水試験を実施した。図 4-1 にこのときのスペーサ形状、表 4-1 に試験条件、図 4-2 に Re 数に対する修正形状圧損係数 C_v の測定結果を示す。 ξ そのものの値はスペーサ形状によって大きくばらつくが、はある程度まとまった傾向を示し、例えば三角ピッチ配列では $Re > 2 \times 10^4$ において $C_v = 6 \sim 7$ となっている。また、Swiss Federal Institute for Reactor Research[4-2]では、炭酸ガスによるバンドル圧力損失および熱伝達測定試験を実施している。スペーサ形状および軸方向に設置されたリブの位置を図 4-3 に示す。結果として得られたスペーサ部での圧力損失係数を図 4-4 に示す。損失係数は、 $Re > 10^4$ で $0.5 \sim 1.0$ 程度の値であり、Rehme によるスペーサ試験のうち比較的閉塞率の小さなものと同等の値

となっている。

設計評価においては、図 4-2 をもとに C_v を決定し、(4-1 式), (4-2 式)よりグリッドスペーサの圧力損失を評価すればよいと考える。

リブとグリッドスペーサの関係は、Rehme[4-3]の水を作動流体としたグリッドスペーサの圧力損失測定試験から把握できる。ここでは、GCFR の設計を考慮し、ピン表面に人工的に施されたリブがある場合と、ピン表面が滑らかな場合に対する測定が行われている。図 4-5 にピン表面のリブの形状、図 4-6 に軸方向に設けられたスペーサの位置を示す。測定は図 4-6 の一つのスペーサを含む A～B の領域に対し行われた。図 4-7 にリブがある場合とない場合の、 Re 数に対する修正形状係数 C_v の測定結果を示す（圧損係数 ζ もあり）。 $10^4 < Re < 7 \times 10^4$ の範囲で、リブがある場合の修正形状係数 C_v の方が、無い場合に比べて 26%から 34%高い値となっている。

4.2 熱伝達への効果

グリッドスペーサの熱伝達に対する影響が Zhukov らの文献[4-4]の中で報告されている。燃料ピン四角配列構成の試験体内に設置されたグリッドスペーサはハニーカムタイプ型であり、集合体入口部より 400[mm]に設定されている。設置部ではスペーサの閉塞により流路断面積が 10%減少している。 P/D が 1.46 に対して、 $Pe = 670, 961, 1236, 1700, 2150$ の 5 つの Nu 数実験データが与えられている。この実験データを図 4-8 に示す。 $Pe > 1000$ の場合、スペーサグリッドの後方部において 3 章で述べた Zhukov 式(3-10 式)と比較し 20%の増大が確認され、総じてスペーサによる燃料ピン表面の温度上昇はないと報告している。

5. まとめ

実用化戦略調査研究において新しい高速炉概念の候補となる、炭酸ガス冷却炉、ヘリウムガス冷却炉、鉛及び鉛-ビスマス冷却炉を対象とした各種冷却材の伝熱流動相関式の調査を実施し、文献調査に基づいた相関式に比較検討を加え、設計用推奨相関式の提案を行った。

ガス冷却炉については、ガス炉特有の燃料形態を考慮して燃料ピン表面が平滑面及びリブ付き面に対して層流域から乱流域の各流動領域に適切な伝熱流動相関式の選定を行った。鉛及び鉛-ビスマス冷却炉については、冷却材中に混入した酸化物等の不純物が非アルカリ液体金属の圧力損失及び熱伝達性能へ及ぼす影響について定性的な把握をし、これを基に純度管理がなされている場合に対して推奨される伝熱流動相関式の選定を実施した。また、実用化戦略調査研究の設計段階において、燃料ピン配列が四角配列のみならず三角配列の形態をとることを想定し、各燃料ピン配列に適応した評価式の提案を行った。また、これら各種冷却材に対して推奨した評価式についていくつかの課題も明らかとなった。

ガス冷却材の評価式については、膜温度差が圧力損失係数及び熱伝達率に及ぼす効果を様々に提案されているガス流体伝熱流動相関式を比較検討することにより確認した。特に、層流領域における圧力損失への影響が極めて大きくなることを、既存の圧力損失相関式から定量的な把握を行ったが、実際の試験値よりこれらの定量的な影響の確認をする必要がある。さらに、平滑面の熱伝達については、過去様々に開発された相関式による熱伝達率及び膜温度差の予測値がかなりの偏差を与えるため、この原因を試験により確かめる必要がある。また、リブ付き面伝熱流動特性については、リブ付き面円管内の流動現象に特徴的な流体力学的に滑らかな領域から完全粗面の領域に移行する領域において、様々に提案された定評ある Dalle Donne の式による圧力損失係数及び熱伝達率の予測値についても無視できない偏差が生じている。移行領域における伝熱流動性能の評価については、予測精度向上のためさらなる調査が必要となる。

一方、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の伝熱流動相関式に関しては、冷却材中の酸素濃度をパラメータとして含むような熱伝達相関式が必要となる。そのためには、文献調査の継続及び試験によるデータの収集を図ることにより、冷却材中に混入した酸素が熱伝達性能に及ぼす影響についての定量的な把握と、冷却材中の不純物が液体金属と壁面間の“濡れ性”に影響を与えることにより生じるとされている“接触熱抵抗”についての現象解明が必須となる。

総じて、本報告により提案したガス、鉛及び鉛-ビスマス冷却材の推奨相関式の予測性能

について、実際の試験による確認作業を実施し高精度を有する伝熱流動相関式の整備が必要となる。

今後は、これらの諸課題に焦点を絞った調査を継続し、燃料集合体内熱流動解析コード ASFRE 等により、提案された各種冷却材の伝熱流動評価式を用いた詳細な解析を実施し、炭酸ガス、ヘリウム、鉛及び鉛・ビスマス冷却炉内における伝熱流動特性の詳細解析を行う予定である。

6. 謝辞

本調査報告において、熱流体技術開発グループの山口グループリーダーはじめ村松主研、堺副主研と株式会社エヌ・ティー・ティーの橋本昭彦氏には研究会等を通して数多くのご助言を頂いた。ここに謝意を表する。

参考文献

- [1-1] V. I. Subbotin, M. K. Ibragimov, M. Nivanovsky, M. N. Arnol'dov and E. V. Nomofilova, Int. J. Heat Mass Transfervol.4 (1961) pp. 79.
- [1-2] 甲篠 好朗、伝熱学概論、養賢堂 (昭 39).
- [1-3] M. Dall Donne, Nucl. Eng. Design 40 (1977) pp. 143-156.
- [1-4] M. Hudina, Nucl. Eng. Design 40 (1977) pp. 133-141.

- [2-1] M. Dalle Donne and F. W. Bowditch, D. P. Report 184, A. E. E., Winfirth, Dorchester, Dorset, England (1963).
- [2-2] M. F. Taylor, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 10 (1967) pp. 1123-1128.
- [2-3] S. Cheng and N. Todreas, Nucl. Eng. Design vol. 92 (1986) pp. 227-251.
- [2-4] 大高 雅彦、大島 宏之、「サブチャンネル解析コード ASFRE-Ⅲの検証」、日本原子力学会 1996 年春の年会、C21、1996.
- [2-5] 成田 均、大島 宏之、「サブチャンネル解析コード ASFRE-Ⅲの検証 一燃料ピン伝熱モデルおよび圧力損失モデルの検証解析ー」、PNC TN9410 97-104、1997 年 7 月.
- [2-6] A. E. Walter and A. B. Reynolds, Fast Breeder Reacter, Pergamon Press (1981).
- [2-7] E. M. Sparrow and A. L. Loeffler, Jr., AIChE Journal, 5 (1959) pp. 325-329.
- [2-8] K. Rehme and G. Trippe., Nucl. Eng. Design vol.40 (1977) pp. 349-359.
- [2-9] T. B. Drew, E. C. Koo, and W. H. MacAdams, Tras. Am. Int. Chem. Engr., 28 (1932) pp. 56-72.
- [2-10] K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer 15 (1972) pp. 2499-2517.
- [2-11] 1961 Intern. Heat Transfer Conf., 28 / P. 226.
- [2-12] E. M. Sparrow and A. L. Loeffler, Jr., and H. A. Hubbard, Tras of ASME, J. of Heat Transfer, 83 (1961) pp. 415-422.
- [2-13] O. Miyatake and H. Iwashita, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 34 (1991) pp. 322-327.
- [2-14] O. E. Dwyer and H. C. Berry, Nucl. Sci. Engng 42, 81 (1971).
- [2-15] S. Winterton, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 41 (1998) pp. 809-810.
- [2-16] J. Pfriem, Int. Meeting Reactor heat transfer, paper No.69 (1973) pp. 302.
- [2-17] Gnielinski., Chem. Eng., 16-2 (1976), pp. 359-368.
- [2-18] B. S. Petukhov, V. A. Kurganov, and A. I. Gladuntsov, Heat Mass Transfer [in Russian], Vol. 1, Part 2, Minsk (1972).

- [2-19] C. A. Sleicher and M. Rouse, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 18 (1975) pp. 677-683.
- [2-20] B. S. Petukhov and L. I. Roizen, High Temp., 12 (1975) pp. 935.
- [2-21] M. Dalle Donne and E. Meerwald, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 16 (1973) pp. 787-809.
- [2-22] M. Dall Donne, Nucl. Eng. Design 40 (1977) pp. 143-156.
- [2-23] M. A. Hassan and K. Rehme, Nucl. Technology vol.52, (1981) pp. 401-414.
- [2-24] Nikuradse, J. 1950, Translation NACA TM 1292.
- [2-25] 宮井 善弘、木田 輝彦、仲谷 仁志、水力学、森北出版株式会社 (1983).
- [2-26] D. F. Dipprey and R. H. Sabersky, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 6 (1963) pp. 329-353.
- [2-27] M. Dalle Donne and L. Meyer, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 20 (1977) pp. 583-620.
- [2-28] M. Dall Donne, et al., Kernforschungszentrum, Karlsruhe, W. Germany, KfK 2674, October (1978).
- [2-29] M. Dall Donne, et al. ,Kernforschungszentrum, Karlsruhe Report KfK 2566, EUR 5751e (January 1978).
- [2-30] W. Baumann and K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 18 (1975) pp. 1189-1197.
- [2-31] R. L. Webb, E. R. G. Eckrt and R. J. Goldstein, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 14 (1971) pp. 601-617.
- [2-32] R. L. Webb, E. R. G. Eckrt and R. J. Goldstein, Int. J. Heat Mass Transfer vol.15 (1972) pp. 180-183.
- [2-33] K. Rehme, Hanbook of Single-Phase Convective Heat Transfer, Eds Kakac S, Shan R K and Aung W, Wiley, (1987).
- [2-34] A. R. Veca. et al, Nucl. Eng. Design vol. 40 (1977) pp. 81-99.
- [2-35] W. Panknin et al, Heat Transfer 2 (1974) pp. 325-329, Scripta Book Co., Washington,D. C.
- [2-36] J. V. Vilemas and V. M. Simonis, Int. J. Heat Mass Transfer vol.28 (1985) pp. 59-68.
- [2-37] B. Collinson, Proc. Int. Meeting on Reactor Heat transfer,Karlsruhe, pp. 54-62 (1973) .
- [2-38] R. E. Lundberg, W. E. Reynolds and W. M. Kays, NASA TN D1972 Washington DC August 1973.

- [3-1] S. Cheng and N. Todreas, Nucl. Eng. Design vol. 92 (1986) pp. 227-251.
- [3-2] O. Miyatake and H. Iwashita, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 34 (1991) pp. 322-327.
- [3-3] K. A. Antonopoulos, Int. J. Heat Mass Transfer 6 (1985) pp. 193.
- [3-4] R. N. Lyon, Chem Eng Progr., 49, 75 (1951).
- [3-5] R. C. Martinelli, Trans ASME, 69, 75 (1947).

- [3-6] B. Lubarsky and S. J. Kaufman, NACA TN pp.3336 (1955).
- [3-7] V. I. Subbotin et al., Atomn. Energ., 13-10 (1962). 380.
- [3-8] C. A. Sleicher, A. S. Awad and R. H. Notter, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 16 (1973) pp. 1565-1575.
- [3-9] W. A. Rohsenow, J. P. Hartnett and Y. I. Cho, Handbook of HAET TRANSFER, McGraw-Hill (1998).
- [3-10] H. Ninokata, A. P. Sorokin and P. L. Kirillov, Proceedings of 8th International Conference on Nuclear Engineering ICONE 8 April 2-6, 2000, Baltimore, MD USA.
- [3-11] M. A. Mikheev et al., Moscow, Izd-vo AN SSSR, pp. 139 (1955).
- [3-12] A. Zhukov and A. Sorokin, et. al, Proc of Int Topical Mtg. On Advanced Reactor Safety Vol.1, pp. 66, Pittsburgh, 1994.
- [3-13] H. A. Johnson, J. P. Hartnett and W. J. Clabaugh, Transactions of the ASME, pp. 1191, 1953-8.
- [3-14] 萩 三二、熱伝達の基礎と演習、東海大学出版会 (1993).
- [3-15] R. A. Seban, IER Division Report of University Report of California, Barkeley, Calif., June 15, (1950).
- [3-16] P. S. Lykoudis et al., Trans.of the ASME, (1958), pp. 653.
- [3-17] R. J. Hoe, D. Dropkin and O. E. Dwyer, Transactions of the ASME, pp. 899, 1957-5.
- [3-18] C. L. Rickard, O. E. Dwyer and D. Dropkin, Transactions of the ASME, pp. 646, 1958-4.
- [3-19] V. I. Subbotin, M. K. Ibragimov, M. N. Nivanonsky, M. N. Arnol'dov and E. V. Nomofilova, Int. J. Heat Mass Transfer vol.4 (1961) pp. 79.
- [3-20] P. N. Martynov and K. D. Ivanov, Nuclear heat applications: Design aspects and operating experience, Proceedings of four technical meetings held between December 1995 and April 1998, pp. 177-184.
- [3-21] 甲簾 好朗、伝熱学概論、養賢堂 (昭 39).
- [3-22] 西 義久、木下 泉、電力研究所報告 : T98061 (1999) .
- [3-23] R. Ishiguro, K. Sugiyama and T. Kumada, Int. J. Heat Mass Transfer vol. 22 (1979) pp. 1041-1048.
- [3-24] E. M. Sparrow and A. L. Loeffler, Jr., AIChE Jounal, 5 (1959) pp. 325-329.
- [3-25] K. Rehme, Int. J. Heat Mass Transfer 15 (1972) pp. 2499-2517.
- [3-26] A. E. Walter and A. B. Reynolds, Fast Breeder Reacter, Pergamon Press (1981).
- [3-27] E. M. Sparrow and A. L. Loeffler, Jr., and H. A. Hubbard, Tras of ASME, J. of Heat Transfer,

83 (1961) pp. 56-72.

[3-28] H. Graber and M. Rieger, Progress in Heat and Mass Transfer, 7, Pergamon Press, New York, (1973) pp. 151-166.

[3-29] V. M. Borishanskii, M. A. Gotovskii and E. V. Firsova, Sov. At. Energy 27 (1969) pp. 1347-1350.

[3-30] G. J. Calarnai, R. D. Coffield, J. L. Kerian, J. V. Miller, E. H. Novendstern, G. H. Ursim, H. West, and P. J. Wood, FRT-1582, June (1974).

[3-31] 大高 雅彦、大島 宏之、「サブチャンネル解析コード ASFRE-III の検証」、日本原子力学会 1996 年春の年会、C21、1996.

[3-32] 成田 均、大島 宏之、「サブチャンネル解析コード ASFRE-III の検証 —燃料ピン伝熱モデルおよび圧力損失モデルの検証解析—」、PNC TN9410 97-104、1997 年 7 月。

[3-33] M. S. Kazimi and M. D. Carelli, CRBRP-ARD-0034, November (1976).

[4-1] K. Rehme, Nucl. Technology, vol.17, (1973) pp. 15-23.

[4-2] M. Hudina and G. Markoczy, Nucl. Eng. Design 40 (1977) pp. 121-131.

[4-3] K. Rehme, Nucl. Technology vol.33, (1977) pp. 314-317.

[4-4] A. Zhukov and A. Sorokin, et. al, Proc of Int Topical Mtg. On Advanced Reactor Safety Vol.1, pp. 66, Pittsburgh, 1994.

表2-1 三角配列におけるベアロッドバンドル摩擦因子Cの係数

Flow regime	Subchannel	1.0 ≤ P/D ≤ 1.1			1.1 ≤ P/D ≤ 1.5		
		a	b ₁	b ₂	i	b ₁	b ₂
Laminar	Interior	26.00	888.2	-3334.	62.97	216.9	-190.2
	Edge	26.18	554.5	-1480.	44.40	256.7	-267.6
	Corner	26.98	1636.	-10050	87.26	38.59	-55.12
Turbulent	Interior	0.09378	1.398	-8.664	0.1458	0.03632	-0.03333
	Edge	0.09377	0.8732	-3.341	0.1430	0.04199	-0.04428
	Corner	0.1004	1.625	-11.85	0.1499	0.006706	-0.009567

^{a)} W/D taken numerically equal to P/D for edge subchannels.

表3-1 四角配列におけるベアロッドバンドル摩擦因子Cの係数

Flow regime	Subchannel	1.0 ≤ P/D ≤ 1.1			1.1 ≤ P/D ≤ 1.5		
		a	b ₁	b ₂	a	b ₁	b ₂
Laminar	Interior	26.37	374.2	-493.9	35.55	263.7	-190.2
	Edge	26.18	554.5	-1480.	44.40	256.7	-267.6
	Corner	28.62	715.9	-2807.	58.83	160.7	-203.5
Turbulent	Interior	0.09423	0.5806	-1.239	0.1339	0.09059	-0.09926
	Edge	0.09377	0.8732	-3.341	0.1430	0.04199	-0.04428
	Corner	0.09755	1.127	-6.304	0.1452	0.02681	-0.03411

^{a)} W/D taken numerically equal to P/D for edge subchannels.

表4-1 グリッドスペーサ形状の試験条件

Geometrical Parameters of the Configurations Considered

	Triangular Spacer Grid	Spacer Coils	Rhombus-Type Spacer Grid	Ring-type Spacer Grid	Honeycomb-Type Spacer Grid	Axially Connected Tube Spacers	Transversally Connected Tube Spacers	Honeycomb-Type Spacers
Number of rods, n	37	37	37	37	169	25	25	36
Diameter of rod, D (mm)	12	12	12	12	6	12	12	12
Width across flats of hexagonal (tetragonal) channel, SW (mm)	103.8	103.8	98.1	110.6	105.2	87.8	87.8	87.8
Pitch-to-diameter ratio of rods, P/D	1.392	1.392	1.275	1.417	1.317	1.297	1.313	1.213
Ratio of wall distance, W/D	1.209	1.209	1.275	1.417	1.285	1.565	1.532	1.127
Relative plugging of flow cross section, $\epsilon = A_p / A_t$	0.229	0.536	0.250	0.203	0.441	0.433	0.149	0.254
Height of grid, h (mm)	5	14	10	8	8	10	10/40	12
Number of supporting points per grid and rod	3	4	4	4	3	4	4	4 (every other rod)

