

JAERI-Tech
2004-008



JP0450280



先駆的超高熱除熱技術の開発と限界の実験的解明

— 高速旋回流・多孔質内沸騰二相流・
ミスト衝突噴流の三方向からの挑戦 —
(原子力基礎研究 H11-037)
(委託研究)

2004年3月

戸田 三朗*・結城 和久*・秋本 肇

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問い合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越してください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2004

編集兼発行 日本原子力研究所

先駆的超高熱除熱技術の開発と限界の実験的解明

－ 高速旋回流・多孔質内沸騰二相流・ミスト衝突噴流の三方向からの挑戦 －

(原子力基礎研究 H11-037)

(委託研究)

日本原子力研究所東海研究所エネルギーシステム研究部

戸田 三朗*・結城 和久*・秋本 肇

(2004年1月9日受理)

核融合炉の炉心プラズマ周辺には第一壁、ダイバータ、リミターなどの高熱流束負荷を受ける構造物、機器があり、超高熱流束にさらに高い粒子負荷も加わる厳しい環境に耐えることが要求されている。その際に問題となるのは、定常的に除熱可能な熱流束の上限を与える限界熱流束の存在である。この限界熱流束値は、従来の高熱負荷機器の研究・開発の結果、 50MW/m^2 近くまで上昇した。しかしながら核融合炉の経済性向上のために炉のコンパクト化は避けられず、その際には飛躍的な限界熱流束の向上が必要となる。単なる従来の除熱法の改良による向上では解決することが不可能であるため、本研究では従来、著者らが提唱してきた除熱法もしくはそれらを複合させた革新的除熱法を用いることにより、除熱の基本原則である相変化と質量交換をどこまで制御できるかその限界を検証する。得られるデータは核融合炉への応用はもちろんのこと、大強度陽子加速器やマイクロ機器等の冷却の効率化に大きく貢献するものである。

本研究では定常除熱として当面 100MW/m^2 を目標とし、瞬間的には限界に近い 250MW/m^2 におよぶ高いレベルの未踏の極限技術に挑戦し、実現することを目標としている。提案する主要な除熱システムとは、① 多孔質体内相変化を利用した高熱負荷除去、② ミスト衝突噴流による局所的高熱除去、③ 高速旋回流による除熱、であり、単独あるいはそれらを組み合わせた複合除熱体により、原理的な基礎を更に発展させて数十 MW/m^2 以上の技術に挑戦する。

本研究は、日本原子力研究所の平成 11,12,13 年度「原子力基礎研究推進制度」の支援により実施した研究の成果である。

東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

* 東北大学

Development of Advanced Heat Removal Technology and Experimental Investigation of the Cooling Limit

~ Challenges by Porous Media, Mist Cooling, and High-speed Swirling Flow ~

(JAERI's Nuclear Research Promotion Program, H11-037)

(Contract Research)

Saburo TODA* , Kazuhisa YUKI* and Hazime AKIMOTO

Department of Nuclear Energy System

Tokai Research Establishment

Japan Atomic Energy Research Institute

Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 9, 2004)

Around core plasma of nuclear fusion reactor, there are high heat flux components such as divertor and first wall, and they are required to underbear severe heat loads in the long term. What becomes the problem in this condition is an upper limit of steady heat removal, namely critical heat flux. By R&D of conventional high heat loading equipments, the critical heat flux increases up to around 50MW/m². However, the improvement of critical heat flux is required as the result from the compactification of the future reactor. In this study, the limit of latent heat transport which is basic principle of heat and mass exchange is verified by using some special heat removal techniques that authors have proposed so far or innovative heat removal method combined them, in order to achieve the steady heat removal of 100MW/m² first and the instantaneous heat removal of 250MW/m². Proposing heat removal methods are ① cooling with porous materials, ② local heat removal by mist cooling, and ③ cooling by high-speed swirling flow. The cooling technology over 100MW/m² is attempted by developing each fundamental thermofluid characteristics and/or combining each advantage.

Keywords: Fusion Reactor, Divertor, High Heat Flux Components, Critical Heat Flux, Phase Change, Heat Removal, Porous Media, Mist Cooling, Swirling Flow

This research was supported by the JAERI's Nuclear Research Promotion Program (JANP) in 1999, 2000, and 2001.

* Tohoku University

目次

1. 緒言	1
2. 金属多孔質体を用いた超高熱流束除去技術	2
2.1 はじめに	2
2.2 多孔質体を応用する種々の技術	3
2.3 EVAPORON を用いた高熱流束除去実験	3
2.3.1 実験装置と試験部の詳細	3
2.3.2 実験条件及び方法	4
2.4 実験結果と考察	4
2.4.1 流動特性に対する多孔質試験体の影響	4
2.4.2 EVAPORON の除熱特性と温度評価	5
2.4.3 EVAPORON の限界熱流束特性	6
2.5 ブロンズ多孔材による除熱実験	7
2.5.1 ブロンズ多孔質体の限界除熱性能	7
2.6 銅、アルミの繊維焼結多孔質体による除熱	8
2.6.1 ブロンズ粒子多孔質体による除熱限界	8
2.6.2 ステンレス粒子多孔質体による除熱限界	9
2.6.3 銅ファイバーによる除熱限界	9
2.6.4 除熱限界に対する多孔質材熱伝導率の影響	9
2.6.5 除熱限界に対する多孔質体厚さの影響	10
2.6.6 考察および熱効率向上の可能性	10
2.6.7 多孔質冷却実験のまとめ	11
2.7 多孔質体内二相熱流動の数値シミュレーション	11
2.7.1 解析体系	11
2.7.2 解析結果および考察	12
2.8 まとめと今後の課題	12
3. ミスト衝突噴流による高熱流束除去	32
3.1 ミスト噴流冷却	32
3.1.1 水ミスト流の従来の研究	32
3.1.2 研究の目的	34
3.2 実験装置	34
3.2.1 実験装置概要	34
3.3 試験部	36
3.3.1 流量密度測定用ミスト捕集容器	36
3.3.2 伝熱実験用ターゲット部	36

3.4 測定系	37
3.4.1 熱流束の測定	37
3.4.2 空気流量の測定	37
3.4.3 液圧、空気圧の測定	38
3.4.4 流量密度の測定	38
3.4.5 液滴径の測定	38
3.5 高流量密度環境におけるミスト冷却実験	39
3.5.1 実験経過および実験条件・手順	39
3.5.2 各ノズルの流量特性	40
3.5.3 除熱熱流束に対する空気流量および液体流量密度の影響	41
3.5.4 液滴速度の影響	42
3.5.5 液滴径の影響	42
3.5.6 ミスト除熱の一般式	42
3.5.7 実験範囲内の除熱熱流束の最大値	43
3.6 まとめと今後の課題	43
4. 結言	56
参考文献	58

Contents

1. Introduction	1
2. High Heat Removal Techniques Using Metal Porous Media	2
2.1 Preface	2
2.2 Applications of Porous Material	3
2.3 High Heat Removal Experiment Using SUS EVAPORON	3
2.3.1 Experimental Apparatus and Test Section	3
2.3.2 Experimental Conditions and Procedures	4
2.4 Results and Discussions	4
2.4.1 Effect of Porous Structures on Flow State	4
2.4.2 Heat Removal Performance of EVAPORON	5
2.4.3 CHF Characteristics of EVAPORON	6
2.5 Heat Removal Experiment with Bronze Porous Media	7
2.5.1 Heat Removal Performance of Bronze EVAPORON	7
2.6 Heat Removal with Cu and Al Porous Media	8
2.6.1 Heat Removal Limit of Bronze Porous Media	8
2.6.2 Heat Removal Limit of SUS Porous Media	9
2.6.3 Heat Removal Limit of Cu Porous Media	9
2.6.4 Effect of Thermal Conductivity on Heat Removal	9
2.6.5 Effect of Thickness of Porous on Heat Removal	10
2.6.6 Conclusions	10
2.6.7 Remarks	11
2.7 Numerical Simulation of 2-phase Flow in Porous Media	11
2.7.1 Numerical System	11
2.7.2 Result and Discussions	12
2.8 Closing	12
3. High Heat Removal Experiment by Mist Cooling	32
3.1 Mist Cooling	32
3.1.1 Conventional Studies	32
3.1.2 Objectives	34
3.2 Experimental Apparatus	34
3.2.1 Experimental Apparatus	34
3.3 Test Section	36
3.3.1 Measuring System of Flowrate	36
3.3.2 Heat Transfer Target	36

3.4 Measuring System -----	37
3.4.1 Calculation of Heat Flux -----	37
3.4.2 Measurement of Air Flowrate -----	37
3.4.3 Measurement of Pressure -----	38
3.4.4 Measurement of Flux of Mist Flow-----	38
3.4.5 Measurement of Droplet Diameter-----	38
3.5 Heat Removal Experiment Under High Flowrate Condition -----	39
3.5.1 Experimental Conditions and Procedures -----	39
3.5.2 Flowrate Characteristics -----	40
3.5.3 Effect of Air and Water Flowrates on Heat Removal Performance -----	41
3.5.4 Effect of Droplet Velocity -----	42
3.5.5 Effect of Droplet Diameter -----	42
3.5.6 Generalization of Cooling Performance -----	42
3.5.7 Maximum Removal Heat Flux -----	43
3.6 Closing -----	43
4. Conclusions -----	56
References -----	58

1. 緒 言

核融合炉の炉心プラズマ周辺には第一壁、ダイバータ、リミターなどの高熱流束負荷を受ける構造物、機器があり、超高熱流束にさらに高い粒子負荷も加わる厳しい環境に耐えることが要求されている。その際に問題となるのは、定常的に除熱可能な熱流束の上限を与える限界熱流束の存在である。この限界熱流束値は、従来の高熱負荷機器の研究・開発の結果、 50MW/m^2 近くまで上昇した。しかしながら核融合炉の経済性向上のために炉のコンパクト化は避けられず、その際には飛躍的な限界熱流束の向上が必要となる。単なる従来の除熱法の改良による向上では解決することが不可能であるため、本研究では従来、著者らが提唱してきた除熱法もしくはそれらを複合させた革新的除熱法を用いることにより、除熱の基本原則である相変化と質量交換をどこまで制御できるかその限界を検証する。得られるデータは核融合炉への応用はもちろんのこと、大強度陽子加速器やマイクロ機器等の冷却の効率化に大きく貢献するものである。

本研究では定常除熱として当面 100MW/m^2 を目標とし、瞬間的には限界に近い 250MW/m^2 におよぶ高いレベルの未踏の極限技術に挑戦し、実現することを目標としている。提案する主要な除熱システムとは、

- ① 多孔質体内相変化を利用した高熱負荷除去
- ② ミスト衝突噴流による局所的高熱除去
- ③ 高速旋回流による除熱

であり、単独あるいはそれらを組み合わせた複合除熱体により、原理的な基礎を更に発展させて数十 MW/m^2 以上の技術に挑戦する。当然ながらその目標を 250MW/m^2 に可能な限り近づけることは言うまでもない。

多孔質体内相変化を利用した高熱負荷除去では、先ず SUS 粒子焼結体を用いてその限界熱流束を含めた基本的除熱性能を詳細に評価する。主たる加熱源は、作動流体を Ar, H₂, N₂ とするプラズマアークジェットである。多孔質冷却実験と並行して体内の熱流動機構、すなわち二相領域における熱輸送の物理機構を解明するため二相混合モデルを用いた二相流数値解析を実施する。これらの基礎データを総括し、最終的には種々の金属多孔質体を導入してその最大除熱性能の実証実験を実施する。ミスト衝突噴流による局所的高熱除去では、微小伝熱面及びミスト発生システムよりなる小型高性能の高熱負荷除熱装置を製作して、高流量環境の水冷却実験を実施し、その除熱限界特性について検証する。最終的に、それぞれの冷却手法における単独性能もしくは複合除熱を 250MW/m^2 に発展させるための最適化について検討する。本報告では、主に多孔質冷却とミスト冷却に関して報告する。

2. 金属多孔質体を用いた超高熱流束除去技術

2.1 はじめに

核融合炉の炉心プラズマ周辺には第一壁、ダイバータ、リミタなどの高熱流束負荷を受ける構造物、機器があり、超高熱流束および高粒子負荷も加わる厳しい環境に耐えることが要求されている。特にダイバータはプラズマに対向しており、中性子による体積加熱やプラズマからの粒子が輸送する熱および放射熱などによる高熱負荷に耐えその機能を果たさねばならない。そのレベルは数十 MW/m^2 が必要とされるが、設計上の裕度を十分にとり信頼のある設計を可能にするために、更に高いレベルの極限技術に挑戦し、実現することへの努力が重要である。

通常、平滑円管における水の強制対流熱伝達では、流速等との兼ね合いで除熱性能に限界があるため、平滑円管内に乱流促進体や遮蔽物を設置したり、管内壁面を加工するなどの特殊な冷却管を使用する機会が多い。従来からの代表的な水冷却伝熱促進技術としては、(1)ねじりテープを管内に挿入してサブクール水を旋回流とする方法、(2)細管あるいは狭隘流路内に高速のサブクール水を流す方法、(3)流動方向に直交するフィンを高熱負荷壁側に設置し、フィン間に形成される循環流とそれによるサブクール水の供給・排出を適切に制御する手法、(4)配管内面に溝を切ったスクリー管内にサブクール水を流す方法、など様々が提案されており、 50MW/m^2 を超える定常除熱も報告されている^{1,2)}。しかしながら、これらの冷却技術はいずれも強サブクール水冷却に集約されており、動力炉レベルの熱サイクル構成を考えた場合には不利な面も多い。当研究室では、従来冷却技術に対し、高熱負荷除去と高出力密度の両立を可能とする新しい冷却方式として金属多孔質体を応用した冷却装置 EVAPORON (Evaporated Fluid Porous Thermodevice) を提案し、その実用化に向け基礎実験を実施してきた^{3,4)}。本冷却装置は、高熱負荷面の背面に金属多孔質体の片面を取り付け、流入する冷却材を多孔質内で蒸発させて除熱を行う蒸発潜熱による除熱システムである。本冷却システムの最大の特徴は、積極的な相変化の利用により高温蒸気を取り出せることにあり、加えて水-蒸気ランキンサイクルによる熱システムを構築できる可能性をもつ。

本研究では3年間の研究期間を通し、ジュール加熱と比較してより高い熱流束を生成可能なプラズマアークジェット発生装置を加熱源として用い、平成11年度においてはステンレス粒子焼結体により構成されるEVAPORONの除熱性能評価実験(特に 10MW/m^2 を超える高熱流束の除熱の可能性)と多孔質内二相熱流動の数値シミュレーションを実施する。平成12年度においては熱源となるプラズマアークジェット発生装置の高度化と熱伝導率が若干高いブロンズ粒子焼結体による伝熱実験を実施する。最終年度となる平成13年度では、熱伝導率が飛躍的に高い銅とアルミのファイバー多孔質体を導入し、定常熱除去として 100MW/m^2 レベル以上の除熱限界を目指しその除熱限界性能の検証を行う。最終的に、得られた知見から限界熱流束 250MW/m^2 への理論的予測展開と、その実証を可能とする多孔材および冷却条件の選定、更に軸方向に構造的分布を持つ傾斜多孔質体などの概念設計を実施する。

2.2 多孔質体を応用する種々の技術

多孔質媒体は化学工学の多く分野において使用され、その流動抵抗と熱及び物質伝達に関する多くの知見が得られている^{5,6,7)}。また地熱システム⁸⁾、原子炉の事故後解析^{9,10)}、高レベル放射線廃棄物処理¹¹⁾、多孔質ヒートパイプ^{12,13)}、蒸発・凝縮促進^{14,15)}、断熱材中の水分移動¹⁶⁾など、その応用は多岐に渡り、多孔質体内の複雑な流動状態との関連から学術的にも興味ある研究対象となっている。従来の多孔質内熱流動に関する多くの研究から、高熱流束環境の冷却システムに金属多孔質体を用いる利点として、

- (1) 金属多孔質体の高い熱伝導率により、高負荷面の表面で受ける熱を冷却材内部に伝えることができる。
- (2) 多孔質内では流路のスケールが小さいため、熱伝達率が高くなる。
- (3) 多孔質構成物質と冷却材との接触面積が大きいため、伝熱面積が飛躍的に増加する。
- (4) 積極的な蒸発を利用するため高温蒸気が得られる。
- (5) 多孔質内のヒートパイプ効果により熱伝導率が増加する。

が挙げられる。また本実験では 10MW/m^2 を超える高熱負荷環境での冷却実験を実施するため、多孔質体内の冷却材流速は必然的に高速になると予想される。当然、流速が速くなるに伴い熱伝達率は増加するが、多孔質体内では流速の高速化に伴い分散現象による運動量と熱の輸送が顕著になり、多孔質内の巨視的流れに垂直な方向への熱伝達が促進される。

2.3 EVAPORON を用いた高熱流束除去実験

2.3.1 実験装置と試験部の詳細

試験部の詳細を Fig. 2-1 に示す。高熱流束源としては非移行型のプラズマアークジェット発生装置が用いられ、伝熱体を上面からプラズマ噴流により照射し、下面から EVAPORON により冷却する簡単な体系となっている。本実験では冷却材として蒸留水が使用される。試験部はプラズマ照射される伝熱体と、多孔質体を挿入した円管流路で構成されている。伝熱体は直径 120mm、厚さ 20mm の銅製円盤であり、側面は耐火セメントにより断熱される。円管流路は内径 50mm、長さ 90mm、肉厚 3mm のステンレス管で、上部において厚さ 3mm のフランジにより伝熱体と接続される。フランジには流体出口用の内径 8mm の円管が 2 本設置され、耐熱用ホースを介し蒸気凝縮用の筒長 300mm のガラス製リーピッチ冷却管に接続されている。円管流路下部には入口圧力測定用のマンメーターが接続されている。伝熱体である銅ブロックの中心軸上に、直径 1mm のクロメル・アルメルシース熱電対（測定誤差 $\pm 0.75\%$ ）が伝熱面位置から 5mm 間隔で 3 本設置され（TC4, TC5, TC6）、伝熱体の軸方向温度分布が測定される。冷却材流入側温度に関しては、多孔質体底部の中心付近（TC2）と、底部から 20mm 上流（TC1）の 2ヶ所の温度、流出温度は銅ブロックとフランジのほぼ中間の温度（TC3）を直径 0.5mm のシース熱電対でそれぞれ計測する。リーピッチ冷却管で凝縮された冷却水は、多孔質体への流入速度を求めるため、電子天秤でその流出量の時間変化が測定される。冷却水の循環には最大流量 120L/min、定格出力 260W のマグネットポンプが用いられ、ボールバ

ルブにより流量が調整される。

多孔質体には、球形粒子を充填・焼結した多孔質材が用いられる。材質には耐食性の観点からステンレススチールを採用する。構成粒子の粒径などの多孔質体特性および多孔質体入口形状による除熱特性の変化を評価するため、Table 2-1 と Fig. 2-2 に示される4種類の異なる多孔質体を用意される。多孔質体#1 と#2 は入口形状が同じで粒径等の特性が異なり、試験体#2, #3, #4 は特性が同じで形状が異なるものである。本実験では、除熱に対する多孔質体特性の影響を#1 と#2 から、多孔質体入口形状の影響を#2, #3, #4 から評価する。

2.3.2 実験条件及び方法

本実験では、まず試験部に水を循環させ入口圧力を固定した状態でプラズマジェットを照射し測定を開始する。プラズマジェットのノズル出口孔径は10mm、放電電流は最大の300Aである。作動流体であるアルゴン、水素、窒素の各流量をそれぞれ30, 100, 25L/minと固定する。伝熱体への入射熱流束はプラズマ噴出ノズル出口と伝熱体との距離 H に強く依存するため、本実験ではその距離 H を4.5, 7.0, 9.5, 12cmとする。各温度と冷却水量の測定時間は80秒間、プラズマ照射時間を開始後10~70秒の60秒間とし、主に入口圧力、多孔質試験体、及びFig.2-1に示されるギャップ幅（流体出口幅） w をパラメータとする。

熱電対により得られる温度データから、伝熱体中心軸上の温度分布を指数関数による最小自乗法から近似し、次式の平均除去熱流束を算出する。

$$\bar{q}_{rmv} = -k_{Cu} a_1 a_2 \exp(a_2 x_w) \quad (1)$$

ここで k_{Cu} は銅の熱伝導率、 x_w は銅ブロックと多孔質体の界面位置を表す。また冷却材が除去する熱流束は多孔質体内部での水の蒸発割合を β とすると、

$$\bar{q}_{rmv} = m \{ c_l (T_{out} - T_{in}) + \beta h_{fg} \} \quad (2)$$

からも定義される。ここで、 m は質量流束、 c_l は水の比熱、 h_{fg} は蒸発潜熱、 T_{in} は冷却材の入口温度、 T_{out} は出口平均温度である。本実験では水の蒸発割合を(1), (2)式から算出する。

2.4 実験結果と考察

2.4.1 流動特性に対する多孔質試験体の影響

入口圧力と入口流速の関係をFig. 2-3に示す。ギャップ幅 w は5mmである。流出冷却水の流れは蒸発に伴い脈動しているため、データには多少のばらつきが見られるが、各多孔質体とも入口圧力と入口流速はほぼ比例関係にあると言える。多孔質体#1-4では、多孔質体の構成粒子が一番粗い#1が最も流れやすく、次いで多孔質体に空けられた穴がより伝熱面近傍まで達している#4、多孔質体の構成が密で入口形状に穴を持たない多孔質体#2が一番流れ難いものとなる。これは当然、孔径が小さい多孔質体ほど圧力損失が高くなることを意味している。EVAPORONの応用に関し、その多大な圧力損失の軽減化は重要な課題であり、除熱特性との兼ね合いから孔径、形状、ギャップ幅の最適化を計る必要がある。また流体出口となるギャ

