

核融合炉ダイバータ冷却のための高濃度固気混相衝突噴流熱伝達に関する研究

横峯, 健彦
九州大学大学院総合理工学研究科エネルギー変換工学専攻

清水, 昭比古
Department of Energy Conversion Engineering, Interdisciplinary Graduate School of Engineering Sciences, Kyushu University

江口, 晃弘
九州大学大学院総合理工学研究科エネルギー変換工学専攻

<https://doi.org/10.15017/17439>

出版情報 : 九州大学大学院総合理工学報告. 19 (2), pp.191-196, 1997-09-01. 九州大学大学院総合理工学研究科
バージョン :
権利関係 :

核融合炉ダイバータ冷却のための 高濃度固気混相衝突噴流熱伝達に関する研究

横 峯 健 彦*, 清 水 昭比古*, 江 口 晃 弘**

(平成9年5月28日 受理)

Feasibility Study on Impinging Jet Heat Transfer of Dense Gas-Solid Suspension Divertor Cooling

Takehiko YOKOMINE*, Akihiko SHIMIZU* and Akihiro EGUCHI**

This paper aims to demonstrate experimentally the heat transfer performance of dense gas-solid suspension impinging jet for divertor cooling of the fusion power reactor. Prior to the experimental study, a tentative goal of $20000\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ was set as the heat transfer coefficient based on the expected temperature level of both coolant and divertor plate materials. When the glassy-carbon particles were used, the maximum heat transfer coefficient could not reach the target value because the solid flow rate was restricted by the crucial erosion damage of test plate and a strong vibration observed in the test line. On the other hand, in the case that the fine graphite particles were used, the maximum heat transfer coefficient of $20000\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ was obtained at relatively dilute condition of solid loading ratio, which is considered to be due to the additive production of turbulence by particles' wake.

1. はじめに

核融合炉研究開発は、当面の目的として実験炉 ITER の開発と運転にあるが、次の段階であるエネルギー発生核融合炉システムを実証する原型炉およびその先の動力炉を視野に入れた研究開発を進めていくことも同様に重要である。この beyond ITER という課題に関しては、ここ数年、日米ワークショップ¹⁾をはじめとする活発な研究・検討が行われているが、ここでは、特にガス冷却核融合炉の開発に力点が置かれている。ガス冷却炉が潜在的には高温化、高効率化、核熱の多面的利用等の可能性を持ちながら、現在、核分裂炉および高温ガス炉開発いずれもが足踏みしている理由は、ガスの伝熱性能の低劣さに尽きる。にも拘らず、核融合炉であえてガス（ヘリウム）冷却を考へるのは、ガス以外の冷却材が安全性、即ち社会への受容性という点で懸念を抱えているのに対して、ヘリウムの核的・化学的不活性に魅力があるからである。膨大な資本費を要する核融合炉では、高温化とそれに伴う高効率エネルギー変換への期待は核分裂炉にも増して大きく、固有安全性と併せて、伝熱性能の問題さえクリアできればガス冷却方式は極めて魅力的である。

熱伝達の改善策は加圧、乱流促進、拡大伝熱面の3つに尽きる。既に多種多様の乱流促進体、拡大伝熱面が開発され²⁾、在来炉程度の熱流束値の部分にはこれ

らを適宜採用して対応することができる。しかし、ガス冷却核融合炉の最大の問題は、ガス冷却では不可能という極端に高い熱流束に晒される機器、特にプラズマ対向機器の除熱である。核融合炉第一壁の予想熱流束は大略 $1\text{MW}/\text{m}^2$ 程度で、これだけでもガス冷却分裂炉の値を大きく上回るが、ダイバータの熱流束はこれの数倍～10倍程度で、例えばこれを沸騰熱伝達に匹敵する $10^4\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ 程度の熱伝達係数で冷却しても必要な温度差は 1000K で普通の材料はまず持たない。これに対処するために上記3策を過度に進めると過大なポンプ動力が必要となり、水冷却に対する優位性を相殺する。結局、以上の3策以外に何らかの革新的な伝熱促進技術を導入しないとガス冷却方式は成立し難い。