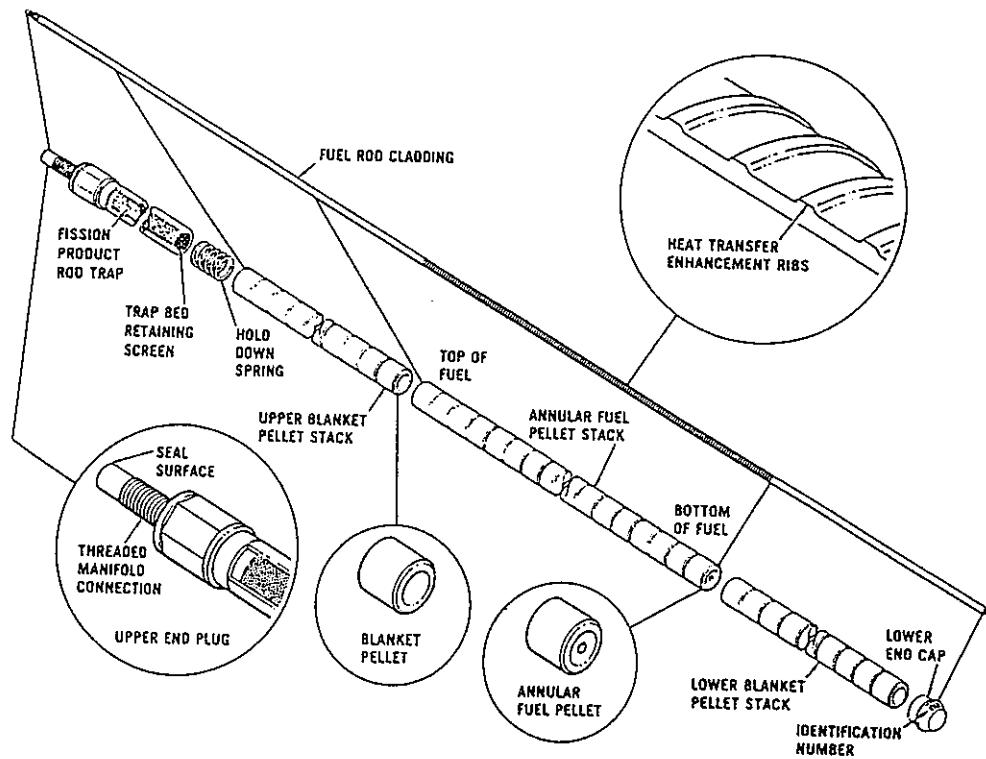


図 1-1 GCFR 模擬燃料ピン

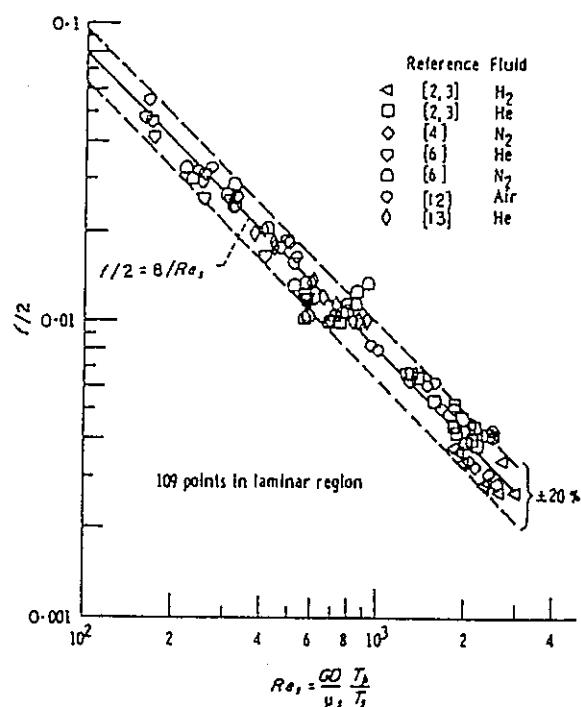


図 2-1 Dalle Donne-Bowditch の式と実験値との比較

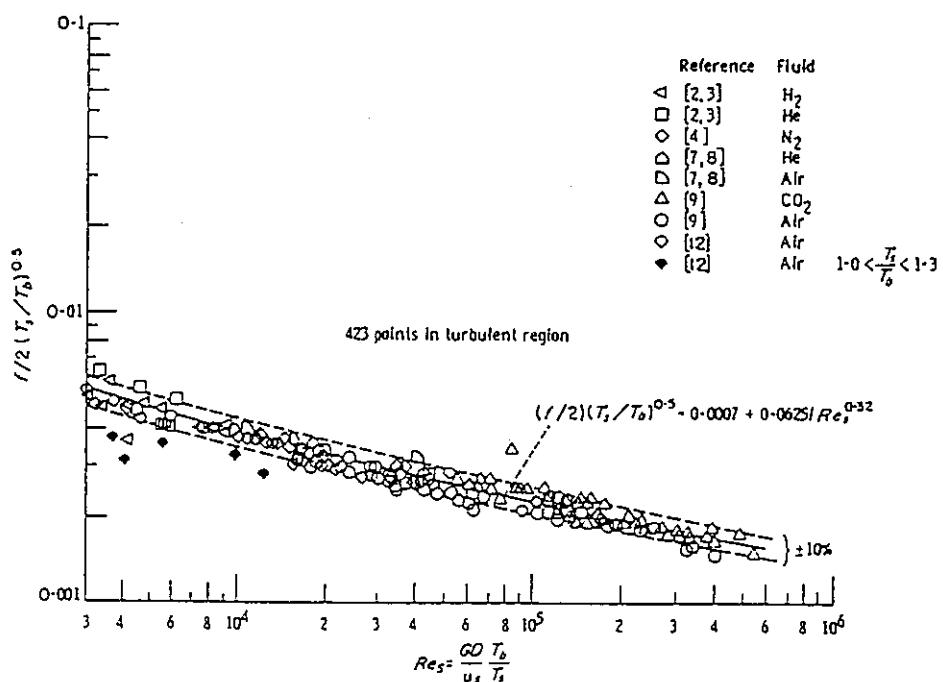


図 2-2 Taylor の式と実験値との比較

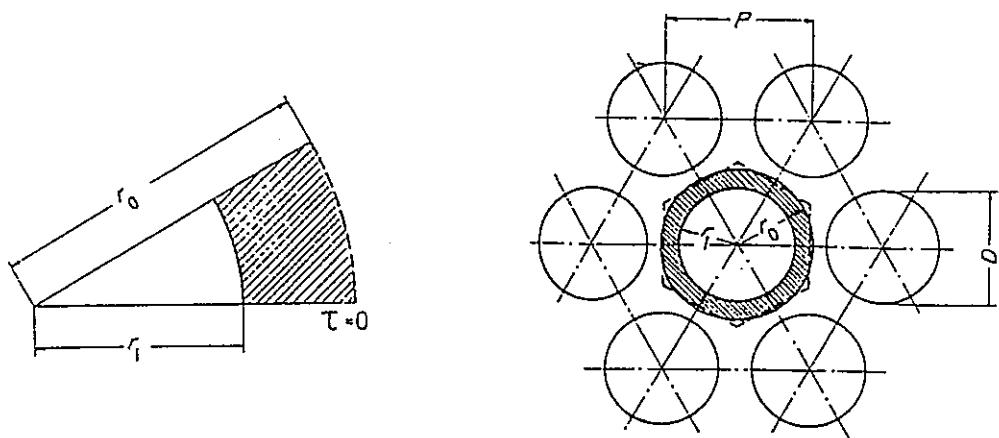


図 2-3 等価環状領域

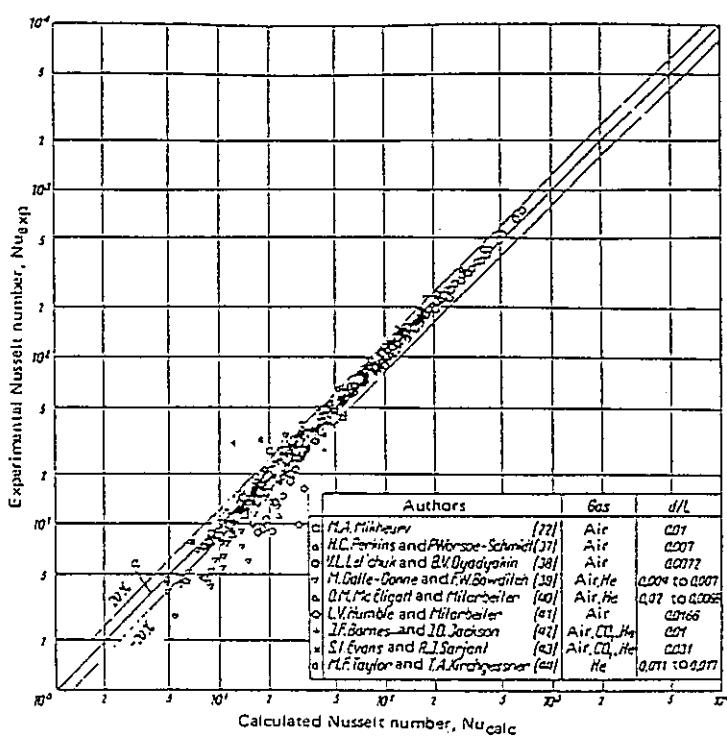


図 2-4 Gnielinski の式と実験値との比較

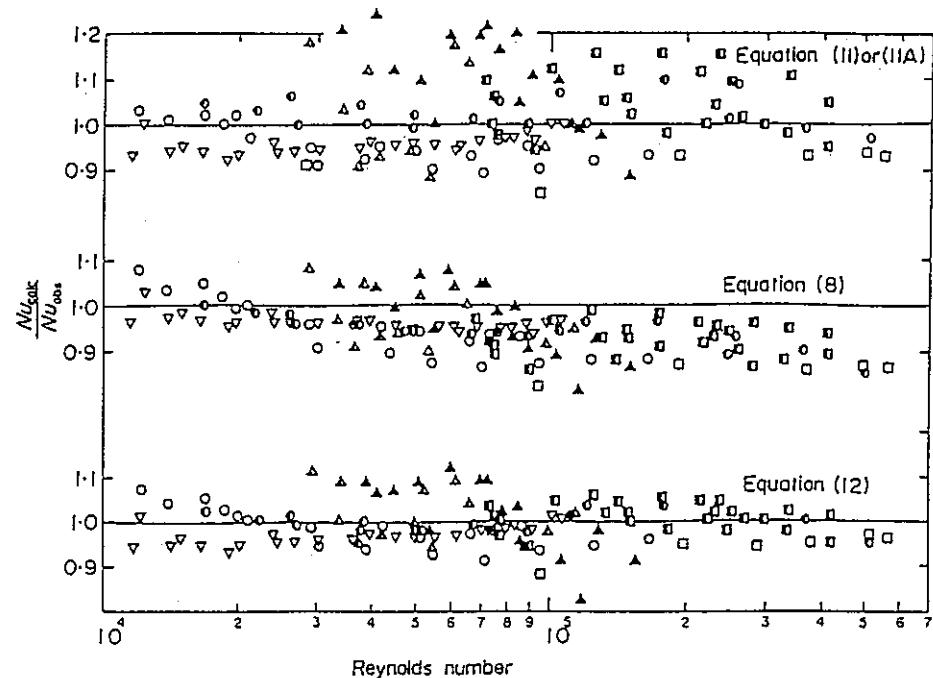


図 2-5 Sleicher の式と実験値との比較

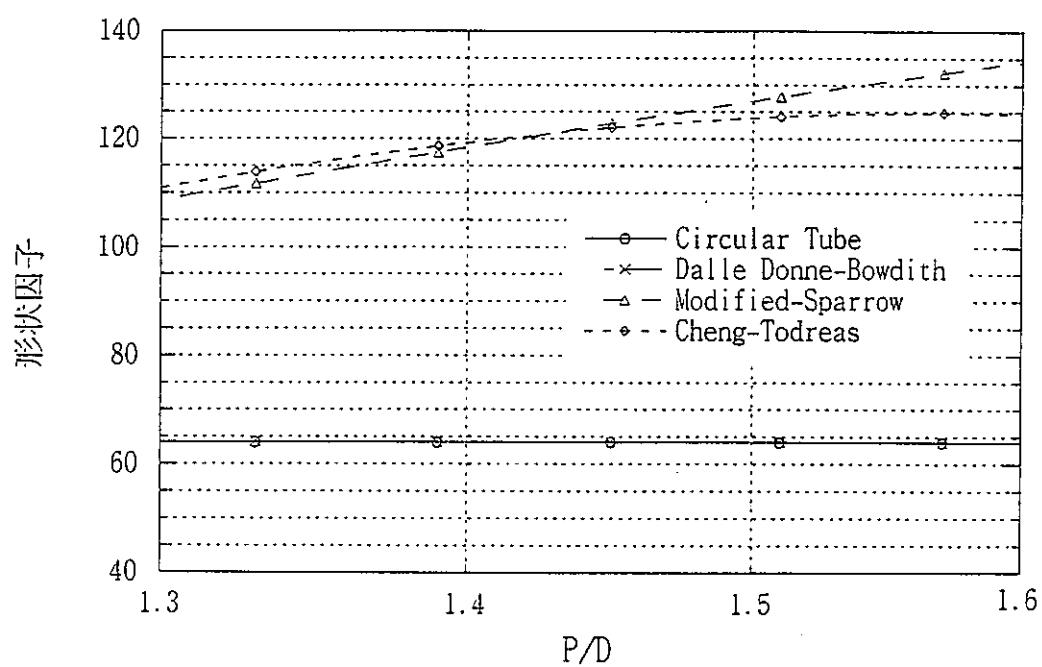


図 2-6 形状因子の比較

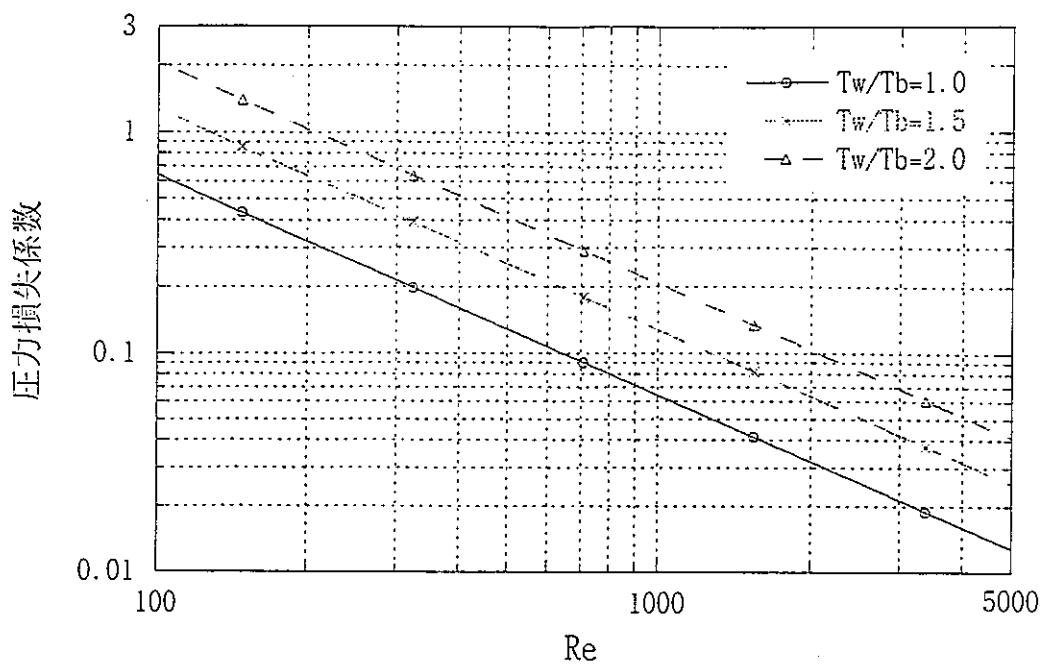


図 2-7 膜温度差の層流領域圧力損失係数への影響

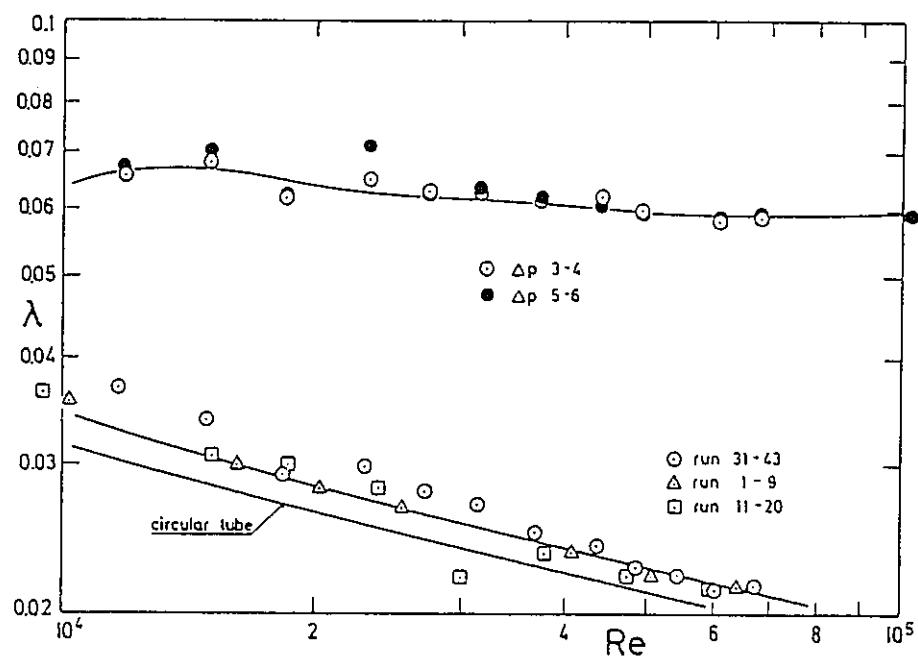


図 2-8 平滑面及びリブ付き面の等温圧力損失係数測定値

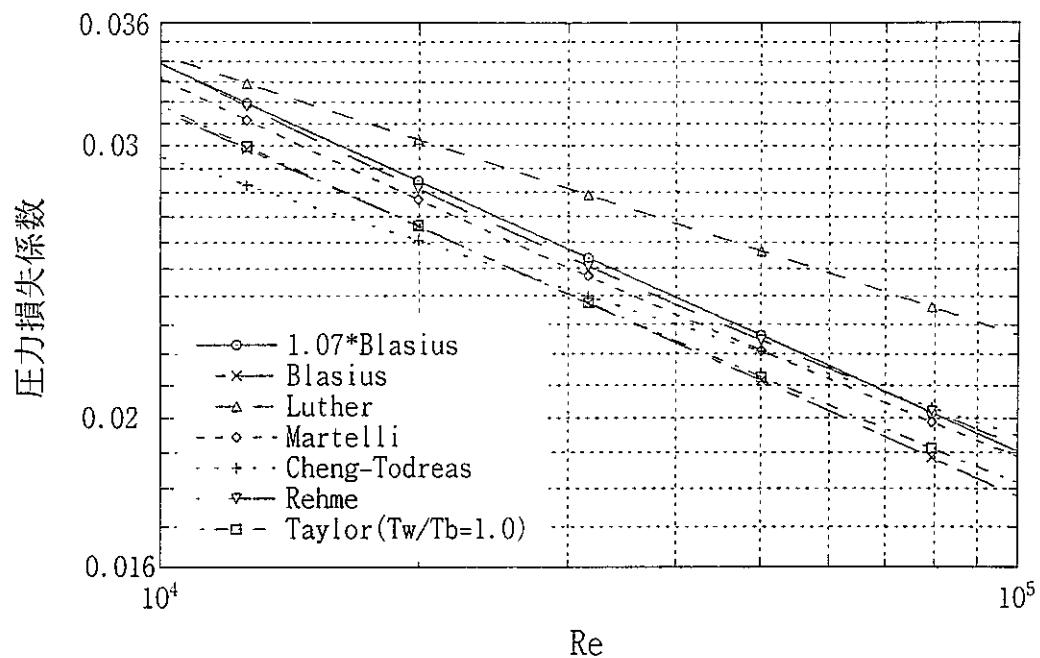


図 2-9 亂流領域における等温圧力損失係数の比較

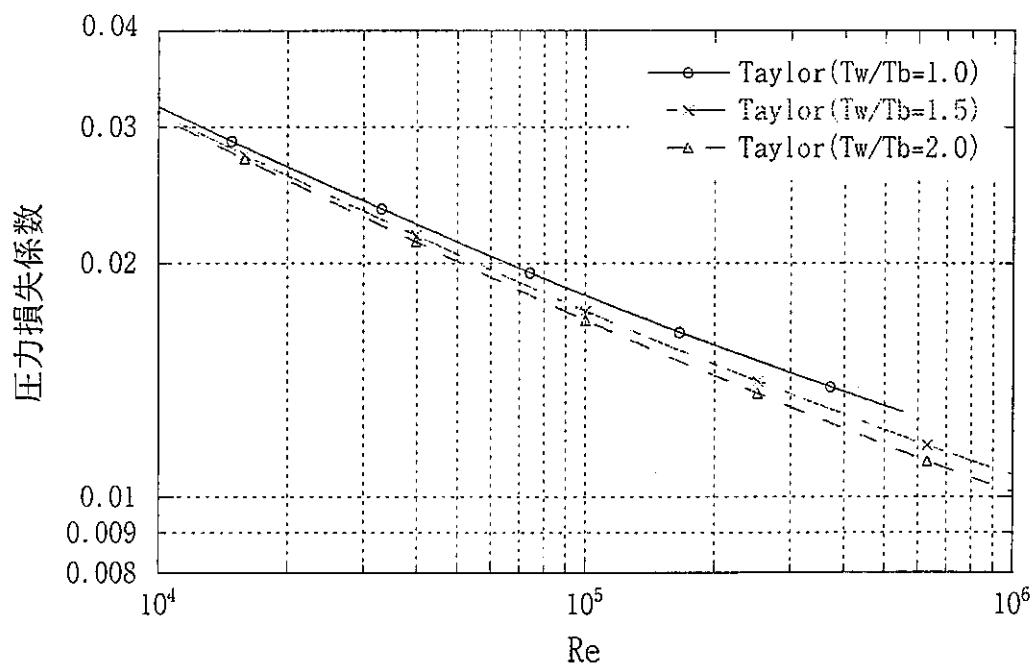


図 2-10 膜温度差の乱流領域圧力損失係数への影響

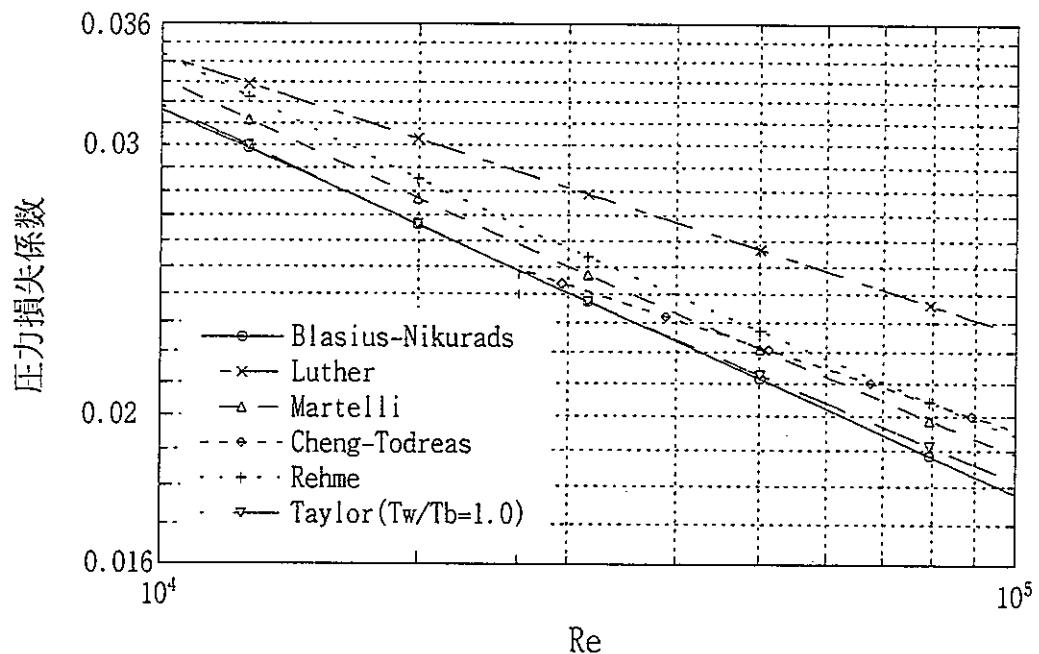


図 2-11 亂流領域における等温圧力損失係数($P/D=1.6$)の比較

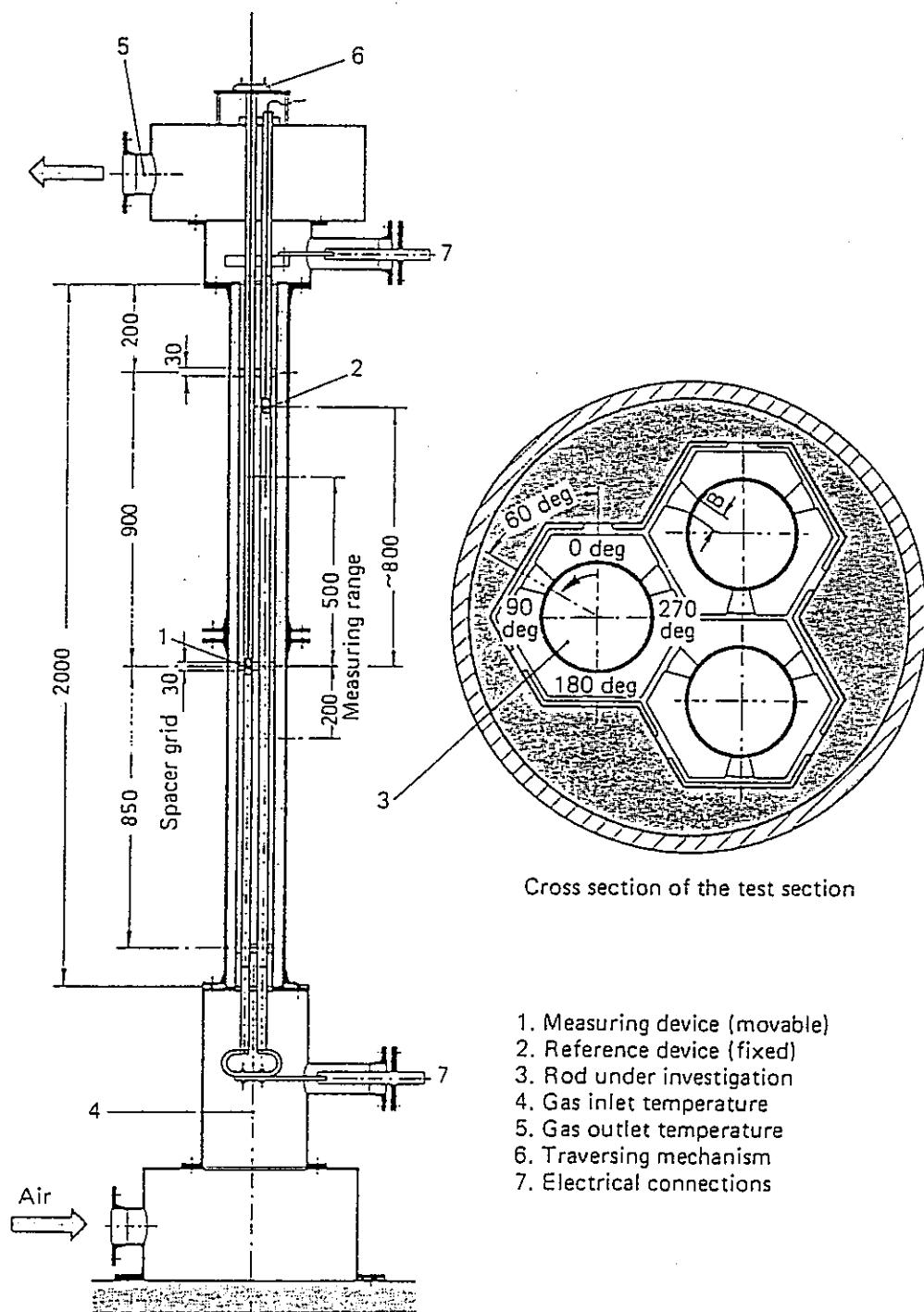


図 2-12 試験体構造図

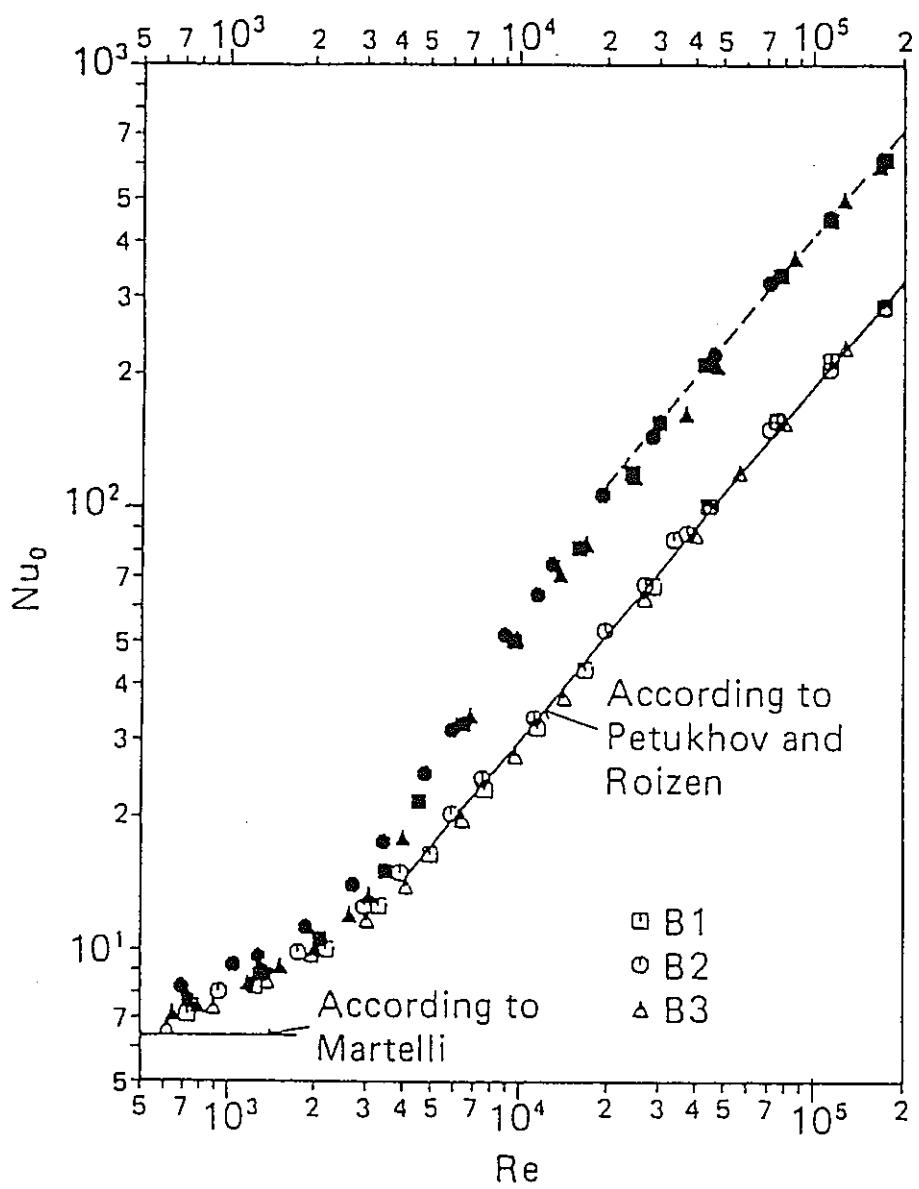


図 2-13 平滑面及びリブ対き面の Nu 数の測定値

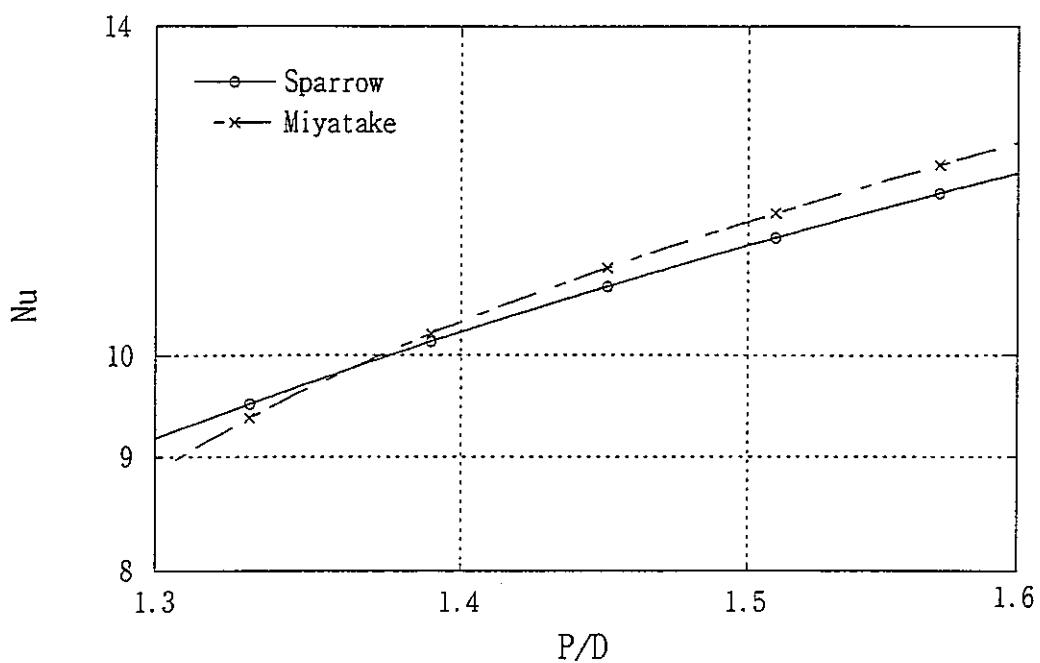


図 2-14 層流領域における Nu 数の比較

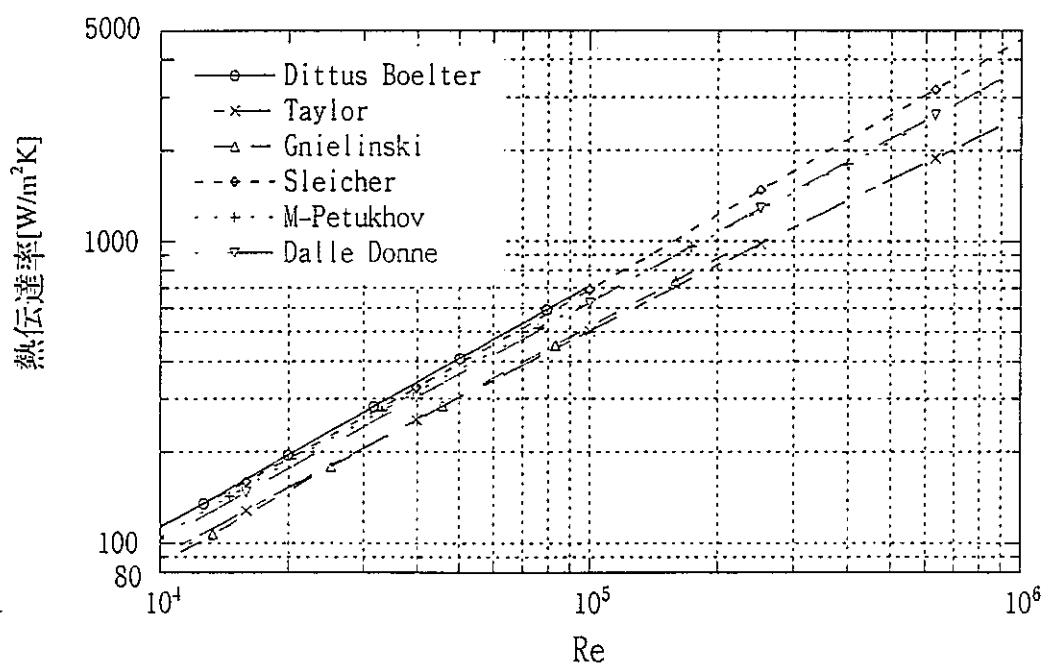


図 2-15 乱流領域における熱伝達率の比較 (ETGBR 体系参照)

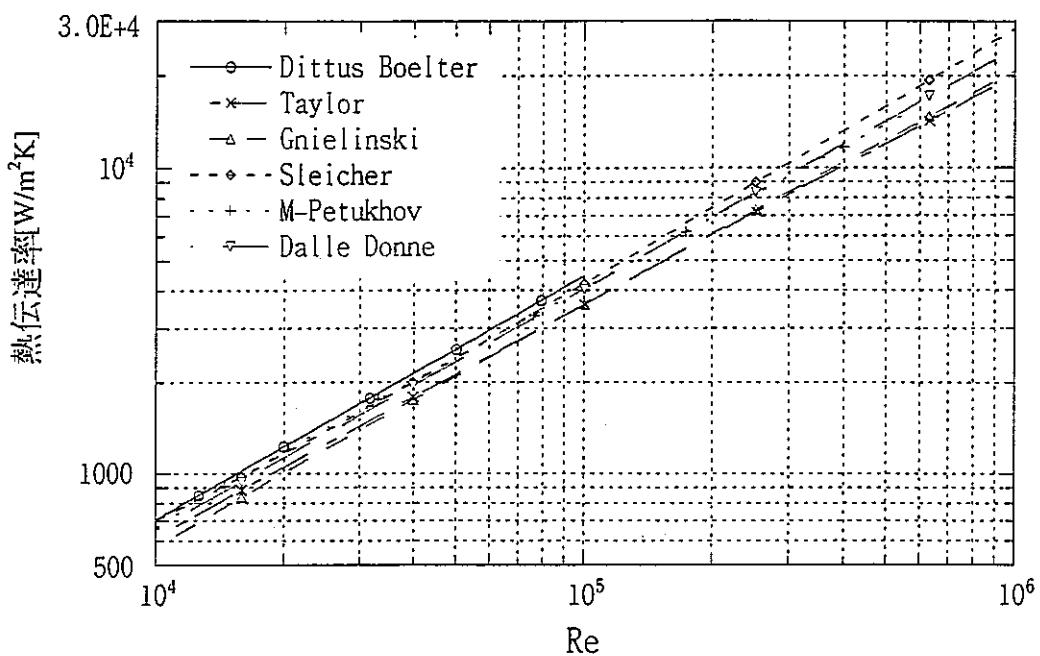


図 2－16 乱流領域における熱伝達率の比較 (GBR4 体系参照)