アップ幅 w を広げることで、流体がより流れ易くなることも併せて確認した。

2.4.2 EVAPORON の除熱特性と温度評価

先述の様に、プラズマジェットから伝熱体への入射熱流束はプラズマノズル-伝熱体間距離 H に強く依存し、 H が短いほど伝熱体への入射熱流束はもちろんプラズマ自身の温度も高くなる。Fig. 2-4 に $H=7.0\text{cm}$ の場合の伝熱体内部温度の時間変化を示す。多孔質体は#1、ギャップ幅 w は 5mm 、冷却材の入口流速は 0.039m/s である。多少ノイズが確認されるが、伝熱体の内部温度 (TC4-TC6) はプラズマジェット照射とともに急激に上昇し、照射後 30 秒程度でほぼ定常状態に達しており、プラズマの放電と冷却が安定的に行われていることが確認される。冷却水は多孔質体内で全て蒸発することはないが、出口温度 TC3 が非常に短い時間間隔で振動しているため、試験部伝熱面付近の蒸気相が激しく発達と崩壊を繰り返しているものと考えられる。実験中の入口圧力も同様に振動している。多孔質底部の温度 TC2 とその 20mm 下流での水温 TC1 には温度差がほとんどなく、この実験条件下では多孔質体入口底面には伝熱面からの熱の影響が殆どないと言える。本実験では、除去熱流束の算出に上述のプラズマ放電後半の定常状態における測定温度を使用する。Fig. 2-5 にノズル-伝熱体間距離 H を変えたときの伝熱体中心軸上の温度分布を示す。多孔質体は#2、 w は 5mm である。 $H=4.5, 7.0, 9.5, 12\text{cm}$ のときの入口流速はそれぞれ $0.046\text{m/s}, 0.036\text{m/s}, 0.034\text{m/s}, 0.020\text{m/s}$ である。横軸位置 $x=0$ は伝熱体と多孔質体の接触面、 $x=0.02$ は伝熱体のプラズマ照射面に対応している。試験部をプラズマ側に $H=12\text{cm}$ から 2.5cm 間隔で近づけるに伴い、伝熱体内の温度が飛躍的に上昇していることが確認される。補間される温度分布から伝熱体と多孔質体の接触面での熱流束を計算すると、 $H=12, 9.5, 7, 4.5\text{cm}$ の順にそれぞれ $3.01, 3.80, 5.76, 9.79\text{MW/m}^2$ と、熱流束も飛躍的に上昇することが伺える。また $H=4.5, 7, 9.5, 12\text{cm}$ のいずれの場合も、 $x=0$ での温度の勾配は $x=0.02$ と比べ若干大きくなっている。除去熱流束と入射熱流束はそれぞれ $x=0, 0.02[\text{m}]$ での温度勾配に比例するため、除去熱流束が入射熱流束を上回っていることが分かる。定常状態での入射熱量と除去熱量は等しいため、これはプラズマジェットから伝熱体への熱の入射面積が冷却面側の伝熱面よりも広いことを示唆している。伝熱体に入射するプラズマ噴流の熱流束分布は中心軸上でピークを持つと考えられるが、本冷却システムではその入射熱分布を、より狭い面積に集中させ除去していると言える。次に冷却材の出口平均温度に対する入口流速の影響を Fig. 2-6 に示す。多孔質体#1-4 とも $w=2.5\text{mm}$ のデータである。熱電対より計測される出口温度は、蒸発が生じる場合に激しく振動するため多孔質試験体による明確な違いは見出せないが、流入流速が速くなると共に冷却水の出口温度が低くなることが確認できる。これは Fig. 2-7 に示される流速増加に伴う多孔質体内における冷却水の蒸発割合の低下に起因するものである。またノズル-伝熱体間距離 H が長い場合、プラズマ自身の温度も低くなるため蒸発割合も低下する。本冷却システムをエネルギー取り出し装置と考える場合、蒸発割合の低下はエネルギー出力密度が低くなることを意味しており、すなわち本装置では定常状態を保持できる最小限の流速で冷却水を循環させ、出力密度を高める必要があると言える。より高い熱流束を除去するには必然的に流速を速くする必要があり蒸発割合も低くなると予想されるが、Fig. 2-7 からは除去熱流束が大きい範囲 (H が短い) にあっても蒸発

割合は必ずしも低下することはない。この他、ギャップ幅が 2.5mm のときは 5mm と比べ蒸発割合が高くなることを確認した。

2.4.3 EVAPORON の限界熱流束特性

前節で述べたように、冷却水流入速度を遅くすると冷却水の出口平均温度と蒸発割合は上昇し、エネルギー出力密度も高くなる。しかしながら、冷却水入口速度が十分でない場合、伝熱体温度は定常状態から非定常に移行するという限界熱流束の問題が生じる。本冷却システムにおいては、高出力密度の観点から冷却水流速を入射熱流束を除去できる最小の値に設定することが望ましい反面、超高熱流束を安定的に除去するため、その最小流速値にある程度の裕度を持たせて冷却水を循環させる必要がある。Fig. 2-8 に定常状態から非定常状態に移行するときの試験部の温度変化を示す。多孔質体は#2、 $w=2.5\text{mm}$ 、 $H=9.5\text{cm}$ のデータである。冷却水の入口流速は 0.017m/s で限界熱流束 q_{CHF} は 3.4MW/m^2 である。伝熱体内の温度分布は実験開始からほぼ 40sec で定常状態に達しつつあるが、それ以降急激に温度が上昇している。この温度の急激な変化は多孔質内の流動変化、すなわち蒸気相の成長と崩壊に起因していると考えられる。当然、熱流束がより高い環境での伝熱体内部の温度分布は、これら多孔質内部での流動変化やポンプの振動に対し敏感となる。

Fig. 2-9 に入口圧力と限界熱流束の関係を示す。多孔質#1-4 とも $w=2.5, 5\text{mm}$ の両方のデータをプロットしてあり、入口圧力の上昇にともない限界熱流束は大きくなり、ほぼ比例の関係が確認できる。入口圧力が同じ場合、多孔質体#1, 4, 3, 2 の順で限界熱流束の値は高くなる。これは多孔質内での冷却水の流れ易さの順に同じである。入口圧力と冷却水流速はほぼ比例の関係にあるので、限界熱流束と冷却水流速もまた次式の比例関係が成り立つと考えられる。

$$q_{CHF} = c \cdot u \quad (3)$$

ここで c は多孔質体特性・形状や実験条件による比例定数である。限界熱流束 10MW/m^2 を得るために必要な入口圧力は、多孔質#1 では 0.11MPa 程度で、#2, 3, 4 ではそれぞれ $0.14, 0.13, 0.14\text{MPa}$ である。すなわち本冷却システムでは、僅か 0.1MPa のオーダーで 10MW/m^2 の定常的熱除去が可能であり、更に多孔質体厚さ等のパラメータの最適化を計ることでより低い圧力損失での除熱が可能となると言える。Fig. 2-10 にギャップ幅 5mm のときの限界熱流束と冷却水入口流速の関係を示す。多孔質#1-4 の多孔質試験体の違いによる顕著な差は確認できないが、流速に対し限界熱流束はほぼ比例的に上昇している。除去熱流束に対する多孔質体の特性や形状の影響が明確に確認される低熱流束環境下における実験[3]では、冷却水の入口流速は 10^{-4}m/s のオーダーであり、本実験での入口流速と比較し非常に遅い範囲の流速を対象としている。すなわち EVAPORON による除去熱流束と多孔質体特性・形状の関係には、入口流速が強く依存しているものと推測される。流速が遅い場合、多孔質体に入射する熱は伝熱面近傍だけでなく多孔質体内部へ深く伝達されるため、冷却水入口付近の流動状態、すなわち多孔質体入口の幾何形状にも強く依存する。これに対し流速が速い場合、熱の侵入深さは伝熱面のごく近傍であり、限界熱流束は多孔質体入口形状に依存しないと考えられる。これ

に対し多孔質体出口の影響、すなわちギャップ幅を変化させることで限界熱流束に顕著な差を Fig. 2-11 から確認できる。多孔質体は#4 である。図中、式(3)に対応する比例定数 c の値は $w=5$ の場合で 1.74×10^8 、 $w=2.5$ の場合では 2.63×10^8 である。すなわちギャップ幅が狭い場合により高い熱除去が可能となる。ギャップが狭い場合、出口流路面積の減少により逆に出口流速が増加するため、これが多孔質体内部の分散効果を高め、より高い熱伝達を得ているものと推測される。またギャップが狭い場合、多孔質内の冷却材は必然的に伝熱面近傍を流れるため、この効果も熱伝達向上に大きく寄与していると考えられる。

2.5 ブロンズ多孔材による除熱実験

前節においてステンレス粒子の焼結多孔質体を用いることで、EVAPORON の限界熱流束特性を含む詳細な伝熱性能について評価した。しかしながら、その除熱レベルはたかだか 10 MW/m^2 程度であるため、除熱熱流束の飛躍的促進を目指し熱伝導率の若干高いブロンズの粒子焼結体を導入する。また 30 MW/m^2 以上の高熱流束環境における実験実施を可能とするため、伝熱体厚さを 12.5 mm に変更し、循環ポンプに関しては若干高揚程タイプのポンプを使用した。

実験は従来と同様、ノズル-伝熱面間距離を十分離れた位置から徐々に近づけて行う。但し、流量調整バルブは全開とする。Table 2-2 に示される本実験で使用される多孔質体は、今まで使用していたステンレス多孔質 (SUS316L: 平均孔径 $25 \mu\text{m}$) と、新たに導入されるブロンズ粒子焼結多孔質体 (Cu-90%, Sn-10%) の 2 種類であり、ブロンズ多孔質体の平均孔径は $100 \mu\text{m}$ である。ステンレスの熱伝導率 $21.0 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ に対し、ブロンズの熱伝導率はその 2 倍以上の $50.0 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ であるため、有効熱伝導率の上昇により高い除熱が可能であると考えられる。また孔径は各々の多孔質体において最大のものを採用した。これは多孔質の目が粗いほうが絶対透過率が大きく圧力損失が低くなるため、小さな動力で同程度の熱流束を除去することができるためである。その他、プラズマアークジェット熱出力パラメータである作動流体流量や陰極長、ノズルなどの各要素の設定条件は本伝熱実験前の予備実験で確認された最も高出力を生み出す条件での設定とする。実験はターゲットが溶けるまで mm 単位でプラズマ側へ近づけ、定常的に除熱可能な最大レベルを評価する。全ての実験で冷却材の入口温度は 10°C 前後である。

2.5.1 ブロンズ多孔質体の限界除熱性能

Fig. 2-12 にステンレス多孔質で冷却した際の伝熱体内温度分布、Fig. 2-13 にブロンズ多孔質の場合の同温度分布を示す。縦軸に温度、横軸は伝熱面内位置であり、温度データはそれぞれ最小自乗近似により補間されている。最も下の曲線はノズルターゲット間距離が 10.2 cm の時の計測データであり、徐々にその距離を縮めていくにつれ ($8.4, 6.4, 5.5, 5.0, 4.4, 4.2, 3.9, 3.6, 3.3 \text{ cm}$)、分布曲線も上昇していることが確認できる。更にノズル-伝熱体間距離が近くなるに伴い、特にターゲット表面の温度が高くなるため、ターゲット上面、すなわちプラズマ入射側伝熱体内に大きな温度勾配が形成される。特に Fig. 2-13 では Fig. 2-12 に比べ、多孔質体の熱伝導率が高く更に孔径が大きなブロンズ多孔質を用いている。従って、より速い流速

による積極的な熱伝達が可能となり、冷却面側での温度上昇が抑制されターゲット内にはより大きな温度勾配が形成されている。

次に上2つの温度分布に対する入射熱流束を Fig. 2-14 に示す。ここで算出された熱流束は従来データに対して飛躍的に向上されたデータとなっている。2 曲線のうちより小さな値を示すステンレス製の多孔質を用いた時の結果でさえノズルターゲット間距離 3.3cm の時に最大 19.1MW/m^2 、ブロンズに関しては距離 2.9cm で最大 33.9MW/m^2 を記録している。従来の冷却実験では、ノズル-伝熱体間距離が 4cm 以下になると殆どの場合で伝熱体は溶融した。これは伝熱体厚さを薄くしたことにより高熱流束環境が再現された事はもちろんのこと、循環ポンプの出力増加に伴う熱伝達促進、すなわち流速が上昇したことで多孔質体-伝熱面の界面近傍での温度境界層厚さが減少して、熱が伝熱体内部により侵入していることを意味する。更に熱伝導率が高いブロンズ多孔質を使用したことによる有効熱伝導率の増加も挙げられる。ここで冷却水流入圧力は約 0.13MPa であり、入口流速はブロンズ多孔質で 0.194m/s 、ステンレス多孔質で 0.086m/s である。Fig. 2-14 の 2 曲線の示す最大値の違いは流速の違いかもしくは多孔質体の熱伝導率の違いか明らかではないが、 33.9MW/m^2 もの入射熱流束を定常的に除熱できたという結果は、EVAPORON 除熱システムに対し高熱伝導率多孔材の使用と冷却材の流速増加の有効性を示唆するものであり、今後の方向性を導き出すものである。特に多孔質体は圧力損失の生成体であるため有効伝熱面積を考慮して薄型多孔質体を使用し圧力損失を低減化することで、更に除熱性能を上げることが可能だと考える。

2.6 銅、アルミの繊維焼結多孔質体による除熱

前節の実験により除熱体である多孔質として熱伝導率が高い金属を用いることが除熱に対して非常に有効であることを確認した。そこで更に高い熱流束環境および蒸発効率の向上を目指し、熱伝導率が飛躍的に高い銅とアルミのファイバー焼結多孔体を導入して、その限界除熱性能について検証する。また 50MW/m^2 以上のプラズマ側入射熱流束の除熱を可能とするため、厚さ 9.5mm の伝熱体を使用する。加熱側であるプラズマジェットの発生条件については前節と同じである。使用する多孔質体は従来のステンレス・ブロンズの多孔質体に加え、気孔率 0.4~0.7、繊維径 30~90 μm の銅ファイバー多孔質体と気孔率 0.4、繊維径 90 μm のアルミファイバー多孔質体の総計 18 種類である。基本的に多孔質体厚さは 2cm とするが、ブロンズ多孔質体のみ 1cm のものも使用して圧力損失の影響を評価する。実験ではブロンズ多孔質体の実験同様、循環ポンプの流量調整バルブは全開でありポンプの最大能力で冷却を行い、伝熱体がプラズマからの加熱に耐えきれず溶融する寸前までプラズマ側へ近づける。

2.6.1 ブロンズ粒子多孔質体による除熱限界

ブロンズ粒子多孔質体#01 (孔径 100 μm , 厚さ 2cm)、#02 (孔径 60 μm)、#03 (孔径 20 μm) を用いて除熱実験を行った場合のノズル-伝熱体距離と入射熱流束の関係を Fig. 2-15 に示す。実験データは全て定常状態で計測されたものであるため、縦軸の入射熱流束は多孔質体の適用により定常的に除熱される値と等価である。

流速が最大となる多孔質体#01 で、最も高い除熱量である入射熱流束 66.1MW/m^2 が得られ

た。また、多孔質体#02と#03最大除熱量と傾向に対し、ほとんど差が見られなかった上、最大除熱量自体も 33MW/m^2 前後と#01に比べかなり低い結果となった。この原因は多孔質体#01において粒子後方に形成される後流による熱分散により熱伝達が飛躍的に促進されていると考えられる。またデータの若干のばらつきは加熱側であるプラズマジェットの出力を一定に保つことが困難なことに起因する。

2.6.2 ステンレス粒子多孔質体による除熱限界

次にステンレス多孔質体#04（孔径 $25\mu\text{m}$ ）、#05（孔径 $15\mu\text{m}$ ）、#06（孔径 $9\mu\text{m}$ ）の結果をFig. 2-16に示す。熱流束が最大値を示すところで#06の結果が他の2点に比べずれているが、これは出力電圧が若干高くなったことによる。使用した三つのステンレス多孔質体においては、流速がそれほど速くなく、熱伝導率もブロンズと比べて低いため、その除熱熱流束もブロンズ多孔質体の場合と比較すると大幅に低く最大でも 32MW/m^2 程度である。しながらステンレス多孔質を用いて 32MW/m^2 程度の除熱が可能ということは従来には無いデータであり、EVAPORONの除熱性能の高さを実証するものである。また、若干の流速差により#04が最も除去熱流束値が高いが、大きな差は見られない。

2.6.3 銅ファイバーによる除熱限界

以降の結果は全てファイバー多孔質体の結果である。まずFig. 2-17に#07（気孔率0.7、繊維径 $90\mu\text{m}$ ）、#08（気孔率0.7、繊維径 $60\mu\text{m}$ ）、#09（気孔率0.7、繊維径 $30\mu\text{m}$ ）の実験結果を示す。多孔質体#07において 70.6MW/m^2 という膨大な熱流束を多孔質体#07により除熱しており、これは全ての多孔質体においても最大となるデータである。また気孔率が一定であるため、基本的には繊維径が小さくなるほど最大除熱能力が減少、すなわち透過率が減少することで多孔質体内の冷却材流速が減少し、熱伝達性能が低下していることが確認できる。

次にFig. 2-18に#10（気孔率0.6、繊維径 $90\mu\text{m}$ ）、#11（気孔率0.6、繊維径 $60\mu\text{m}$ ）、#12（気孔率0.6、繊維径 $30\mu\text{m}$ ）の実験結果を示す。Fig. 2-17と同様、気孔率が等しいため、繊維径が大きい場合により高い最大除去熱流束が除熱可能である。気孔率0.7の場合ほど最大熱流束に差は見られなかった。

さらに、Fig. 2-19に#13（気孔率0.5、繊維径 $90\mu\text{m}$ ）、#14（気孔率0.5、繊維径 $60\mu\text{m}$ ）、#15（気孔率0.5、繊維径 $30\mu\text{m}$ ）の実験結果を示すが、傾向はほぼFig. 2-17, Fig. 2-18と同じで、最大除熱熱流束は繊維径が大きく多孔質内流速が速くなる#15, 14, 13の順に高くなる。

2.6.4 除熱限界に対する多孔質材熱伝導率の影響

Fig. 2-20に#16（銅ファイバー多孔質体：気孔率0.4、繊維径 $90\mu\text{m}$ ）と#20（アルミファイバー多孔質体：気孔率0.4、繊維径 $90\mu\text{m}$ ）の結果を示す。

この二つの多孔質体は、伝熱促進に対する構成材の熱伝導率の影響を評価するため用意されたものである。Fig. 2-20において熱伝導率が高い銅多孔質体の方がより高い除去熱流束を得ていることが分かる。多孔質体による除熱では、多孔質固体内の熱拡散、すなわちフィン効果が除熱の能力を決める一つの要因であると考えられるが、この結果は高熱伝導率の多孔

材を使用することによる有効伝熱面積の増大に起因すると考えられる。またステンレス粒子多孔質体では同程度の流速が出ていた場合の最大除熱量が 33MW/m^2 程度であったことを考えると、銅、アルミニウムファイバー多孔質体を用いた場合に 45MW/m^2 以上もの除熱が可能であるのは EVAPORON 除熱性能の大きな飛躍であると言える。

2.6.5 除熱限界に対する多孔質体厚さの影響

Fig. 2-21 にブロンズ粒子多孔質体#00 (孔径 $100\mu\text{m}$ 、厚さ 1cm) と#01 (孔径 $100\mu\text{m}$ 、厚さ 2cm) の除熱性能を示す。多孔質体#01 については既に Fig. 2-15 にて示したものである。これより多孔質体を薄くすることで除熱限界が向上していることがわかる。これは多孔質による圧力損失が低下することで冷却水の流速が増加し、熱伝達が向上したものと考えられる。その最大除去熱流束は多孔質体#00 を用いた場合に 69.5MW/m^2 、多孔質体#01 を用いた場合に 66.1MW/m^2 と急激な上昇は見られなかったが、これは粒子後方に形成される後流が同じ流動パターンを示しているためと考えられる。多孔質体厚さ及び粒径の若干の調整により更に粒子 Re_p をあげ、飛躍的な伝熱促進が可能と考えられる。今後、銅ファイバー多孔質体等についても厚さを薄くしたときのデータの蓄積が望まれる。

2.6.6 考察および熱効率向上の可能性

先述の様に、多孔質体の除熱能力は伝熱界面近傍で形成される二相領域での潜熱輸送に加え、冷却水の流速と多孔質固体内の熱拡散に依存する。粒子焼結体では“孔径”、あるいはファイバー多孔質体では“気孔率と繊維径”が大きいほど流速は速くなるため除熱能力も向上する。更に、より高い熱伝導率材で多孔質体を構成すれば更に多孔質固体層での熱拡散が増して除熱能力が増すことが確認できた。例えば Fig. 2-21 では流速増加による伝熱促進、Fig. 2-20 では高熱伝導率多孔質材を用いることによる除熱促進が示されている。また、多孔質内の冷却材流速が最も速く、加えて熱伝導率が最も高い銅で構成されたファイバー多孔質体#07 (気孔率 0.7 、繊維径 $90\mu\text{m}$) を用いることで、最大 70.6MW/m^2 の入射熱流束の除去を実証した。今後、銅ファイバー多孔質体の厚さを調整することで、更なる除熱促進が可能であると考えられる。

次に熱効率向上の観点から、冷却材出口温度に注目する。Fig. 2-22, 2-23 はそれぞれノズル伝熱体間距離が 4.0cm と 8.0cm におけるファイバー多孔質体の冷却材出口温度を表している。横軸は気孔率[%]を表している。ただし、銅 (気孔率 0.7 、繊維径 $30\mu\text{m}$) の多孔質体についてはノズル-伝熱体距離が 4.3cm で若干溶融が生じたときの出口温度である。また参考として、ブロンズ粒子多孔質体#03 (孔径 $20\mu\text{m}$) とステンレス粒子多孔質体#04 (孔径 $25\mu\text{m}$) の結果もあわせて示されている。Fig. 2-22 より、繊維径 $30\mu\text{m}$ の銅多孔質体が特に出口温度が高く、気孔率の減少に伴い急激に上昇していることが確認できる。多孔質体を構成する材料の熱伝導率が高いほど出口温度は上昇し、更に気孔率及び繊維径を小さくすることが、熱効率の向上に対して非常に有効であることが分かる。また Fig. 2-23 より、ノズル-伝熱体間距離が変化してもこの傾向に変化がないことが分かる。