日本原子力研究所では、 100MW 級の核融合商用動力炉の構築の実現可能性を実証する目的で、SSTR (Steady State Tokamak Reactor) 概念設計が行われてきた。その第2フェーズ、SSTR-2においてガス冷却が検討され、ガス冷却に付随する上述の問題の革新的打開策として、冷却材として分散型固気混相流の導入が検討された³⁾。分散型固気混相流の採用は、既に B&W 社によって He-グラファイト案⁴⁾あるいは米国 ARIES 計画の HERCULES⁵⁾ (Helium Reactor Cooled by Ultra fine particLES) で検討されてきたが、粉体の取り扱い技術等に unknown の点が多々あるという理由から採用には至らなかった経緯を持つ。単相ガスと比した固気混相流伝熱の主たる特徴は、①固体粒子

*エネルギー変換工学専攻

**エネルギー変換工学専攻修士課程

群の存在による熱容量増加, ②固体粒子群の添加による乱れ促進効果, ③高温域におけるふく射伝熱の積極的利用, に大別される. 特に②に関して, 一般には微細な粒子は流れの乱流変動に対し negative に働き, 乱流強度を低下させることが多いが, 流線に曲率がある場合, 固気両相間には大略 $10^3 \sim 10^4$ の物質密度差があるので慣性の大きい粒子群は曲率外側に遍在して流れ, その結果壁面近傍の粘性底層にたやすく進入し, 粒子背後にウェイクの形で付加的な乱れを発生させ熱伝達が向上する. 衝突噴流はこのような非直線的な流れの典型で, 清水ら⁹⁾によって粒子添加による伝熱促進効果が報告されている. 衝突噴流では, 伝熱促進は淀み点近傍の狭い領域に限られるが, ダイバータ板で特に高い熱流束に晒される部分もやはりストライキングポイント近傍の狭い領域に限られるので, SSTR-2 ではこの衝突噴流によるダイバータ冷却が採用された.

ダイバータにかかる熱流束を ITER 等の設計値から 8MW/m^2 と仮定し, これを温度 400°C , ノズルレイノルズ数 $Re_N = 10^5$ の衝突噴流で冷却し, ダイバータ板の冷却面表面温度を 800°C に制限するとすれば, 必要な熱伝達係数の値は約 $2 \times 10^4 \text{W/m}^2\text{K}$ で, 前述の清水らの実験結果を単純に外挿すれば, この熱伝達係数の値は固体粒子のローディング比 (質量混合比) Γ が約 20 という非常に高濃度な条件下で達成可能と考えられる. 高温・高濃度の固気混相衝突噴流熱伝達に関する研究はこれまで全くなされていないため, 必要な伝熱性能を確保するのにこのような大きなローディング比がはたして必要かどうかという問題に関しては確証がなく, 実験による確認が必要とされる. 本論文では, この高温域での高濃度固気混相衝突噴流熱伝達実験の結果を報告し, 固気混相衝突噴流冷却方式によるプラズマ対向機器の成立性について検証する.

2. 実験ループ

高圧ガス供給部, 粒子供給部, 予熱炉, 伝熱試験部, 冷却部, 粒子回収部の6つの部分からなる実験ループを Fig. 1 に示す. 高圧の窒素ガスが流量調整後, 粒子混合チャンバーに導かれ, そこでロータリーフィーダーによって粒子供給タンクから定常供給された粒子と混合され固気混相流となる. 粒子供給タンク内壁に取り付けられた4つのレベルセンサーによって粉体上部面の下降速度を測定して, 粒子供給速度を得る. 続いて, 混相流は予熱炉に入り, プロパン燃焼ガスにより必要に応じた温度まで昇温される. この予熱炉内部では, 伝熱管は2重螺旋構造となっており, その周りを多孔質セラミックスのふく射変換体で囲むことにより短時間に最大約 1000K まで固気混相流を昇温することができる (Fig. 2). 予熱炉を出た後, 混相流は伝