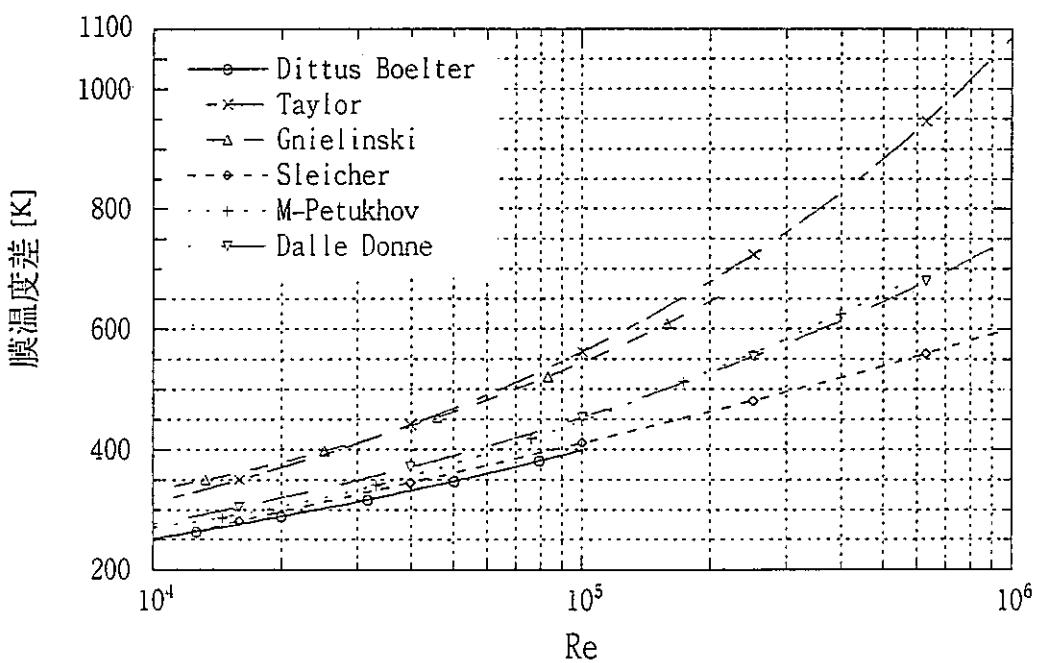


図 2－17 乱流領域における膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)

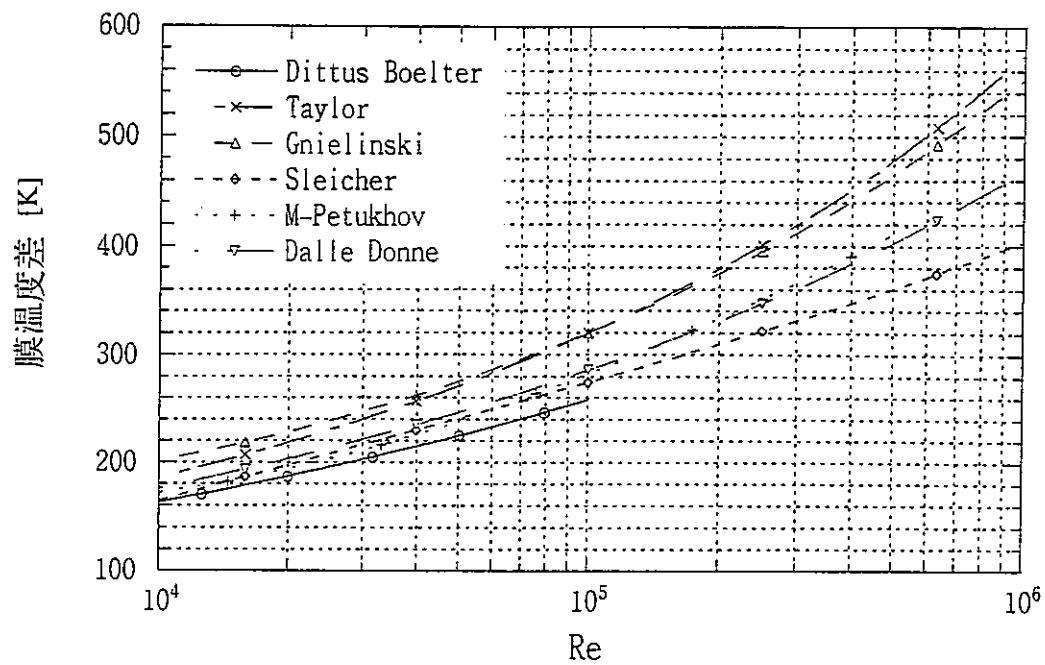


図 2－18 乱流領域における膜温度差の比較 (GBR4 体系参照)

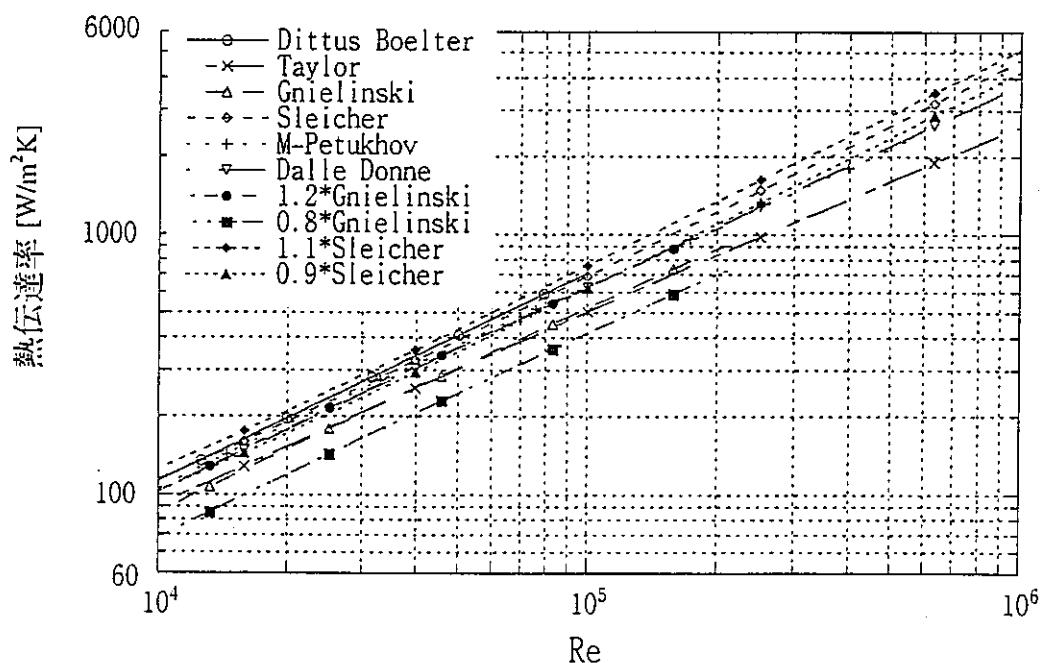


図 2－19 実験誤差を考慮した乱流領域における熱伝達率の比較
(ETGBR 体系参照)

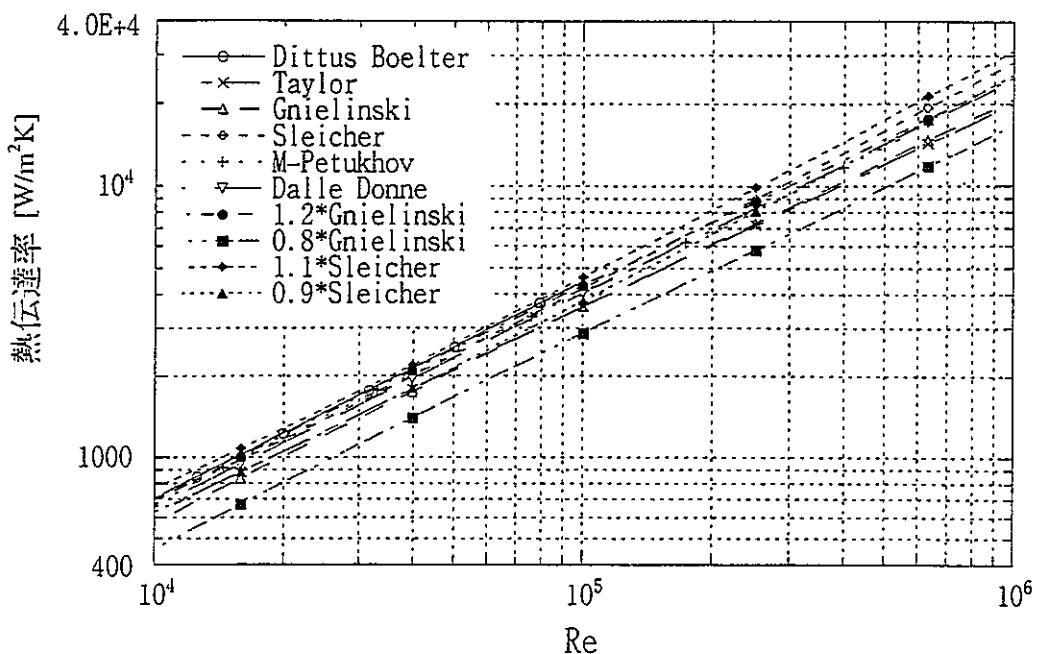


図 2－20 実験誤差を考慮した乱流領域における熱伝達率の比較
(GBR4 体系参照)

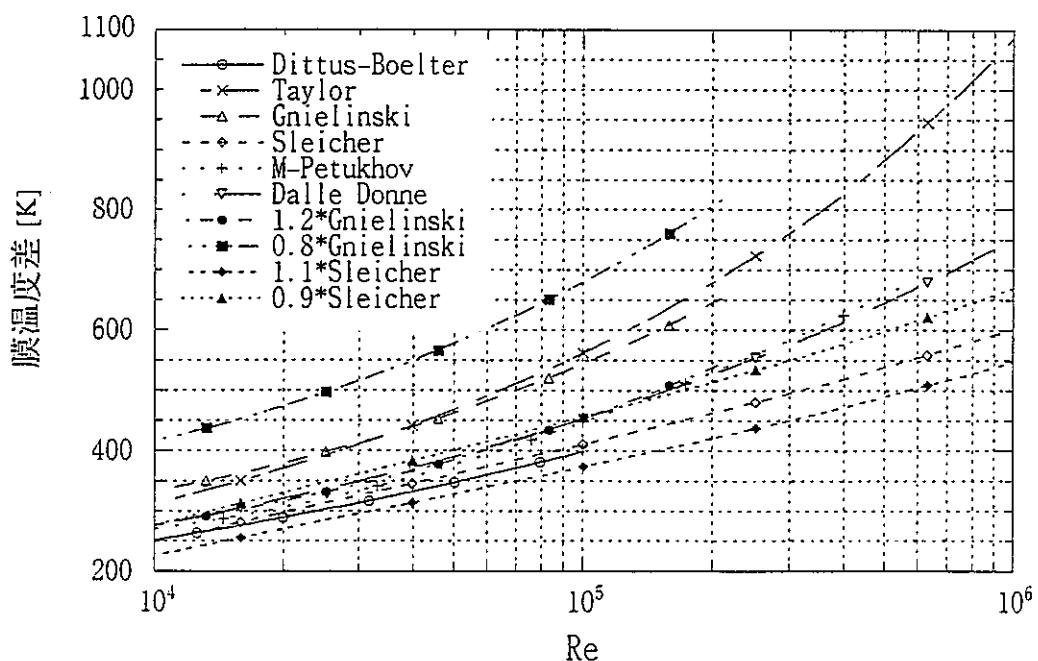


図 2－21 実験誤差を考慮した乱流領域における膜温度差の比較
(ETGBR 体系参照)

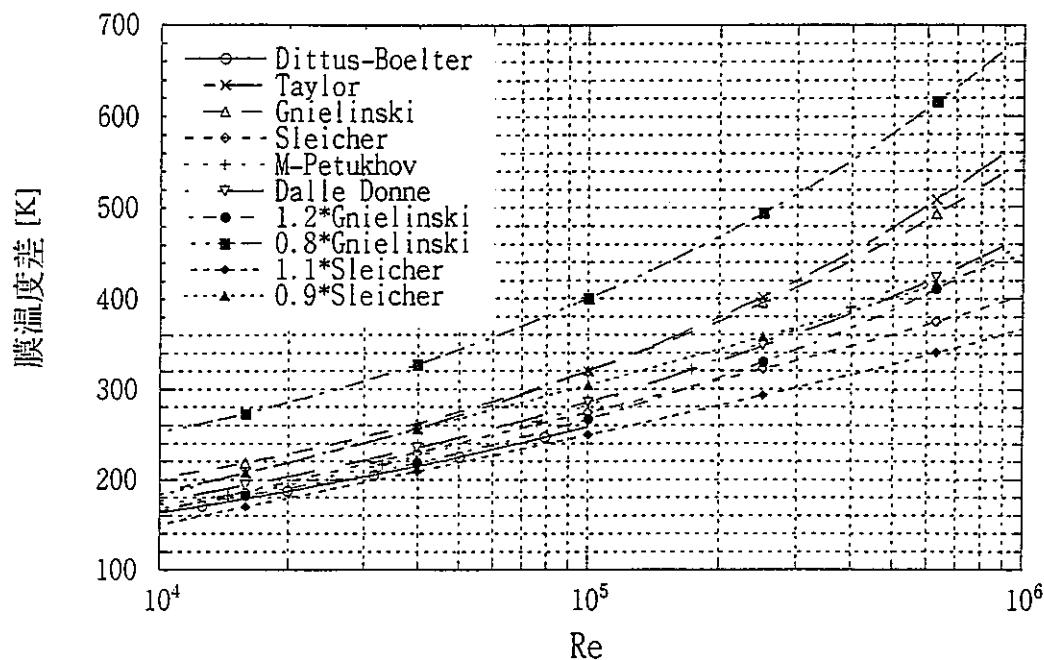


図 2-22 実験誤差を考慮した乱流領域における膜温度差の比較
(GBR4 体系参照)

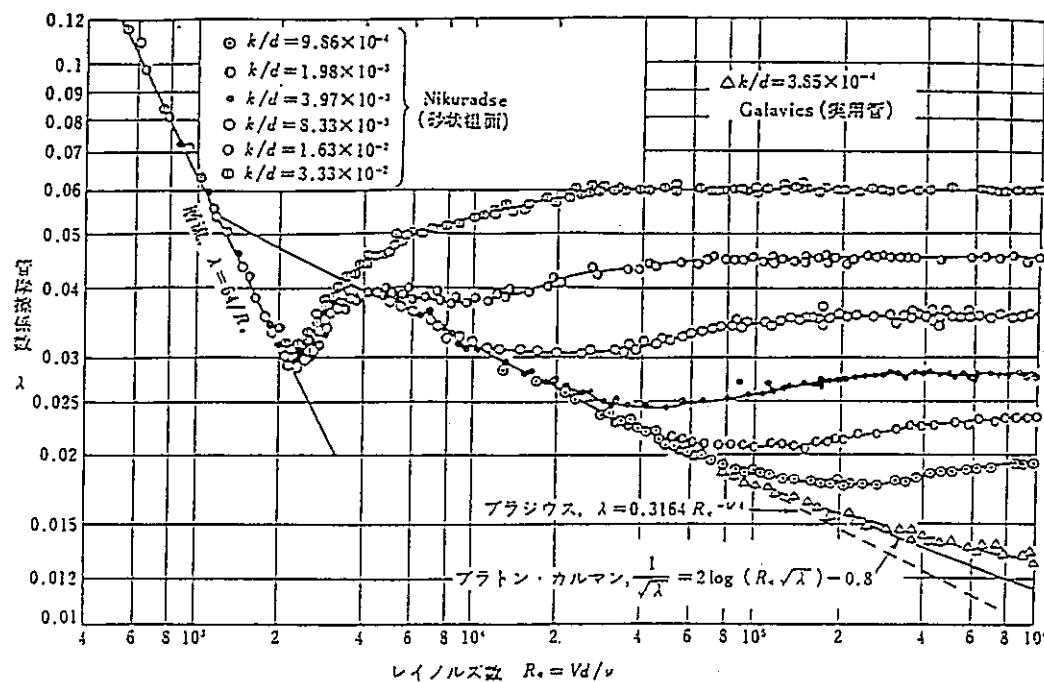


図 2-23 粗円管の摩擦係数 (Nikuradse の実験)

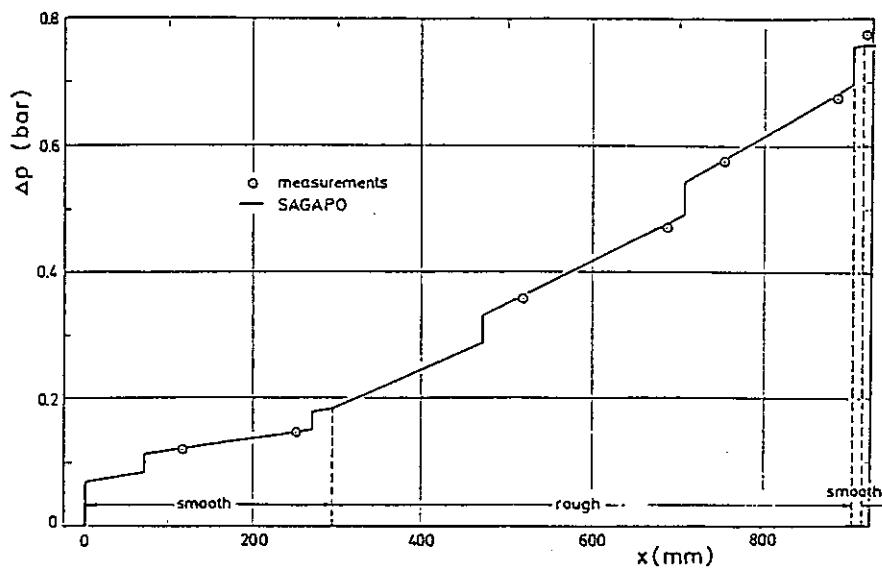


図 2-24 SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較（圧力損失）

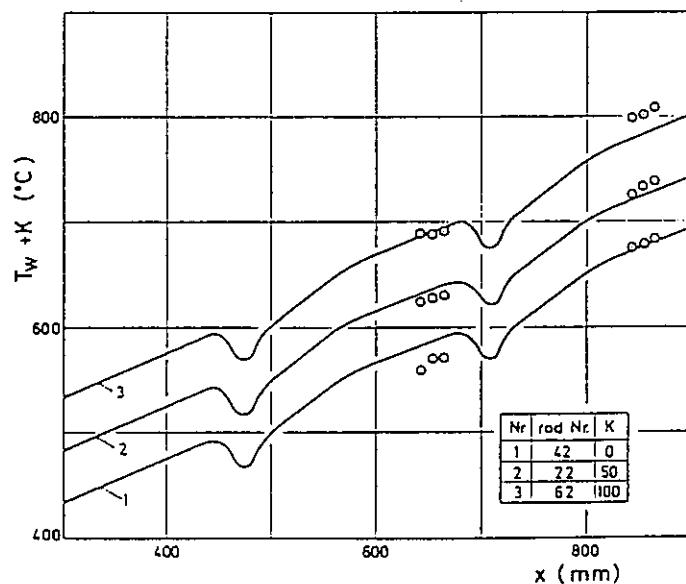


図 2-25 SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較
(中心サブチャンネルにおけるピン表面温度)

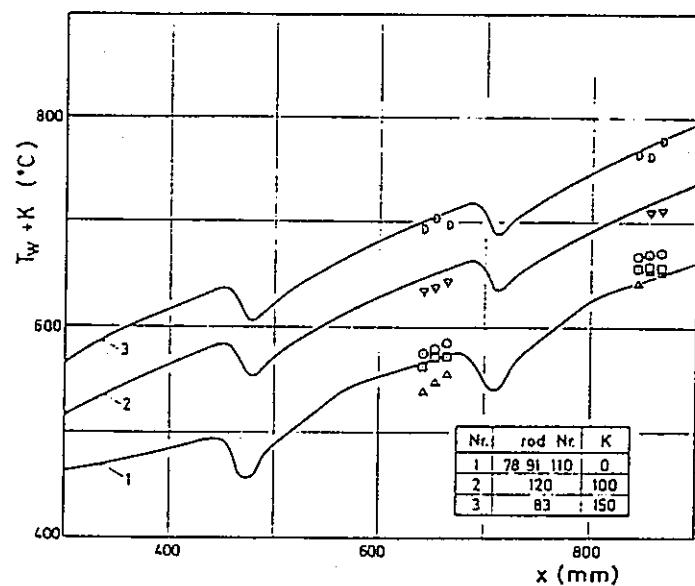


図 2-2-6 SAGAPO コードによる計算値と試験値の比較
(壁側サブチャンネルにおけるピン表面温度)