2.6.7 多孔質冷却実験のまとめ

ステンレス粒子やブロンズ粒子の焼結多孔質材を用いた実験の知見から、ステンレス多孔質体においては 10MW/m^2 オーダー、ブロンズに関しては 33.9MW/m^2 の除熱を実証した。また最終年度である平成 13 年度においては、より高い熱流束レベルでの除熱実験及び蒸発効率の向上を目的とし、高熱伝導率多孔材である銅とアルミの繊維焼結体を新たな多孔材として導入し、とくに銅ファイバー多孔質体に関しては広いパラメータ範囲（気孔率 0.4~0.7、繊維径 30~90 μm ）に対する最大除熱性能を評価した。その結果、繊維径 90 μm 、気孔率 0.7 の銅ファイバー多孔質体において、最大 70.6MW/m^2 の入射熱流束の定常的除熱を実証した。更に昨年度に最も高い除熱性能が実証されたブロンズ多孔材の厚さを従来の半分にすることで、熱伝達の促進を確認した。同体系に対する数値計算から、入口圧力と熱伝達率は比例関係にあることが確認されており、多孔質体厚さを調整することが除熱促進に対して非常に有効であることを確認した。また除熱の熱効率を向上させるため、繊維径及び気孔率を若干小さくすることが出口温度の上昇に対して非常に有効であることも確認した。これら得られた知見は、昨年度までにおける約 34MW/m^2 のレベルを大きく超越した値であり、核融合炉ダイバータの定常状態における熱除去を従来の強サブクール冷却ではなく、高い出口温度を維持、すなわち高密度エネルギーを取得可能という点で非常に有益なデータと言える。

2.7 多孔質体内二相熱流動の数値シミュレーション

前節までに多孔質体を適用した冷却システムが、 100MW/m^2 を超える超高熱流束除去及び高密度エネルギー取得の両立を達成する可能性を実験的に検証してきた。しかしながら多孔質体の複雑な幾何形状のため、多孔質体内での相変化を含む熱流動機構を実験的に解明することは困難である。多孔質体を用いた冷却システムを最適化するためには、数値シミュレーションによる多孔質体内二相熱流動現象の詳細を把握することが不可欠となる。本節では、多孔質体内における気液二相熱流動を数値解析することにより、内部二相熱流動現象の解明及び高熱負荷除去に対する多孔質体形状・材質及び冷却条件等の影響を評価することを目的とし、現段階で得られた結果について簡単に報告する。

2.7.1 解析体系

Fig. 2-24 のようにプラズマ等によって生じる高熱負荷面に、金属多孔質体を直接押し当て、その中に冷却水（入口温度 20 $^{\circ}\text{C}$ ）を流すことにより除熱を行う。伝熱面近傍では相変化が生じ、潜熱による熱輸送が行われる。計算体系は二次元軸対称とし、多孔質体の大きさは高さ 2cm、半径 2.5cm の円柱形、多孔質体側面に設けられた冷却水出口は 2.5mm とする。多孔質体内の流れは遅く Darcy 流れとし、気液二相流の数値解析モデルとして Wang らによって導出された二相混合モデルを用いる。この解析手法の特徴は液体飽和度が変化する二相領域および単相領域を 1 流体として扱う点にあり、相変化界面の追跡等を必要としない。取り扱う質量保存則、運動量、エンタルピーの輸送方程式系は、厳密な 2 流体方程式系を取り扱う二相分離モデルから導出されたものであるため数学的には極めて厳密である。境界条件も同様に **Fig. 2-24** 内に示す。

2.7.2 解析結果および考察

Fig. 2-25 に入射熱流束は 0.3MW/m^2 と一定で、入口流速を 0.004 、 0.005 、 0.006m/s と変化させた場合の温度分布(液体速度ベクトル)、液体飽和度分布(蒸気速度ベクトル)を示す。気孔率 0.42 、粒径 $160\mu\text{m}$ 、材質はステンレスである。以後、気孔率、粒径はこの値で固定とする。多孔質体底面から侵入した水は出口付近で流速が最大となり、その影響で流体の温度は低下する。蒸気は流れの淀む多孔質体中心付近で発生し、毛細管力により拡散され液体方向へと浸透し、凝縮する。また、流速が増大すると熱の侵入が浅くなり、二相領域も減少する。これは、流速が増大することにより熱伝達が促進され、さらに毛細管力による拡散の影響も小さくなるためである。

Fig. 2-26 に入口流速は 0.003m/s と一定で、入射熱流束を 0.22 、 0.26 、 0.30MW/m^2 と変化させた場合の温度分布、液体飽和度分布を示す。入射熱流束が増大すると温度の侵入は深くなり、二相領域も増大し液体飽和度の最小値が小さくなることが確認される。これにより、入射熱流束が増大すると蒸発割合が高まると考えられる。

Fig. 2-27 に入口流速 0.003m/s 、入射熱流束 0.3MW/m^2 で、材質が異なる場合の温度分布を示す。材質はステンレス、鉄、銅である。この条件下ではステンレスのみで相変化が生じている。鉄、銅に関してはステンレスよりも熱伝導率が高いため、伝熱面から入射した熱が多孔質体内部まで侵入し熱交換が行われるため、相変化は生じない。この結果から多孔質体を構成する材質が除熱性能に大きな影響を与えると考えられる。

次に、それぞれの材質における蒸発の形態を調べるため、各多孔質体において液体飽和度の最小値が約 0.6 になる場合について **Fig. 2-28** に温度分布、液体飽和度分布を示す。入口流速は 0.003m/s である。液体飽和度の最小値が 0.6 になる場合の入射熱流束はステンレス、鉄の場合でそれぞれ 0.32 、 0.5MW/m^2 であるが、銅の場合には 1.26MW/m^2 である。液体飽和度の最小値が 0.6 と等しいため、材質の種類によらず伝熱面近傍では同じ状態で蒸発が起こっていると考えられるが、ステンレス、鉄、銅の順に二相領域が狭くなる。熱伝導率の低い材質では熱が多孔質体内部に伝わりにくく、伝熱面近傍で潜熱による熱輸送が支配的であるのに対し、熱伝導率の高い材質では、熱が固体部を伝わりやすく単相領域においても熱交換が行われていると考えられる。このことは、温度分布において等温線に着目すると、熱伝導率の高い材質ほど、熱が二相領域後方の単相領域へ伝わることから確認できる。また、蒸気の最大速度に着目すると、熱伝導率の高い材質では伝熱面近傍で活発な蒸発が起こっていることがわかる。

Fig. 2-29 に粒子レイノルズ数 Re_p と平均熱伝達率 h の関係を示す。入射熱流束は 0.3MW/m^2 である。この条件ではステンレスのみで相変化が生じている。多孔質体の種類によらず、流速が増加すると熱伝達が向上することが確認できるが、特に熱伝導率の高い材質でより高い熱伝達特性が得られる。

2.8 まとめと今後の課題

金属多孔質体を応用した冷却システムを用いて、高熱負荷環境下における除熱実験および内部熱流動構造を解析可能な数値コードの開発を行った。

多孔質体を用いた除熱実験では、研究開始当初に適用した粒子多孔質体に比べ熱伝導率の高い銅とアルミのファイバー焼結体を導入することで、昨年度までにブロンズ多孔質体において確認された約 34MW/m^2 の除熱熱流束を飛躍的に超え、最終年度においては 70.6MW/m^2 の定常的な熱除去を実証した。またブロンズ多孔質体の多孔質体厚さを半分の 1cm まで薄くすることにより除熱性能が大幅に向上することを確認した。これは平成 12 年度までに予測された除去熱流束の評価式と圧力損失の関係から熱流束値が格段に増大することを裏付ける実証データであり、今後、銅ファイバー多孔質体に対して薄型多孔質体を用いることで単純計算でも 100MW/m^2 を優に超える超高熱流束の定常的除熱が可能であると予測できる。更にこの値は、多孔質体の繊維径及び気孔率等を最適設計し、又は伝熱面方向に構造的分布を持つ傾斜機能多孔材を使用することで、より 250MW/m^2 に近づく可能性を十分に有すると考える。

多孔質体内熱流動の数値シミュレーションにおいては、二相混合モデルを適用することにより、熱伝導率の異なる様々な多孔質体に対して解析可能な数値コードの構築に成功した。これにより、上記の薄型多孔質体の適用、高熱流束除去および高密度エネルギー取得を可能とする多孔質体の選定、更には上記の傾斜多孔材の設計等の解析に十分応用可能であると考える。

本研究で提案している多孔質対を用いた 100MW/m^2 を超える超高熱負荷除去システムが完成すれば、

- 1) 高熱・粒子負荷の両面に耐えられる高熱負荷壁による核融合炉炉心コンテナが可能となる。
- 2) 高温蒸気の直接発生によるエネルギー変換の効率化が図れる。

など、核融合動力炉のダイバータや第一壁などの高負荷壁の問題を画期的に解決できることになり、その実現のために大きく貢献するものと考えられる。

Table 2-1 Parameters of porous media

		Porous No.			
		#1	#2	#3	#4
Porosity	[vol.%]	47	42	42	42
Particle diameter	[μm]	500	160	160	160
Pore diameter	[μm]	25	9	9	9
di	[mm]	0	0	15	15
de	[mm]	0	0	10	15

Table 2-2 Bronze porous media

	Pore diameter (μm)	Porosity vol.%	Thermal conductivity (W/m·K)
Bronze (Cu:90%, Sn:10%)	100	38	50
Stainless (SUS 316L)	25	47	21