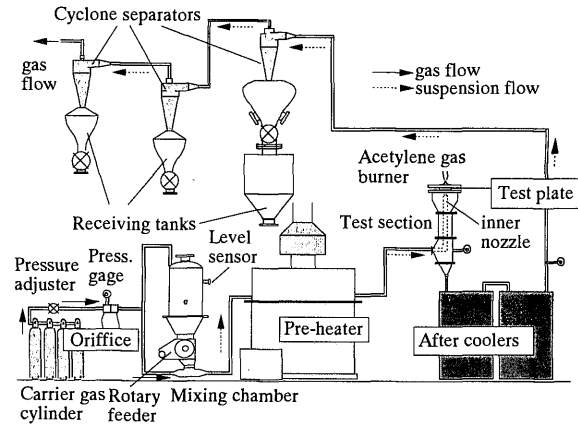


Fig. 1 Experimental facility

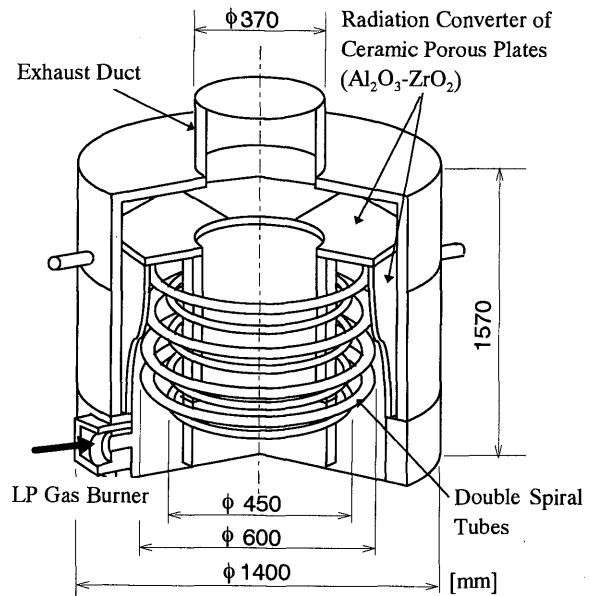
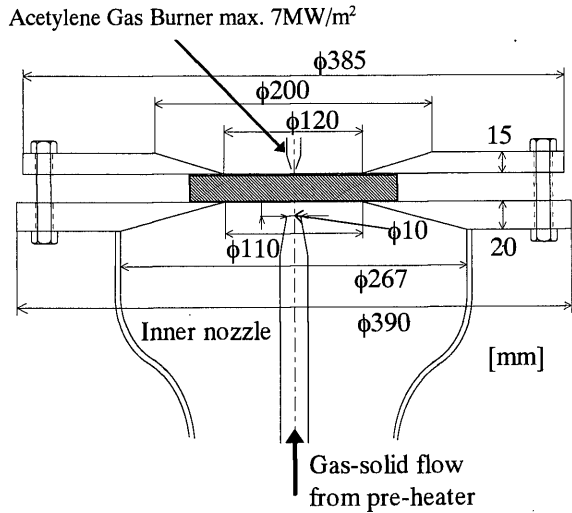


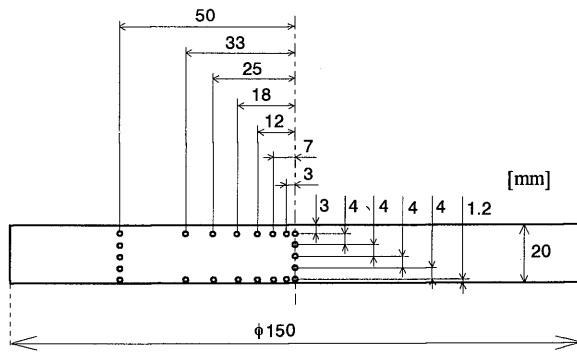
Fig. 2 Bird's-eye view of pre-heater

熱試験部に入る. 伝熱試験部は2重管構造となっており, 内管は内径 12mm の円形ノズルで混相流が鉛直上向き衝突噴流となり伝熱面下面を冷却するようになっている. 冷却を行った後の固気混相流は外管を通る下降流となり冷却部へと向かう. 最後に, 混相流は粒子回収部へ向かい, 3段のサイクロンセパレータによって回収され, 一方, 窒素ガスは大気開放となる.

伝熱試験部の詳細を Fig. 3 に示す. 伝熱面は径 150mm , 厚さ 22.0mm の銅製円柱であり, (b) に見られるように, 軸対称を仮定して軸方向に沿った断面の半分の領域を囲むように計22本の熱電対を挿入している. この熱電対で得られた温度を境界条件とした軸対称熱伝導方程式を解き伝熱面内温度分布を求め, さらに伝熱面上下面上の温度分布を多項式近似により外挿して壁面熱流束および熱伝達係数を導く. 熱伝達係数 $h (\text{W/m}^2\text{K})$ は以下で定義した.