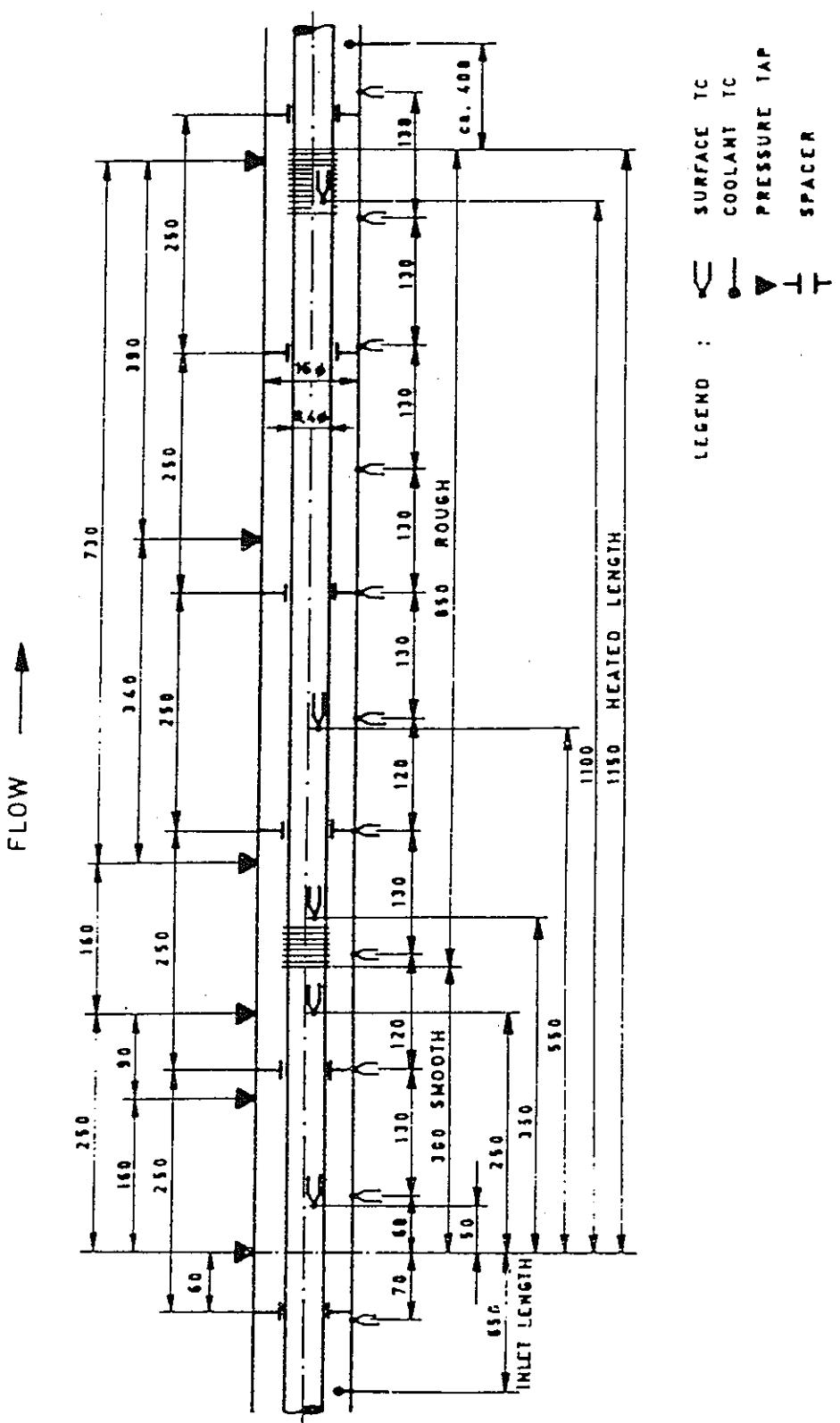


図 2-27 試験体構造図

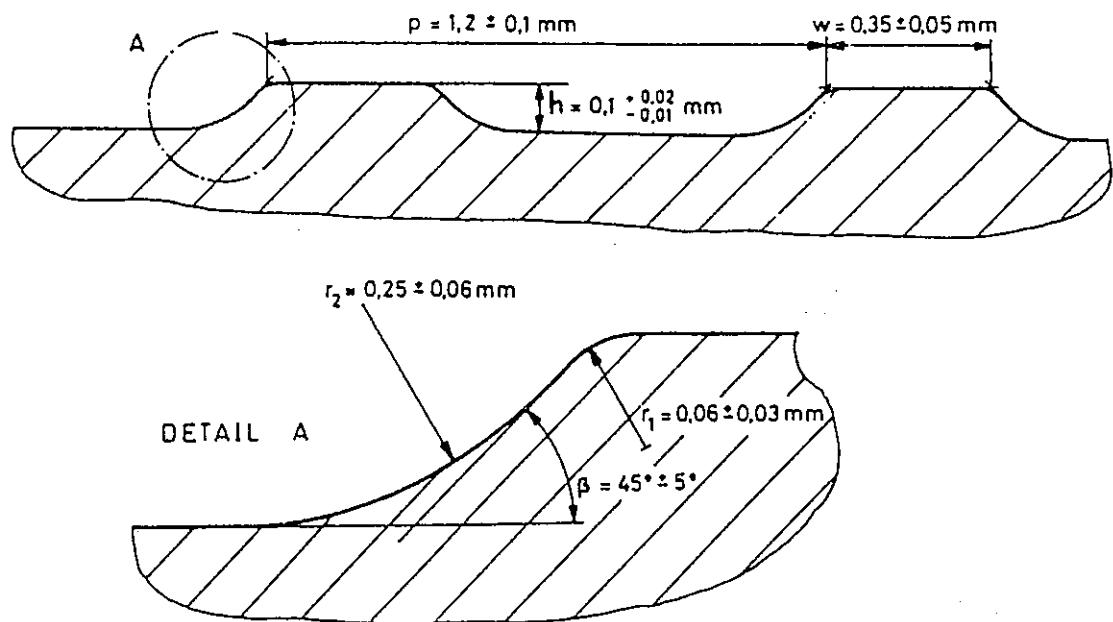


図 2-28 リブ断面図

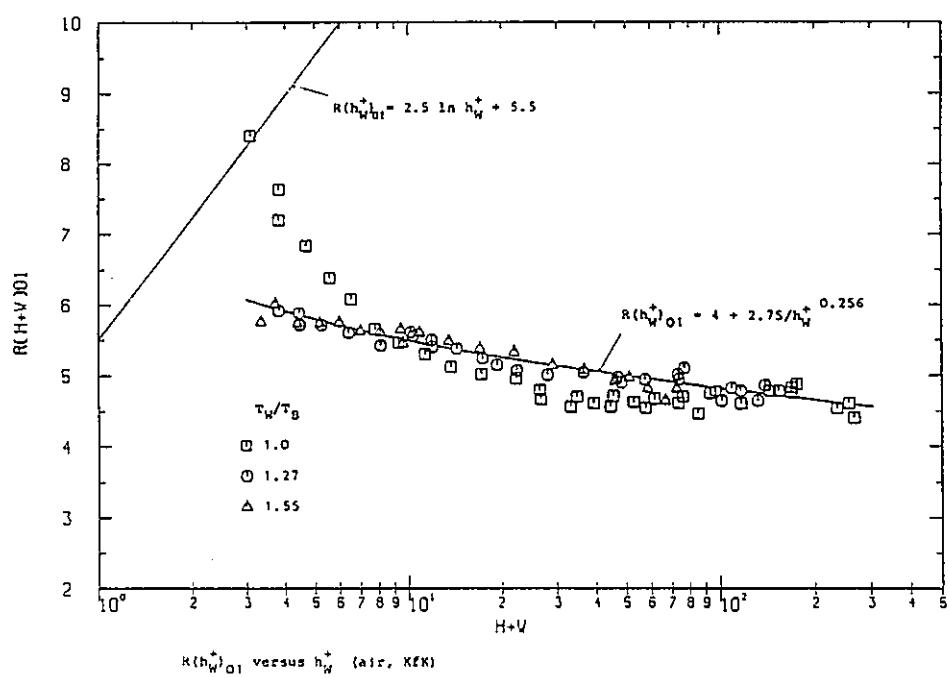
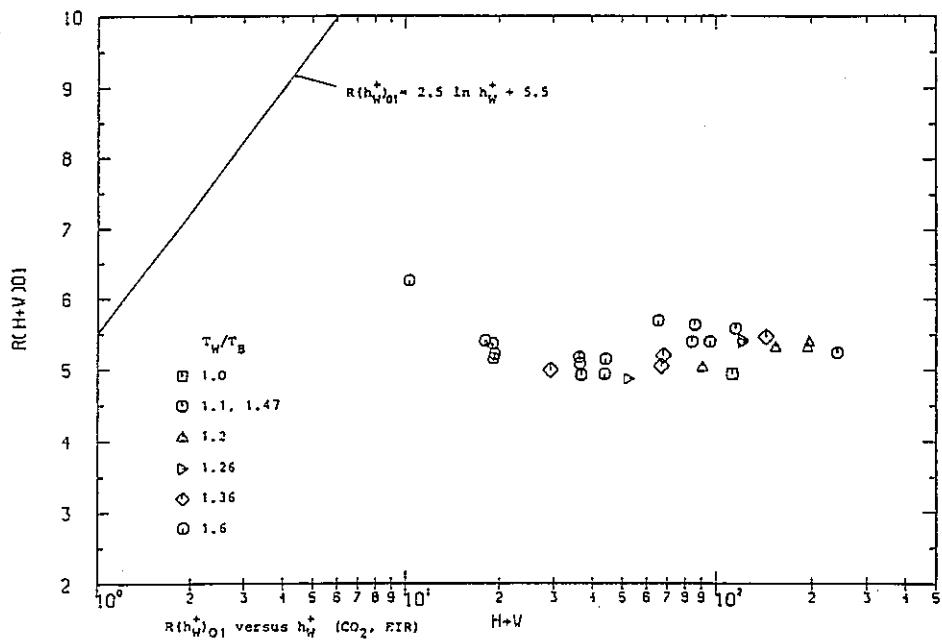
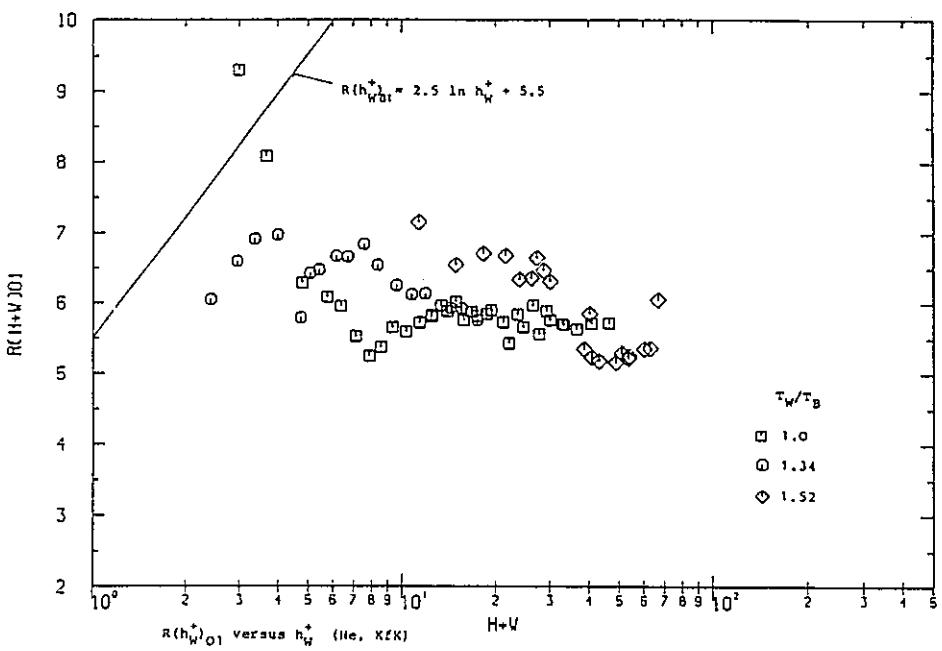


図 2-29 空気に対する $R_{01}(h_w^+)$ の測定値

図 2-30 炭酸ガスに対する $R_{01}(h_w^+)$ の測定値図 2-31 ヘリウムに対する $R_{01}(h_w^+)$ の測定値

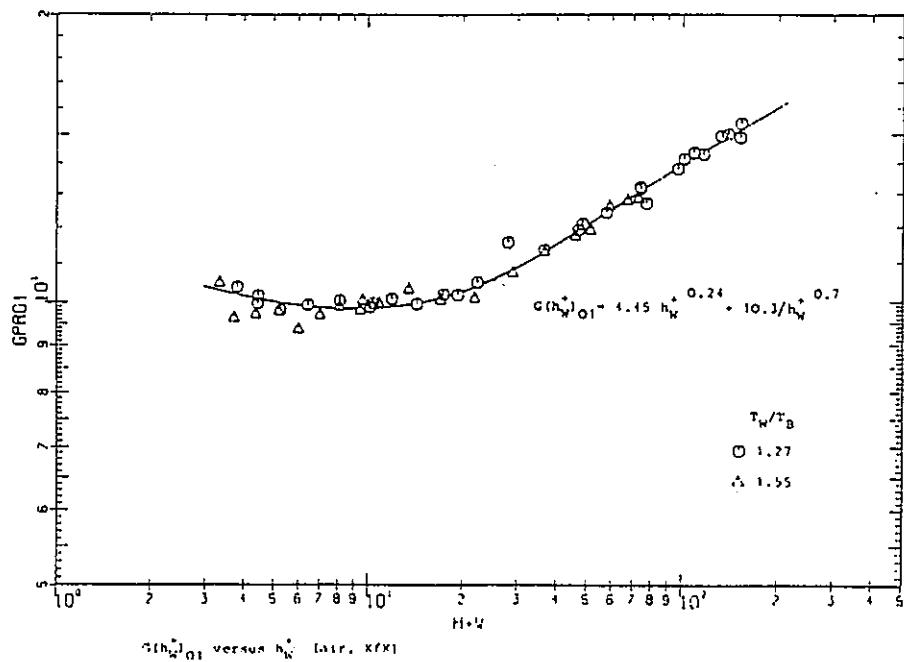


図 2-3-2 空気に対する $G_{01}(h_w^+)$ の測定値

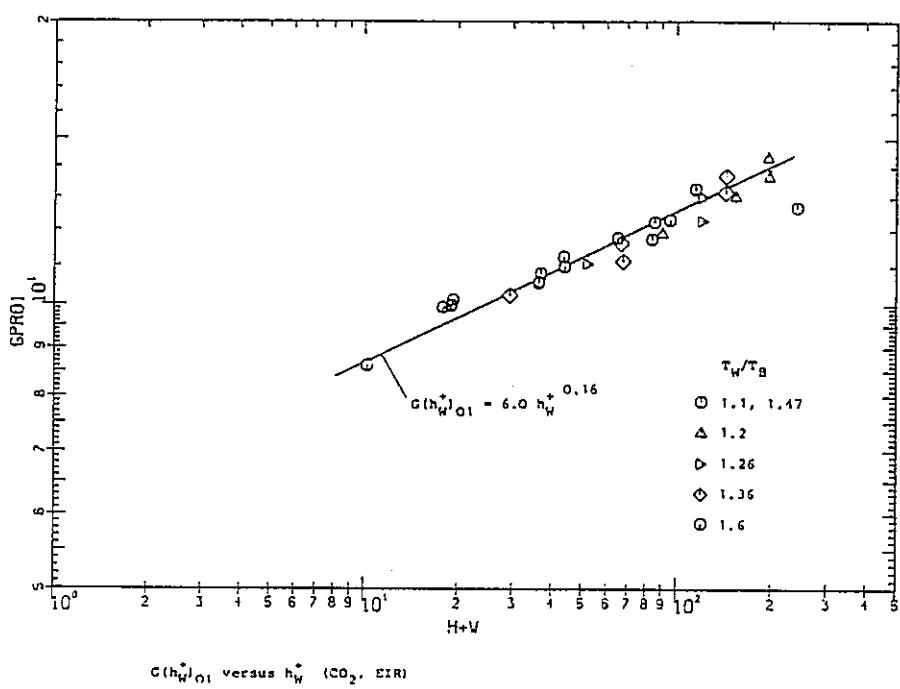


図 2-3-3 炭酸ガスに対する $G_{01}(h_w^+)$ の測定値

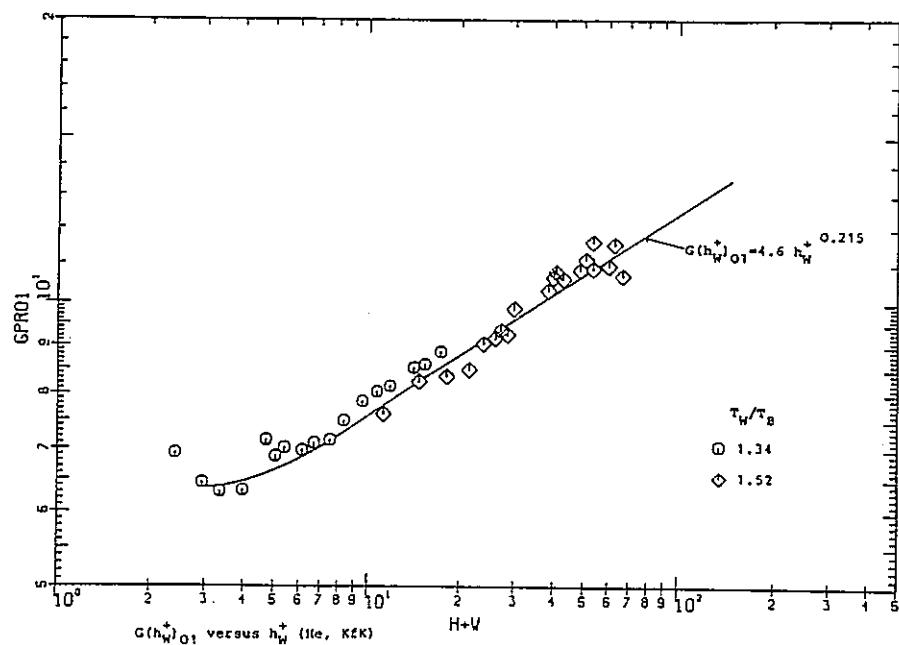


図 2-34 ヘリウムに対する $G_{01}(h_w^+)$ の測定値

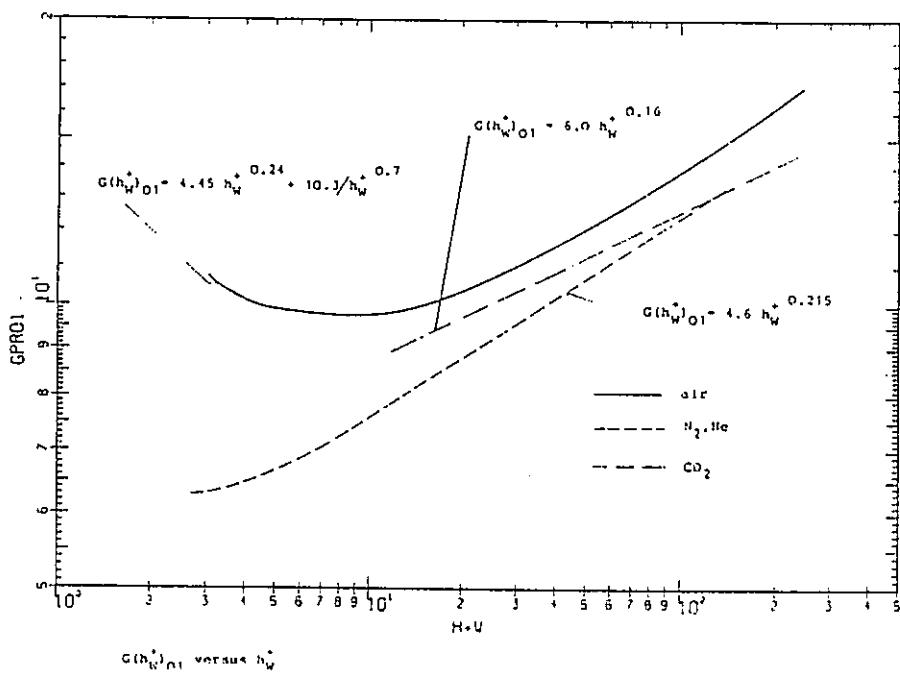


図 2-35 空気、炭酸ガス、ヘリウムのラフネスパラメータ $G_{01}(h_w^+)$ の比較

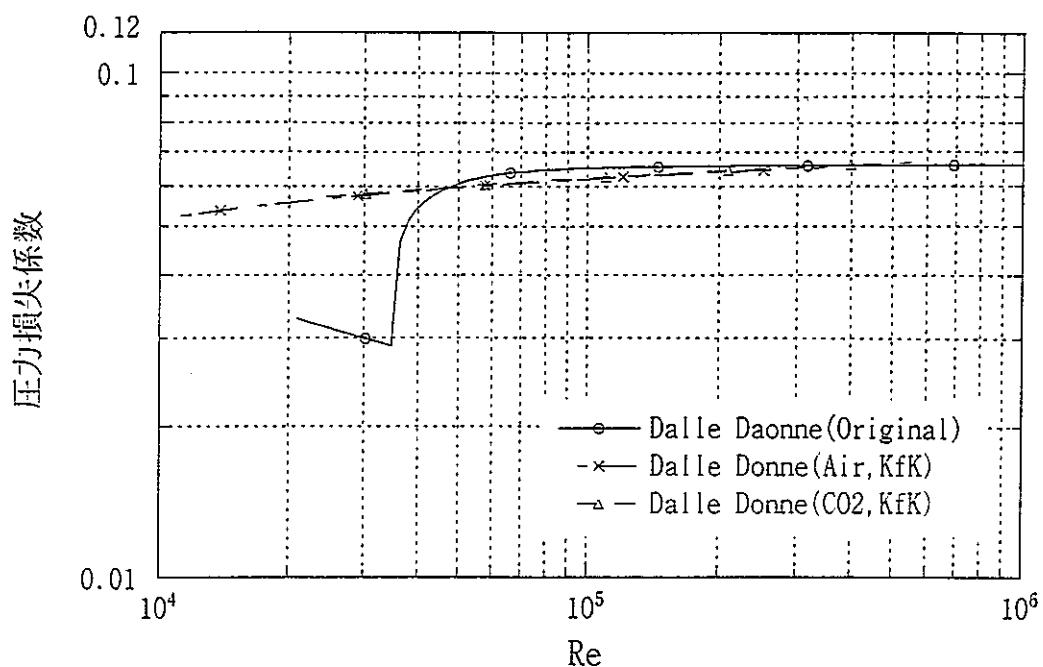


図 2－3 6 Dalle Donne の式による圧力損失係数の比較 (ETGBR 体系参照)

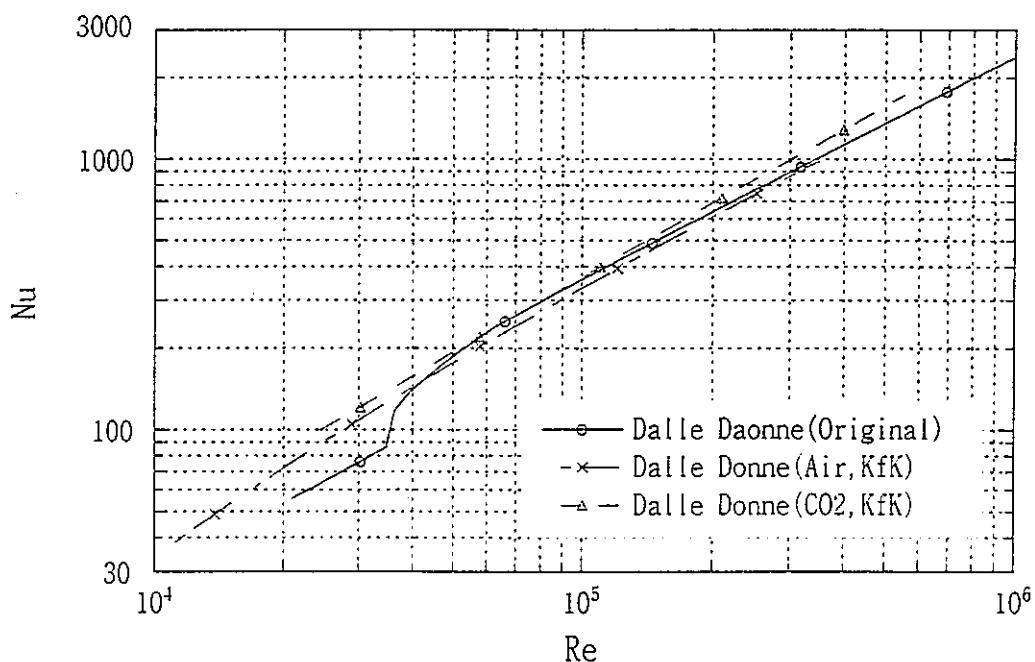


図 2－3 7 Dalle Donne の式による Nu 数の比較 (ETGBR 体系参照)

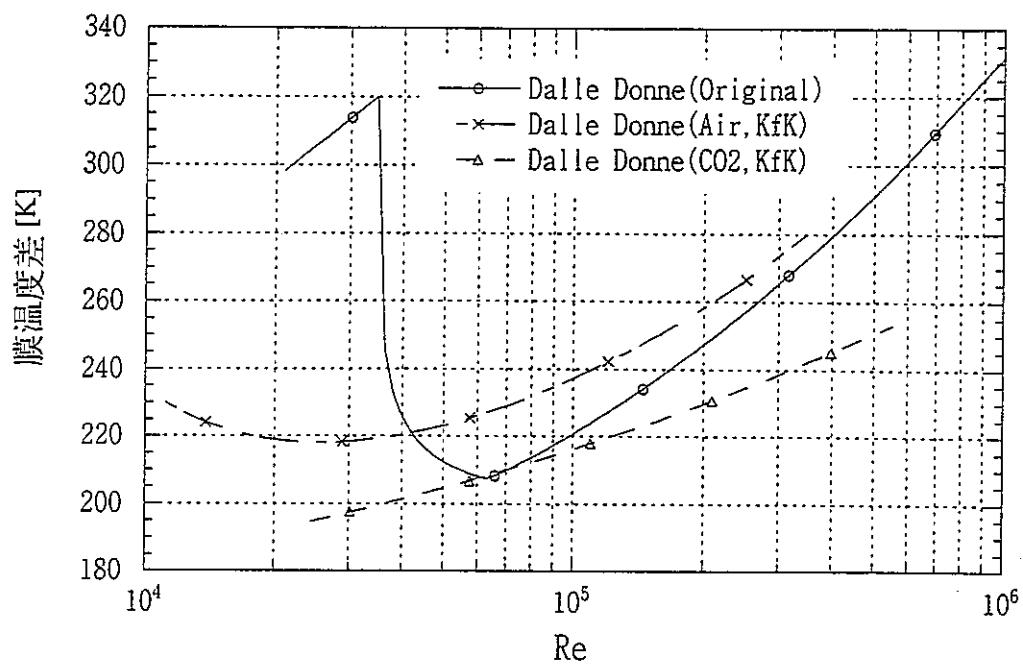


図 2－3－8 Dalle Donne 式による膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)

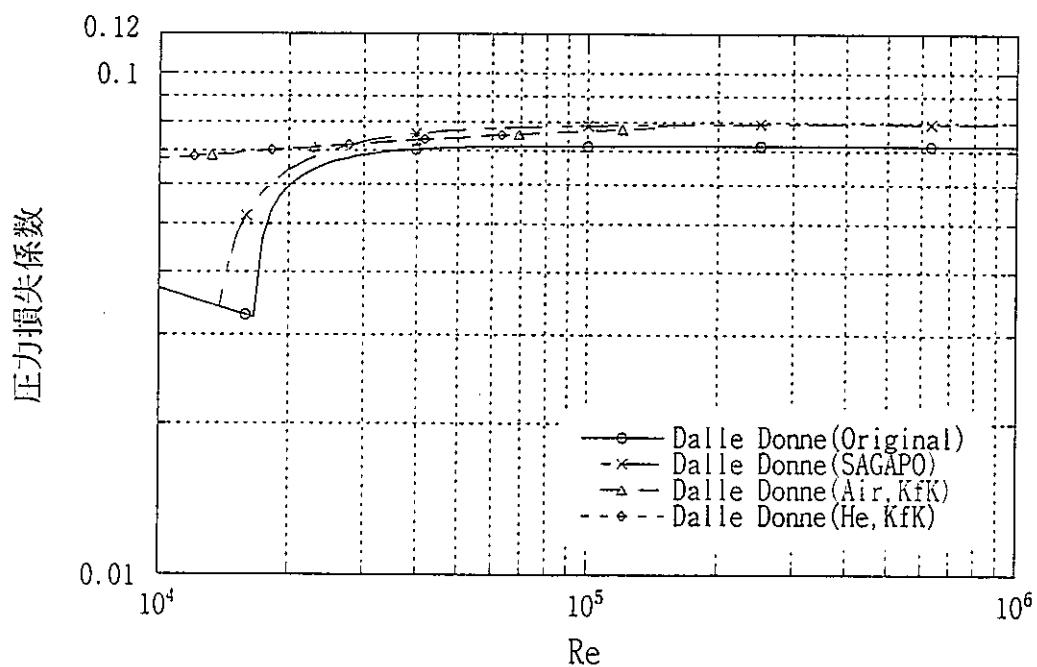


図 2－3－9 Dalle Donne の式による圧力損失係数の比較 (GBR4 体系参照)

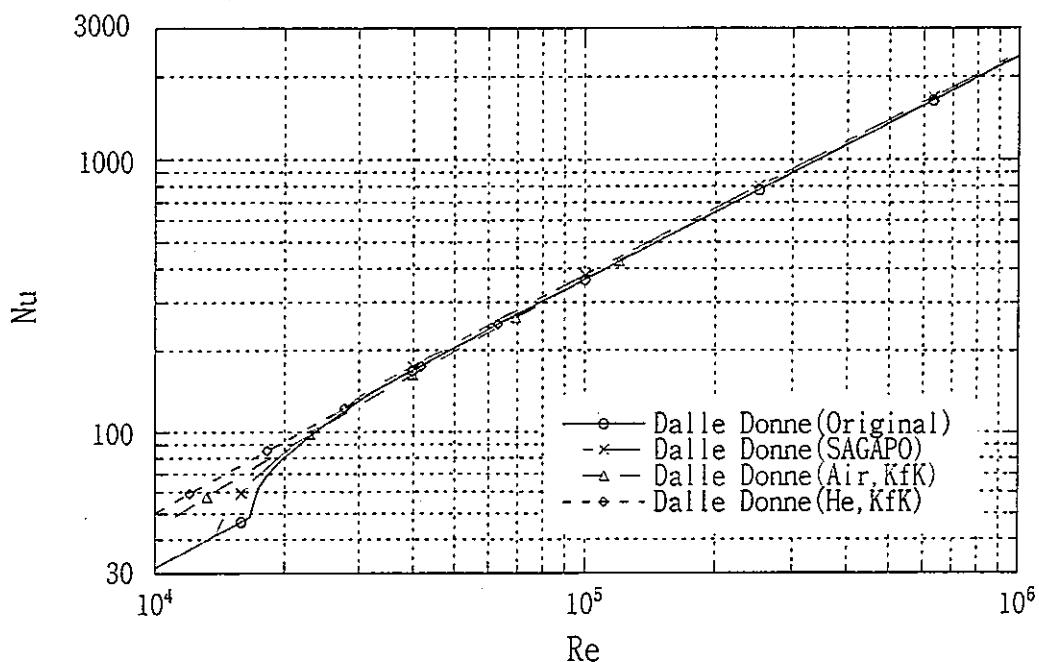


図 2-4-0 Dalle Donne の式による Nu 数の比較 (GBR4 体系参照)

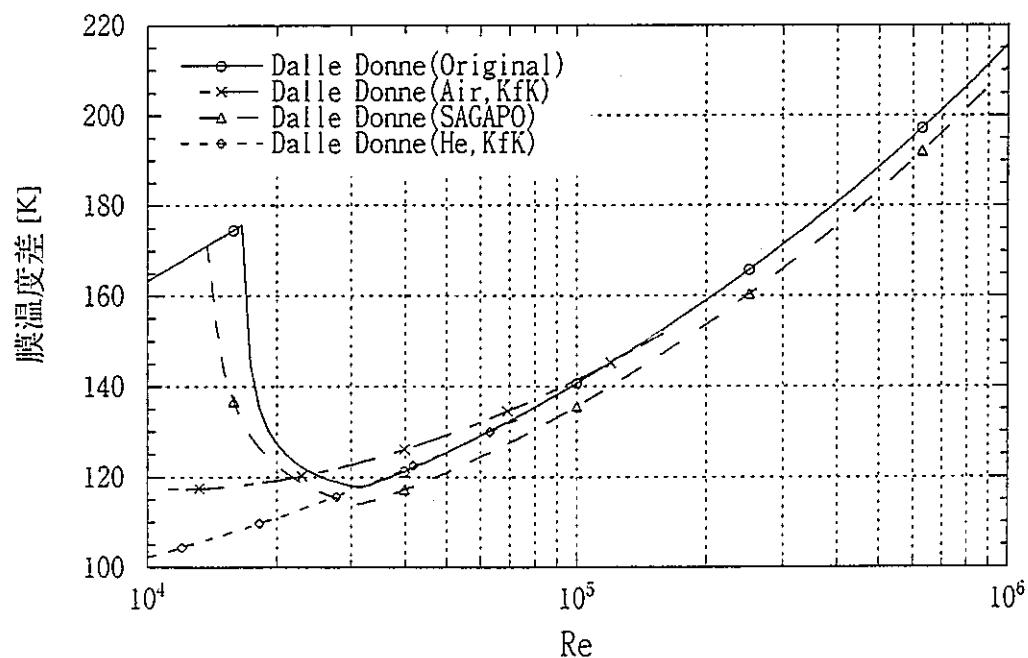


図 2-4-1 Dalle Donne 式による膜温度差の比較 (GBR4 体系参照)