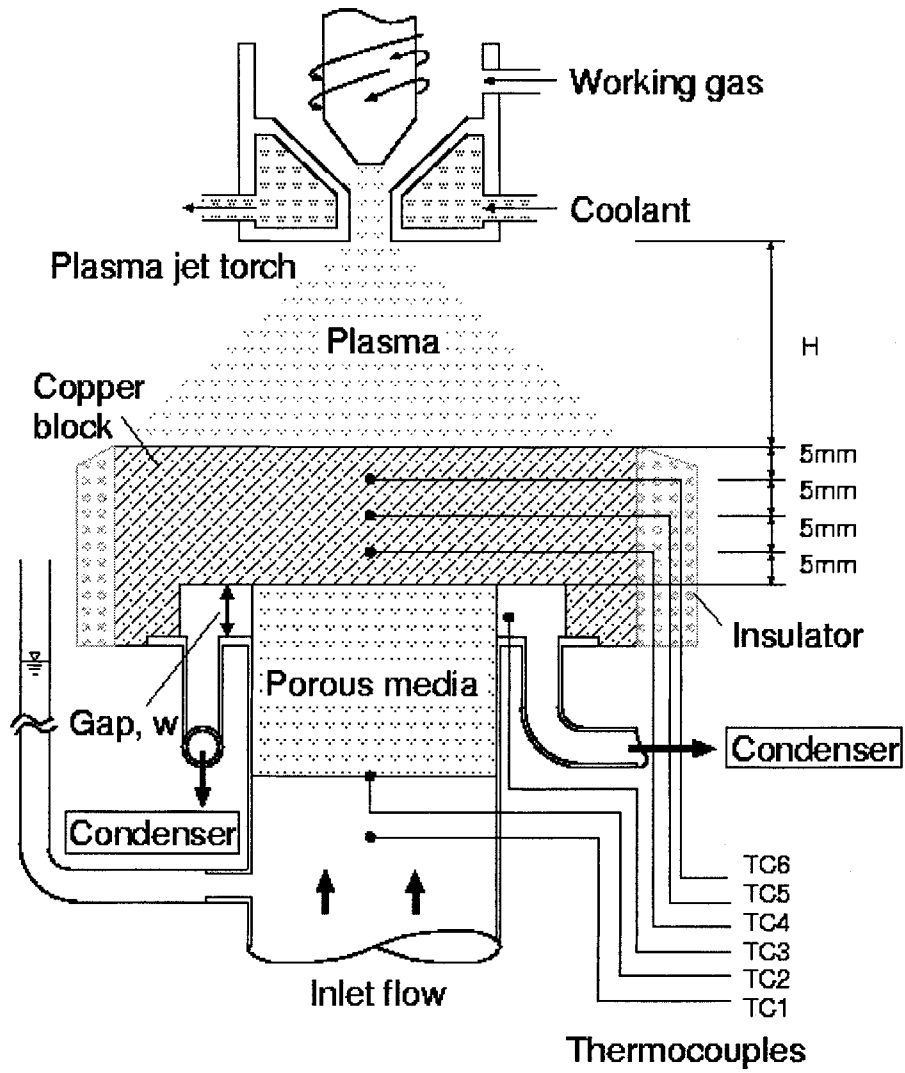


Fig. 2-1 Details of test section

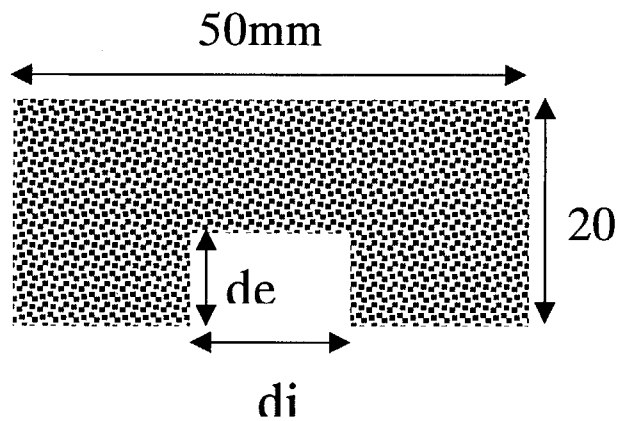


Fig. 2-2 Geometry of porous media

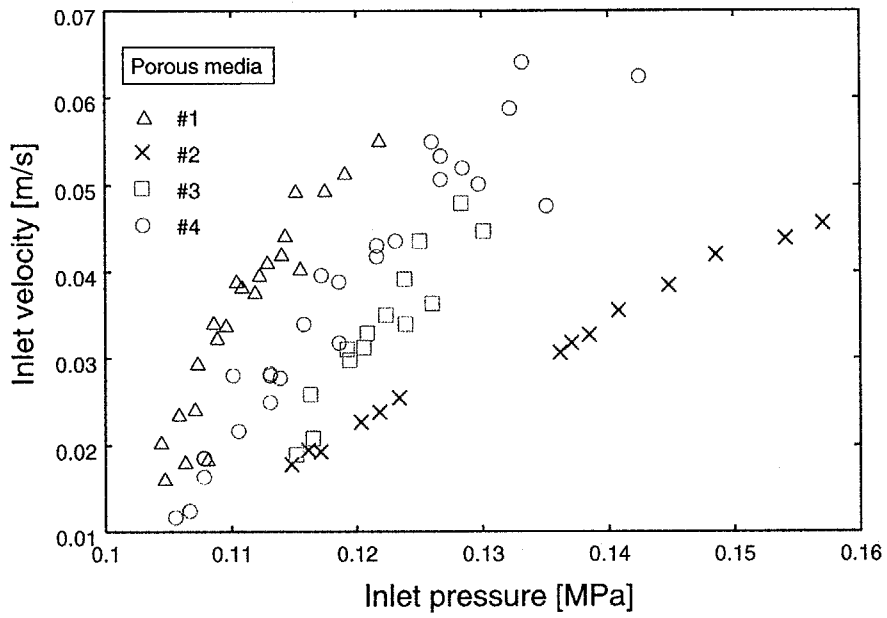


Fig. 2-3 Relation of inlet pressure and inlet velocity

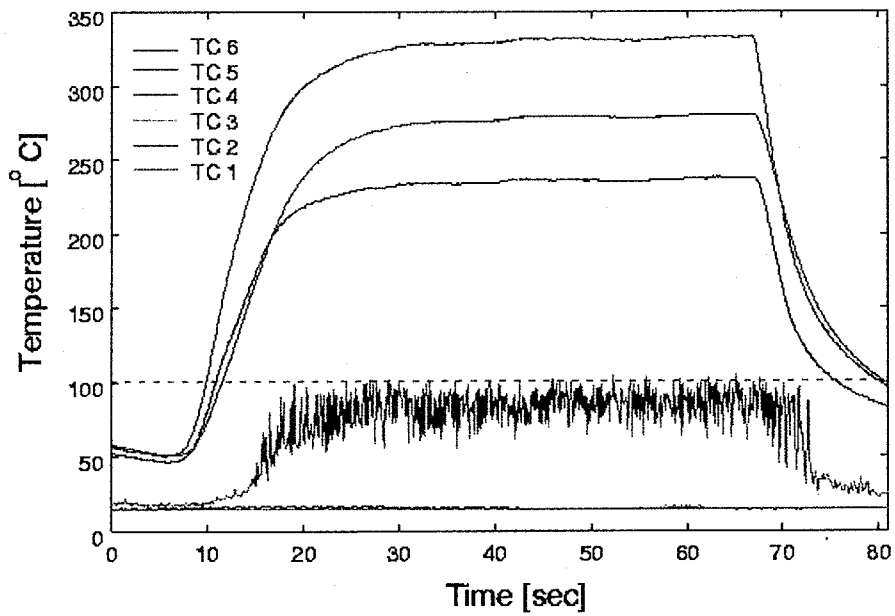


Fig. 2-4 Temperature history in a target

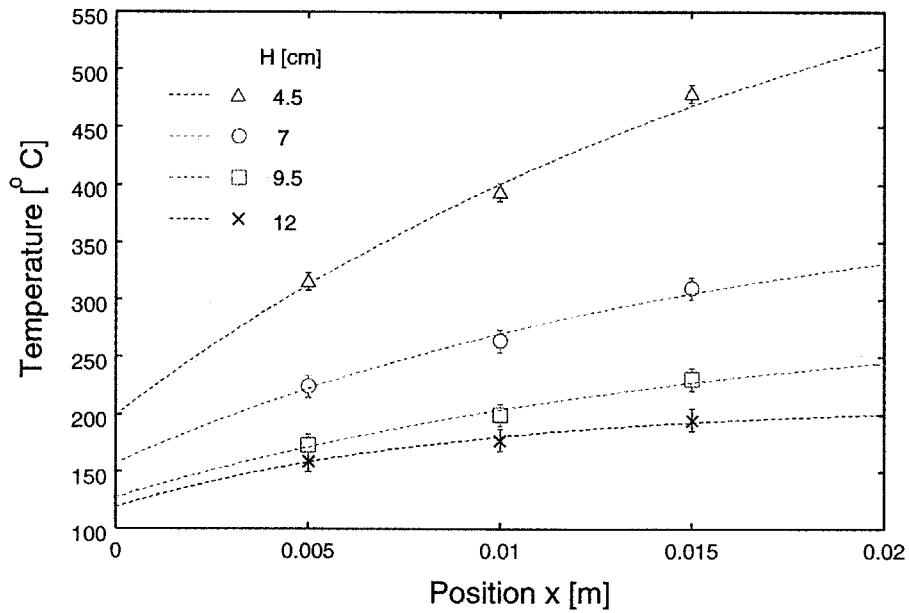


Fig. 2-5 Temperature history in a target

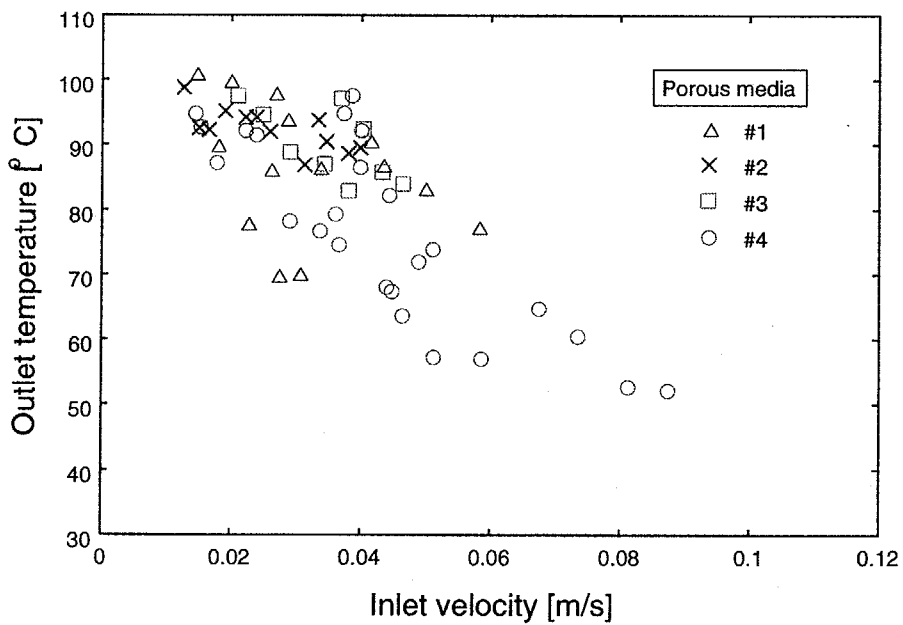


Fig. 2-6 Outlet temperature

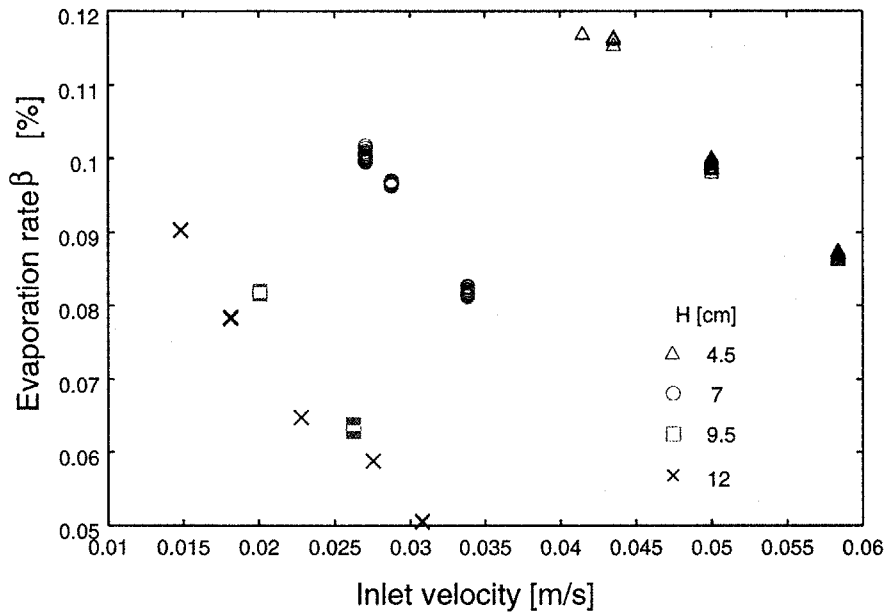


Fig. 2-7 Evaporation rate

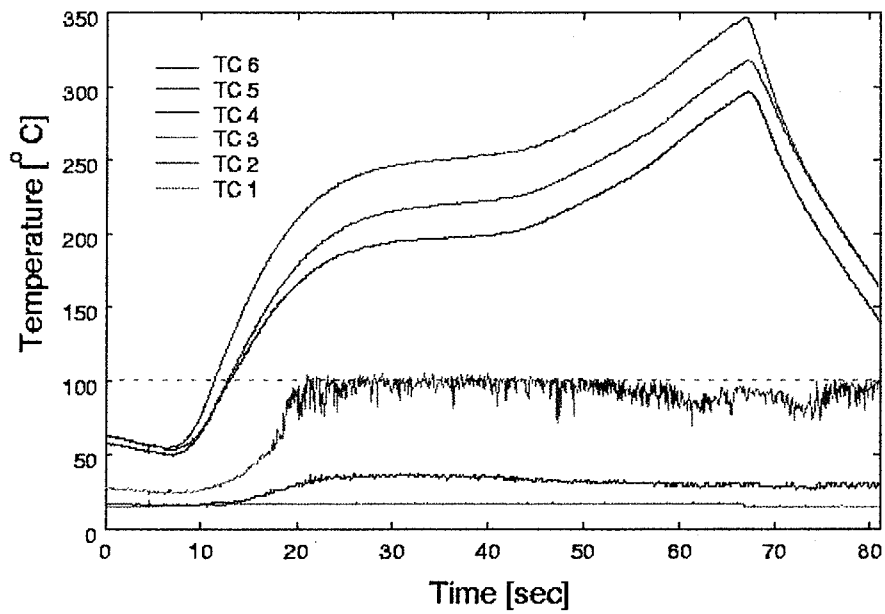


Fig. 2-8 Temperature history at CHF

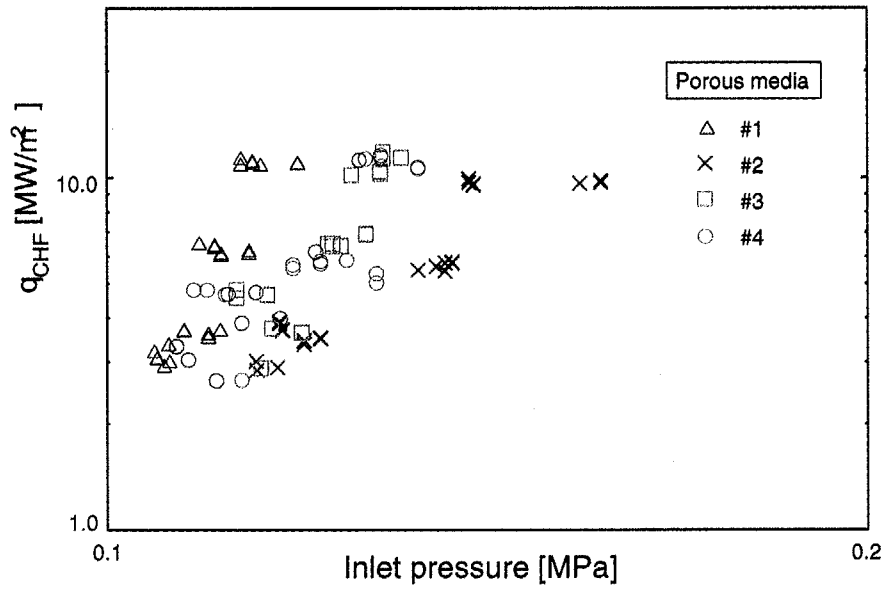


Fig. 2-9 Critical heat flux

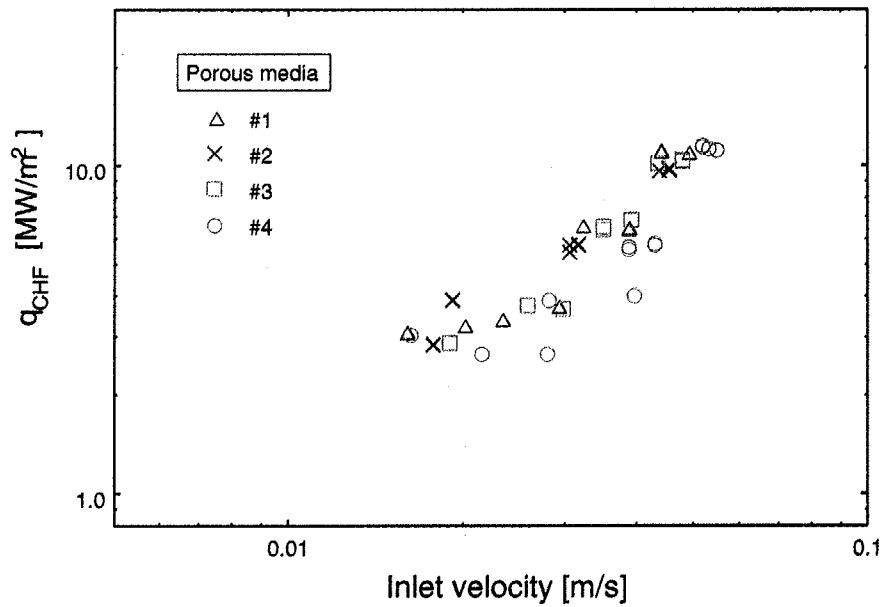


Fig. 2-10 Effect of inlet velocity on CHF

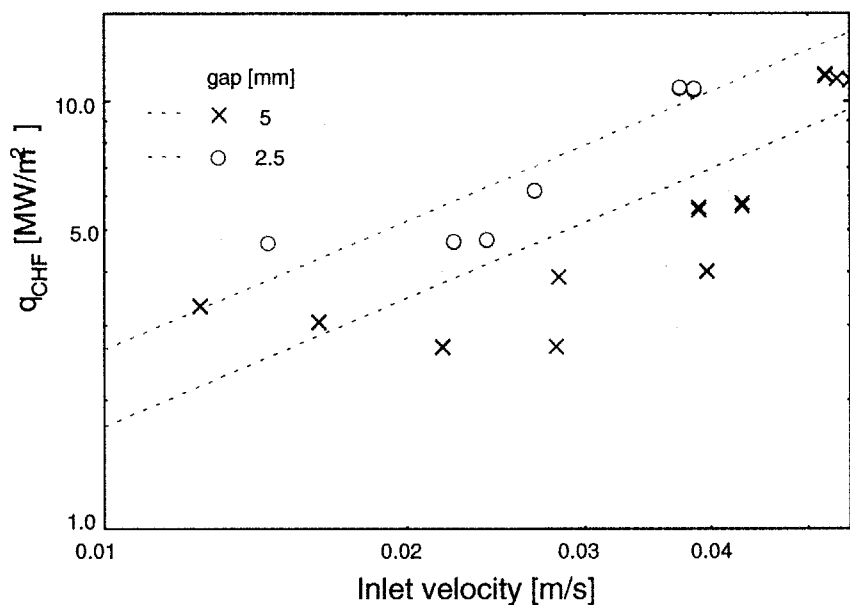


Fig. 2-11 Effect of gap on CHF

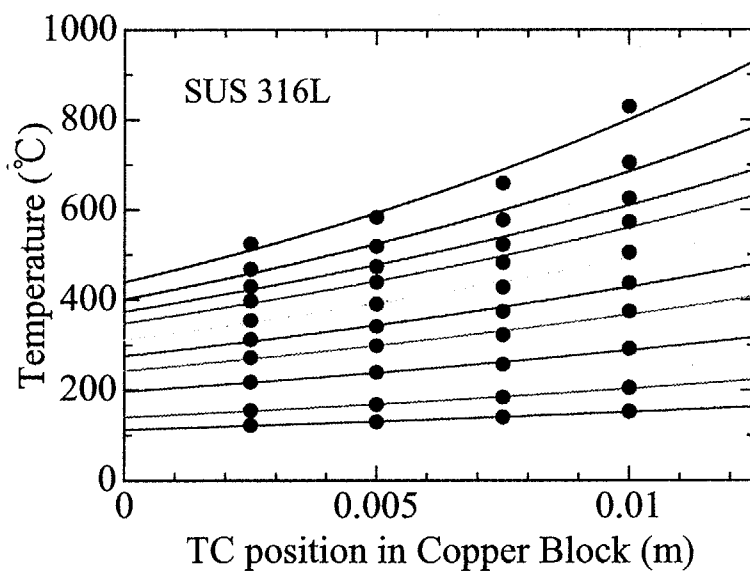


Fig. 2-12 Temperature profile in a target: SUS porous media

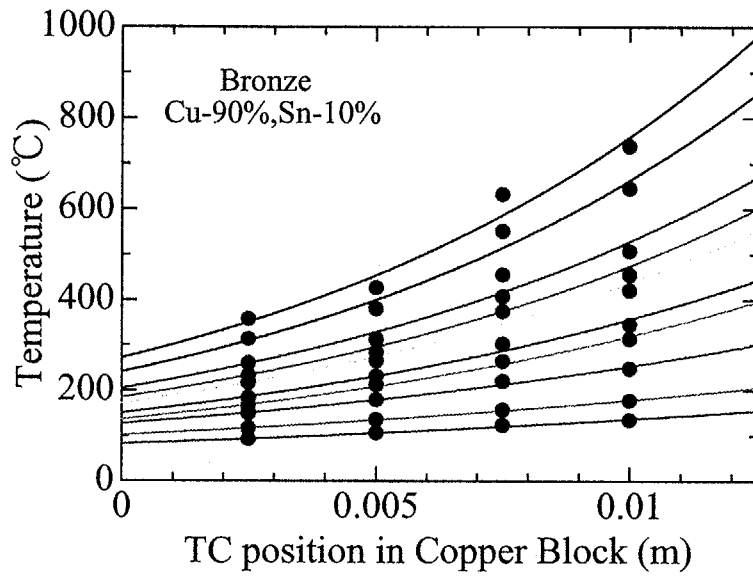


Fig. 2-13 Temperature profile in a target: Bronze porous media

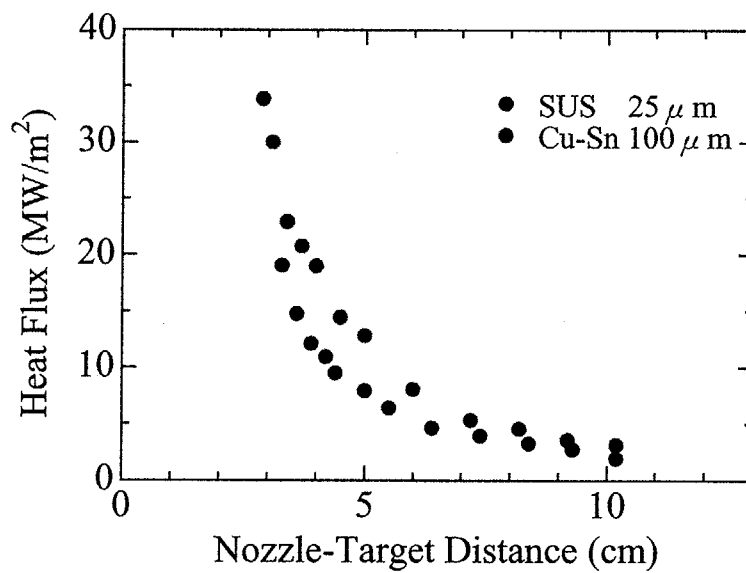


Fig. 2-14 Removal heat flux

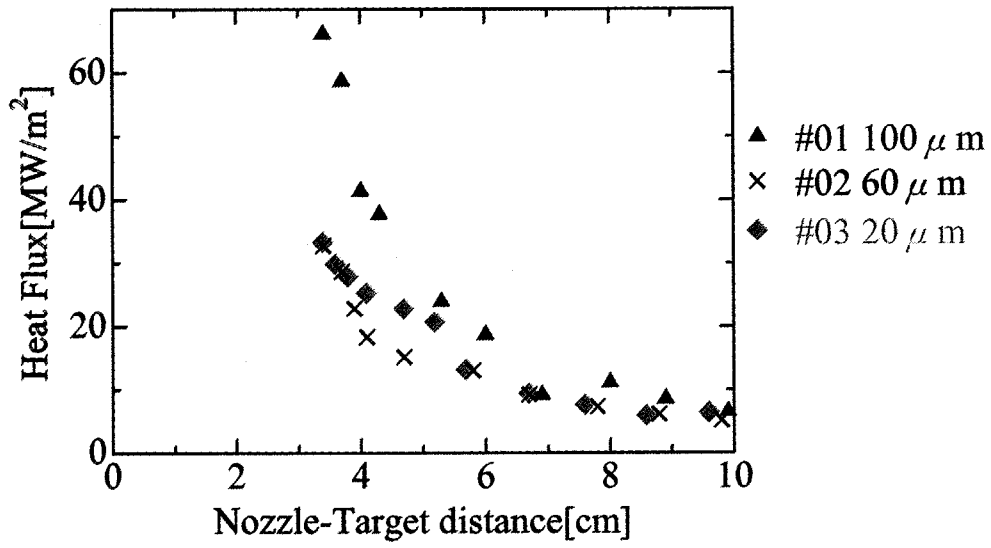


Fig. 2-15 Heat removal with Bronze porous media

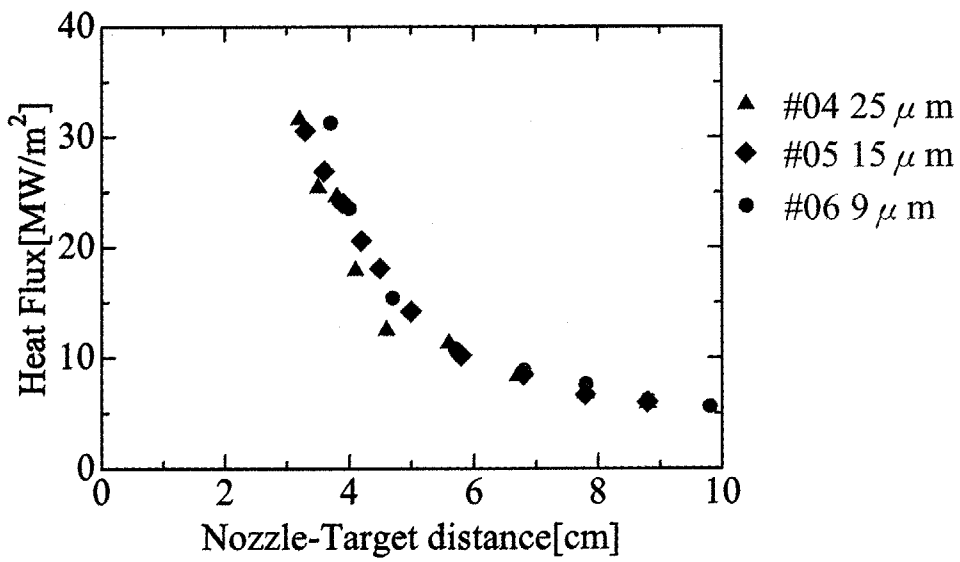


Fig. 2-16 Heat removal with SUS porous media

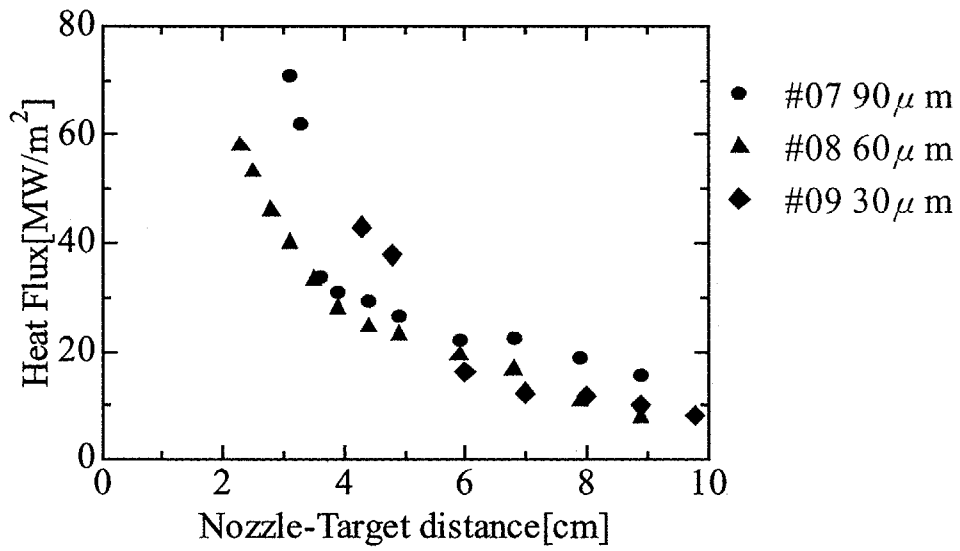


Fig. 2-17 Heat removal with fiber porous media (Porosity=0.7)

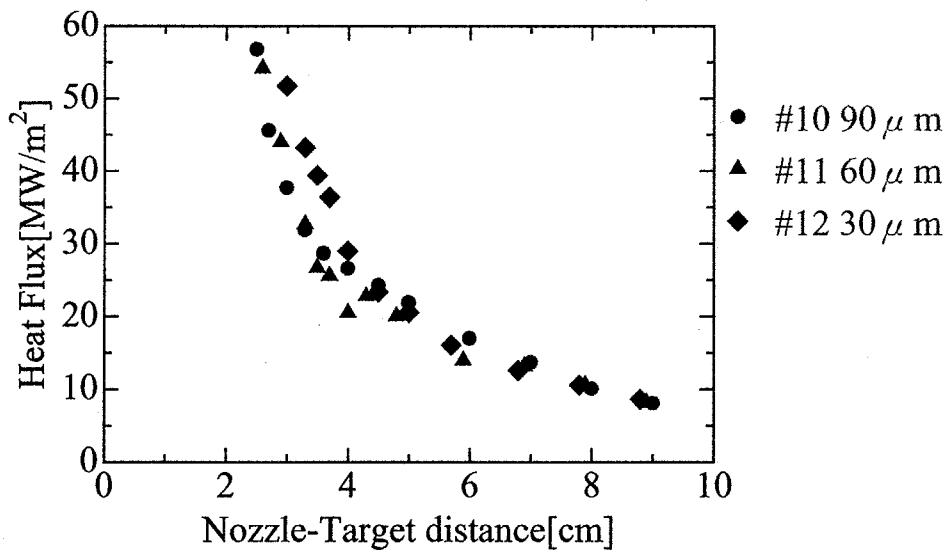


Fig. 2-18 Heat removal with fiber porous media (Porosity=0.6)

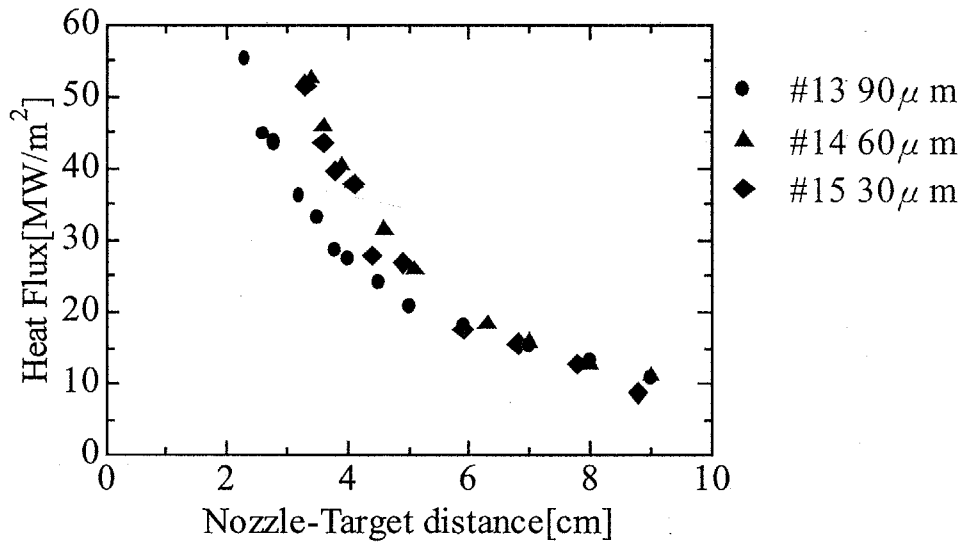


Fig. 2-19 Heat removal with fiber porous media (Porosity=0.5)