(a) Dimension of test section



(b) Test plate

Fig. 3 Details of the test section

$$h = \frac{q_w}{T_w - T_j} \quad (1)$$

ここで、 q_w (W/m^2) は冷却面側熱流束、 T_w (K) は冷却面温度、 T_j (K) はノズル出口での固気混相流の温度である。一方、伝熱面上面はアセチレンガスバーナーによって加熱する。アセチレンガスバーナー(バーナーノズル径3mm)の火炎温度は約3500Kで、最大約 $7MW/m^2$ の局所的熱流束が得られる。

3. 実験結果

3.1 伝熱面内温度分布

熱電対による測定値を用いて伝熱面内の熱伝導方程式を解いた伝熱面内温度分布の一例を Fig. 4 に、その場合の冷却面側の熱伝達係数半径方向分布を Fig. 5 に示す。実験条件は、ローディング比 $\Gamma=2.0$ 、熱ローディング比 $\Gamma_{th}=2.7$ 、ノズルレイノルズ数 $Re_N=1.4 \times 10^5$ 、噴流温度 $T_j=491K$ 、およびノズル-伝熱面間無次元距離 $H/D=1$ である。 Γ_{th} は両相の熱容量流量比で、次式で定義される。

$$\Gamma_{th} = \frac{C_p G_p}{C_f G_f} = \frac{C_p}{C_f} \Gamma \quad (2)$$

ここで、 C_p 、 C_f はそれぞれ粒子の比熱、ガスの定圧比熱 (J/kgK)、 G_p 、 G_f は粒子、ガスの質量流量 (kg/s) である。図より、伝熱面上下各面で局所的な加熱、冷却が行われており、また、熱伝達係数分布から、ほぼノズル径内のみで顕著な伝熱性能が得られていることがわかる。全ての実験でこのような伝熱面内温度分布および熱伝達係数分布を求め、伝熱性能を評価した。

3.2 グラッシーカーボンを用いた実験結果

SSTR-2 では候補粒子として耐高温性、トリチウム吸着性、対放射化性の点から SiC が選ばれたため、本実験では SiC と比較的物性が近いグラッシーカーボン球形粒子 (以下 G-C 粒子) を使用した。G-C 粒子の平均粒径は $26\mu m$ (標準偏差 $6.3\mu m$) である。G-C 粒子を用いた実験では、ノズル-伝熱面間無次元距離 H/D を 1 および 3 とし、 $H/D=1$ の場合、ノズルレイノルズ数が $7 \times 10^4 \leq Re_N \leq 9.8 \times 10^4$ 、熱ローディング比 Γ_{th} が $0 \leq \Gamma_{th} \leq 5.12$ 、一方 $H/D=3$ の場合は、それぞれ $5.5 \times 10^4 \leq Re_N \leq 1.0 \times 10^5$ 、 $0 \leq \Gamma_{th} \leq 8.55$ の範囲で実験を行った。

G-C 粒子による実験のパラメータおよび得られた熱伝達係数を Table 1 にまとめる。表の条件下での実験結果を Fig. 6 に示す。横軸は熱ローディング比、