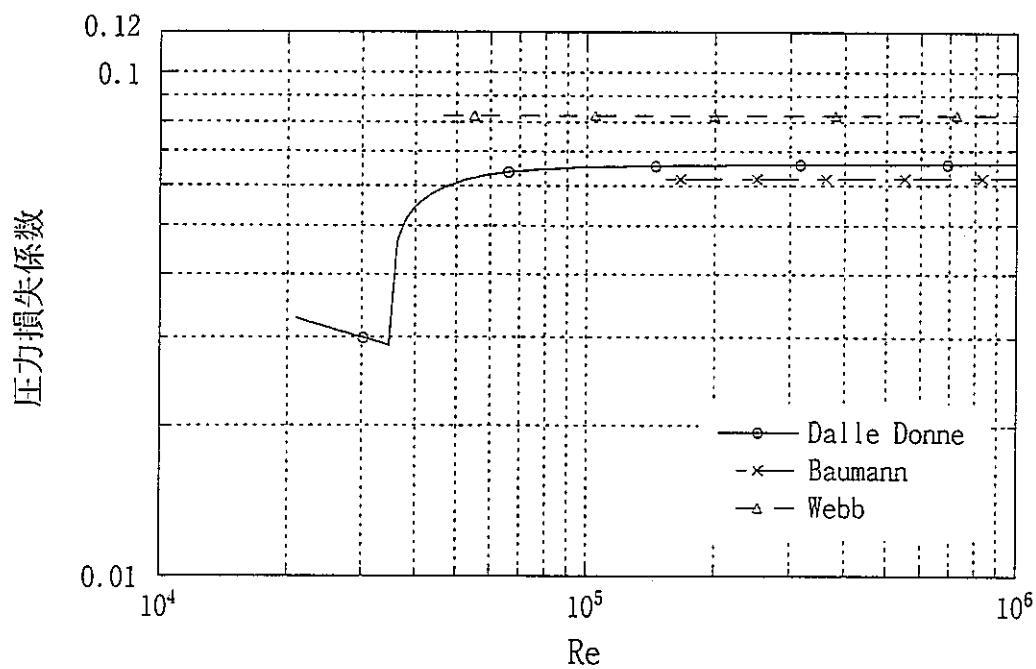


図 2-4-2 粗面圧力損失相関式の比較 (ETGBR 体系参照)

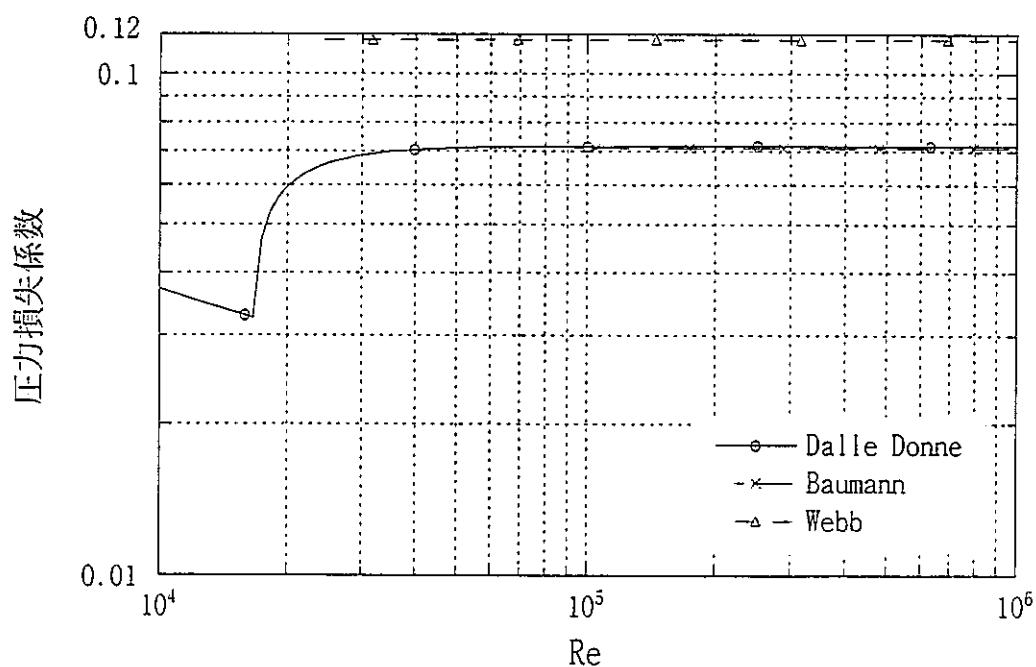


図 2-4-3 粗面圧力損失相関式の比較 (GBR4 体系参照)

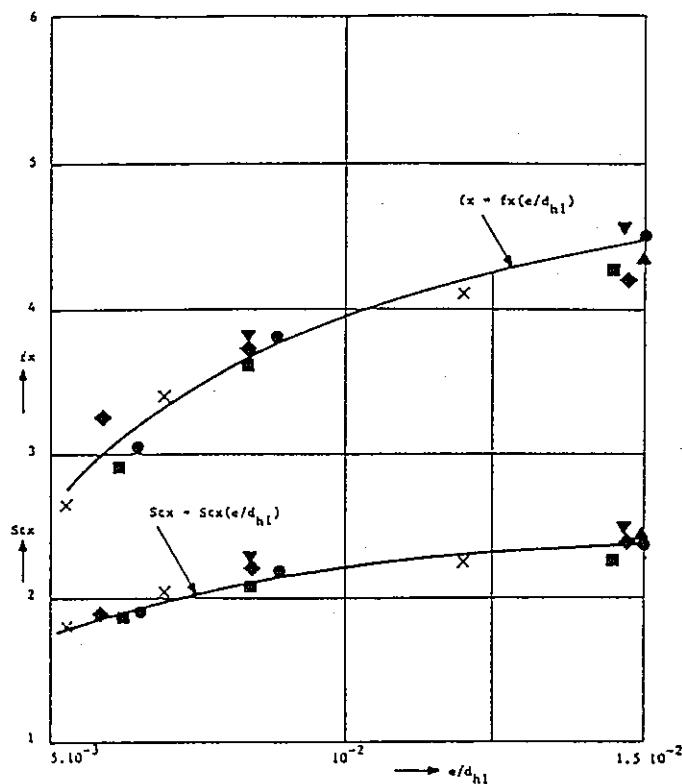


図 2-4-4 相対リブ高さ e/d_{h1} に対する増倍係数 f_x 、 St_x のダイアグラム

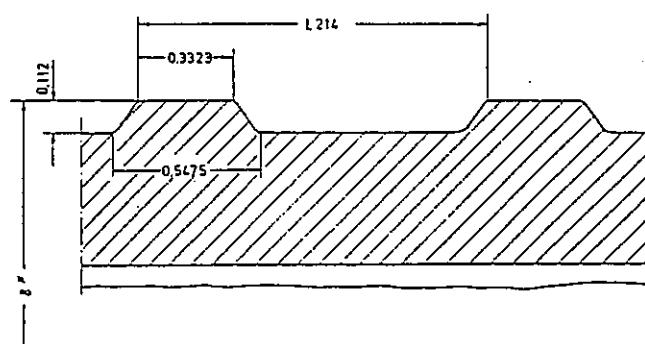


図 2-4-5 リブ形状図

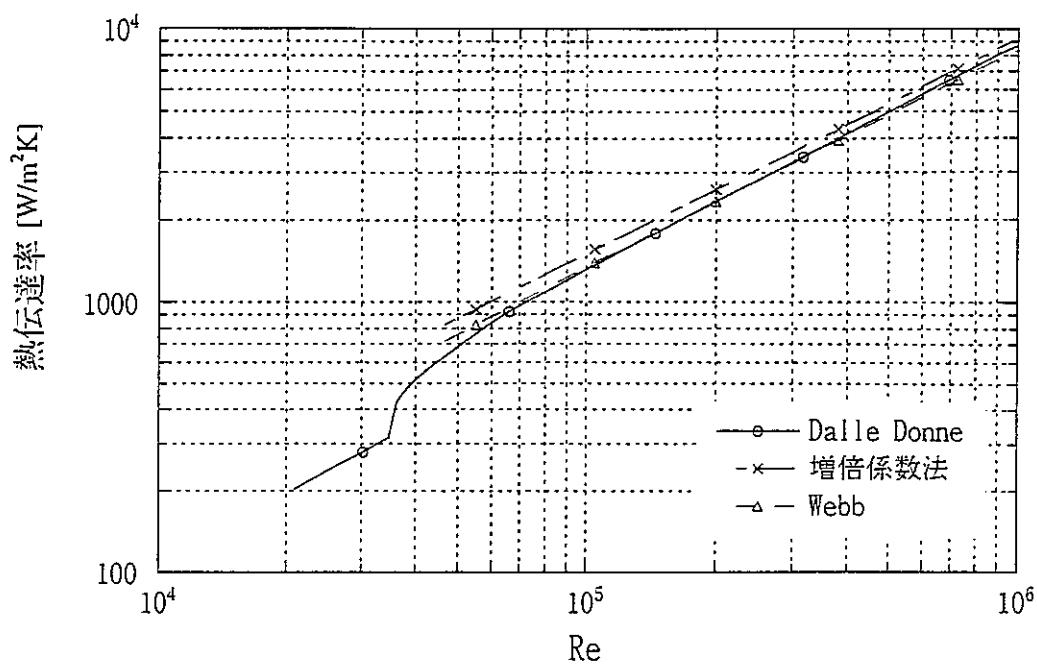


図 2-4-6 粗面熱伝達相關式比較 (ETGBR 体系参照)

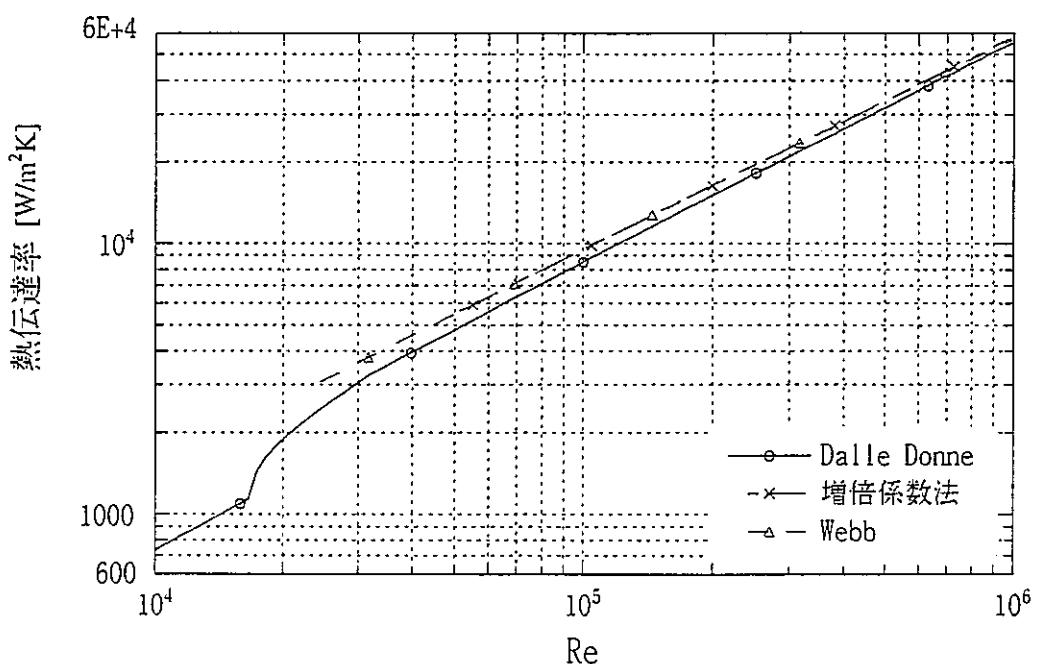


図 2-4-7 粗面熱伝達相關式の比較 (GBR4 体系参照)

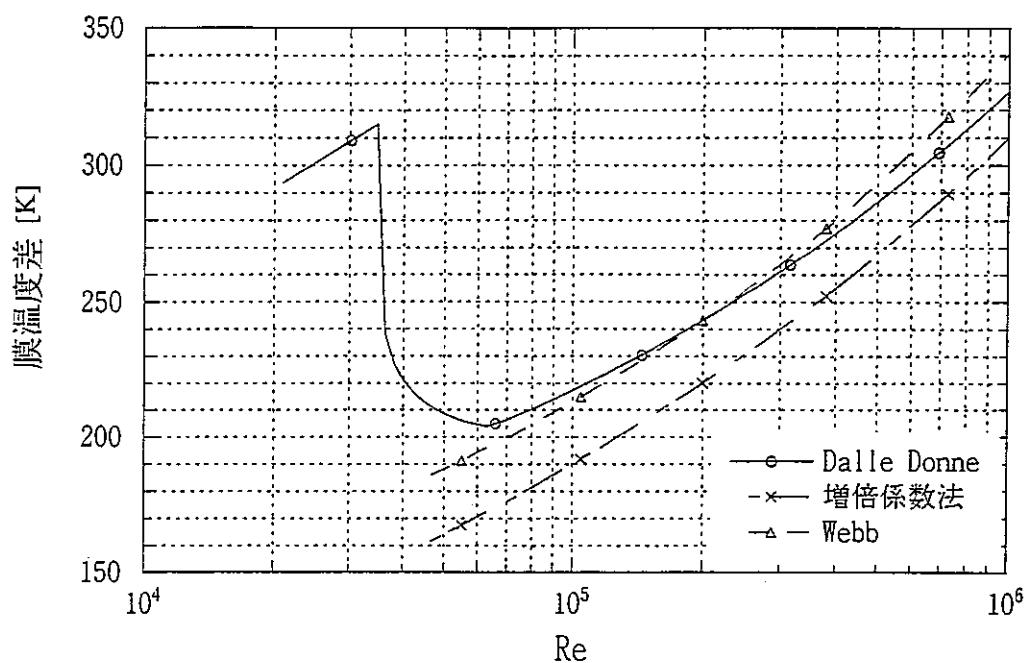


図 2-4-8 粗面熱伝達相関式による膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)

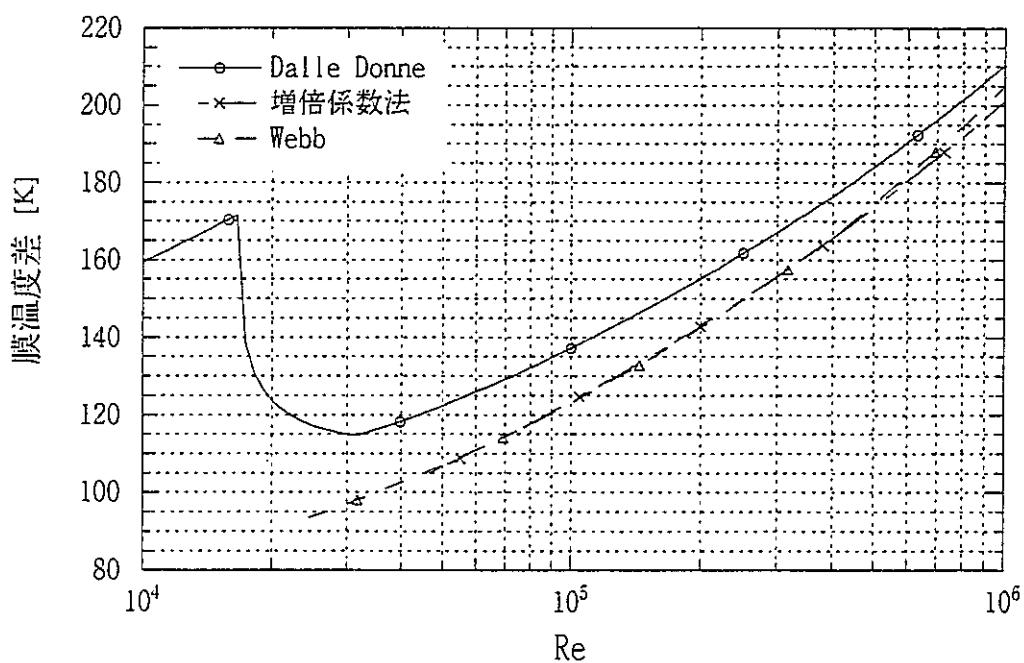


図 2-4-9 粗面熱伝達相関式による膜温度差の比較 (GBR4 体系参照)

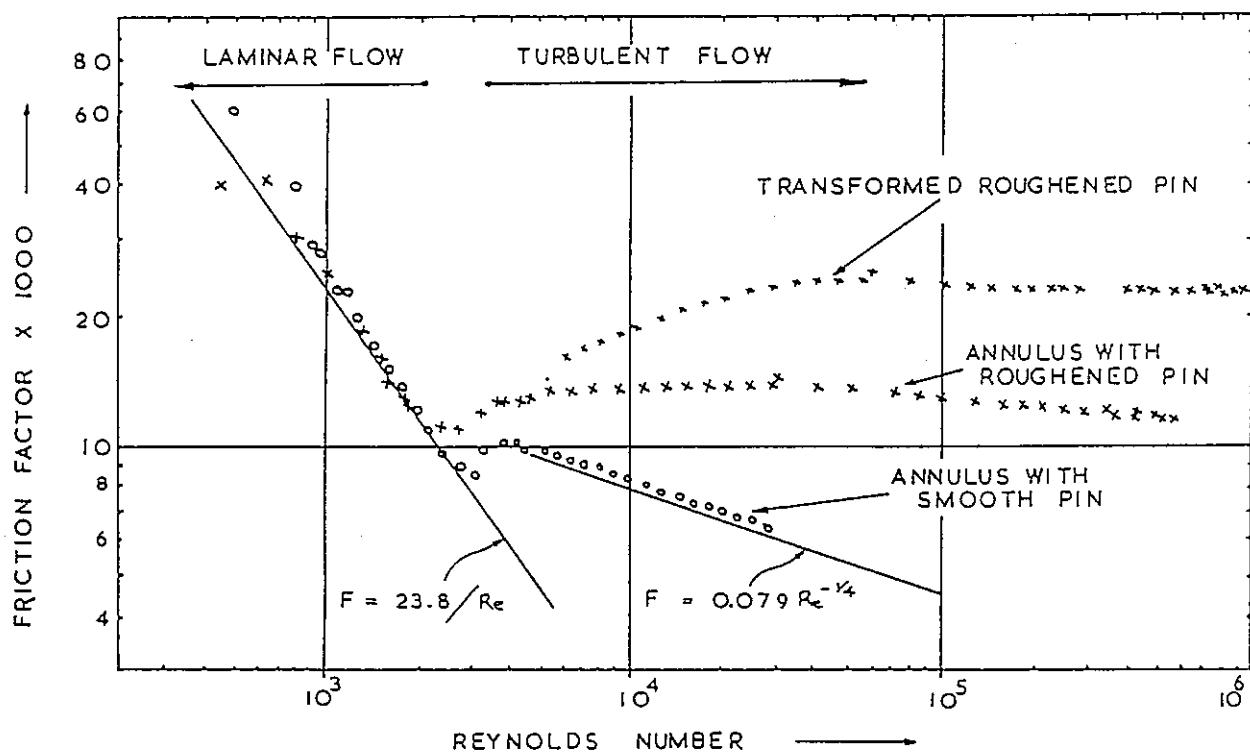


図 2-50 環状円管内の圧力損失係数測定値

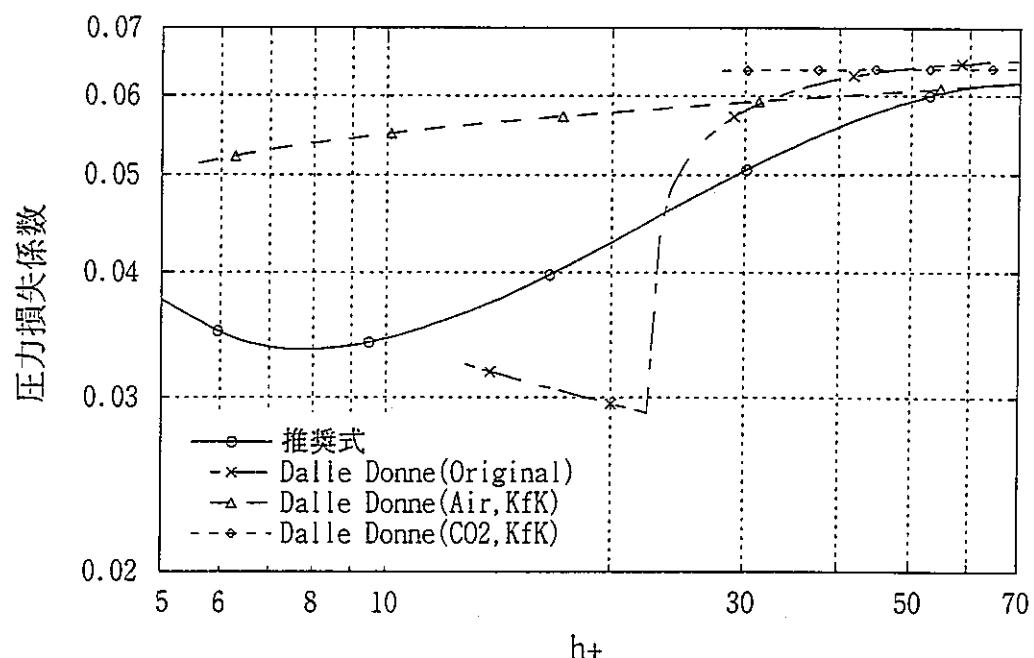


図 2-5-1 移行領域における推奨圧力損失式と Dalle Donne の式の比較
(ETGBR 体系参照)

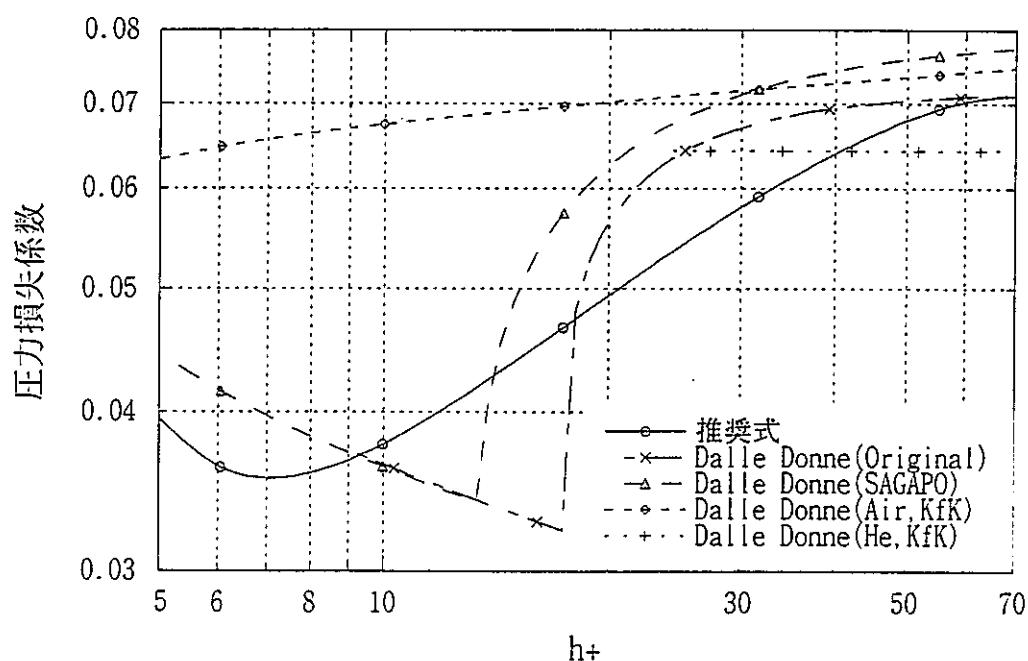


図 2-5-2 移行領域における推奨圧力損失式と Dalle Donne の式の比較
(GBR4 体系参照))

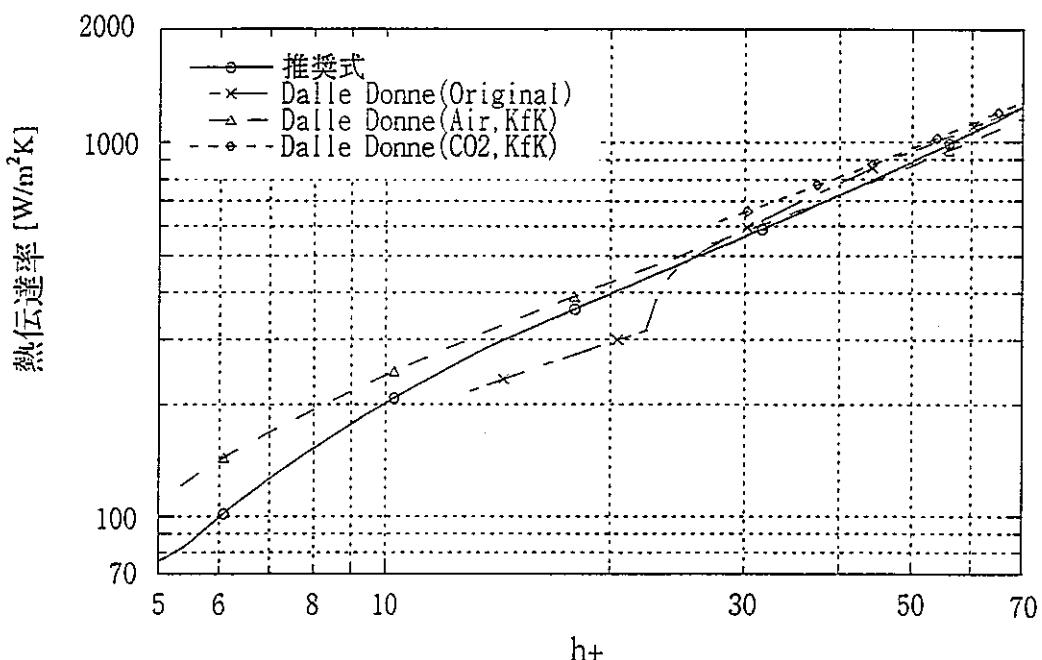


図 2 - 5 3 移行領域における推奨熱伝達式と Dalle Donne の式の比較
(ETGBR 体系参照)

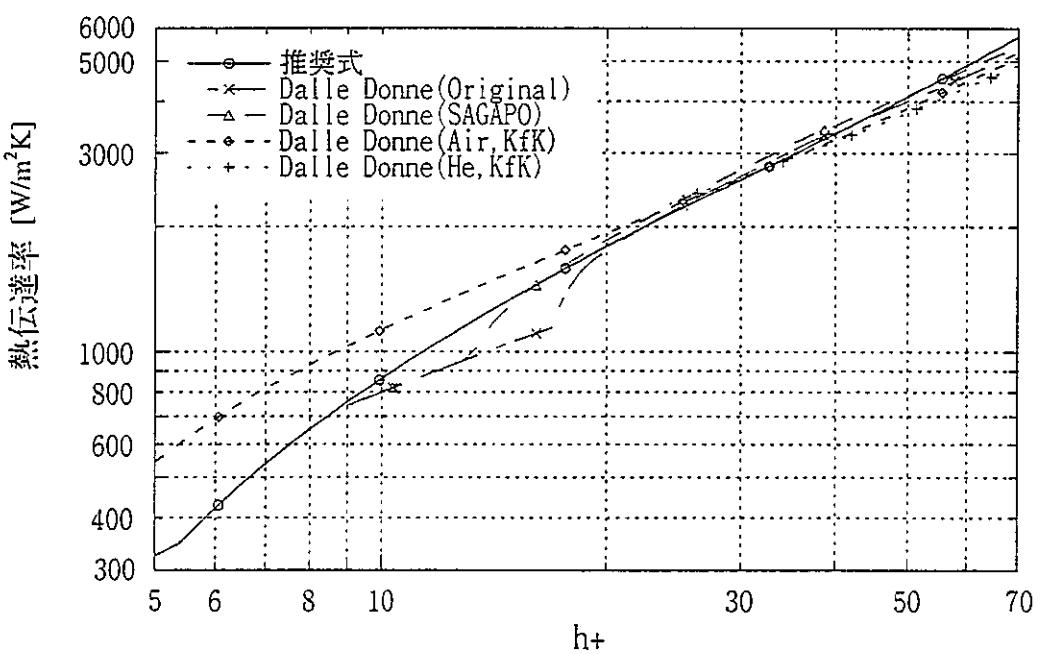


図 2 - 5 4 移行領域における推奨熱伝達式と Dalle Donne の式の比較
(GBR4 体系参照)