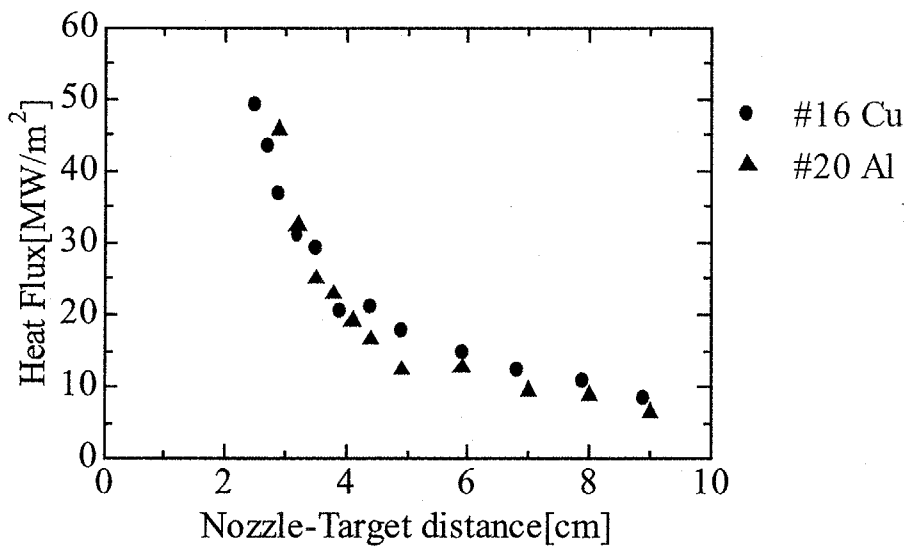


Fig. 2-20 Heat removal with fiber porous media (Porosity=0.4)

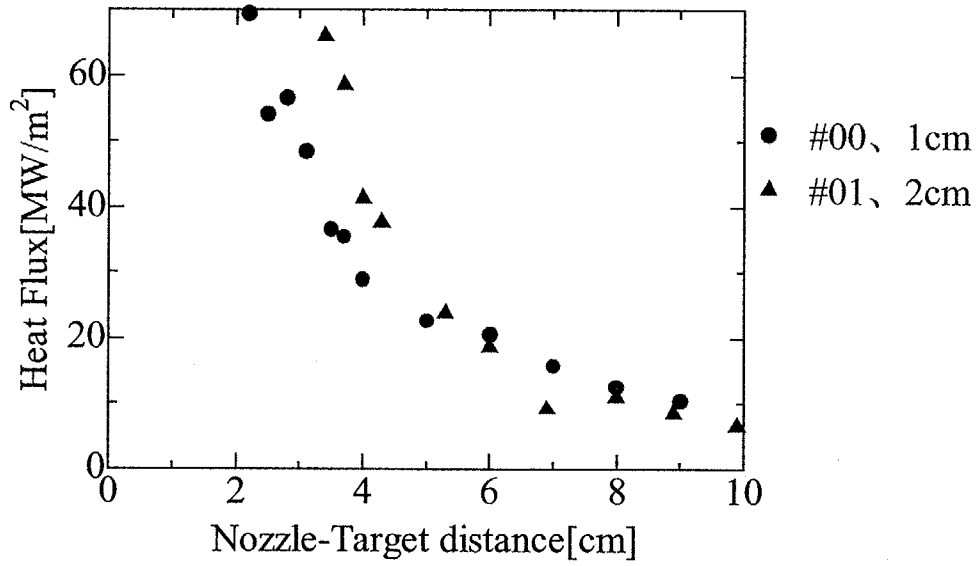


Fig. 2-21 Effect of thickness of porous media on heat removal

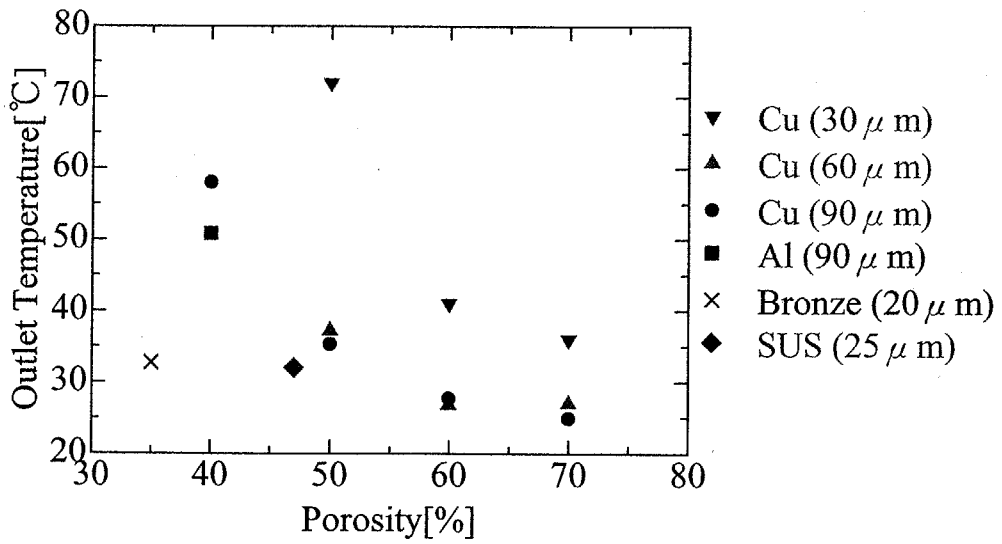


Fig. 2-22 Outlet temperature for porosity (Nozzle-target distance 4.0cm)

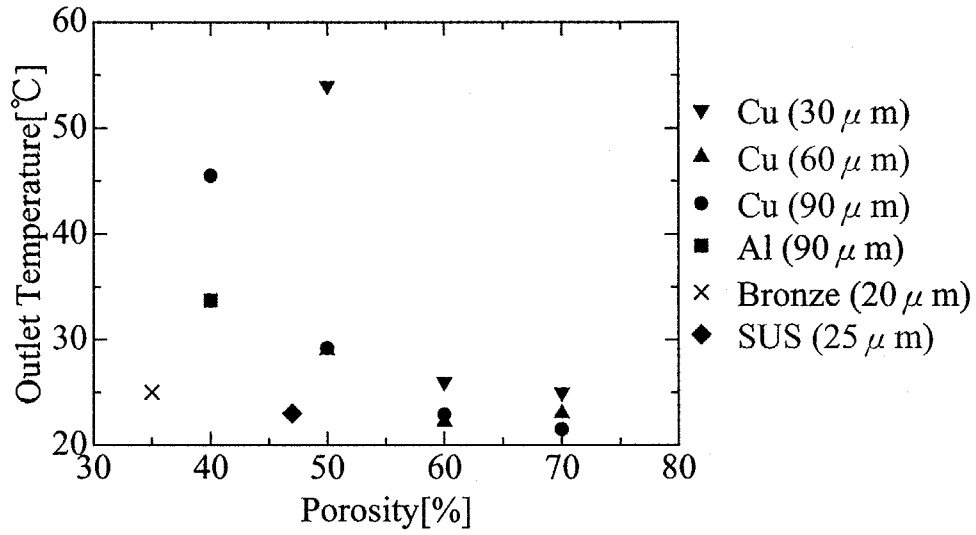


Fig. 2-23 Outlet temperature for porosity (Nozzle-target distance 8.0cm)

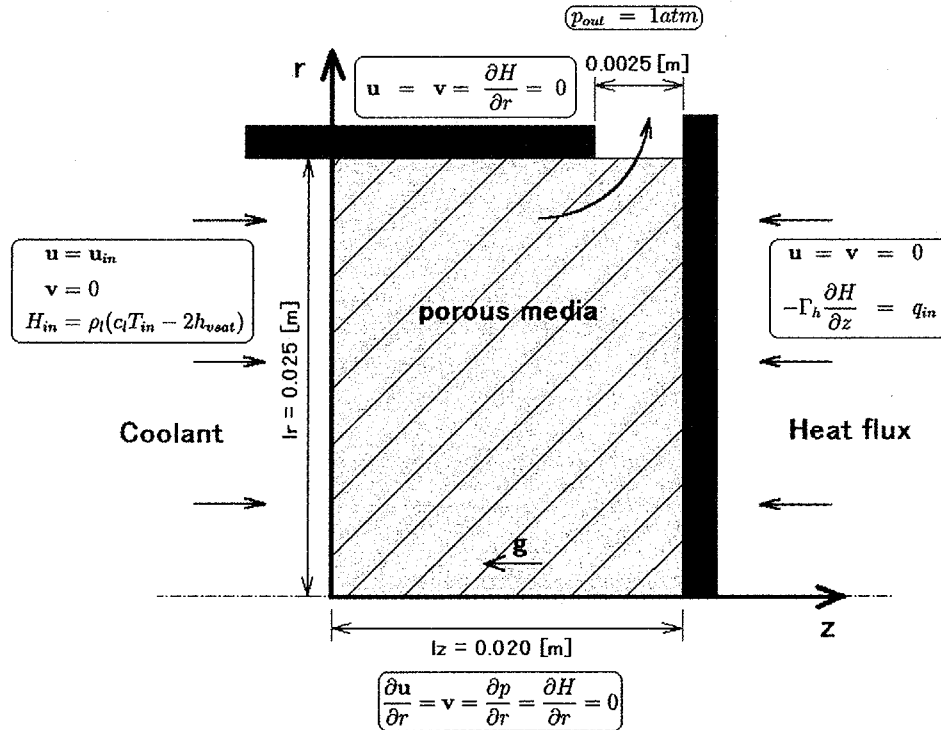


Fig. 2-24 Calculation region and boundary conditions

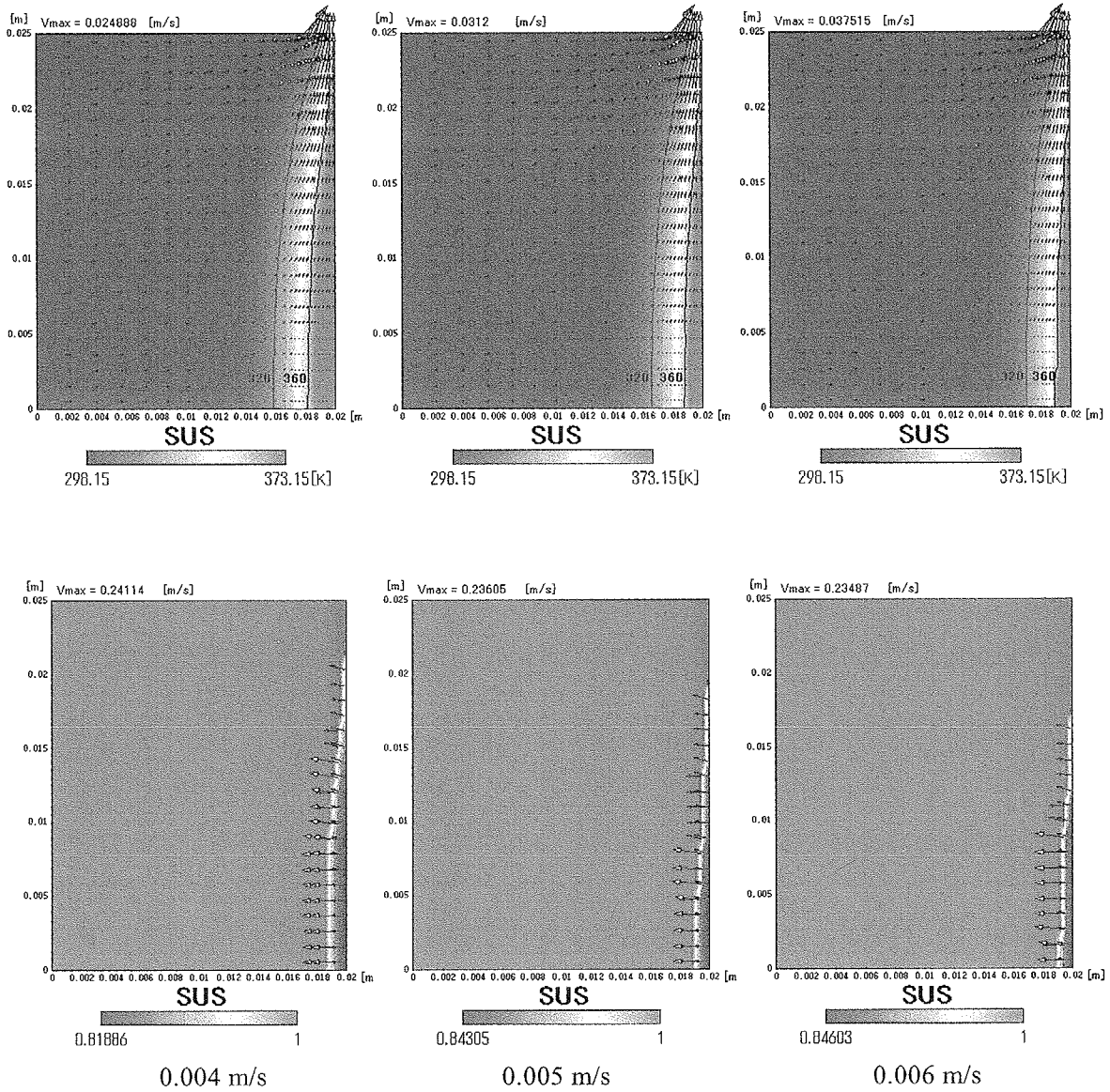


Fig. 2-25 Temperature and liquid saturation distributions ($q_{in}=0.3\text{MW/m}^2$)

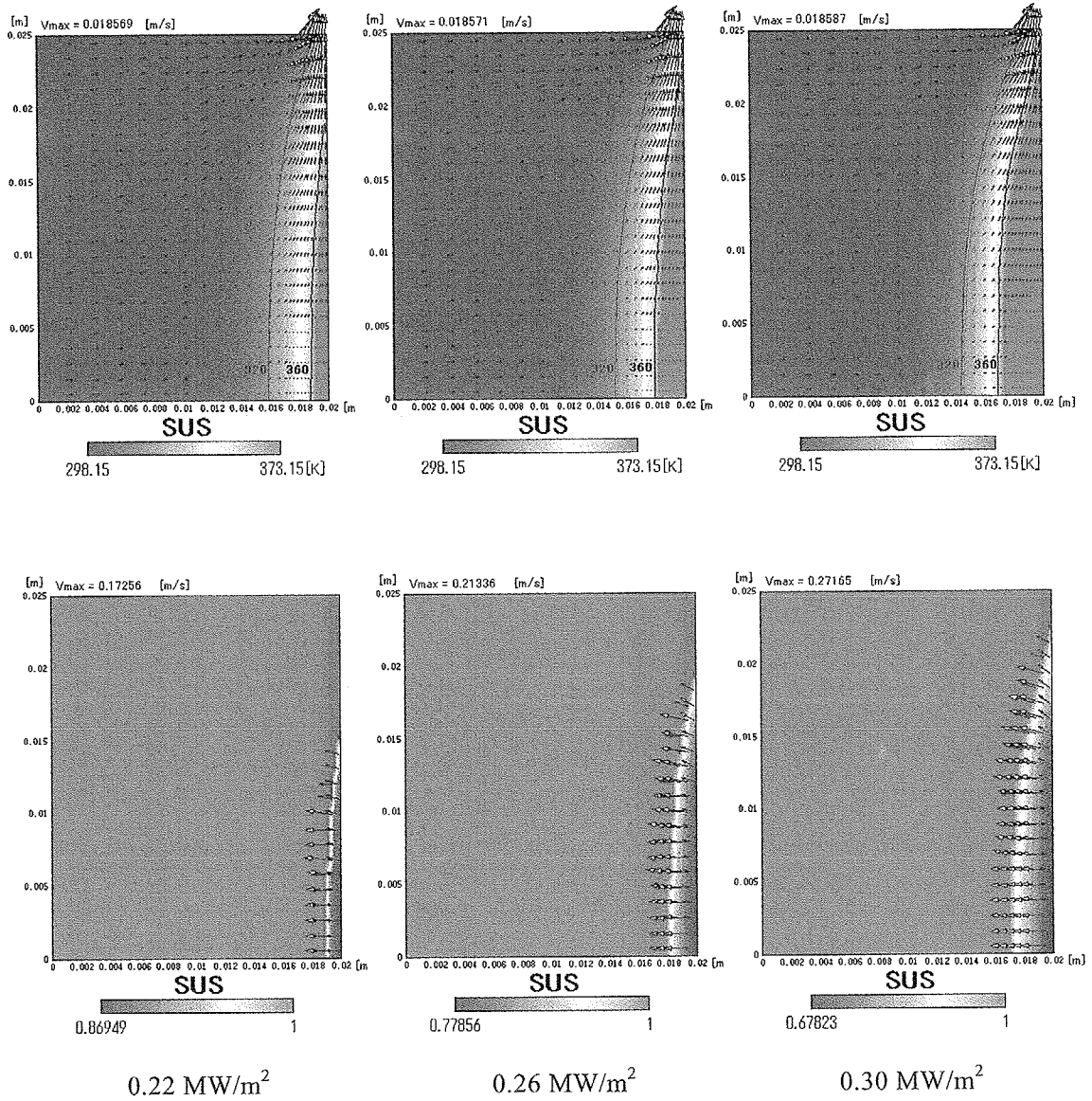


Fig. 2-26 Temperature and liquid saturation distributions ($u_{in}=0.003\text{m/s}$)

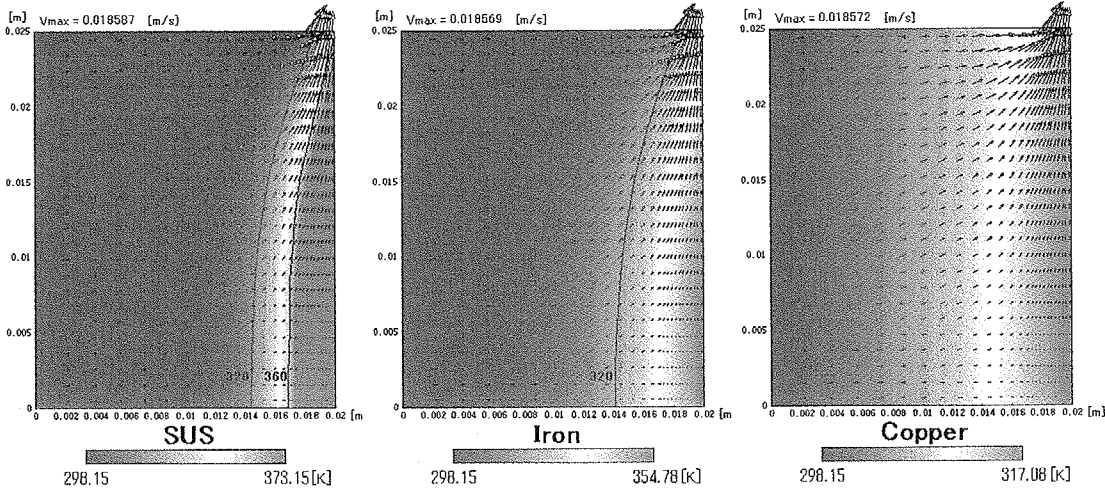


Fig. 2-27 Temperature profile in some kinds of porous medium ($u_{in}=0.003$ m/s, $q_{in}=0.3$ MW/ m²)

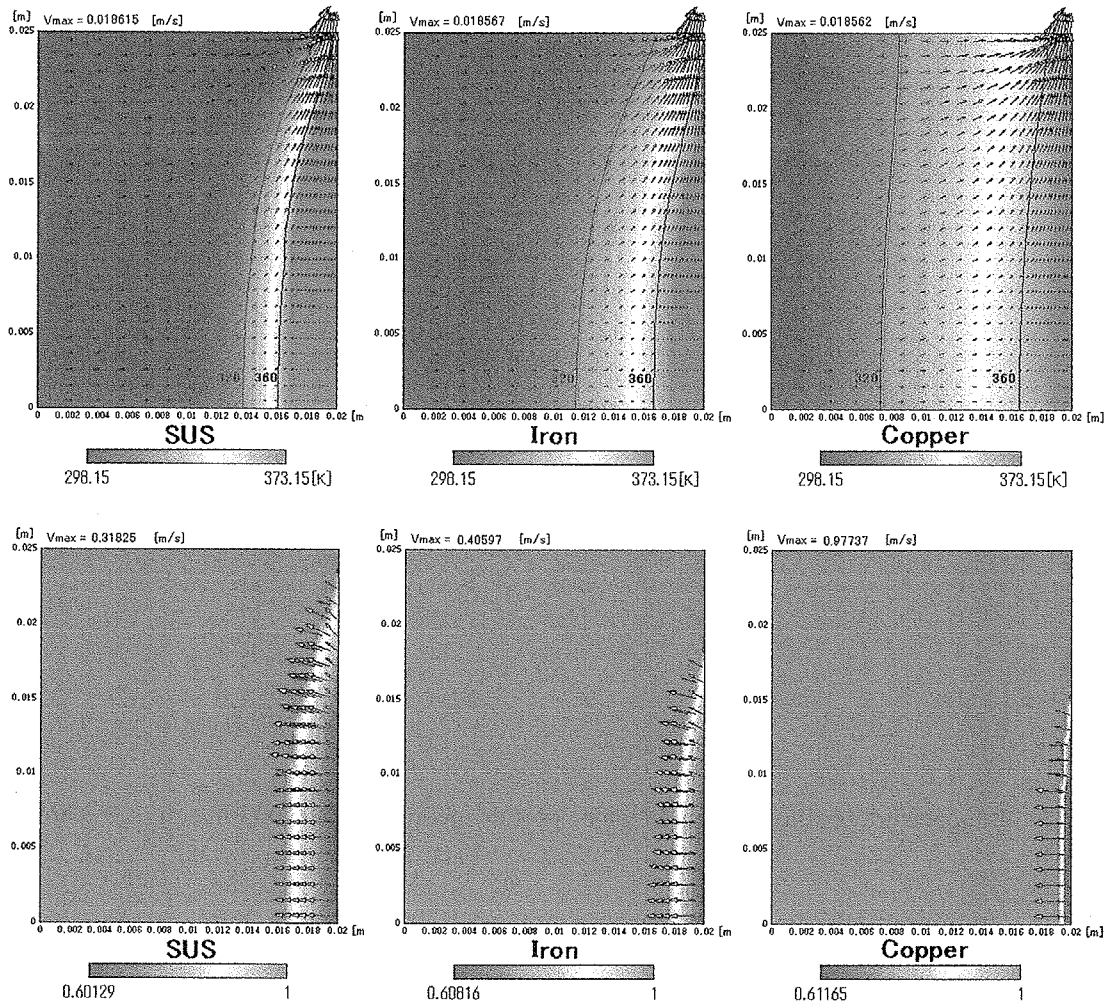


Fig. 2-28 Temperature and liquid saturation distributions at the minimum liquid saturation of 0.6 ($s_{min}=0.6$, $u_{in}=0.003$ m/s)