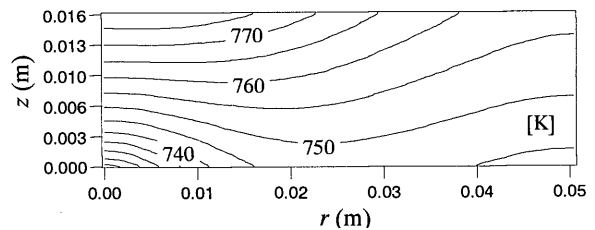


Fig. 4 Calculated temperature profiles in the test plate

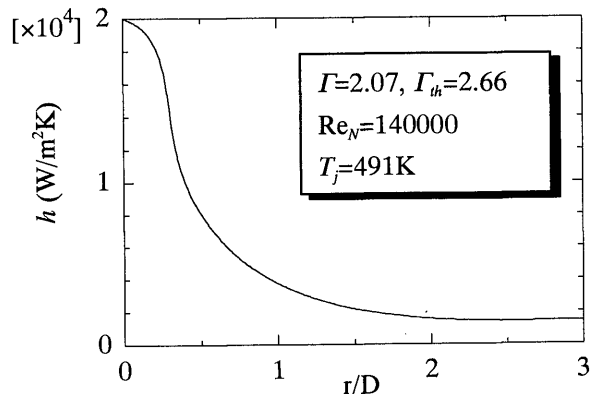


Fig. 5 Calculated radial variation of heat transfer coefficient

縦軸は淀み点熱伝達係数である。H/D=1 の場合、最大熱伝達係数は $\Gamma_{th}=5.13$ のときに $14900(W/m^2K)$ 、H/D=3 の場合は、 $\Gamma_{th}=4.09$ のときに $9740(W/m^2K)$ が得られた。図より、H/D=3 の場合は、熱ローディング比を上げていっても、熱伝達係数の上昇は飽和しており、これ以上の熱伝達係数の向上は望めないが、H/D=1 では、熱ローディング比をさらに増加することで熱伝達係数の目標値は達成できると考えられる。しかし、実験ではこれ以上の粒子流量増加は、粒子輸

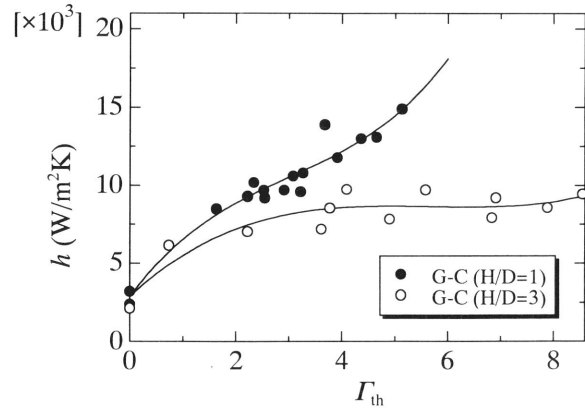


Fig. 6 Thermal loading ratio vs. Heat transfer coefficient in the case of G-C particles

Table 1 Experimental parameters and obtained heat transfer coefficients in the case of glassy-carbon particles

| Re_N ($\times 10^4$) | Γ | Γ_{th} | $h(W/m^2K)$ | $T_j(K)$ | $T_w(K)$ |
|-----------------------------|----------|---------------|-------------|----------|----------|
| H/D = 1 | | | | | |
| 9.57 | 0 | 0 | 3200 | 285 | 781 |
| 9.84 | 0 | 0 | 2400 | 285 | 781 |
| 9.76 | 2.58 | 1.63 | 8500 | 285 | 711 |
| 9.78 | 3.51 | 2.22 | 9300 | 285 | 721 |
| 9.53 | 3.99 | 2.52 | 9700 | 285 | 711 |
| 9.79 | 4.61 | 2.91 | 9700 | 285 | 753 |
| 7.53 | 1.70 | 2.54 | 9200 | 645 | 805 |
| 8.76 | 2.17 | 3.08 | 10600 | 557 | 698 |
| 7.06 | 2.45 | 3.27 | 10800 | 518 | 712 |
| 7.13 | 2.51 | 2.33 | 10200 | 727 | 927 |
| 8.92 | 2.64 | 3.22 | 9600 | 501 | 778 |
| 8.84 | 2.75 | 3.91 | 11800 | 512 | 865 |
| 7.62 | 2.90 | 4.36 | 13000 | 627 | 861 |
| 8.03 | 3.36 | 4.66 | 13100 | 592 | 818 |
| 7.48 | 3.72 | 3.67 | 13900 | 653 | 861 |
| 9.80 | 4.48 | 5.13 | 14900 | 448 | 693 |
| H/D = 3 | | | | | |
| 7.14 | 0 | 0 | 2146 | 444 | 1011 |
| 10.0 | 1.16 | 0.74 | 6164 | 282 | 736 |
| 5.62 | 1.68 | 2.22 | 7052 | 625 | 872 |
| 5.54 | 2.70 | 3.61 | 7188 | 644 | 890 |
| 5.57 | 3.68 | 4.90 | 7838 | 639 | 874 |
| 5.73 | 4.27 | 5.58 | 9713 | 612 | 851 |
| 5.89 | 5.35 | 6.83 | 7916 | 585 | 831 |
| 5.95 | 5.49 | 6.91 | 9195 | 571 | 807 |
| 5.96 | 6.21 | 7.88 | 8565 | 580 | 846 |
| 6.02 | 6.82 | 8.55 | 9431 | 566 | 850 |
| 5.56 | 3.06 | 4.09 | 9737 | 644 | 859 |
| 5.42 | 2.79 | 3.77 | 8554 | 658 | 896 |