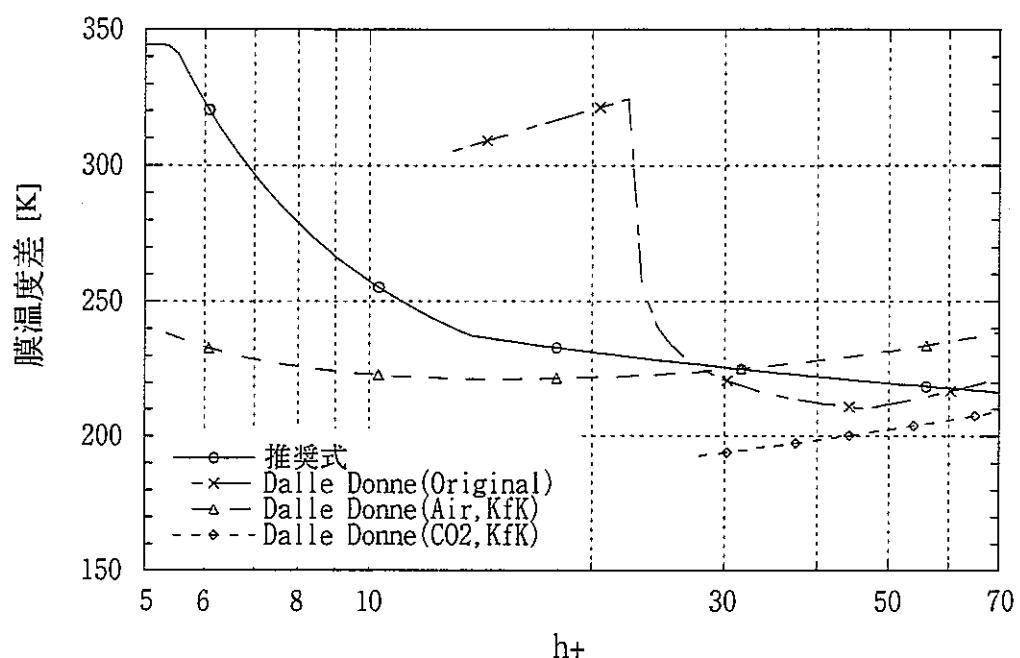


図 2-5-5 移行領域における推奨熱伝達式と Dalle Donne の式による膜温度差の比較 (ETGBR 体系参照)

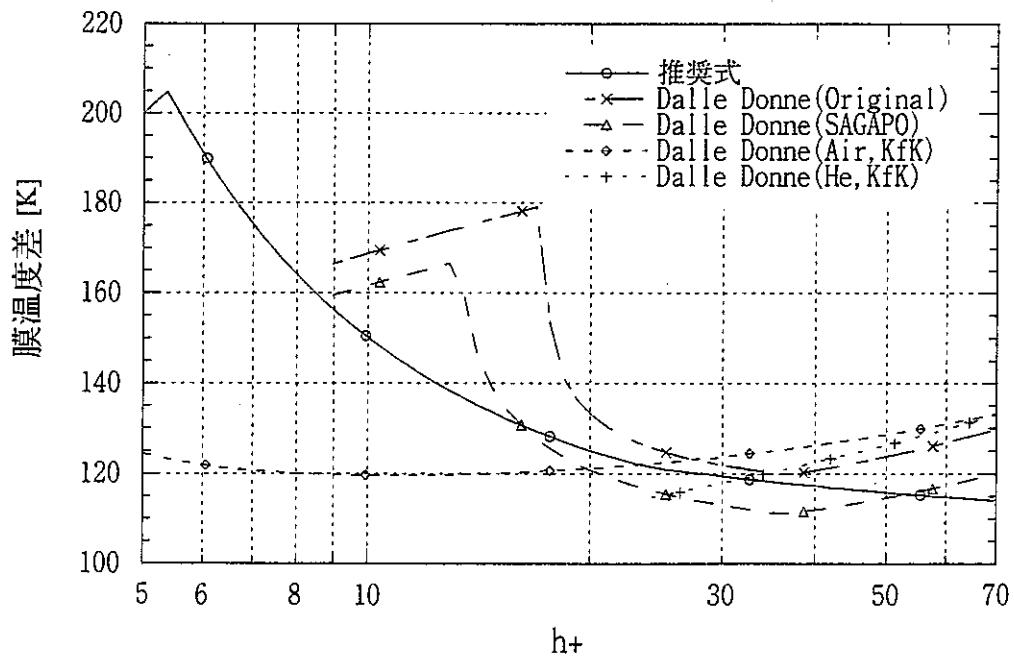


図 2-5-6 移行領域における推奨熱伝達式と Dalle Donne の式による膜温度差の比較 (GBR4 体系参照)

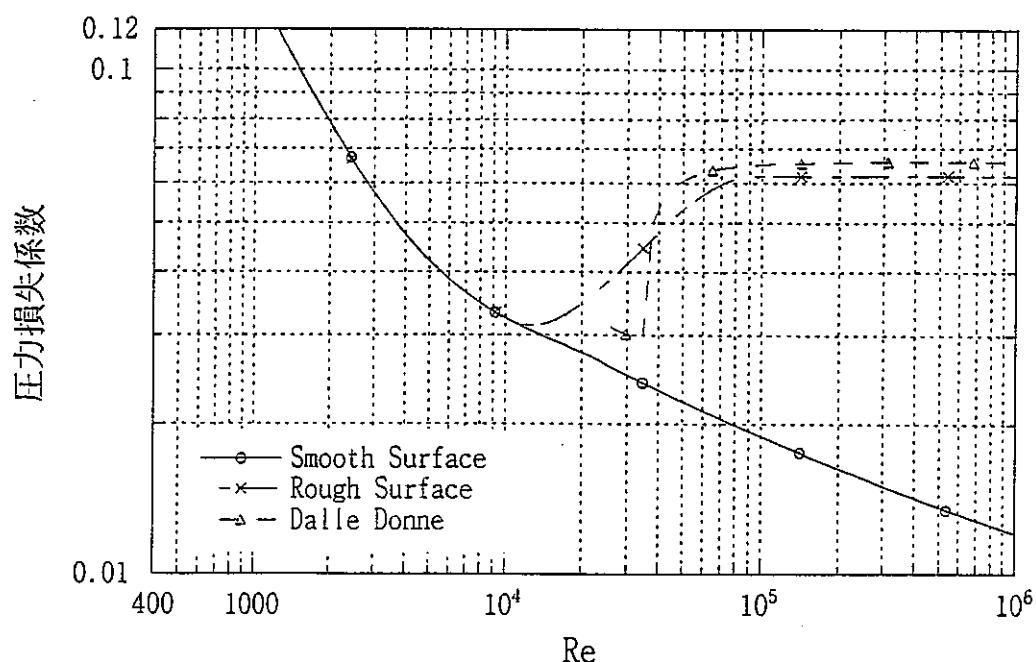


図 2-5-7 推奨された相関式による圧力損失係数
(ETGBR 体系参照)

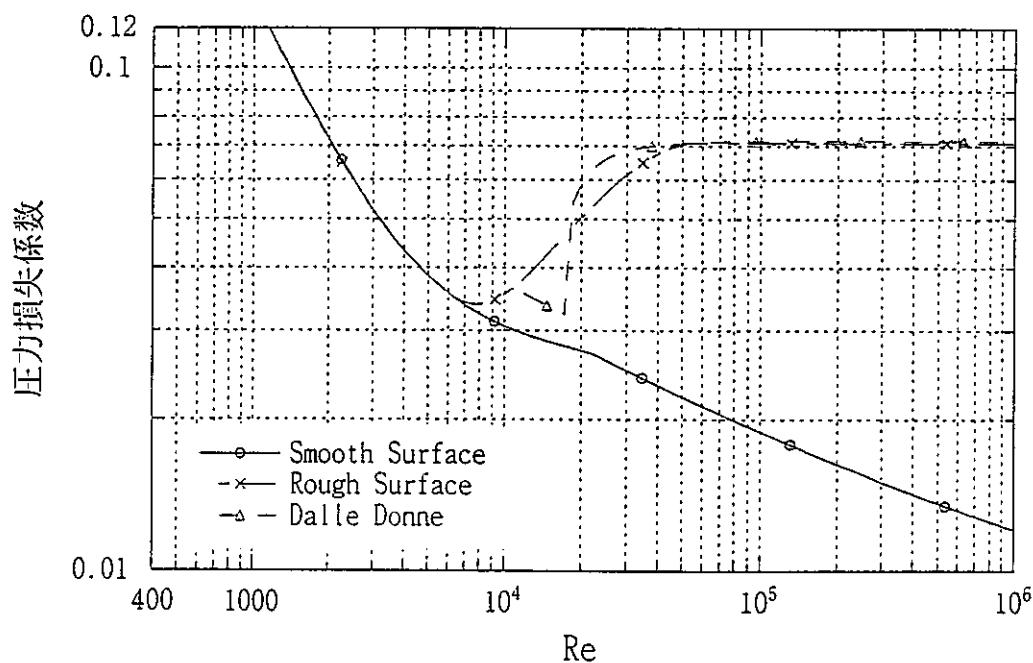


図 2-5-8 推奨された相関式による圧力損失係数
(GBR4 体系参照)

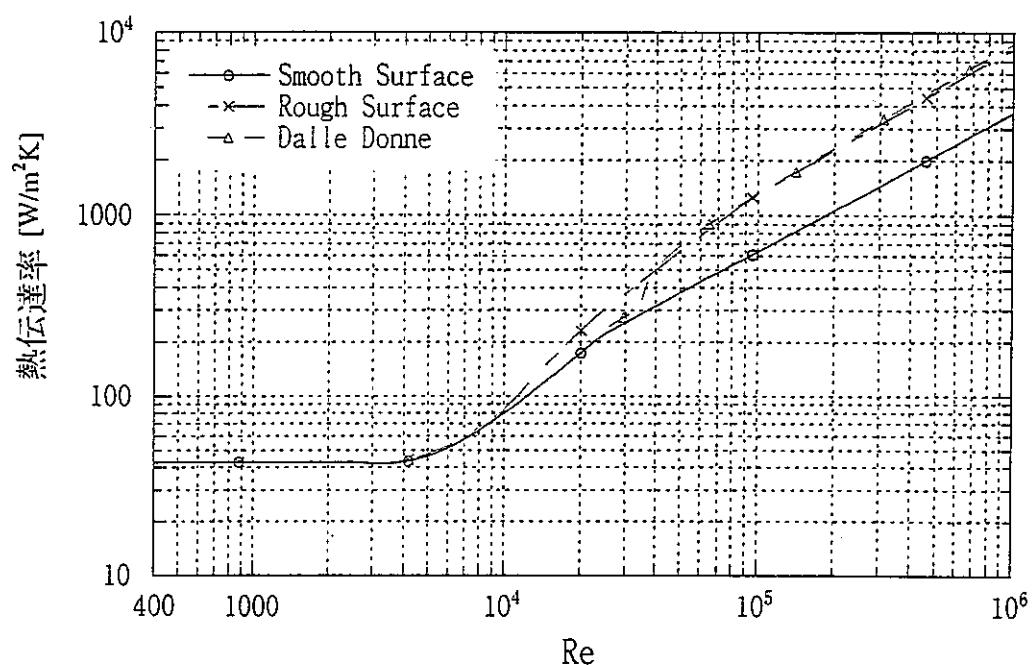


図 2 - 5 9 推奨された相関式による熱伝達率
(ETGBR 体系参照)

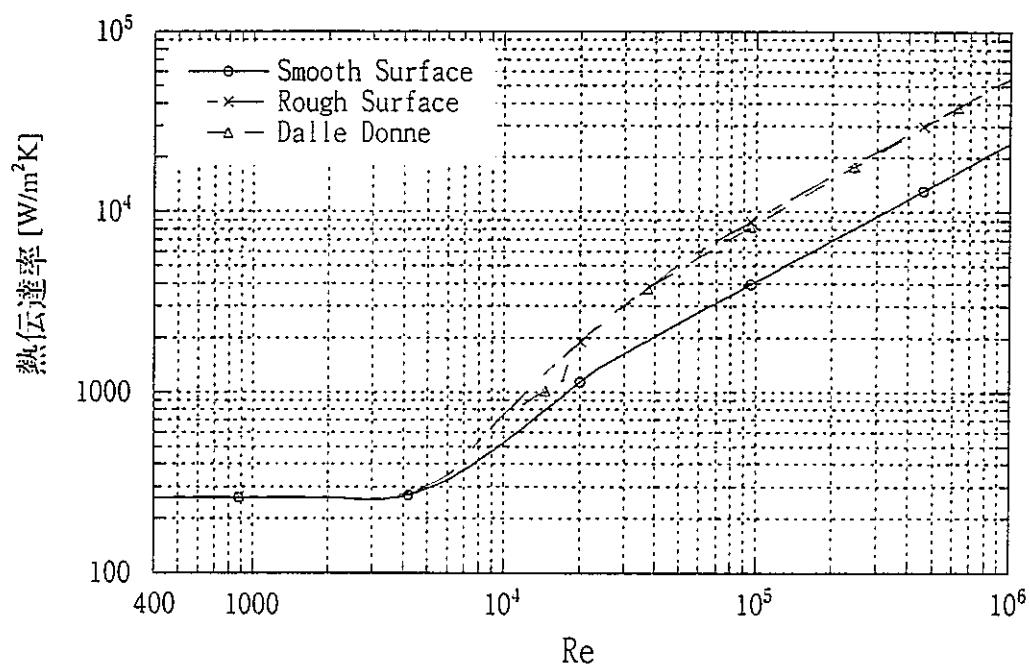


図 2 - 6 0 推奨された相関式による熱伝達率
(GBR4 体系参照)

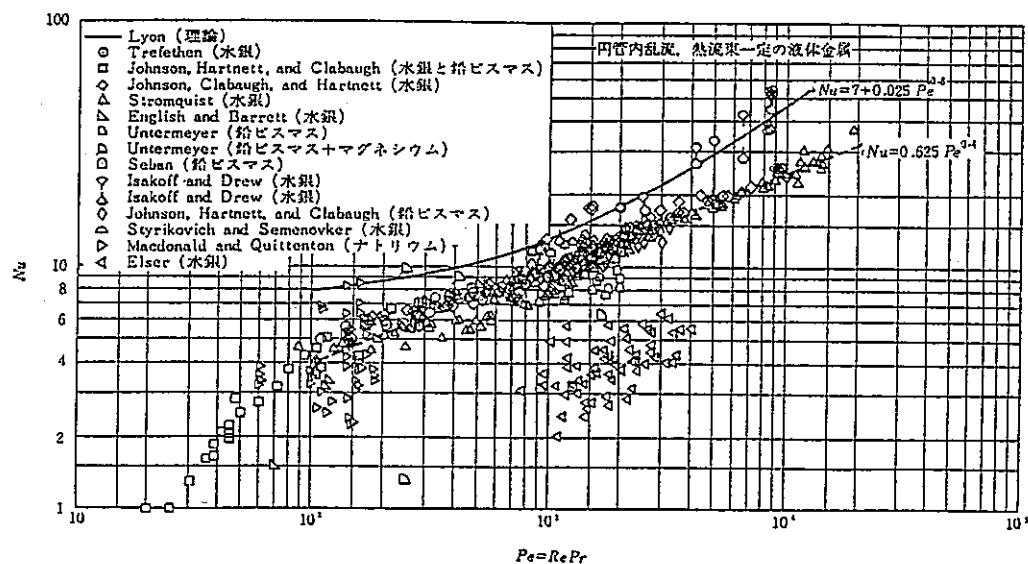


図 3-1 円管内の液体金属熱伝達、ヌセルト数の理論値と実験値

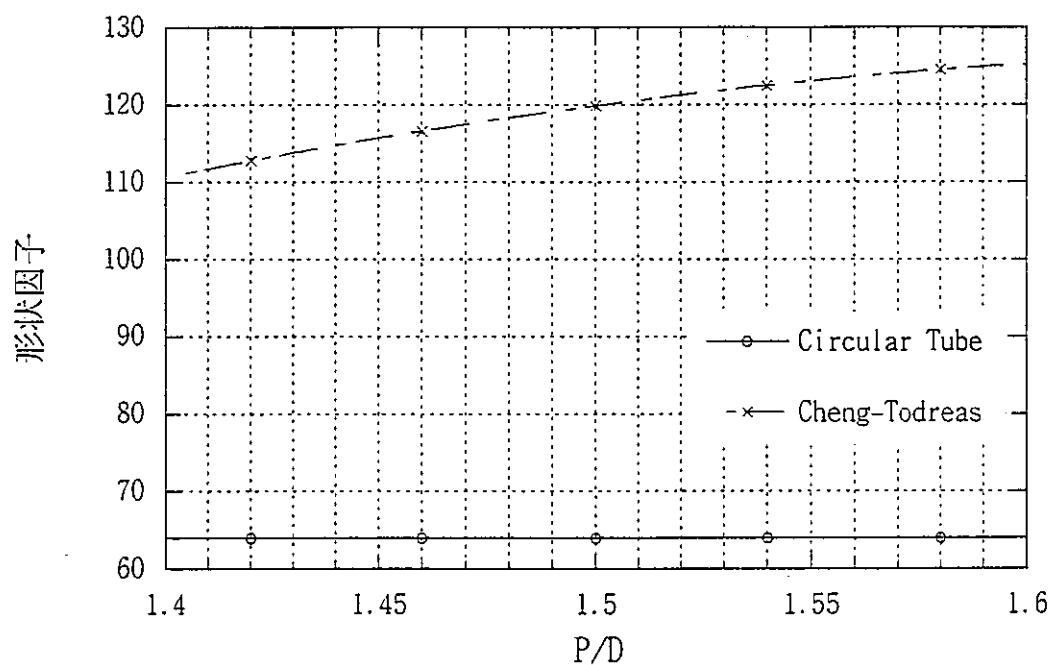
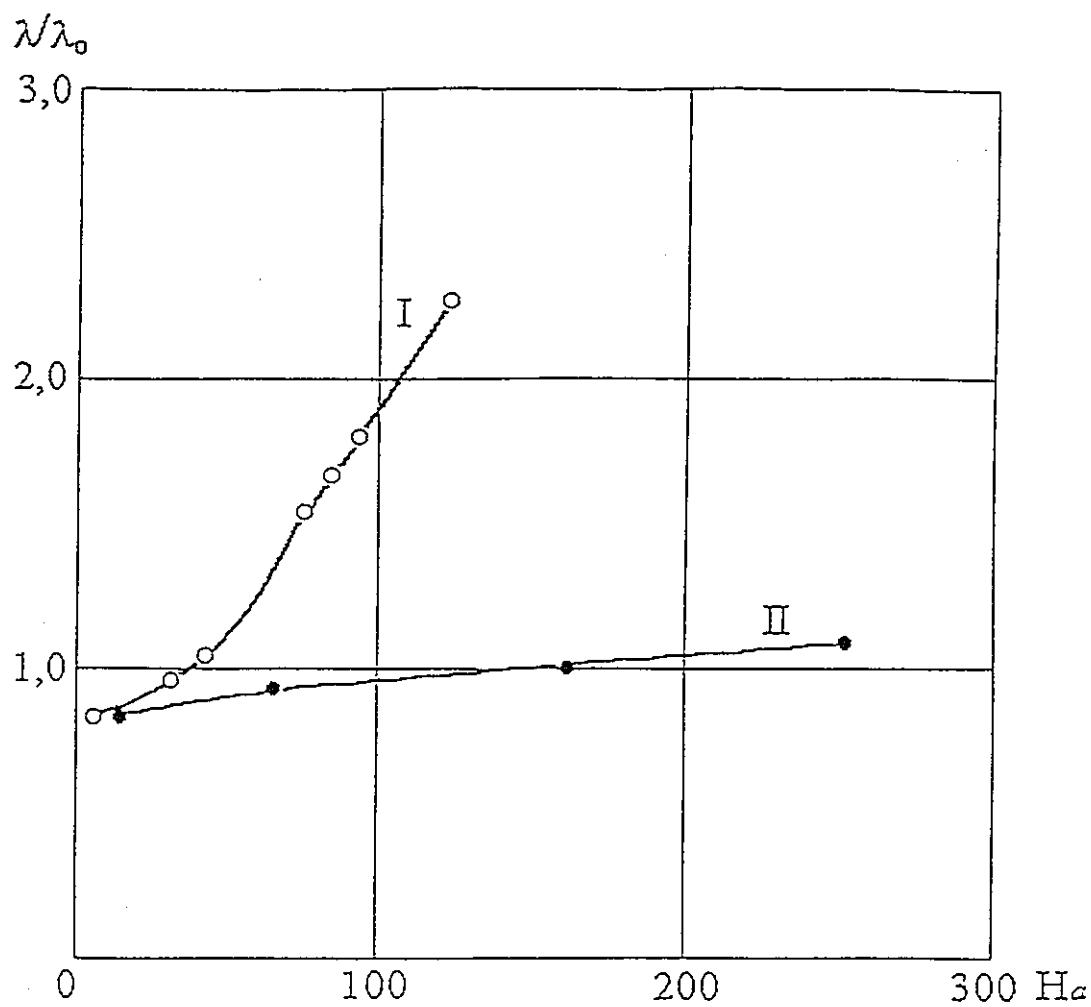


図 3-2 燃料ピン四角配列における形状因子の比較



$$\lambda_0 = 0,0032 + \frac{0,221}{Re^{0,237}}$$

$$H\alpha = \dot{\alpha} B_0 (\sigma/\eta)^{0,5}$$

$$Re = 2,2 \times 10^5$$

$$T = 300^{\circ}\text{C}$$

Comparison of Resistance Coefficients for Non-Oxidized (I) and Oxidized (II) Tubes with Pb-Bi Alloy Flow in Cross Sectional Magnetic Field.