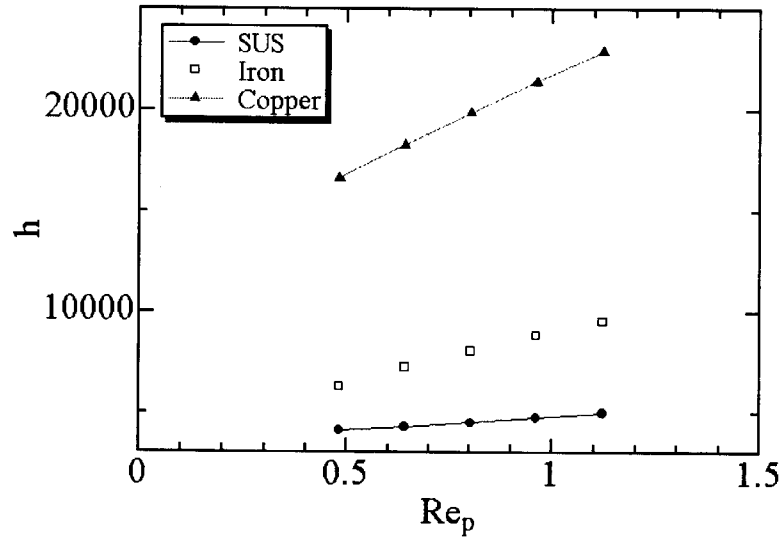


Fig. 2-29 Heat transfer coefficient for porous media

3. ミスト衝突噴流による高熱流束除去

3.1 ミスト噴流冷却

ミスト冷却は微粒化した液滴をガス中に浮遊させ、液滴・ガスの高速混相流として高熱負荷面に衝突させて高熱流束の熱除去を行う冷却法である。数 μm ~ mm の微粒液滴は、高温面上で衝突圧により円形膜状に変形し、伝熱接触面積の拡大と液体の大きな熱伝導率のため、液滴の変形時間内に高温面から熱を十分に吸収し、高温面で蒸発（あるいは反発・離脱・分裂）する。この過程が衝突液滴群として、もしくはその集団効果（液膜形成、液膜-液滴相互作用など）として高温面との間で進行し、高熱負荷除去が行われる。

液体金属を作動流体とするミスト冷却では、液体金属による高熱負荷除去特性をそのままに、核融合炉固有のMHD効果の影響を回避することができる。これに対し水のミスト冷却では、液体金属ほどは熱を十分に吸収できないが、蒸発潜熱による熱輸送が大きく、更に発生した蒸気を利用して高密度のエネルギー取得も可能である。

ミスト冷却は特に局所的な高熱負荷除去に優れた特性を持つため、比較的小さな高熱負荷面の冷却に適している。このように微粒液滴による噴霧冷却法は革新的な冷却方法であり、数十 MW/m^2 オーダーの高熱流束環境への実用化が望まれている。

3.1.1 水ミスト流の従来の研究¹⁷⁾

噴霧冷却の基本は沸騰伝熱であるが、単に液滴群と加熱面の熱伝達のみならず、二相流伝熱等の高温面上での液体の熱的挙動に関する基礎現象を含んでいる。噴霧冷却の熱伝達特性は一般に戸田らにより報告されるようなぬれ領域、遷移域、非ぬれ領域の三つの領域に対して解析されている。前2域は戸田¹⁸⁾により、後1域は例えば Mullerら¹⁹⁾により実験にて確認されている。ぬれ領域では噴霧衝突液滴により伝熱面上に形成される薄液膜の蒸発により熱伝達が行われる。非ぬれ領域では、衝突液滴あるいは液膜の蒸発により伝熱面との間に蒸気膜が形成されるので、その形成過程と蒸気膜を通しての膜沸騰状熱伝達が主要となる。遷移域ではこれら2つの特徴を含む領域である。このように噴霧液滴群中の個々の液滴は熱伝達特性に直接かかわっているため、先ず液滴の素過程レベルで噴霧流を捕らえる必要がある。衝突液滴挙動の性質は一般に、

- (1) 液滴径
- (2) 液滴速度
- (3) 衝突頻度
- (4) ウェーバ数

等で特徴付けられる。植田ら²⁰⁾の液滴実験の結果より、ぬれ領域の熱伝達はこれらパラメータによらず、低温側では衝突頻度、液滴径、速度、ウェーバ数が大きいほど熱伝達率が低下する。ぬれ領域ではこれらの基本パラメータによらず伝熱面への衝突後、付着、液膜形成、分裂または蒸発と言った挙動を示すが、非ぬれ領域では衝突後の液滴挙動は加熱面をぬらさ

ず広がり、再び収縮して反発するか、あるいは分裂する。この、反発・分裂の違いは液滴ウェーバ数の大小によって異なっており、その限界のウェーバ数はWachtersら²¹⁾によれば約80、植田ら²⁰⁾によれば70、庄司ら²²⁾は80~90である。いずれにしてもウェーバ数がこの値以上であれば分裂し、以下であれば収縮反発することが実験により確認されている。

更に噴霧は実際の使用レベルでは液滴の集合であるから、添加液体量によっては素過程と異なる伝熱特性を示すと考えられる。また、密度が高くなると液滴一つ一つの効果より、液滴の集合による集団効果が重要となる。この場合、液滴径の影響については、Hoogendoornら²³⁾によれば、液滴径が小さいほど熱伝達率が大きくなるが顕著な差ではない。田中ら²⁴⁾によれば液滴径はほとんど除熱性能に影響をおよぼさない。しかしながら、実験においてこれらのパラメータを独立に変化させることは困難であり、また、微視的パラメータの測定も困難であることから、従来はミストの冷却性能を液滴速度、液滴径および分布密度が関係してくる伝熱面の単位面積・単位時間あたりの水の体積流量（体積流量密度）で整理されるのが一般的である。三塚ら²⁵⁾は、150~600℃のぬれ領域から遷移領域で初期液滴温度 T_w は体積流量密度のみで整理できるとし、次式を得ている。

$$h \propto w^{0.38} \quad (3.1)$$

國岡ら²⁶⁾は、200~600℃のぬれ領域から遷移領域で実験を行い、三塚らよりも体積流量密度、液滴衝突速度が相当に大きい条件であるがほぼ同初期液滴温度で次式を得ており熱伝達率が体積流量密度の他に液滴速度によることを指摘している。

$$h \propto (wV) \quad (3.2)$$

藤林ら²⁷⁾は、実験結果より、非ぬれ領域では熱伝達率は液滴径には関係なく、液滴速度、体積流量密度などで整理することができるとし各因子から次式を得ている。

$$q \propto w^{0.64} V^{0.38} \quad (3.3)$$

柳ら²⁸⁾は非ぬれ領域で、もし熱伝達が液滴径に関係しないとするならば、熱伝達率は液滴速度と体積流量密度によるものとし次式を得ている。

$$q \propto (wV)^{0.75} \quad (3.4)$$

また一方、庄司²⁹⁾も実験より非ぬれ領域での平均熱伝達率 h_m が次式のようにまとめられることを示している。

$$h_m \propto d^{\frac{3}{4}} V^{\frac{3}{2}} w^{\frac{1}{4}} \quad (3.5)$$

しかし、庄司の実験の場合、パラメータの変化割合はまだ小さく、データ数も極めて少ないことから考え、平均熱伝達率のパラメータ依存性に関しては今後の課題としている。

3.1.2 研究の目的

本研究ではミスト冷却の超高熱流束面への適用を目的としてその除熱性能を検証する。更に液滴群と発熱体面温度の熱伝達は、高温物体の冷却などに関連して工業的に重要である。これまで多くのミスト研究がなされているが、これらは比較的低熱負荷領域の研究であり特に高熱負荷の領域での冷却能力に関してはあまり研究が行なわれていないのが現状である。当然、対象とする除熱レベルは数十MW/m²レベルの高熱負荷領域であり、実験データの蓄積が望まれている。本研究では、高熱流束面実現のため微小伝熱面体系を有する水ミスト除熱実験システムを構築し、その除熱限界に関して明らかにすると共に、液体金属や機能性流体を用いた先進的ミスト冷却に対する課題と指針を抽出することを目的とする。

3.2 実験装置

3.2.1 実験装置概要

実験装置の概略図をFig. 3-1に示す。ミスト冷却実験装置は大きく分けて電源系、ミスト発生系、ターゲット部、測定系の4つの部分からなる。水・空気ミスト二相衝突噴流は、コンプレッサによって加圧されたタンク内の水を、ノズル内に供給される圧縮空気中に混入し、微粒化された後にノズルよりジェット状に噴霧されることにより実現される。ノズルは鉛直下向きに設置されており、その中心軸上で水平に設置された微小加熱面を冷却する実験体系を採っている。ノズルから噴出したミスト流はターゲットに衝突後、底面に接続された排出用配管内部のミストトラップにより水と空気に分離される。その後、水は排水口より回収され、空気は排気ファンにより水槽外部へと排気される。以降、実験装置の各部について詳細な説明を行う。

<電源系>

電源系は電源装置本体と、電源装置からターゲット部までをつなぐ電源ケーブルからなる。電源装置は発熱体である金属箔に直流電流を流して加熱するために用いられる。本実験で使用する電源装置は、定電圧/定電流直流電源 GP035-50（高砂製作所製）×2台である。この電源は単体で0～35V、0～50Aまで制御可能であり、これを二台並列に接続する事で電流を2倍の0～100Aまで出力することができる。またこの二台はジャンパー線によって接続されており、一台を操作することで二台とも作動させる事が可能である（マスタースレーブコントロール）。本実験で使用しているDC電源は、定電圧電源、定電流電源のどちらとしても使用可能である。定電流電源とは、接続している負荷の抵抗値が変動しても一定の電流値を実現する電源のことであり、本実験では定電流電源として使用する。

<ミスト発生系>

コンプレッサ

コンプレッサによって圧縮、吐出される空気は水加圧タンク内を加圧し噴霧される水をノズルに導く。微粒化・噴出のための空気は別系統でノズルに達している。コンプレッサの最高圧力、吐出空気量は冷却能力の範囲を決定する上で重要な要素である。そのため、本実験では、まず小型タイプのコンプレッサを使用し、更により大型化したコンプレッサ（日立ベ

ピコン2.2U-7VA5/6)を用いる。それぞれのコンプレッサの仕様をTable 3-1に示す。

小型コンプレッサの方が最高圧力は高いが吐出空気量が少なく、本研究で用いる空気消費量が一番少ないノズルを用いても、最大でも空気圧0.30[MPa]、液圧0.30[MPa]程度までしか供給する圧力を維持することはできない。

また本研究で用いるコンプレッサは自動アンロード式である。この方式では空気タンク内の圧力により圧縮機のアンロード運転(部分負荷運転)の制御を自動で圧力調整弁がおこない、電動機(モートル)を止めずに0.50[MPa]で負荷運転、0.69[MPa]で無負荷運転を繰返して、圧縮空気を供給する。

ミスト生成ノズル

ノズルには一流体ノズルと二流体ノズルがある。一流体ノズルは噴霧液を加圧し、ノズル出口の縮小、拡大による圧力の変化によって微粒化させ噴霧するノズルである。これに対し、二流体ノズルは圧縮性ガスの高速の流れを利用して液体を微粒化、噴射するノズルである。本実験では二流体ノズルを用いる。その理由として二流体ノズルは一流体ノズルより微粒化に優れているからである。また、この他の理由としては二流体ノズルでは噴霧流量の調整範囲が大きくとれることが挙げられる。一流体ノズルの噴霧量は圧力の平方根に比例するため噴霧量の変化は動力の制限を大きく受ける。二流体ノズルは液滴径や流量分布を比較的一定に保ちながら噴霧流量の調整範囲を大きくとれる。すなわち、冷却能力に対し液滴径や噴霧流量は重要なファクターであるため、二流体ノズルは本実験に向いているといえる。

平成13年度においてはコンプレッサの大型化によって吐出空気量が増加するため、噴霧量が多いノズルの使用が必要である。本実験では小型コンプレッサで使用される二流体ノズルBIMV45075S303+TS303(霧のいけうち社製)に加え、BIMV4515S303+TS303(同社製)、BIMV4522S303+TS303(同社製)を新たに用いる。以下それぞれを単にBIMV075、BIMV15、BIMV22と呼ぶ。ノズルの仕様をTable 3-2に示す。

ノズルの形状はFig. 3-2に示すように出口面積、形状の寸法がおのおの異なる3本の単孔ノズルで、SUS303製である。気液混合方式は全て内部混合形をとっている。これはノズル内部で圧縮空気と液が混じり、微粒化を行う方式である。その中でも内気形と呼ばれるノズル内部において中心に空気が流れ、その周りに液体が流れる種類を用いる。この方式は一般的に微粒化に優れており、液滴径を小さく、安定して供給することができる。本実験ではノズルの中心軸上に接続される空気配管に対して水を直角に供給することによりこの方式を実現している。

噴霧のパターンについては発熱体全域において噴霧流量分布を一様に与えることができる扇型のものを使用している。しかし、噴霧距離が長くなるとスプレーパターンの崩れが大きくなるため注意が必要である。噴霧角度はノズル近傍での噴射時のミスト流の角度を示しており、二流体ノズルの噴霧は噴射直後は高速であるためその角度を保持するが、距離を経るにつれ噴霧直後の角度を維持することができなくなる。ノズルの配置には噴霧幅の変化に注意しなくてはならない。噴霧幅は噴霧量により変化するため仕様には記載はしていないが、発熱体全域を覆える幅であることの確認をしなくてはならない。

水加圧タンク

水加圧タンクは容量 $1.8 \times 10^{-2} [\text{m}^3]$ (=18[L])、最高使用圧力0.88[MPa](=7.0[kg/cm²])である。しかしながら、この容量は十分ではなく冷却実験において連続噴霧時間は流量密度が、500[L/min/m²]では25分程度、1000[L/min/m²]では10分強程度であり、実験時間に関しては十分な注意が必要である。

ミスト発生槽

ミスト発生槽は内部の状態が観察できるようアクリルで製作されている。ミスト発生槽は縦380mm×横380mm×高さ1000mmで厚さ10mmの水槽型で、底面にはミスト排出用の直径100mmの排出用配管が接続されている。排出配管出口に設置されている換気ファンによりミスト流は水槽内部から配管へ導かれ外へ排出されることになる。配管内部にはミストトラップとして配管に合わせて畳まれたナイロン製の網が幾重にも重ねて挿入してあり、ここを通るミスト流は空気と水に分離される。分離した水は配管の下に開けられた排水溝を通りミスト発生槽外に排水される。また、分離後の空気は換気ファンに導かれ外部へと排気される。

ミスト発生槽左右には発熱体固定・挿入用の穴が開いており、挿入後はそこからミスト流が流出しないようテープ等でシールがほどこしてある。また、前部にはメンテナンス用のスライド式の蓋がつけられている。ミスト発生槽上部中央にはノズル挿入用の直径13mmの穴がつけられており、そこにつけられたノズルから鉛直下向きにミスト流は噴射される。ミスト流噴射時には振動が予想されるため、発熱体、ミスト発生槽およびノズルはフレームに頑丈に固定されている。

3.3 試験部

3.3.1 流量密度測定用ミスト捕集容器

伝熱実験をの予備実験として、パラメータとなる流量密度を計測する。計測にはミスト捕集法を採用する。実験用のミスト捕集容器をFig. 3-3に示す。ミスト捕集容器は上蓋、ナイロン製の網、貯水用の容器からなる。上蓋には10[mm]×400[mm]の穴が開けてあり、そこをミスト流は通過して容器内部へと入る。ナイロン製の網は大きさが容器の径よりも小さなもので数枚に重ね容器内部に入れられている。網は上蓋中央に開けられたミスト流通用の穴から入る液滴を網に捕らえ水に戻す役目を担っている。上蓋は容器と密着した状態で固定されており、液滴が周りから侵入しないようにしてある。

3.3.2 伝熱実験用ターゲット部

ターゲット部は発熱体であるニクロム箔、ニクロム箔の下に敷く固定台、箔を固定するとともに箔まで電気を導く銅電極から成る。ターゲット部の概略図をFig. 3-4に示す。

<発熱体>

本研究では、抵抗値が異なる二種類の発熱体を用いる。発熱体1は幅5mm、厚さ0.05mmのニクロム箔で、これに直流電流を流すことでジュール発熱させる。発熱体1を真上から見た図

をFig.3-5に示す。もう一つは抵抗が大きくなるよう中心の幅を短く4mmとした発熱体（発熱体2）を用いた。このニクロム箔は発熱体1より中心部を細くし、面積を小さくすることにより抵抗を高くとることができる。そのため、同じ量の直流電流が流れたときに先の発熱体1よりも発熱量が大きい。この発熱体2をFig.3-6に示す。本研究では主に発熱体1が使用されるが、平成13年度後半にはより高熱流束環境での実験を実施するため、発熱体2を使用する。また発熱体であるニクロムの物性値をTable 3-3に示す。

<箔固定台>

箔の下に敷く固定台には四フッ化エチレン樹脂（PTFE）を用いる。PTFEはフッ素樹脂とも呼ばれ分子の結びつきの強いフッ素が主体なため耐熱性に優れ、不燃性である。また、絶縁性能に優れている。Table 3-4にPTFEの主な特性を示す。PTFEは融点が高く熱伝導率が小さいため、高温になる発熱体の下に敷いて使用してもPTFEへのダメージは少なく、熱の逃げも少ない。また吸水率がほぼ0であることから、水を弾き表面が濡れることは無く、水を吸収して耐熱・断熱性能を失ってしまうことも無いと思われる。

<銅電極>

直流電源装置によって発生した直流電流はミスト発生槽に導入される部分で銅製の電極へと導かれる。電極は+極、-極それぞれ4個ずつの部品から構成されており、それらは互いにボルトとナットで充分に圧着する設計になっている。

3.4 測定系

3.4.1 熱流束の測定

発熱体から発生する熱流束を算出するためにはそこで生じる電流値および電圧値を計測する必要がある。発熱体に印加されている電圧値は、電源ケーブルや銅電極の抵抗による電圧降下の測定を避けるため、できるだけ発熱体に近い位置で測定することが望ましい。したがって箔に一番近い電極部である箔押さえ板に配線を接続しデジボルで測定する。一方、発熱体を流れる電流値は最大100[A]と大きいため一般に直接デジボルでは測定できない。そこで分流器を回路内に組み込み、分流器による電圧降下をデジボルで測定することにより電流値を算出する。分流器は100[A]の電流が流れる時、50[mV]の電圧降下があるが、本実験における焼損時の電圧値は最低でも13[V]であり、熱流束や誤差の評価は必要がない。

3.4.2 空気流量の測定

空気流のみの冷却実験時にはノズル噴出後の速度等のパラメータは未明である。そこで、ノズル前での空気の流量をパラメータとして採用する。空気流量はコンプレッサとノズル間に設置される面積流量計によって測定される。面積流量計は30～300[NL/min]の範囲で測定可能である。実験で使用する面積流量計で測定できるのは体積流量[NL/min]である。ところが、空気は圧縮性流体で密度変化が大きいので、全質量流量[kg/s]は不変でも、体積流量は圧力、温度により測定値が変化してしまう。そのため、補正が必要となる。

空気を設計流体として用いたときのこの面積流量計の設計状態は20℃、1気圧である。流量の計算式は(3.6)式で与えられる。

$$Q_2 = Q_1 \cdot \sqrt{\frac{P_1 \cdot T_2 \cdot \rho_1}{P_2 \cdot T_1 \cdot \rho_2}} \quad (3.6)$$

ここで、

- Q_1 : 実測状態の流量、 Q_2 : 設計状態の流量
- P_1 : 実測流体測定時の圧力、 P_2 : 設計流体の操作圧力
- T_1 : 実測流体測定時の温度、 T_2 : 設計流体の操作温度
- ρ_1 : 実測状態の密度、 ρ_2 : 設計流体の密度。

実験環境は20℃であり、設計温度と等しいため温度の項、密度の項は省略することができる。よって、実験における流量の補正は次式を用いて行なう。

$$Q_2 = Q_1 \cdot \sqrt{\frac{P_1}{P_2}} \quad (3.7)$$

3.4.3 液圧、空気圧の測定

液滴速度、液滴径、噴霧量などのミスト流の状態はノズルおよび、それにかかる液圧、空気圧によって決定される。空気圧は面積流量計ーコンプレッサ間の、液圧は加圧タンク上部の圧力調整弁によって調整され、付属の圧力ゲージによって測定される。

3.4.4 流量密度の測定

本実験ではミスト流の冷却能力に影響を与える因子として流量密度を挙げている。ミスト冷却実験は流量密度を三通りに変化させることにより冷却能力を評価する。そのため、流量密度の測定を行う。流量密度の測定にはミスト流を捕集容器に捕らえ、捕らえた水の重量を精密天秤で測定を行い、その重量から算出する。精密天秤は島津製作所のEB3200Dを用いた。この精密天秤は秤量3120と600[g]のデュアルレンジ形で最小単位はそれぞれ100と10[mg]である。測定には秤量600[g]のレンジモードを用いた。