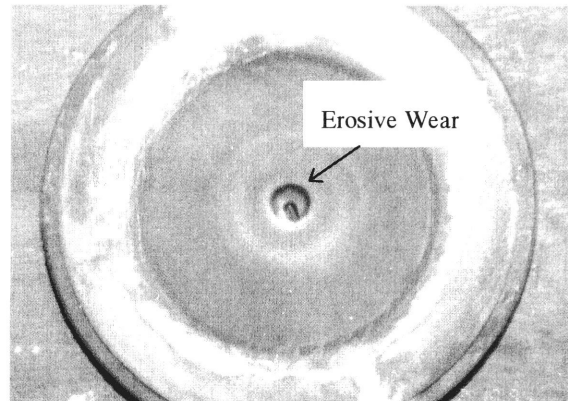


Photo 1 Erosion damage on test plate

送配管系における大きな振動の発生および伝熱面のエロージョン損傷によって制限された。特に、G-C 粒子は SiC 粒子同様、非常に硬く伝熱面のエロージョン損傷が激しいため伝熱面の頻繁な交換を余儀なくされるという欠点を持つ。Photo 1 に約 1 時間粒子を衝突させた後の冷却面側伝熱面の写真を示す。エロージョンはノズル口径内で特に激しく、深さは冷却面表面から 1.4mm まで達している。

3.3 グラファイトを用いた実験結果

エロージョン対策の点から、粒子を柔らかいグラファイト（平均粒径 $10\mu m$ ）に変更した。H/D=1 に固定し、 $7.8 \times 10^4 \leq Re_N \leq 2.4 \times 10^5$ 、 $0 \leq \Gamma_{th} \leq 3.55$ の範囲で実験を行った。グラファイト粒子を用いた場合の実験条件および得られた熱伝達係数を Table 2 に示す。温度測定に影響を及ぼすようなグラファイト粒子による伝熱面のエロージョン損傷は観察されなかった。

グラファイト粒子を用いた実験結果を G-C 粒子の場合の結果 (Fig. 6) と共に Fig. 7 に示す。グラファイトを用いた場合、熱ローディング比の増加と共に熱伝達係数が急激に増加し、 $\Gamma_{th}=3.51$ で熱伝達係数 $20000(W/m^2K)$ を得ることができた。G-C 粒子の場合

Table 2 Experimental parameters and obtained heat transfer coefficients in the case of graphite particles

| Re_N ($\times 10^4$) | Γ | Γ_{th} | h (W/m ² K) | T_j (K) | T_w (K) |
|-----------------------------|----------|---------------|--------------------------|-----------|-----------|
| H/D = 1 | | | | | |
| 14.7 | 0 | 0 | 2402 | 289 | 838 |
| 9.71 | 0 | 0 | 1476 | 291 | 804 |
| 8.08 | 1.82 | 1.16 | 8184 | 282 | 764 |
| 7.87 | 1.83 | 1.16 | 7612 | 282 | 826 |
| 7.97 | 3.07 | 1.95 | 9932 | 282 | 726 |
| 8.02 | 3.93 | 2.50 | 9752 | 282 | 689 |
| 8.05 | 4.10 | 2.60 | 11890 | 282 | 719 |
| 8.05 | 5.59 | 3.55 | 10920 | 281 | 692 |
| 18.5 | 2.24 | 1.42 | 14660 | 283 | 588 |
| 19.7 | 2.64 | 1.68 | 18660 | 280 | 594 |
| 22.3 | 2.73 | 1.73 | 17360 | 279 | 585 |
| 24.1 | 2.75 | 1.73 | 16870 | 278 | 595 |
| 14.0 | 2.07 | 2.35 | 19990 | 491 | 706 |
| 14.6 | 2.43 | 2.66 | 18590 | 471 | 690 |
| 14.7 | 3.29 | 3.51 | 20180 | 459 | 679 |