図 3-3 磁場中における鉛-ビスマスの圧力損失係数

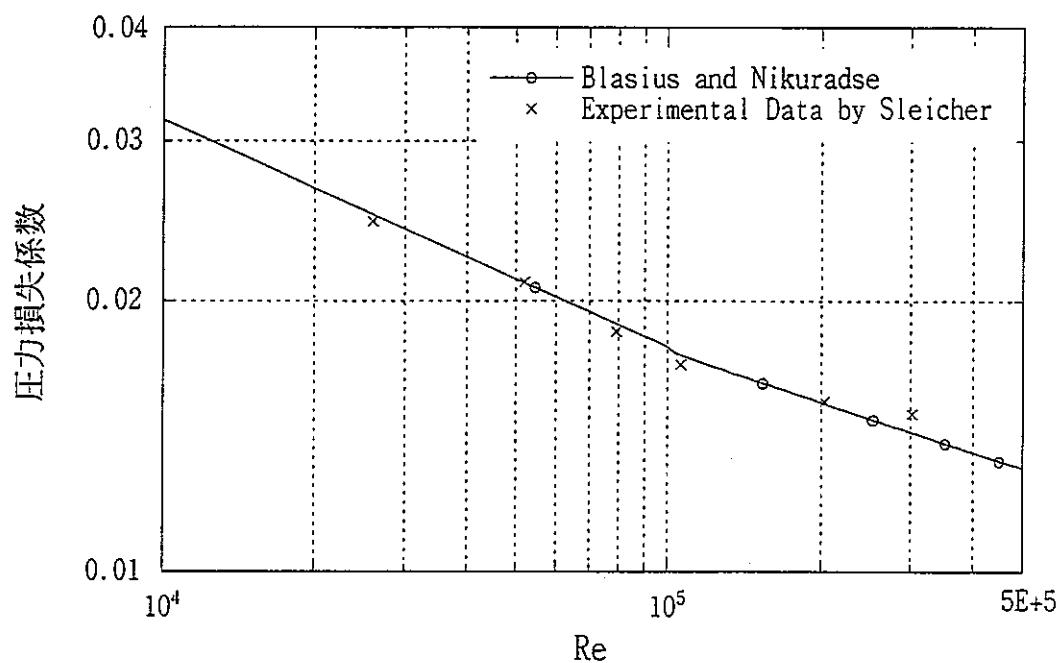


図 3-4 円管内圧力損失係数の実験値と計算値の比較

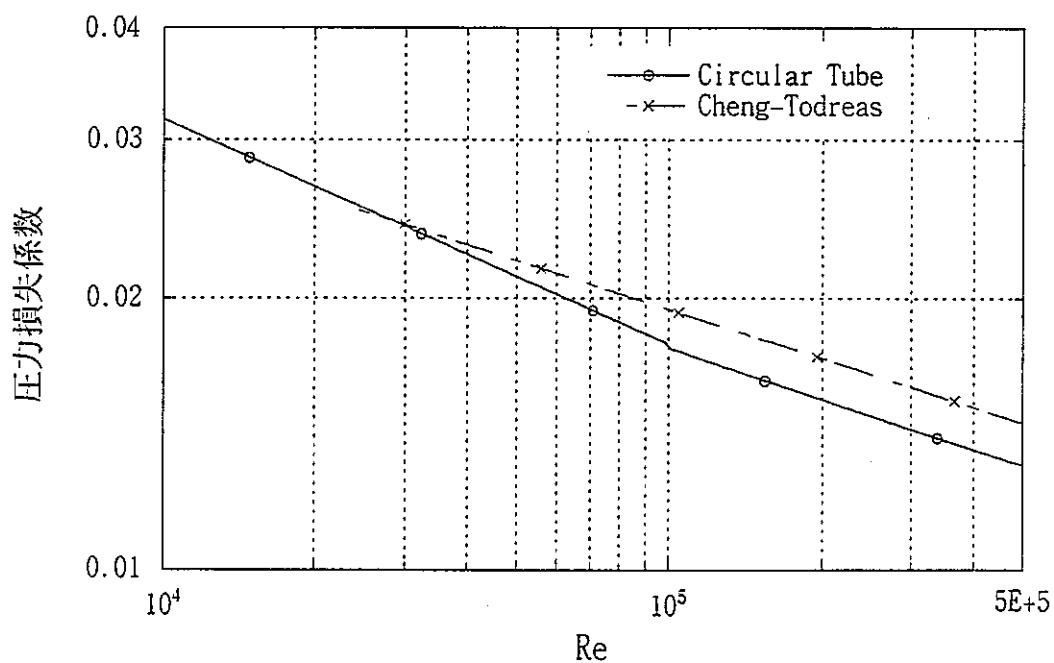


図 3-5 燃料ピン四角配列における乱流領域圧力損失係数の比較

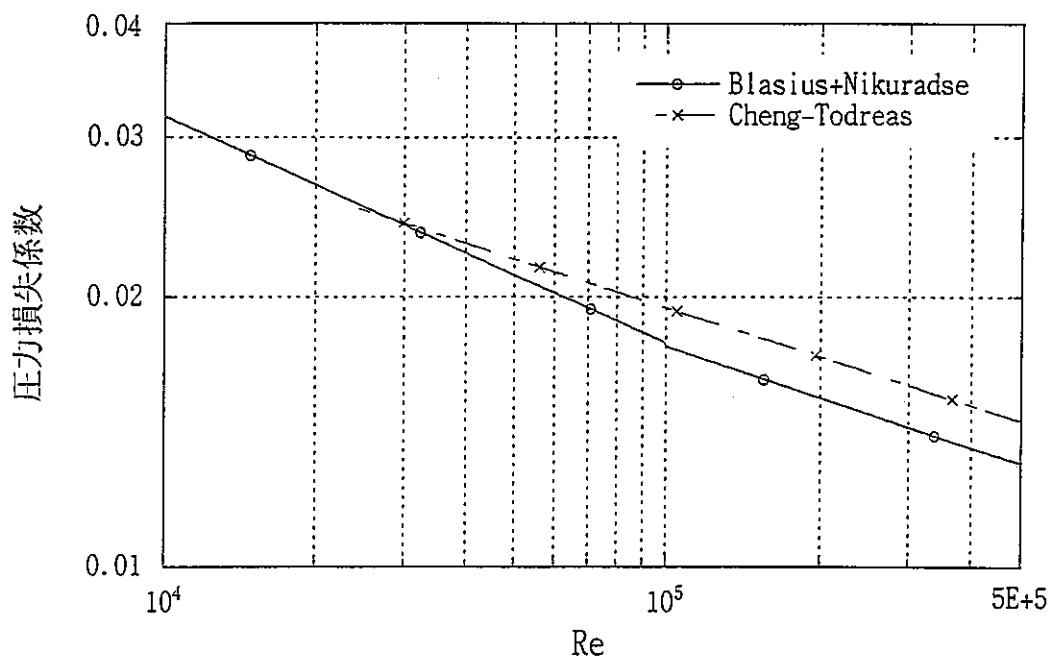


図3-6 燃料ピン四角配列における乱流領域圧力損失係数($P/D=1.6$)の比較

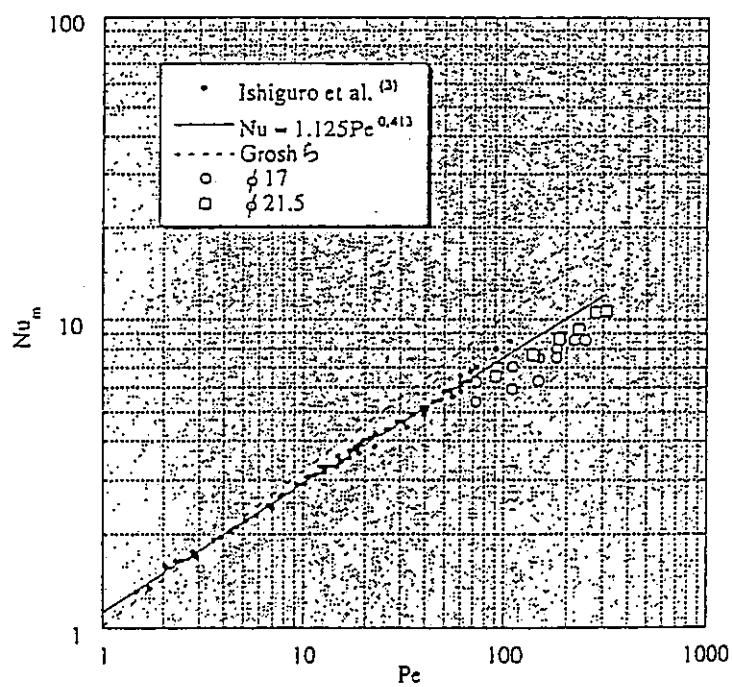


図3-7 鉛-ビスマスの熱伝達、ヌセルト数の計算値と実験値

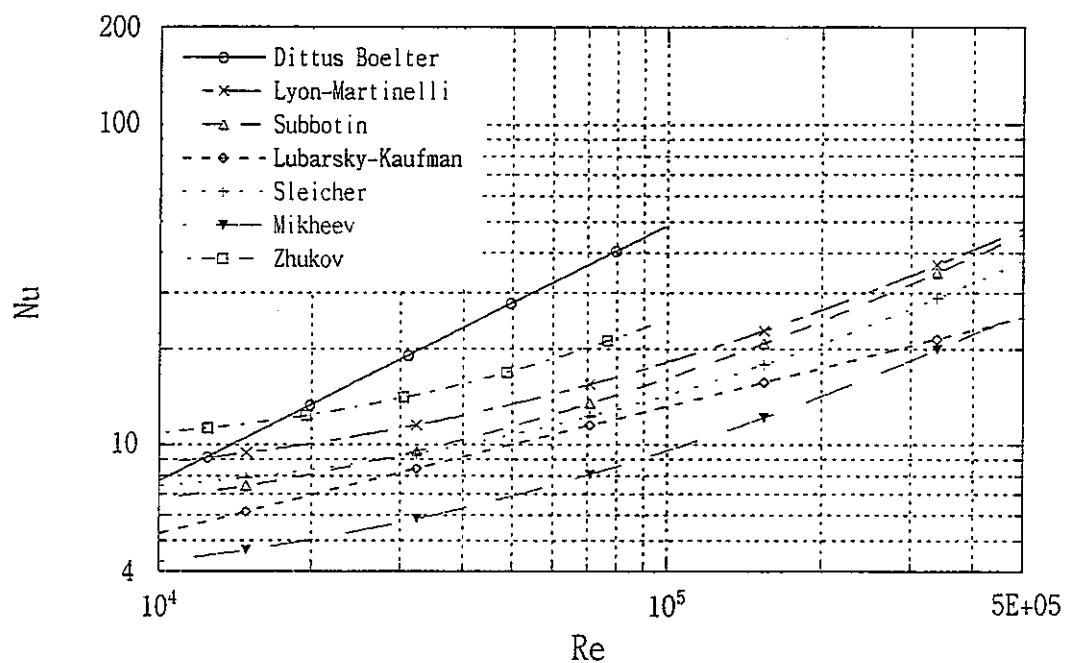


図 3-8 燃料ピン四角配列における乱流領域熱伝達の比較

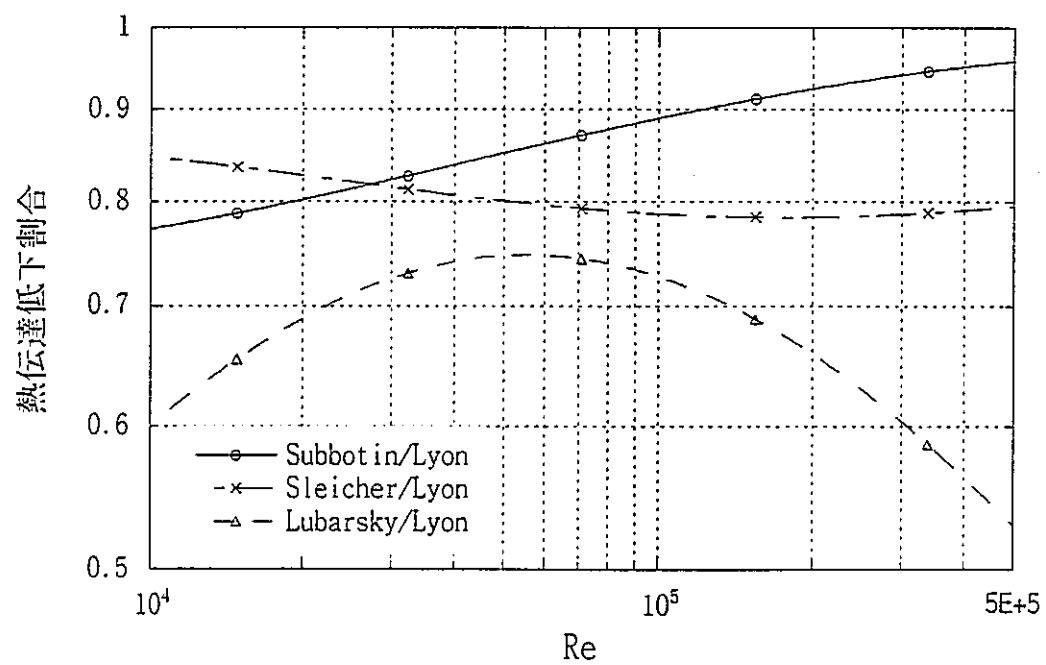


図 3-9 鉛-ビスマスにおける熱伝達低下割合の比較

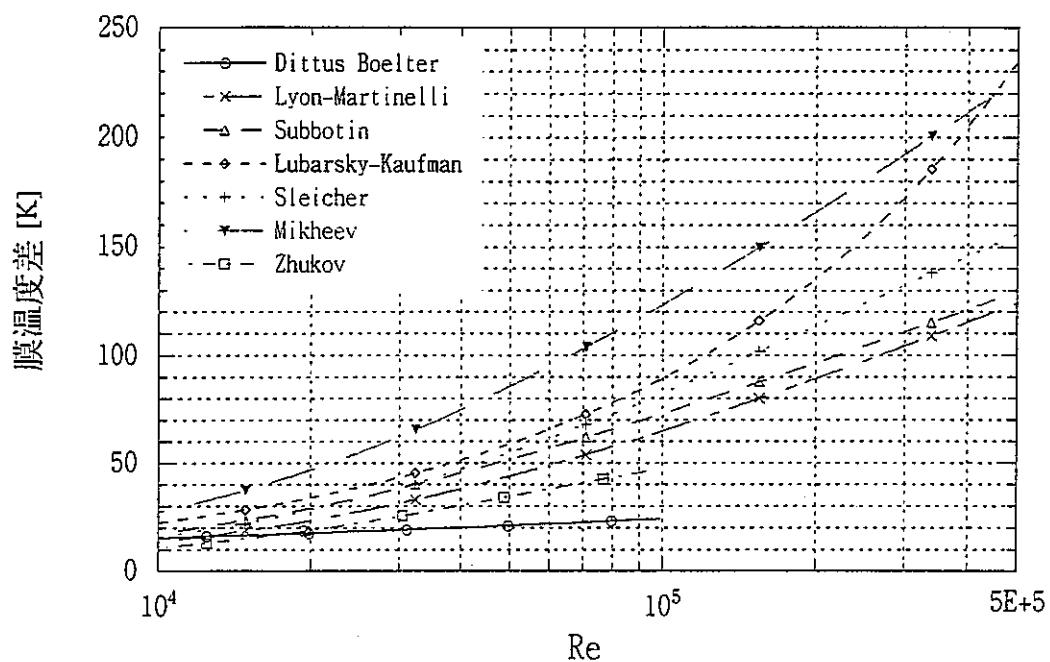


図3-10 燃料ピン四角配列における乱流領域膜温度差の比較

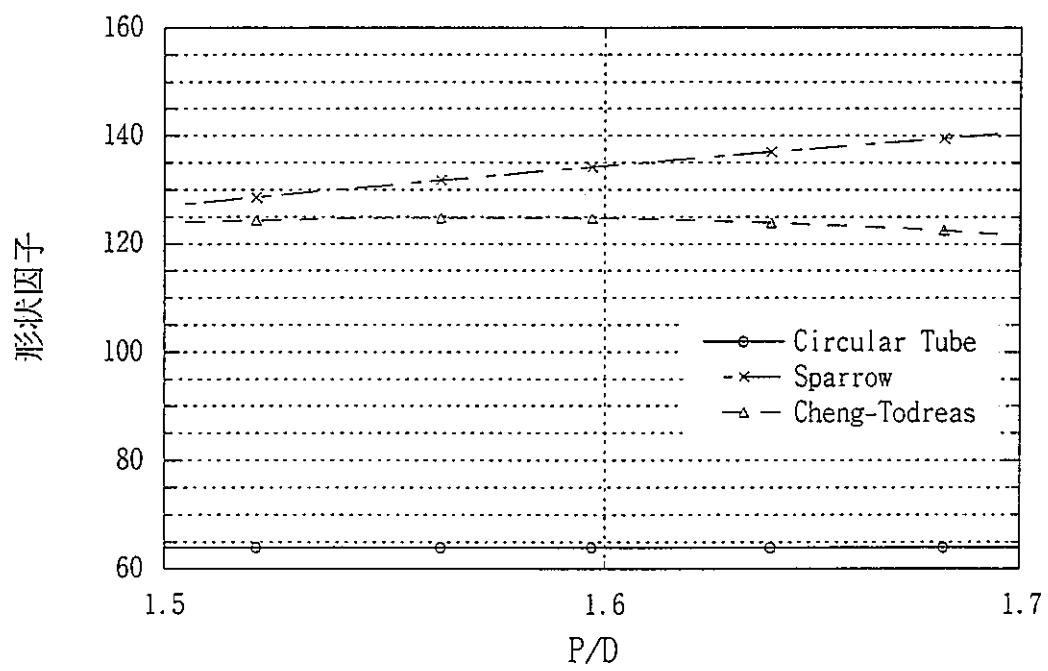


図3-11 燃料ピン三角配列における形状因子の比較

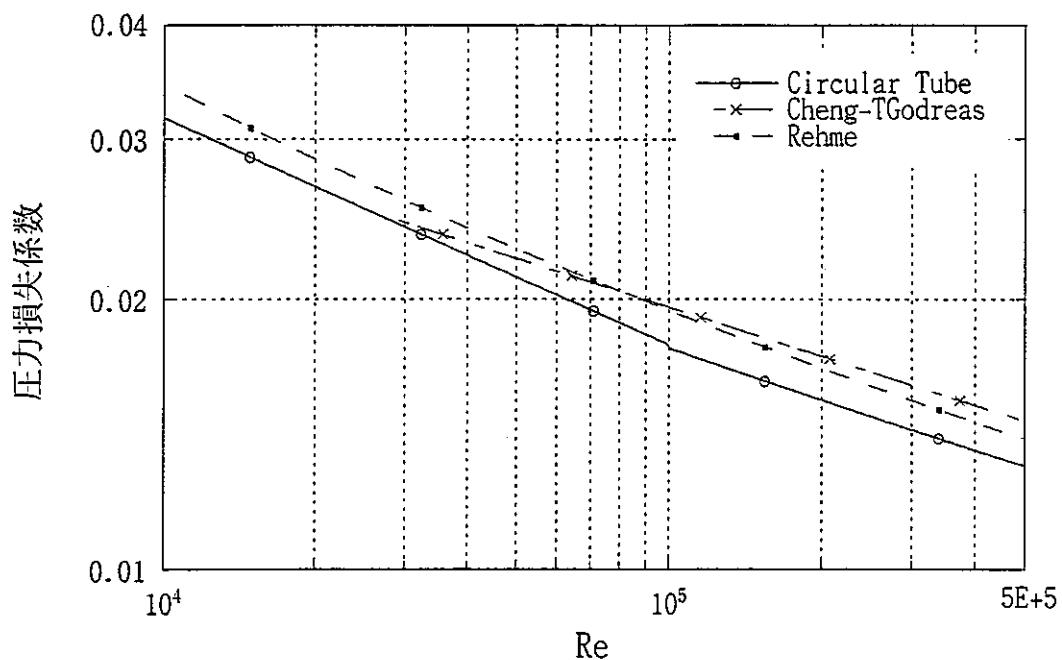


図3－12 燃料ピン三角配列における乱流領域圧力損失係数の比較

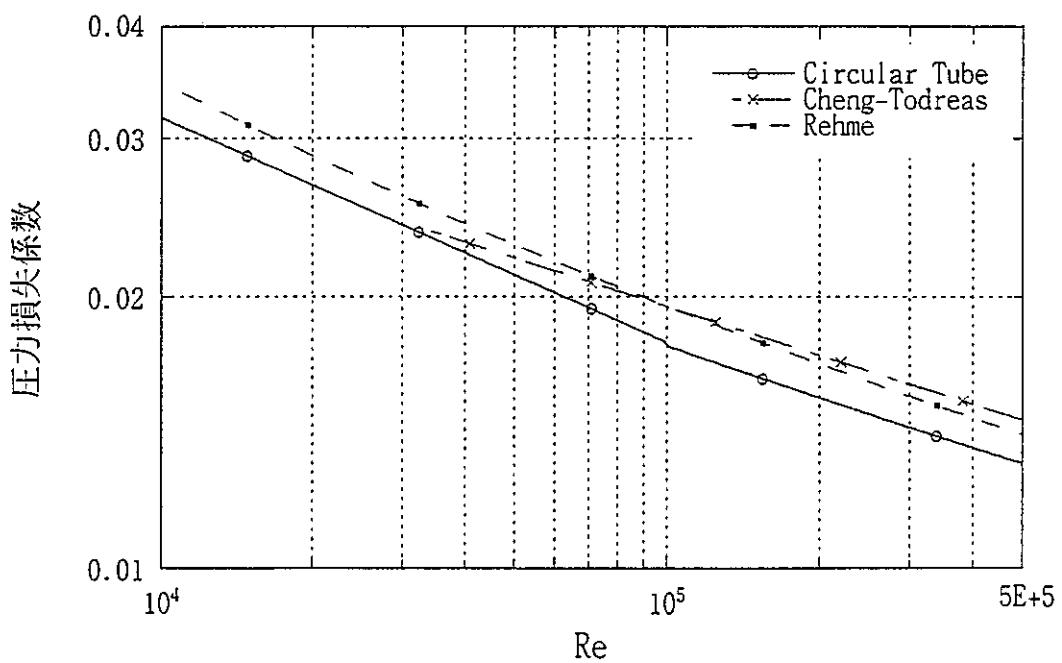


図3－13 燃料ピン三角配列における乱流領域圧力損失係数($P/D=1.7$)の比較

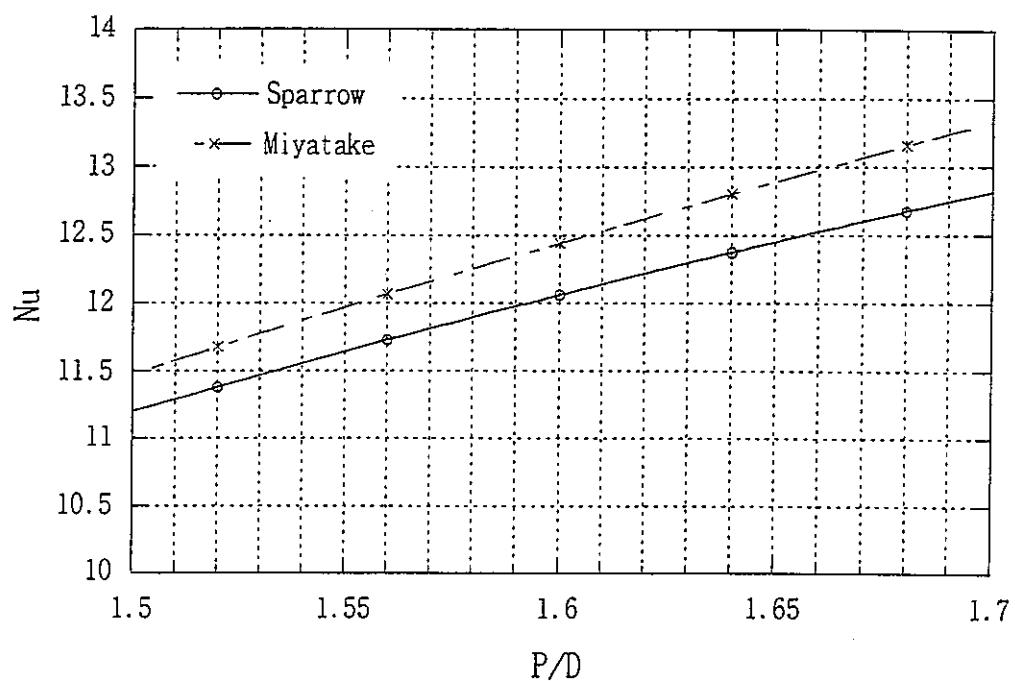


図3-14 燃料ピン三角配列における層流領域 Nu 数の比較

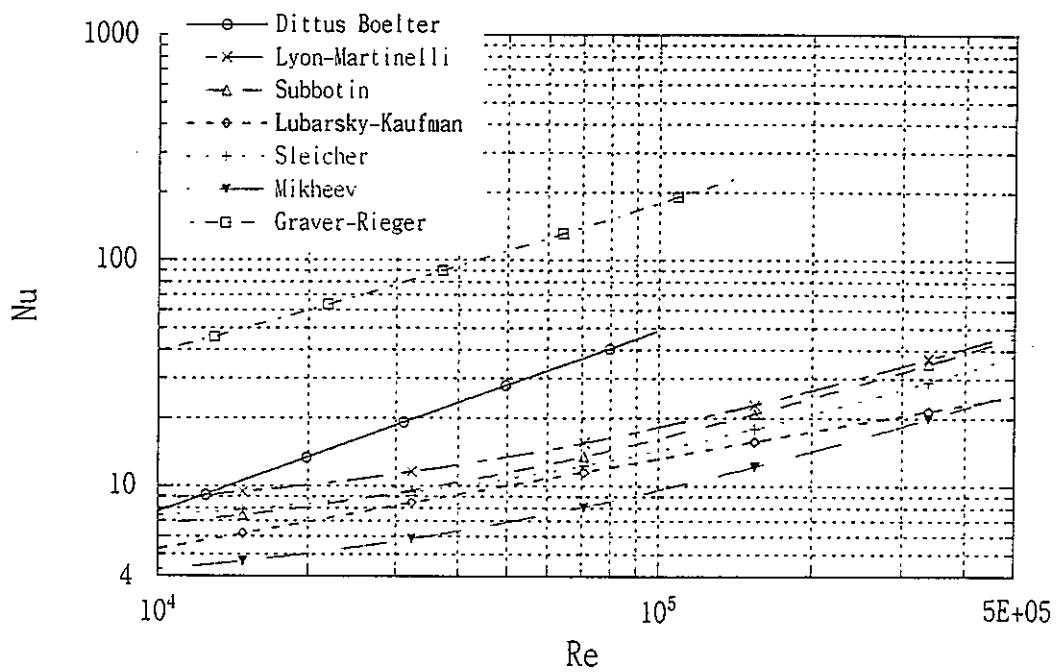


図3-15 燃料ピン三角配列における乱流領域 Nu 数の比較

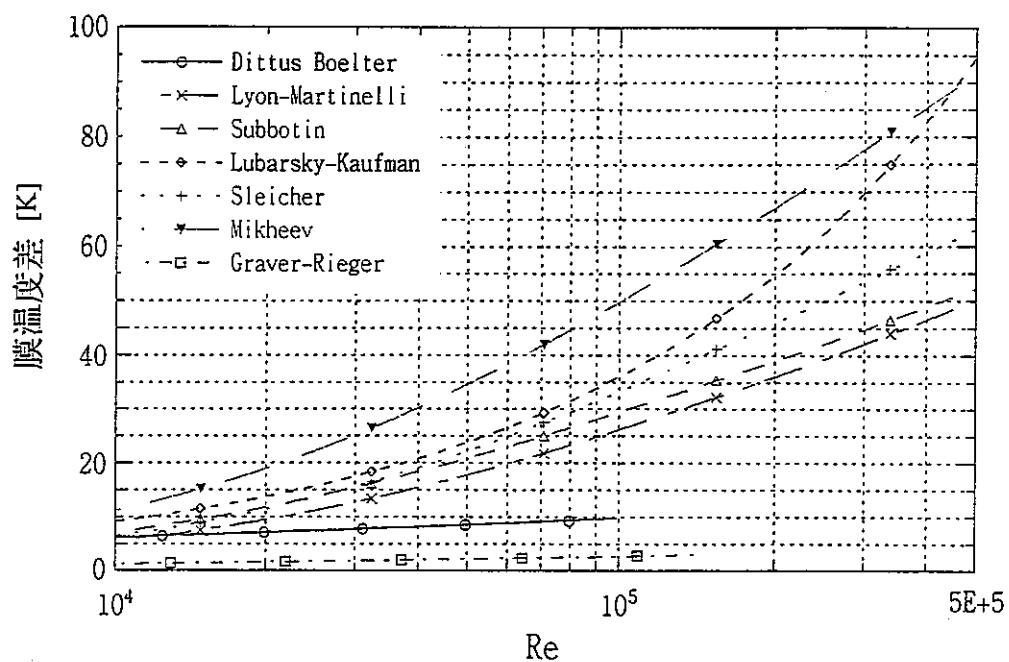


図 3-16 燃料ピン三角配列における乱流領域膜温度差の比較

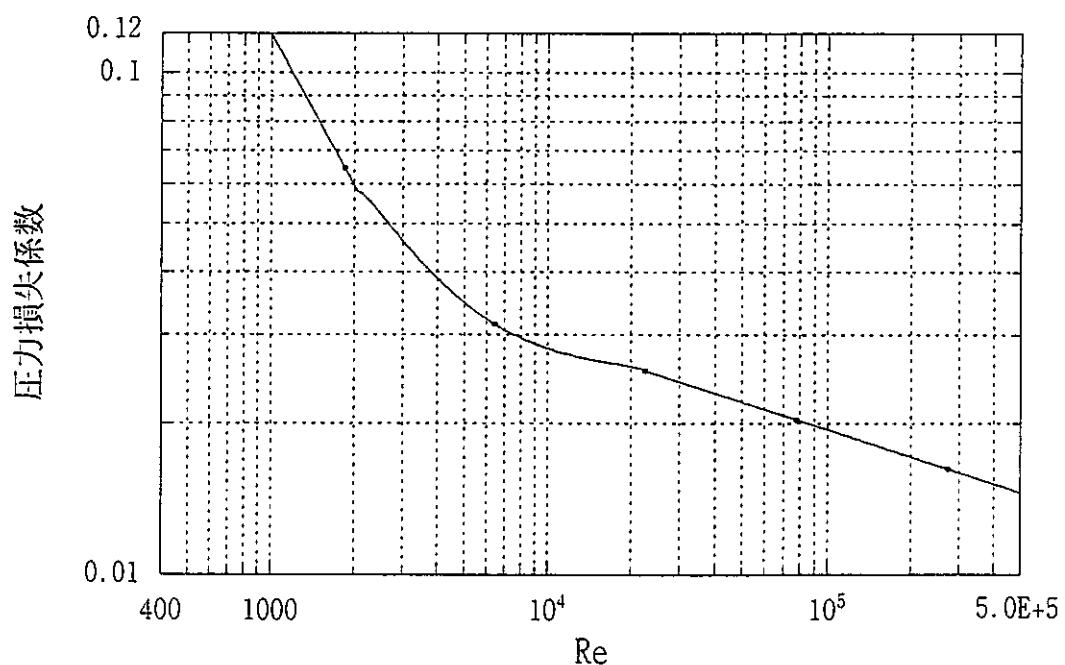


図 3-17 燃料ピン四角配列の推奨相関式による圧力損失係数 (BREST300 体系参照)

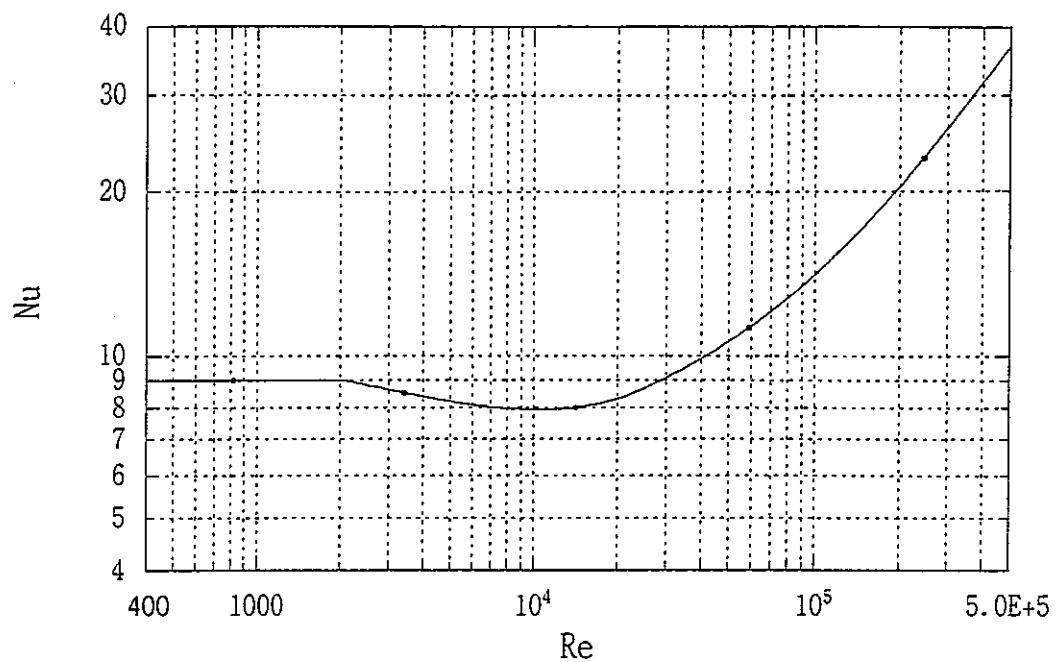


図 3 - 1 8 燃料ピン四角配列の推奨相関式による Nu 数 (BREST300 体系参照)