3.4.5 液滴径の測定

液滴径が冷却能力を評価する際重要な因子の一つであることは前に述べた。液滴径の測定には液侵法やレーザ法がある。これらの基本原理と特徴を述べる。

<液侵法>

シリコンオイル等を厚めに塗布したプレートガラス上に液滴を直接衝突させて捕集し、拡大写真を撮影後、その拡大写真から液滴径を測定する方法。距離、密度等の測定条件の影響を比較的受けにくく、オイル中を浮くため真球の状態での測定が可能である。粒子測定範囲は10～5000 μmである。

<レーザ法>

レーザを用いた液滴径の測定には一般に位相ドップラー流速計 (PDA) が使用される。PDA では、二本のレーザを交差させて干渉縞を形成させる。この干渉縞を粒子が通過する際に生じた散乱光を一定距離離れた複数の受光器で感知するが、感知した信号の位相差は粒径に比例することにもとづいて粒径を測定する手法である。この方法は一つ一つの粒子を測定するため、粒子密度の影響を比較的受けにくく、測定方法はLDVと同じであるため粒子の速度を同時に測定することもできる。測定範囲は0.5～2500 μm である。

<液滴径の平均値について>

ノズルから噴射される液滴の液滴径はノズル、液圧、空気圧によって様々である。そのため、平均液滴径はノズルを選定する際には重要な因子の一つになる。液滴直径の平均を求める場合、最も単純な平均の計算法は全粒子の直径の総和を全個数で割ることであるが、数多く存在する小粒子より、数少ない大粒子によって冷却・蒸発・燃焼などの現象は左右されることが多いため一般にはザウタ平均粒径が用いられることが多い。冷却などの現象では表面積/体積=比表面積によって効率が論じられるのが普通であり、ザウタ平均粒径 d は表面積の合計と容積の合計が等しいとして求めてられ次式によって与えられる。

$$\bar{d} = \frac{\sum nd^3}{\sum nd^2} \quad (3.8)$$

本実験では、液滴径をノズルBIMV15、BIMV22の液滴径データ（霧のいけうち社製）から算出する。このデータの液滴径はレーザ法によって調べられ、その平均をザウタ平均液滴径 [μm] で表している。

3.5 高流量密度環境におけるミスト冷却実験

3.5.1 実験経過および実験条件・手順

先述の様に、平成12年度においては直流電流によってジュール加熱した微小な加熱面を水のミスト流によって冷却する実験を行った。その結果、比較的小さな空気流量であっても、水のミスト冷却によって数MW/m²オーダーの除熱が可能であることを実証した（Fig. 3-7,3-8 参照）。しかし、今後の課題として以下の点をあげている。

- (1) 速度、液滴径などの基本パラメータの計測
- (2) ミスト発生系の容量的制約により実験範囲が限定されたこと。

ミスト流を微小な液滴群と捕らえたとき、液滴は発熱体面上で薄液膜を形成し、ミスト冷却はその液膜と高温面の間に熱移動および相変化を生ずることによる冷却方法であると捕らえることができる。さらに液体の流量密度が高い場合、これらの個々の液膜は合体して伝熱面をおおうようになる。すなわち、液滴速度、液滴径という基本パラメータは伝熱面を濡らす薄液膜への液体供給や薄液膜の擾乱といった冷却能力を決定する薄液膜の状態を決定するこ

とになるため重要なパラメータである。そして、冷却能力の範囲は実用化への大きな指針となる。その目的としては大別して以下の二つがあげられる。

- (1) 高負荷領域において高流量密度の水ミスト流を用い、具体的にどの程度の除熱が可能かについてのデータを収集する。
- (2) 高負荷領域における高流量密度のミスト流の冷却能力を液滴径や液滴速度という基本パラメータの影響により評価する。

これらの目的のため冷却能力に影響があり、液滴速度、液滴径の影響が密接にかかわってくると考えられる流量密度の測定を行い、流量密度を変化させることにより高熱負荷条件でのミスト冷却実験を実施する。また、ミスト流による除熱能力の向上の目安となる単相ガス衝突噴流のみの冷却実験も行なう。Table 3-5 に実験条件、また実験手順を以下に示す。

1. 空気圧・水圧を圧力調整弁で決定し、ミスト流を発生させて発熱体に衝突させる。
2. 発熱体を直流電流でジュール加熱する。
3. 電流値を段階的に増加させる。この時、発熱量が直前の値の数%以内ずつ増加するように電流値を上昇させる。電圧値の安定を見ることによって発熱体温度の定常性を確認した後、次の設定値に発熱量を上昇させる。このとき同時にデジタルポルトメータの値を読み電流値・電圧値を記録する。
4. 発熱体が焼損するまで電流を段階的に増加させ、焼損する直前の電流値・電圧値の積から最大発熱量を計算する。Fig. 3-9,3-10 はそれぞれ焼損の前後における発熱体写真である。

3.5.2 各ノズルの流量特性

先述の様に、液滴の微視的パラメータは測定が困難であるため、先ず冷却性能を示す除去熱流束に最も影響があると考えられる流量密度による影響を評価することにする。ミスト冷却実験は流量密度を三通りに変化させて行う。また、流量密度を固定して、空気圧、液圧、ノズルを変化させることにより速度、液滴径を変化させることができる。この予備実験では流量密度の測定を行う。得られた流量密度の曲線からミスト冷却実験で固定する流量密度を与える液圧、空気圧の条件を決定する。

ミスト流を発生させる手順は冷却実験時の手順と同様であり、加圧タンクを圧縮空気により加圧して水をノズルへと導き、圧縮空気微粒化・噴射を行う。あらかじめ重さを精密天秤で計測したミスト捕集容器は水槽内部に設置してあるため蓋がはき、その蓋をはずした時間から捕集を開始し、一定時間捕集する。測定時間は容器内部の水量が 200mL を越える程度になるように決定する。そのため、測定時間は各条件により異なる。(流量密度 500[L/min·m²]で 2 分、1000[L/min·m²]で 1 分、2000[L/min·m²]で 30 秒が目安である。)

測定時間経過後は素早く水槽前面の蓋を開け、ミスト捕集容器を取り出す。その後、ミスト流の発生を止める。取り出した容器は容器外部についた水滴を除去後、精密天秤により計測する。流量密度は単位時間あたり、単位面積あたりの液滴の体積流量を表す。実験で測定で

きるのはある一定時間にある面積に衝突する水の質量である。そこで、以下の式を用いて流量密度を算出する。

$$\text{流量密度} = \frac{\text{測定された流量[g]/1000[g/L]}{\text{測定面積[m}^2\text{]} \times \text{測定時間[min]}}$$

Fig. 3-11 にその流量特性を示す。各条件とも液圧の増加に伴い流量密度の増加が見られた。各ノズルの同空気圧で曲線を仮定し、求めようとしている流量密度 500, 1000, 2000[L/min·m²]での液圧の推定を行う。この推定値の近傍で得られる流量密度の誤差範囲が 3%以内となる液圧値を調べるため、再度流量密度の測定を行う。その結果、ミスト冷却実験で用いる液圧、空気圧の条件を得た。

3.5.3 除熱熱流束に対する空気流量および液体流量密度の影響

Fig. 3-12に除去熱流束に対する空気流量及び液体流量密度の影響を示す。先ず液滴を添加しない空気流のみの冷却では空気流量の増加とともに除熱熱流束が上昇する傾向が見られる。空気流のみの冷却実験の結果、実験範囲内では最大1.5MW/m²の除熱が可能であることが確認された。単一気体の衝突噴流熱伝達率ではガス速度が支配因子であるため、空気流量の増加とともに除熱熱流束は増加する。

これに対し、ガスに液滴を添加するとその除熱性能が単相ガスに比べ飛躍的に上昇し、更に空気流量の増加とともに除熱熱流束が上昇していることが確認できる。本実験範囲内では最大13.4MW/m²の除熱が可能であった。平成12年度における基礎実験における除熱限界は4.5MW/m²であり、高流量密度環境の達成により、更に高いレベルにおける高熱負荷領域での水-ミスト冷却による除熱が可能であることが確認された。またミスト流による冷却では、同空気流量でも流量密度の増加により除熱熱流束が上昇することが分かる。

冷却に対する空気噴流の速度の影響にくらべ、ミスト流による冷却は単純に速度（液滴の速度）のみの影響とはいえないが、ノズルの性能表（霧のいけうち社）より空気流量が増加すると液滴の速度が増加することが分かっている。

空気流による除熱熱流束の値は0.5～1.5MW/m²だが、今回のミスト流による除熱熱流束では最低でも5MW/m²である。ノズルの性能表より流量密度500[L/(min·m²)]を与える液圧、空気圧の気水比（空气体積/水体積）は200～400であり、空気噴流にわずかな水を加えることで冷却能力が向上することが分かる。しかし、除熱熱流束が空気流量によって一般化できるとは言えない。その理由を示すために、Fig. 3-12において空気流量100～300[L/min]で拡大した図をFig. 3-13に示す。図中には空気流量の影響を評価するため仮に線形近似した近似直線が引いてある。この図によると流量密度が同じでも除熱に対してノズルの影響が明らかである。ミスト冷却に影響を与える液滴の因子として液滴径と液滴速度を挙げたが、ノズルの違いによって同じ流量密度、同じ空気流量でも液滴径、液滴速度が異なることが性能表より分かっている。

3.5.4 液滴速度の影響

液滴の速度はノズルの性能表より求める。除熱熱流束に対する液滴速度の影響を Fig. 3-14 に示す。横軸は液滴速度、縦軸は除熱熱流束である。プロット点はノズル、流量密度により整理されている。各ノズル、各流量密度とも液滴速度の増加に伴い除熱熱流束が上昇している。また、同じ速度でも流量密度が増加すると除熱熱流束が上昇する。しかし、その上昇度合いは流量密度が低い場合よりも低下しており、流量密度が大きくなると速度の影響は低くなると考えられる。

Fig. 3-14 より液滴速度、流量密度により除熱熱流束が影響を受けることが確認できた。さらに、このグラフから液滴径が影響を与えていることも確認できる。その説明のために Fig. 3-14 を拡大した図を Fig. 3-15 に示す。図は BIMV15 と BIMV22 の流量密度 $500[\text{L}/(\text{min}\cdot\text{m}^2)]$ における速度の影響を示した図である。ここでは、仮に線形近似として近似直線を示してある。この図より同速度、同流量密度でもノズルにより除熱熱流束に違いが見られる。冷却能力に影響を与える因子として液滴速度、液滴径、流量密度を挙げたがここではそのうち二つが等しいため、これは液滴径による影響だと考えることができる。液滴速度が速くなる程、液滴径は小さくなるのがノズルの性能表から分かっている。二つの近似直線が交差する前後で液滴径の大小が入れ代わるのを性能表から確認した。

3.5.5 液滴径の影響

液滴径はノズルの性能表より求めている。除熱熱流束に対する液滴径の影響を Fig. 3-16 にて評価する。横軸は液滴径、縦軸は除熱熱流束である。液滴径の増加に伴い除熱熱流束の減少が見られる。実験で用いたノズルでは、液滴径が減少すると、液滴速度が速くなるのが分かっており、実験範囲内では除熱熱流束に与える液滴速度の影響が液滴径の影響より強いと考えられる。

Fig. 3-14 より液滴径の影響の可能性は指摘されているが、Fig. 3-16 から液滴径の影響のみを評価することは難しい。同液滴径においても速度の違いにより除熱熱流束に差が生じる。流量密度 $500[\text{L}/\text{min}\cdot\text{m}^2]$ に対し Fig. 3-16 を拡大した Fig. 3-17 を用いて、除熱熱流束に生じる差について説明する。横軸は液滴径、縦軸は除熱熱流束である。プロット点はノズル、流量密度により整理されている。仮に線形近似とし、ノズルごとに近似直線が示してある。同流量密度、同液滴径でも除熱熱流束に違いが見られる。流量密度、液滴径が等しいため、除熱熱流束の差は液滴速度によるものと考えることができる。

3.5.6 ミスト除熱の一般式

以上の結果から、除熱熱流束が流量密度、液滴径、液滴速度の影響を受けることが確認できた。それと同時にノズル特性のためこれらを単独で変化させその影響を評価することが困難であることも分かった。そこで、各影響因子がどの程度除熱熱流束に関係してくるかを評価するために、

$$q \propto (\text{液滴径})^x (\text{液滴速度})^y (\text{流量密度})^z \quad (3.9)$$

と仮定、整理を試みることにする。

重回帰分析により重回帰式を求めると、液滴速度に比べ液滴径の影響が大きいことを示す解が得られた。この解は先に述べた液滴速度が液滴径の影響より大きいことに反しているため、妥当だとは判断できない。また、低熱負荷領域におけるミスト冷却に関しては、従来から多くの報告がなされている。そこで、これらの報告をもとに x, y, z を決定すると $x=1.1, y=2.5, z=1.0$ を得た。これを整理したのが**Fig. 3-18**である。係数を決定する指標に決定係数を用いた。決定係数はデータの回帰式への当てはまりの良さの尺度を表す。これは0~1の値をとり、1に近いほど回帰式との差が小さくなる。求めた係数では決定係数は0.89であり、回帰式とのずれは最大12%である。また、この係数の解をみると、液滴速度の影響が液滴径や流量密度の影響に比べ大きいことが分かる。発熱体面上では薄液膜が形成されていることが予想されが、この時、液滴速度、液滴径の薄液膜に対する影響は液膜への擾乱だと考えられる。

ミスト冷却は発熱面とミスト流により発熱面上で形成されている液膜との熱の移動等により行われると考えられている。発熱体が比較的高温になると、発熱面と接している側で液膜の蒸発がおこり、蒸気を介した形で熱伝達が行われると考えられている。しかし、今回行ったミスト冷却実験では液膜の様子を推定することはできない。また、焼損直前では発熱体であるニクロム箔は融点である1400℃付近まで上昇するため、液膜に対する輻射の影響も無視できない。

3.5.7 実験範囲内の除熱熱流束の最大値

ミスト冷却実験では基本パラメータと除熱熱流束の関係を評価する前述までの実験とは別に、ミスト冷却実験装置の可能な実験範囲における除熱熱流束の限界を評価する実験を行った。

ノズルの性能より液滴速度、液滴径の範囲は制限されている。しかし、基本パラメータの影響を評価する実験で流量密度を大きくとることで同じ範囲内で除熱熱流束を高く設定できることが分かっているため、流量密度を高く設定することで除熱熱流束の最大値を評価する。本実験にて可能なミスト冷却実験装置で微粒化できる最大の流量密度が3500[L/min/m²]である。この流量密度を与える空気圧(0.50[MPa])と液圧(0.50[MPa])で実験を行う。冷却能力が流量密度2000[L/min·m²]より高いと考えられるため、発熱体2を用いた。2回の実験の結果、14.91[MW/m²]の熱流束を除熱できることが分かった。前後のパラメータで実験を実施していないためこの値が実験範囲内での除熱熱流束の最大値であるかの評価は行えないが、基本パラメータの評価実験よりは高い冷却性能が見られ、除熱熱流束の最大値を達成した。同空気流量において空気流による冷却とミスト冷却の除熱性能比較を**Fig. 3-19**に示す。空気流による除熱熱流束は0.75[MW/m²]である。このときのミスト流は液滴速度50m/s、液滴径46μmである。飛躍的な除熱能力の向上を確認した。

3.6 まとめと今後の課題

ミスト冷却において、冷却能力に関わる流量密度さらに基本パラメータである液滴径、液滴速度によって除熱熱流束の評価を行った。また高流量密度環境におけるミスト流の除熱限

界を評価し、以下の結論を得た。

- ・ 水ミスト冷却によって、最大十数 MW/m^2 オーダーの除熱が可能であることが実証された。
- ・ 高熱負荷領域におけるミスト冷却の冷却能力を流量密度、液滴径、液滴速度により推定できる一般式を構築した。

本実験によって、水ミスト冷却が核融合炉へ適用できるレベルにあることが確認された。しかしながら今後の更なる除熱限界の向上のためには、より高流量環境のミスト冷却や伝熱面上における液膜挙動の解明が不可欠であり、データの蓄積が臨まれる。

ミスト噴流実験においては微小面直流電源加熱という簡単な冷却体系であるにも関わらず、高流量密度ミスト流により $15\text{MW}/\text{m}^2$ 近い除熱性能を確認した。更に流量密度・液滴径・液滴速度をパラメータとして、高熱流束域で適用可能な実験式を構築した。これによると除熱性能に対しては液滴速度が強く影響しており、これを調整することにより更に高いレベルでの除熱が可能であると考えられる。本実験における空気とミスト液滴の体積比は 1/400 程度であり、ガス流に対して少ない液体添加により冷却性能が飛躍的に向上するため、今後の発展が十分に期待できるものとする。また液滴径を調整したミスト流を高熱負荷面に設置された多孔質体に吹き付ける複合除熱体系や機能性流体を用いて伝熱面と薄液膜のぬれ性を促進させる先進的ミスト冷却体系の構築も容易であり、この場合、除熱性能が更に向上することは言うまでも無い。

Table 3-1 Specifications of compressor

	Small type	Large type
Max. pressure [MPa]	0.96	0.69
Air flow rate [L/min]	60	310
Capacity of air tank [L]	18	80

Table 3-2 Specifications of nozzle

	BIMV45075	BIM4515	BIMV4522
Mixing type	Inner mixing type	Inner mixing type	Inner mixing type
Supplying type of liquid	Pressurization of liquid	Pressurization of liquid	Pressurization of liquid
Mist pattern	Fan	Fan	Fan
Angle of mist	45°	45°	45°
Droplet diameter [μ m]	10~50	10~50	10~50

Table 3-3 Physical property of Nichrome

Melting point [°C]	1400
Thermal conductivity [W/m/K]	17.58

Table 3-4 Physical property of PTFE

Melting point [°C]	327
Temperature for operation [°C]	-253 ~ +260
Thermal conductivity [W/m·K]	0.25
Water-absorbing rate (24hr.) [%]	<0.00
Heat capacity [J/Kg·K]	103
Compression strength [MPa](10%deformation)	10~15

Table 3-5 Experimental conditions

Nozzle-target distance D	53 [mm]
Heating surface S	208 [mm ²]
Flow rate w	8.33-58.3 [kg·s ⁻¹ ·m ⁻²]
Temperature of mist flow	20°C