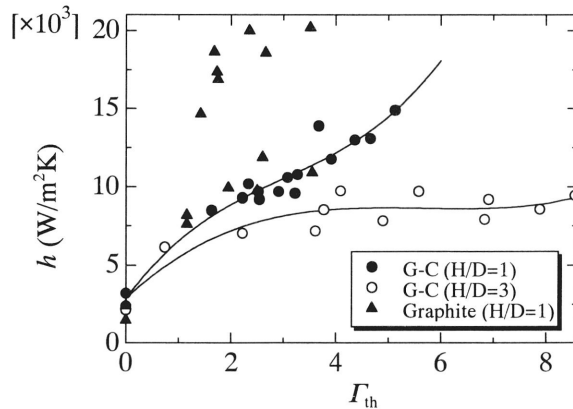


Fig. 7 Thermal loading ratio vs. Heat transfer coefficient in the case of graphite particles

合と比べて大きな熱伝達係数を得ることができた理由の一つとして、粒径が細かくなったことで粒子群分の熱容量増加がより有効に利用されたことが考えられる。H/D=1の場合において、単相衝突噴流の整理式 $h \propto Re^{0.5} Pr^{0.4}$ をもとに、固気混相流の場合も、 $h_{pred} \propto Re_m^{0.5} Pr_m^{0.4}$ が成り立つとする。ここで、Re, Prをそれぞれ単相流のレイノルズ数、プラントル数とすると、 $Re_m = (1 + \Gamma) Re$, $Pr_m = (1 + \Gamma_{th}) Pr$ をそれぞれ混相レイノルズ数、混相プラントル数と定義する。予想される熱伝達係数 h_{pred} と実験から得られた熱伝達係数の関係を **Fig. 8**に示す。熱伝達係数の高い範囲では、予測値が測定値を大きく過小評価している。このことから、熱伝達係数の増加は熱容量の増加に単純に比例

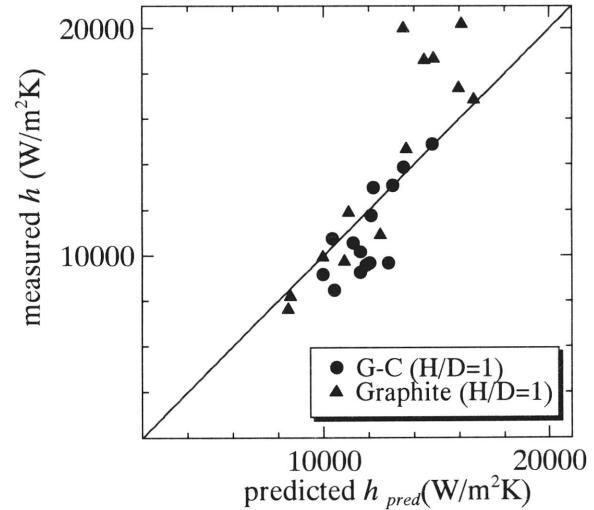


Fig. 8 Rearrangement of experimental results in the case of H/D=1

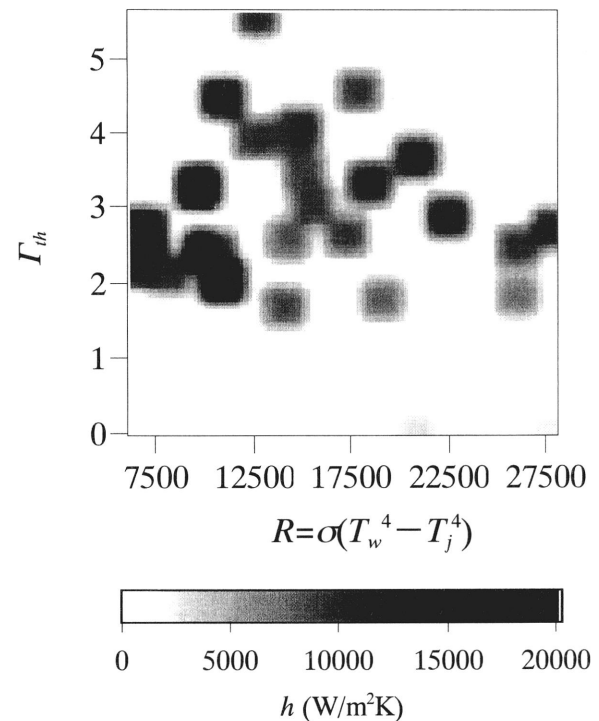


Fig. 9 Effects of radiation and thermal loading ratio on heat transfer coefficients