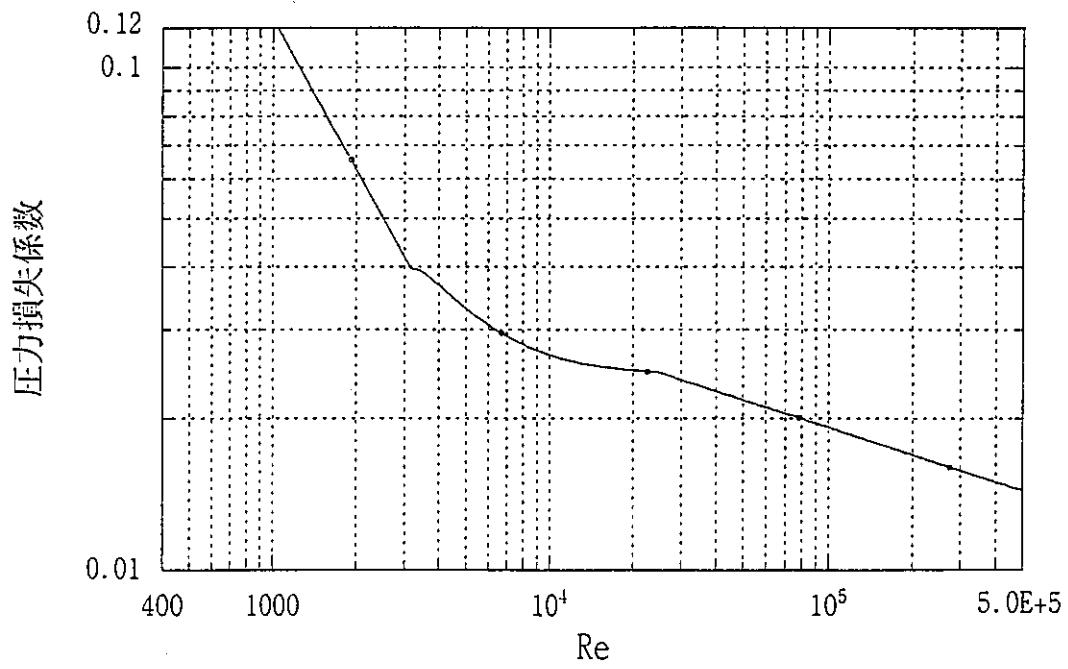


図 3 - 1 9 燃料ピン三角配列の推奨相関式による圧力損失係数

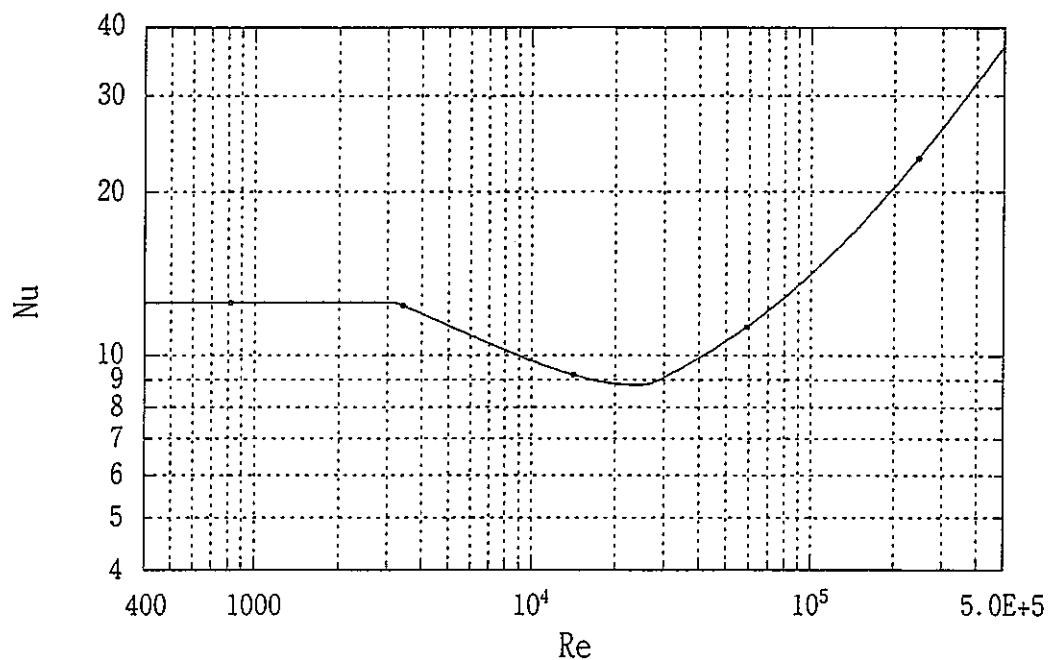


図3－20 燃料ピン三角配列の推奨相関式による Nu 数

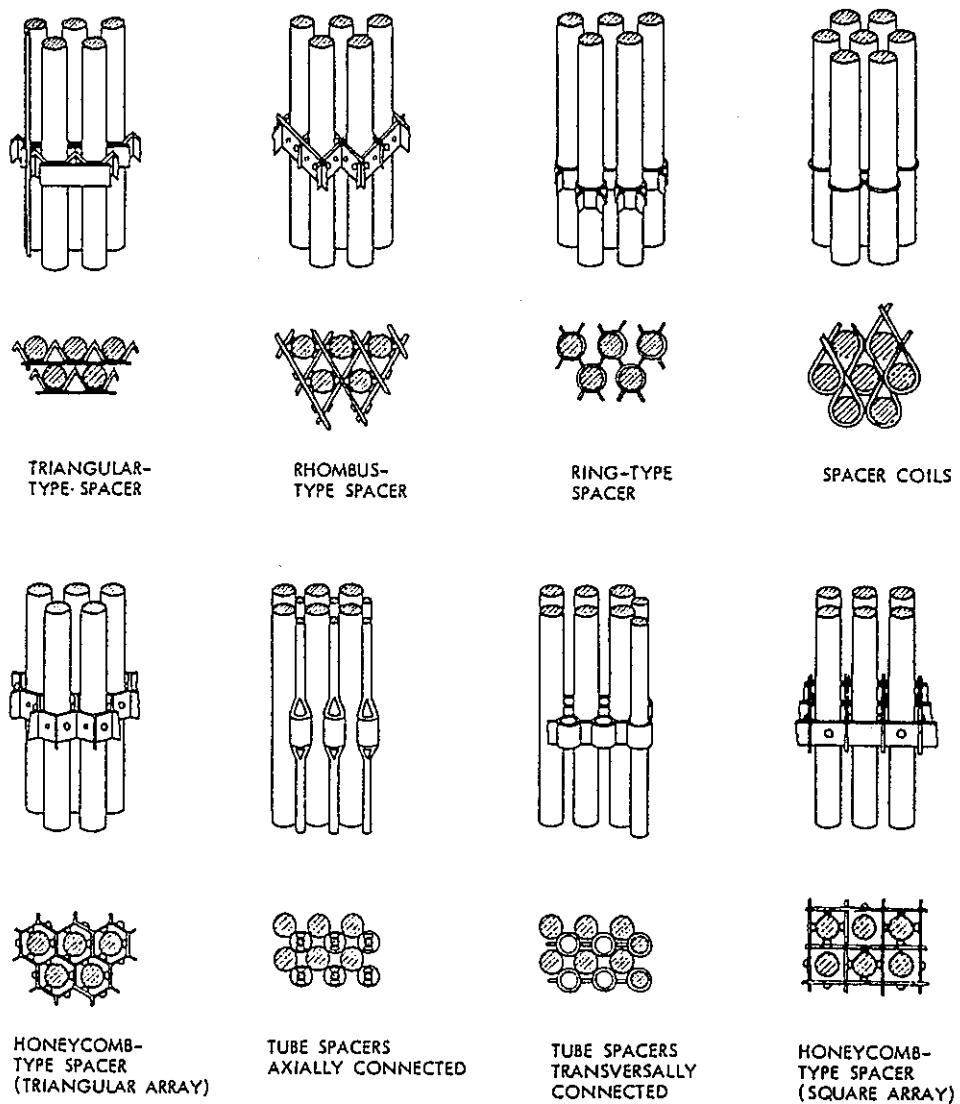


図 4 - 1 グリッドスペーサ形状

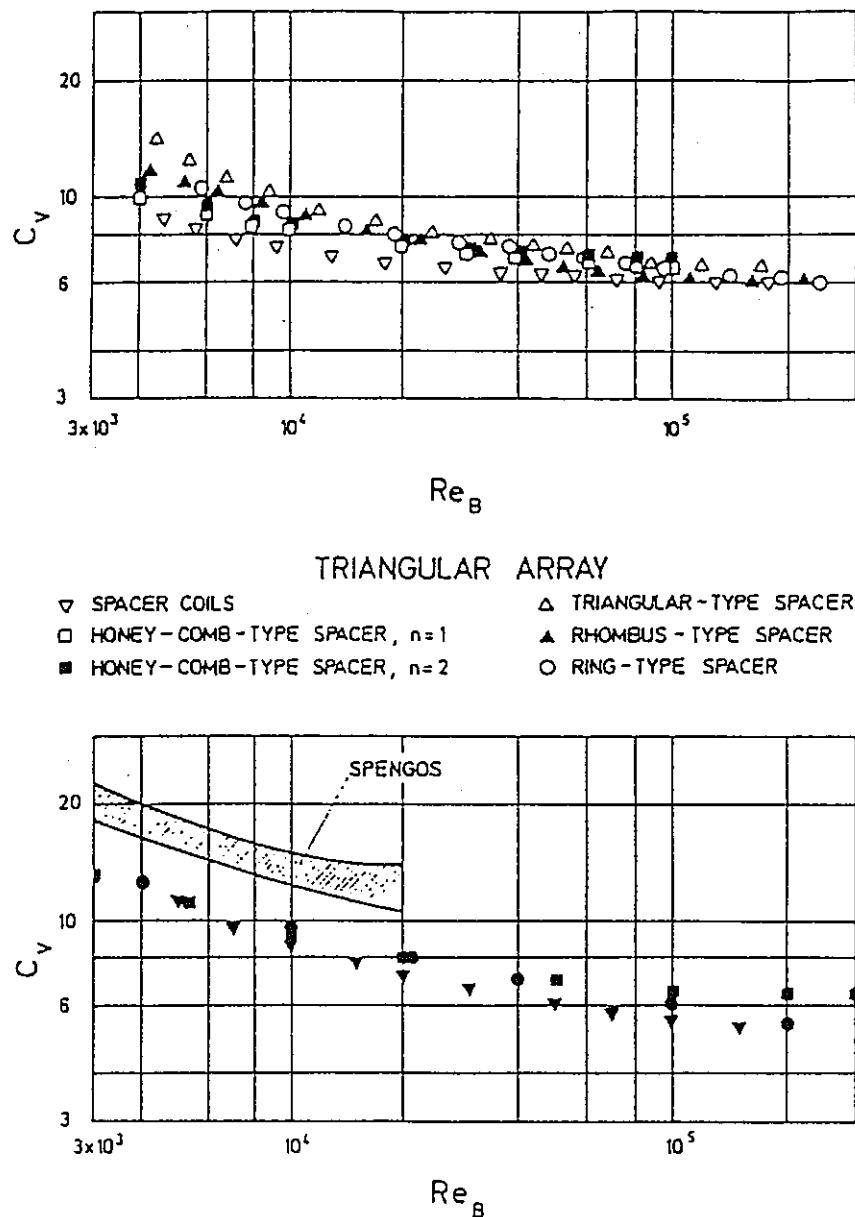


図4-2 修正形状圧力損失係数 C_v の測定結果

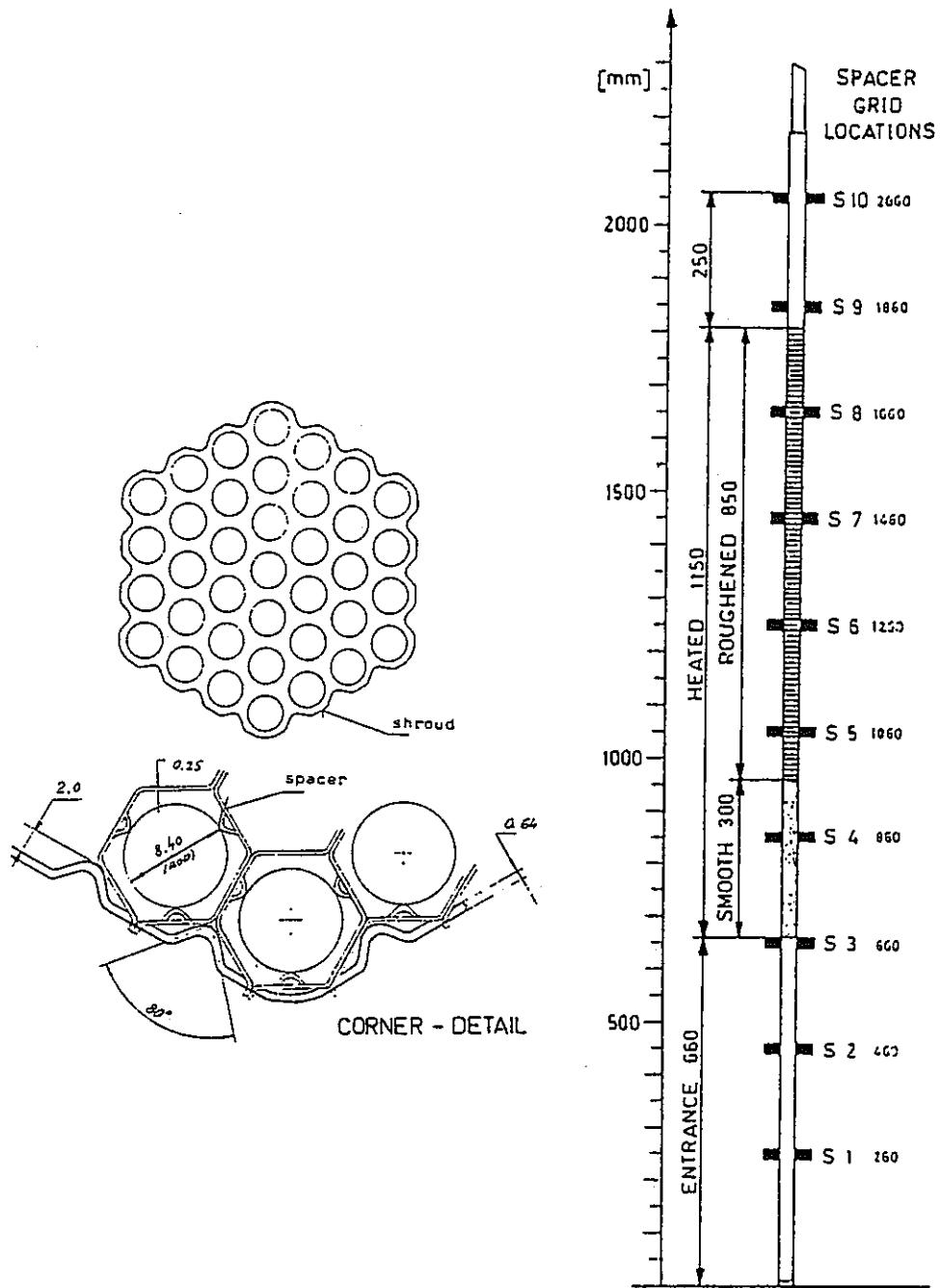


図 4-3 グリッドスペーサ形状及びリブ設置位置

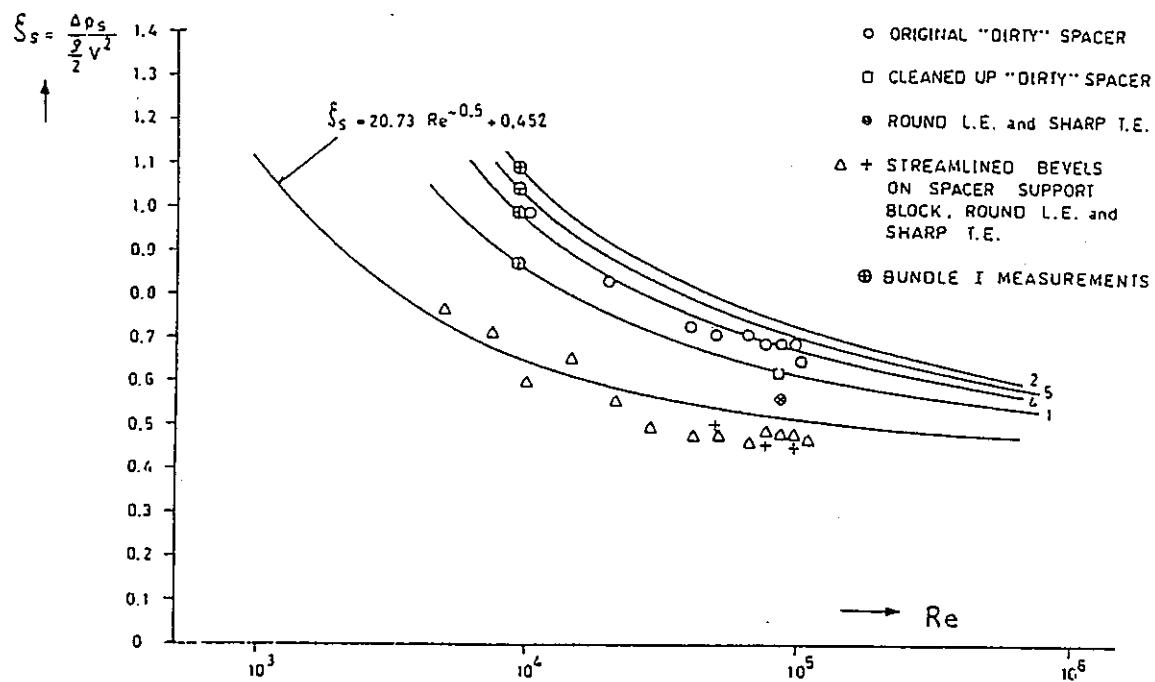


図 4-4 グリッドスペーサ圧力損失係数の測定値

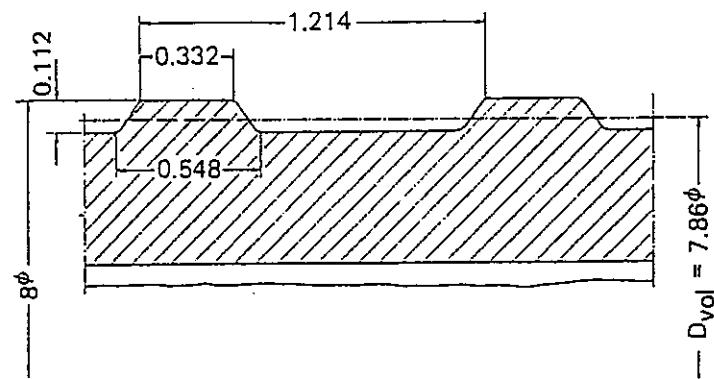


図 4-5 リブ形状

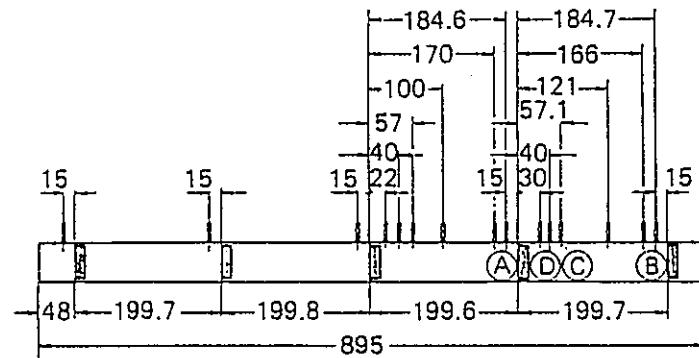


図 4-6 グリッドスペーサの位置

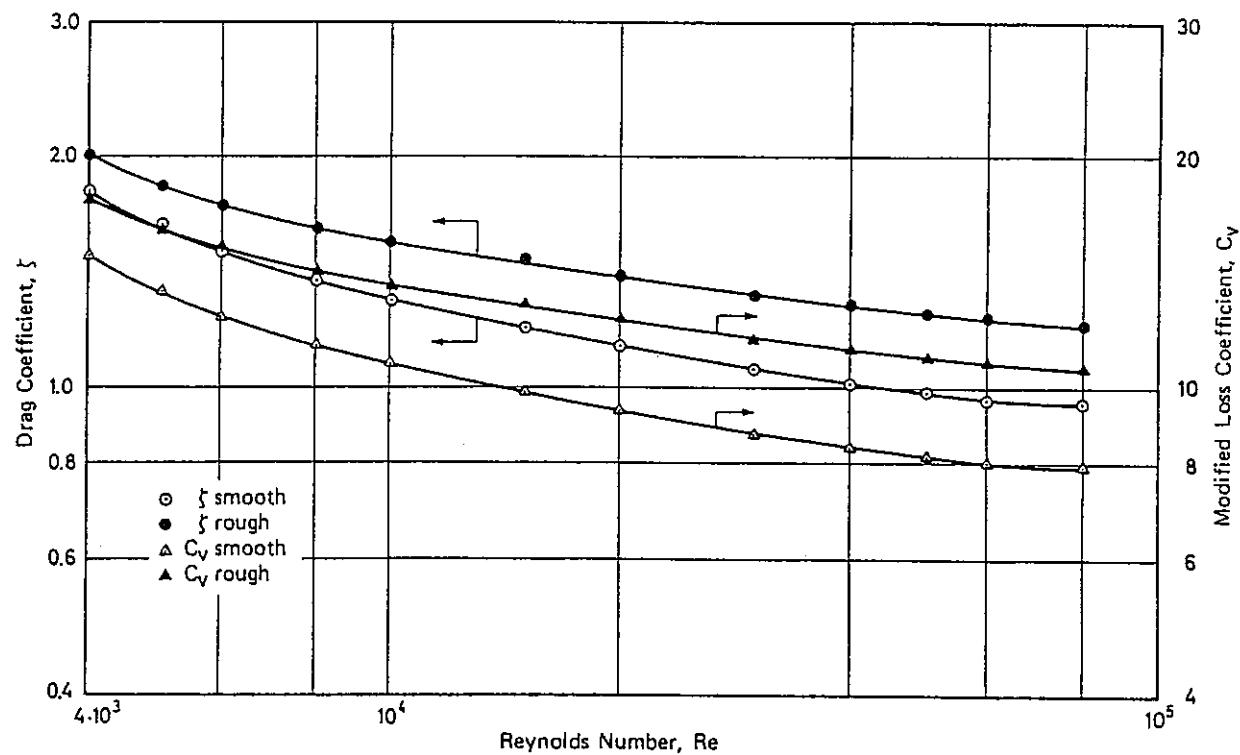


図 4-7 グリッドスペーサ圧力損失係数及び
修正形状圧力損失係数 C_v の測定値

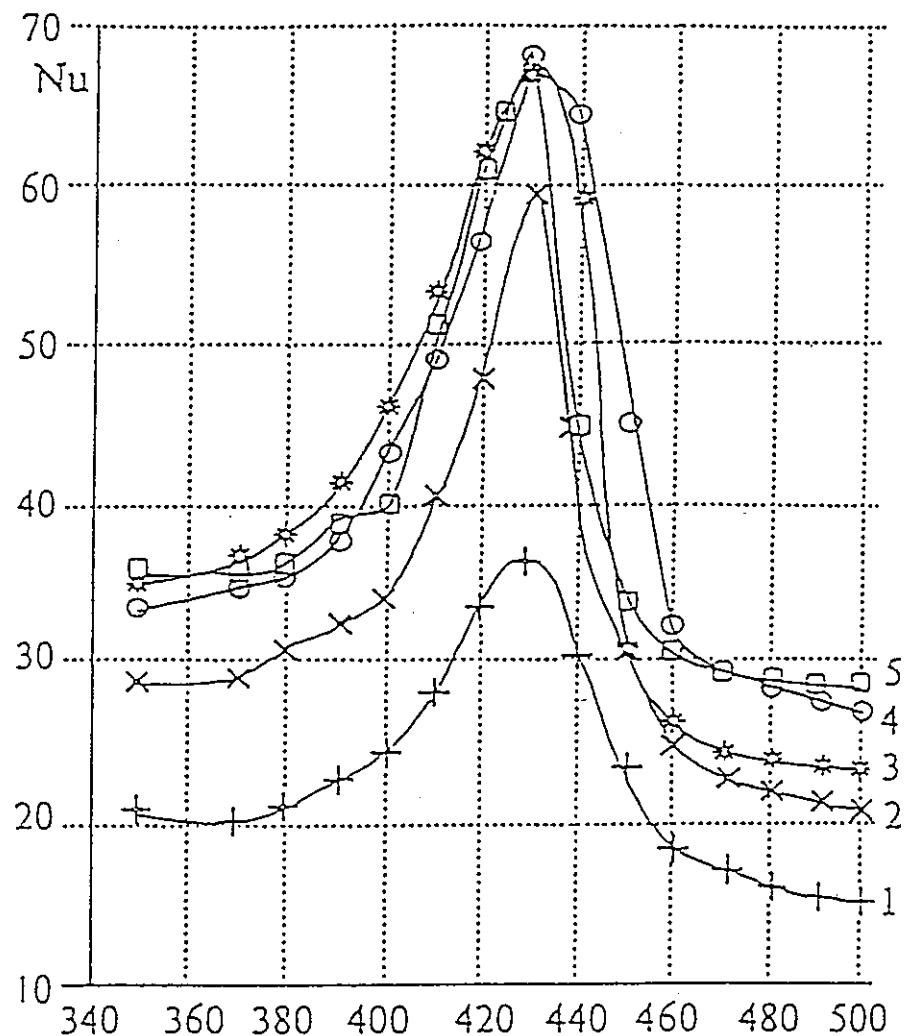


Figure 2. The influence of spacer grid on the Nusselt number for $s/d=1.46$ and Peclets numbers:

1 - $Pe=670$; 2 - $Pe=961$;

3 - $Pe=1236$; 4 - $Pe=2150$.

図4-8 グリッドスペーサのバンドル内熱伝達への影響

< 付録 >

炭酸ガス、ヘリウム、鉛冷却材の物性式

付録. 炭酸ガス、ヘリウム、鉛冷却材の物性式

(1) 炭酸ガスの物性式

密度 ρ

$$\rho = PM / RT \quad [\text{kg/m}^3]$$

$M = 44 \times 10^{-3}$: 分子量 $[\text{kg/mol}]$

$R = 8.314 \times 10^{-6}$: 気体定数 $[\text{MJ/mol K}]$

P : 壓力 $[\text{MPa}]$

T : 温度 $[\text{K}]$

適用範囲は、 $4 \text{ MPa} \leq P \leq 5 \text{ MPa}$ 、 $500 \text{ K} \leq T \leq 800 \text{ K}$ 。

定圧比熱 C_p

$$C_p = AT + B \quad [\text{J/kg K}]$$

$$A = -3.710 \times 10^{-2} P + 5.239 \times 10^{-1}$$

$$B = 3.200 \times 10^1 P + 7.567 \times 10^2$$

P : 壓力 $[\text{MPa}]$

T : 温度 $[\text{K}]$

適用範囲は、 $4 \text{ MPa} \leq P \leq 5 \text{ MPa}$ 、 $500 \text{ K} \leq T \leq 800 \text{ K}$ 。

粘性係数 η

$$\eta = 3.007 \times 10^{-8} T + 9.875 \times 10^{-6} \quad [\text{Pa s}]$$

T : 温度 $[\text{K}]$

適用範囲は、 $4 \text{ MPa} \leq P \leq 5 \text{ MPa}$ 、 $500 \text{ K} \leq T \leq 800 \text{ K}$ 。

熱伝導率 λ

$$\lambda = 7.221 \times 10^{-5} T + 1.004 \times 10^{-3} \quad [\text{W/m K}]$$

T : 温度 $[\text{K}]$

適用範囲は、 $4MPa \leq P \leq 5MPa$ 、 $500K \leq T \leq 800K$ 。

(2) ヘリウムの物性式

密度 ρ

$$\rho = PM / RT \times 0.99 \text{ [kg/m}^3\text{]}$$

$M = 4.0 \times 10^{-3}$: 分子量 [kg/mol]

$R = 8.314 \times 10^{-6}$: 気体定数 [MJ/mol K]

P : 壓力 [MPa]

T : 溫度 [K]

適用範囲は、 $5MPa \leq P \leq 10MPa$ 、 $480K \leq T \leq 1300K$ 。

定圧比熱 C_p

$$C_p = 5.191 \times 10^3 \text{ [J/kg K]}$$

適用範囲は、 $5MPa \leq P \leq 10MPa$ 、 $480K \leq T \leq 1300K$ 。

粘性係数 η

$$\eta = 3.639 \times 10^{-8} T + 1.029 \times 10^{-5} \text{ [Pa s]}$$

T : 溫度 [K]

適用範囲は、 $5MPa \leq P \leq 10MPa$ 、 $480K \leq T \leq 900K$ 。

熱伝導率 λ

$$\lambda = 3.366 \times 10^{-3} T^{0.668} \text{ [W/m K]}$$

T : 溫度 [K]

適用範囲は、 $573K \leq T \leq 1573K$ 。

(3) 鉛の物性式

密度 ρ

$$\rho = -1.178T + 1.130 \times 10^4 \text{ [kg/m}^3\text{]}$$

T : 温度 [K]

適用範囲は、大気圧 (0.10 MPa)、 $607K \leq T \leq 1273K$ 。

定圧比熱 C_p

$$C_p = 0.16 \times 10^3 \text{ [J/kg K]}$$

適用範囲は、大気圧 (0.10 MPa)、 $607K \leq T \leq 800K$ 。

粘性係数 η

$$\eta = -1.174 \times 10^{-12} T^3 + 8.072 \times 10^{-9} T^2 - 1.407 \times 10^{-5} T + 8.466 \times 10^{-3} \text{ [Pa s]}$$

T : 温度 [K]

適用範囲は、大気圧 (0.10 MPa)、 $607K \leq T \leq 800K$ 。

熱伝導率 λ

$$\lambda = 7.131 \times 10^{-6} T^2 - 1.470 \times 10^{-2} T + 2.259 \times 10^1 \text{ [W/m K]}$$

T : 温度 [K]

適用範囲は、大気圧 (0.10 MPa)、 $607K \leq T \leq 800K$ 。