せず、熱容量増加以外の効果が大きいことが推測される。そこでふく射伝熱の効果を考える。ふく射効果評価には、ボルツマン数、ふく射ヌセルト数等のパラメータが用いられるが、本研究の体系下でのふく射伝熱は容易に評価することはできない。ここでは、ふく射効果の大枠をつかむ指標として、パラメータ $R = \sigma(T_w^4 - T_j^4)$ を用いて考える。ここで、 σ はステファン・ボルツマン数である。**Fig. 9**に R と熱ローディング比に対する熱伝達係数の分布を示す。高い熱伝達

係数が得られた領域は、 R の値が低く、かつ、より希薄な粒子濃度の部分に遍在している。これから、Fig. 8 で見られた高熱伝達係数領域での予測値からのズレにはふく射は大きく影響していないと考えられる。また、低粒子濃度領域で高熱伝達係数が得られた理由として、ローディング比が増加するに従い、淀み点付近での光学的厚みが急激に増すためにふく射の足が短くなり、ふく射伝熱の効果が疎外され、高粒子濃度領域でふく射の効果が現れなかったと考えられる。以上から、高熱伝達係数の達成には、熱容量の効果の他には、粒子による乱流促進が大きく影響していると考えられる。Table 1 と Table 2 を比較すると、同じ熱ローディング比のときでも、高い熱伝達係数が得られた Re_N はグラファイト粒子の方が大きい。粒子ウェイクによる乱れ促進が、壁衝突後の粒子と壁に向かう気流との相対速度に比例すると考えれば、壁衝突後の粒子の速度はグラファイト粒子の方が大きいため、より乱れ促進が効いて高熱伝達係数が達成されたと考えられる。ただし、粒子濃度、すなわちローディング比の増加とともに、粒子による乱れ促進効果は飽和、あるいは逆に粒子の存在が乱れを減衰させる方向に働くことが予想されるため、最適ローディング比を調べる必要がある。

4. ま と め

- 1) 目標としていた淀み点熱伝達係数 $2 \times 10^4 \text{ W/m}^2\text{K}$ を、熱ローディング比 $\Gamma_{th} = 3.5$ 、ノズルレイノルズ数約 $Re_N = 1.5 \times 10^5$ で達成することができた。
- 2) 粒子を G-C から粒径の細かいグラファイトに変えることは、熱容量の増加による伝熱性能促進だけでなく、エロージョン損傷の抑制にも効果的である。

3) 粒子添加による伝熱促進は、熱容量増加だけでなく、他の要因、例えば粒子による付加的乱れ生成が大きく影響している。

4) エロージョン対策として柔らかく細かい粒子、例えば本研究で使用した粒径 $10 \mu\text{m}$ 程度のグラファイトを用いれば、固気混相衝突噴流冷却方式は、レイノルズ数 1.5×10^5 、熱ローディング比約 $2 \sim 3$ 程度で、核融合炉ダイバータ熱負荷に対応することができる。ただし、粒径を細かくすれば、粉粒体の取り扱いの点で困難さが増し、さらに熱泳動力による管路・伝熱面への付着が懸念される。また、実際には、噴流群によるダイバータ冷却が予想されるため、固気混相衝突噴流群に関する伝熱実験を行う必要がある。

謝 辞

実験装置製作にあたって、九州大学工学部是永技官、柴田技官に多大なる御協力を受けた。また実験は、本研究室修了生の赤澤逸生君、横峯澄伸君、頭島康博君、臼井利光君の協力によって遂行された。ここに記して感謝を表す。

参 考 文 献

- 1) ITER, Technology Division Office of Fusion Energy U.S. DOE and General Atomics, Proc. US/Japan Workshop, "Helium-Cooled High Heat Flux Components Design," San Diego (1994).
- 2) S., Mori, et al., Fusion Technol., **21**, 1744 (1992).
- 3) Babcock and Wilcox Company, "Gas-Suspension Coolant Project Final Report," BAW-1159 (1959).
- 4) C.P.C., Wong, et al., "HERCULES ARIES Blanket Design Evaluation," Proc. ARIES Meeting, UCLA (1988).
- 5) 清水昭比古, 越後亮三, 長谷川修, 日本機械学会論文集 (B編), **4**, 409, 1759 (1980).