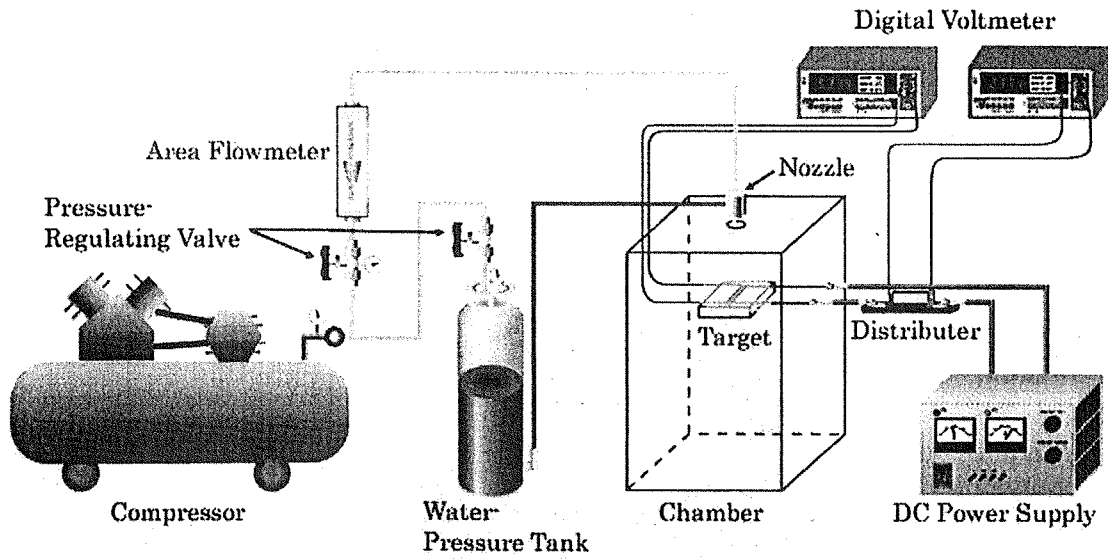


Fig. 3-1 Experimental apparatus for mist cooling

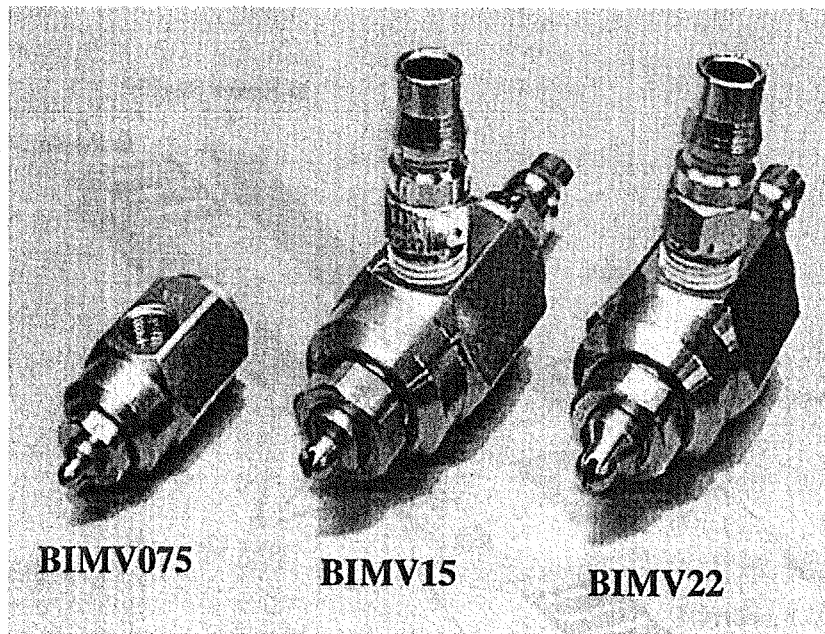


Fig. 3-2 Three types of nozzle for mist cooling experiment

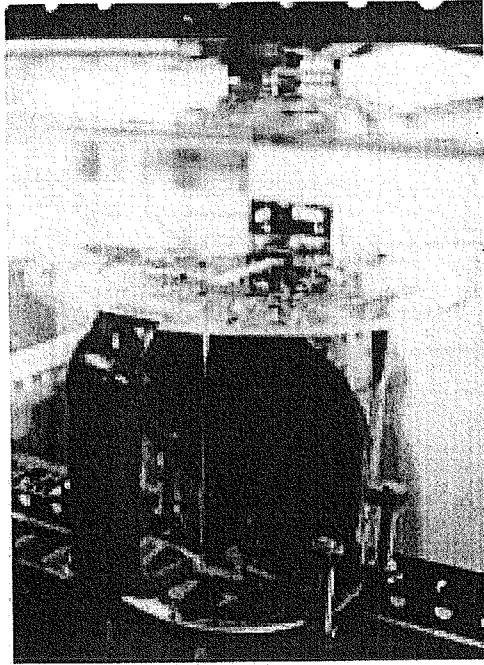


Fig. 3-3 Mist recovery tank

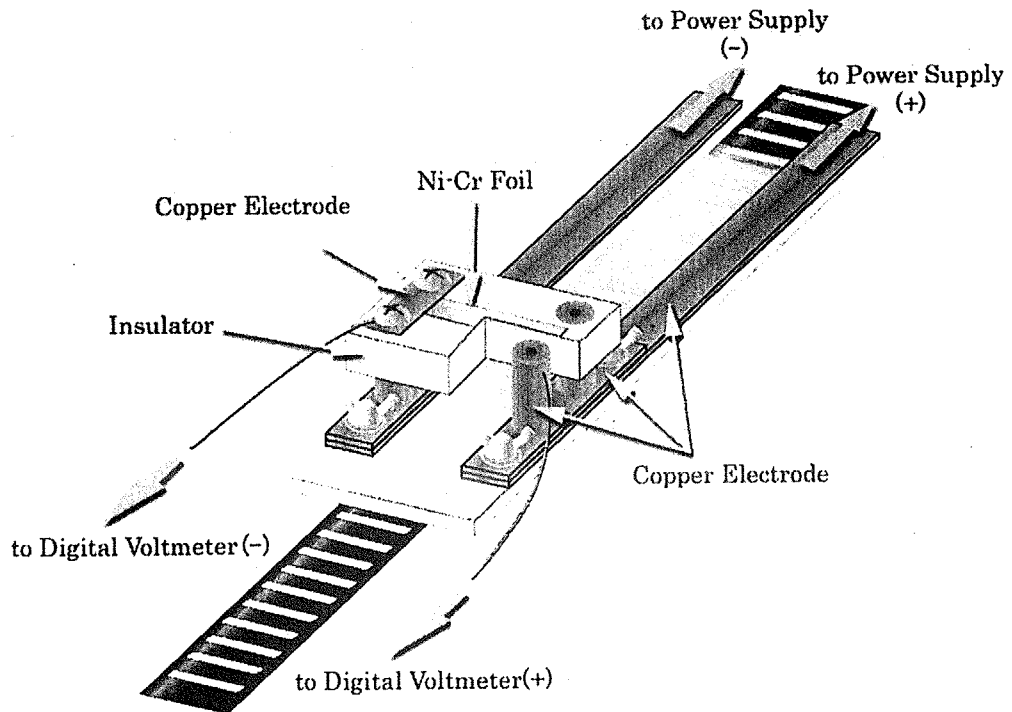


Fig. 3-4 Details of test section

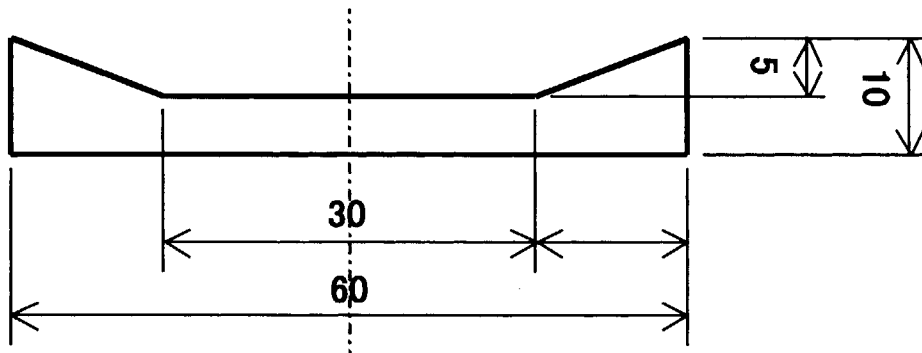


Fig. 3-5 Test section no. 1 (mm)

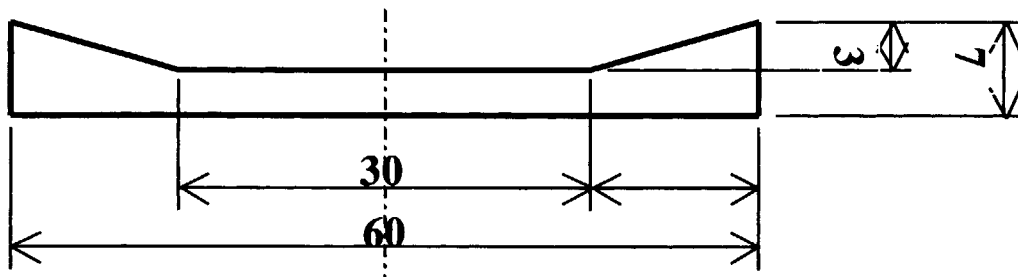


Fig. 3-6 Test section no.2 (mm)

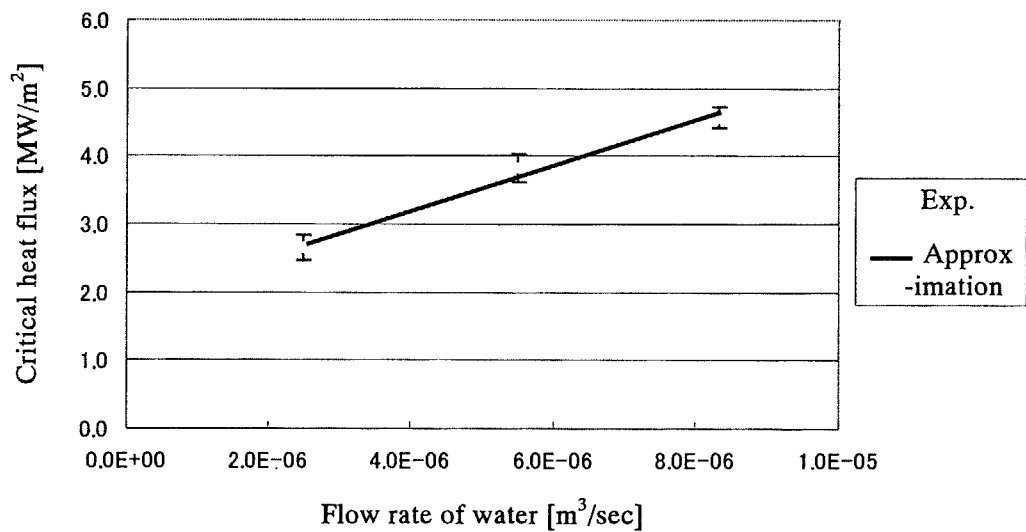


Fig. 3-7 Effect of flow rate of water on Critical heat flux

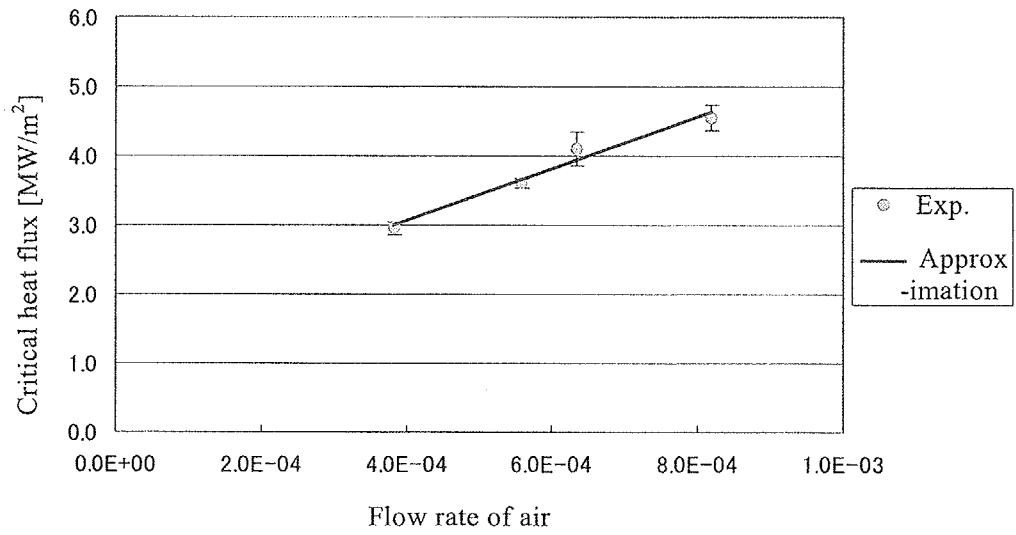


Fig. 3-8 Effect of flow rate of air on Critical heat flux



Fig. 3-9 Test section shortly before burnout



Fig. 3-10 Test section after burnout

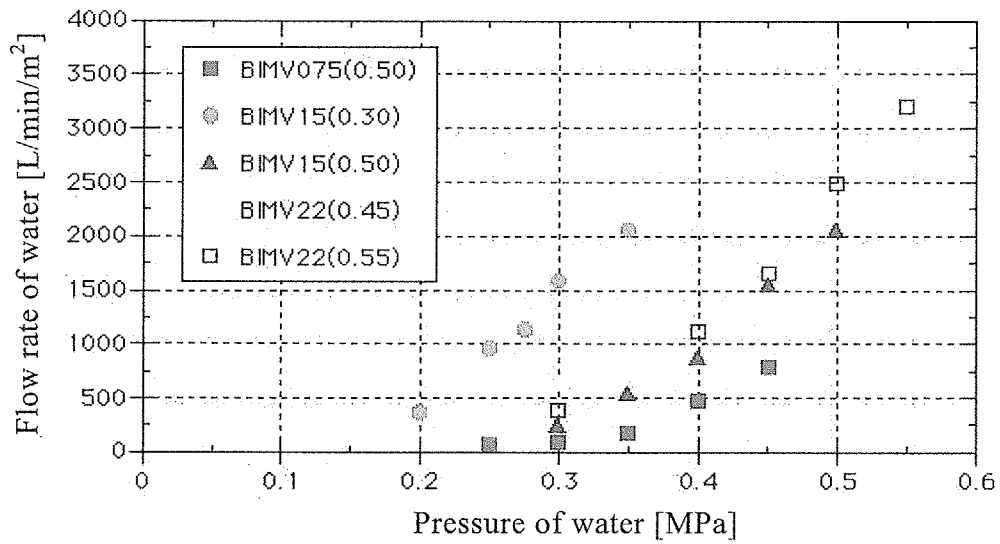


Fig. 3-11 Flow rate characteristics for each nozzle

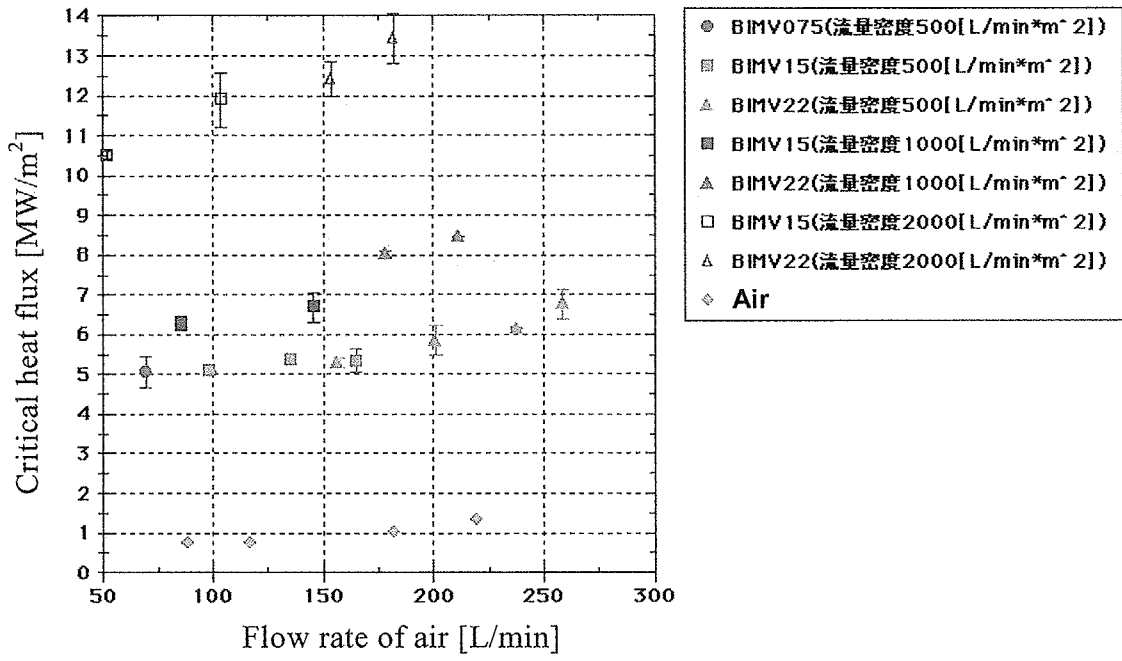


Fig. 3-12 Effect of flow rate of air on CHF

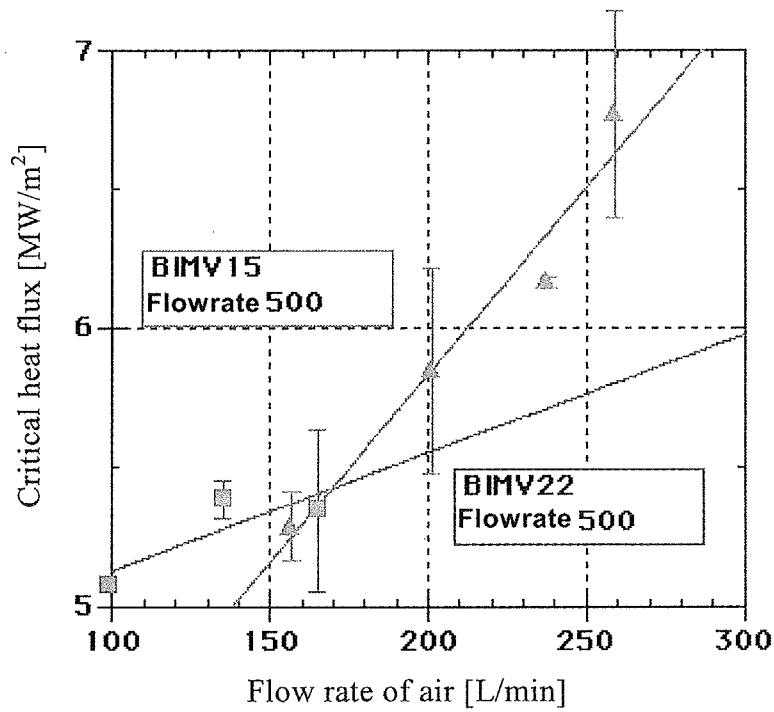


Fig. 3-13 Effect of flow rate of air on CHF

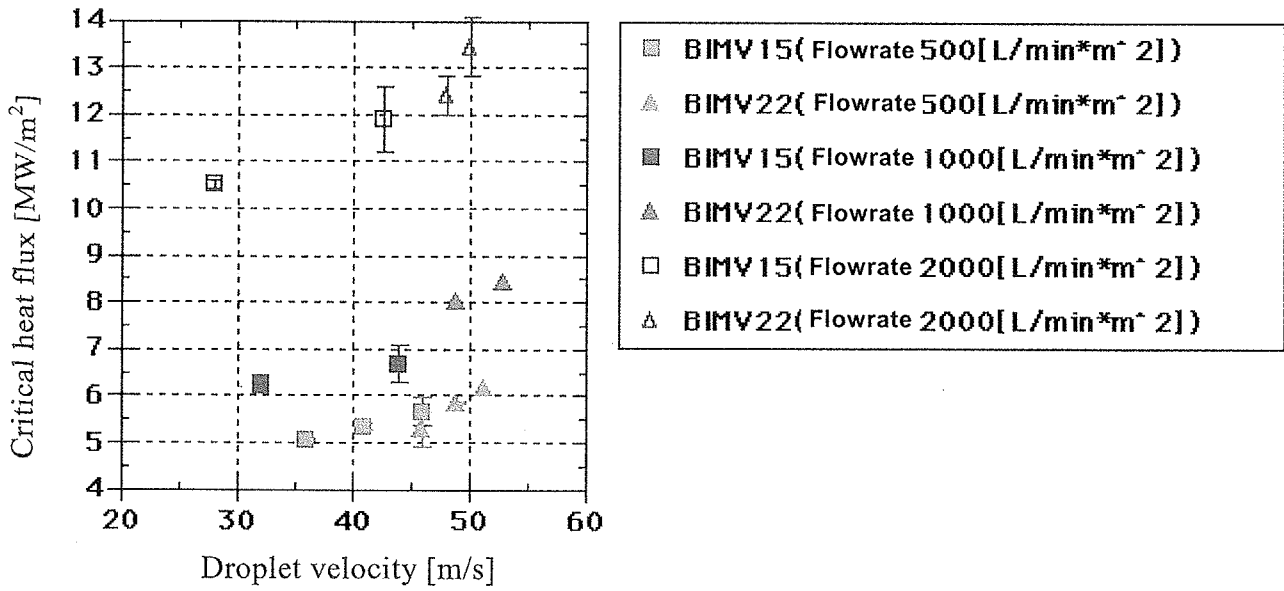


Fig. 3-14 Effect of droplet velocity on CHF

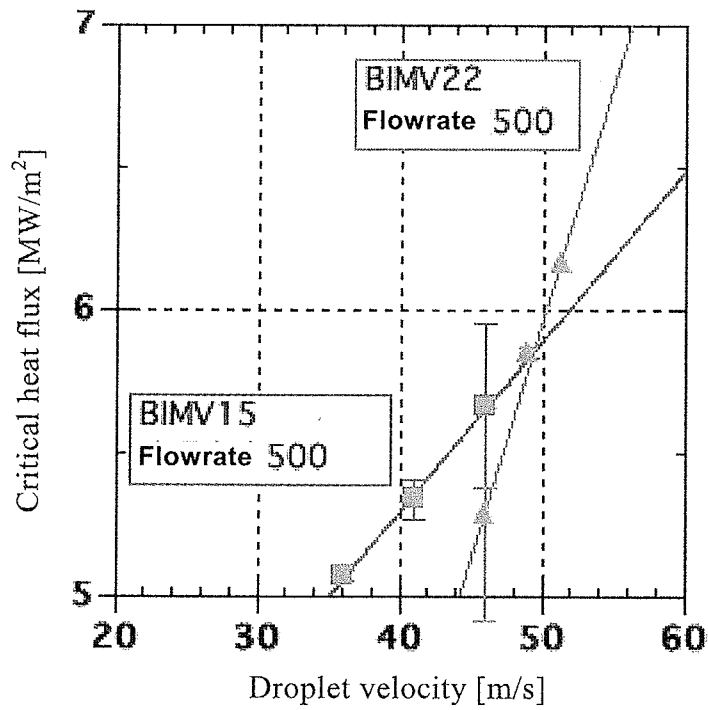


Fig. 3-15 Effect of droplet velocity on CHF

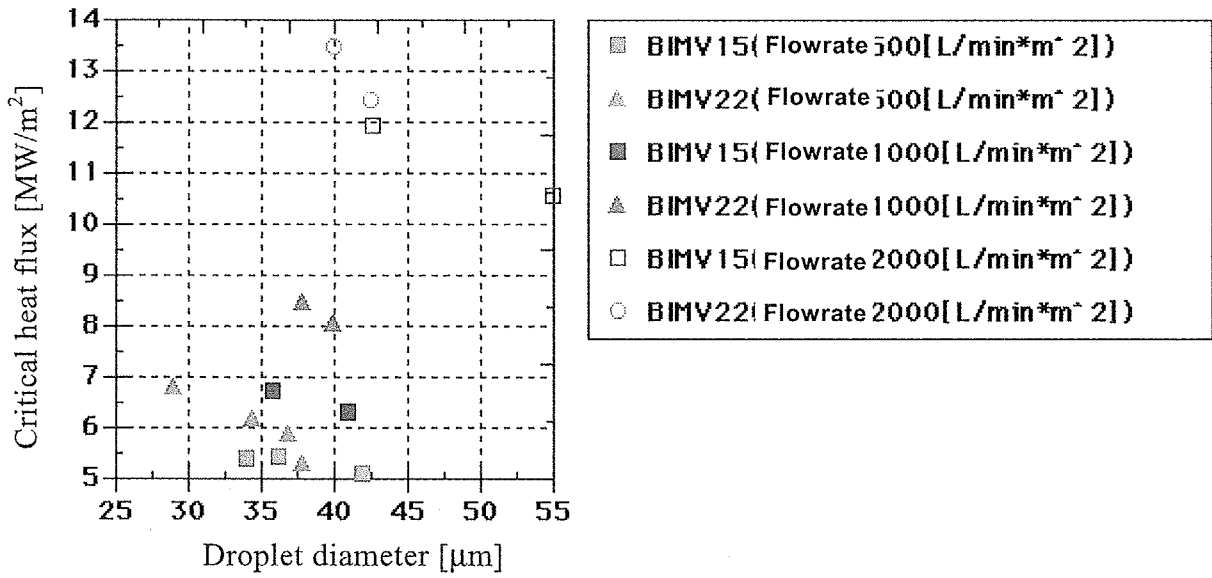


Fig. 3-16 Effect of droplet diameter on CHF

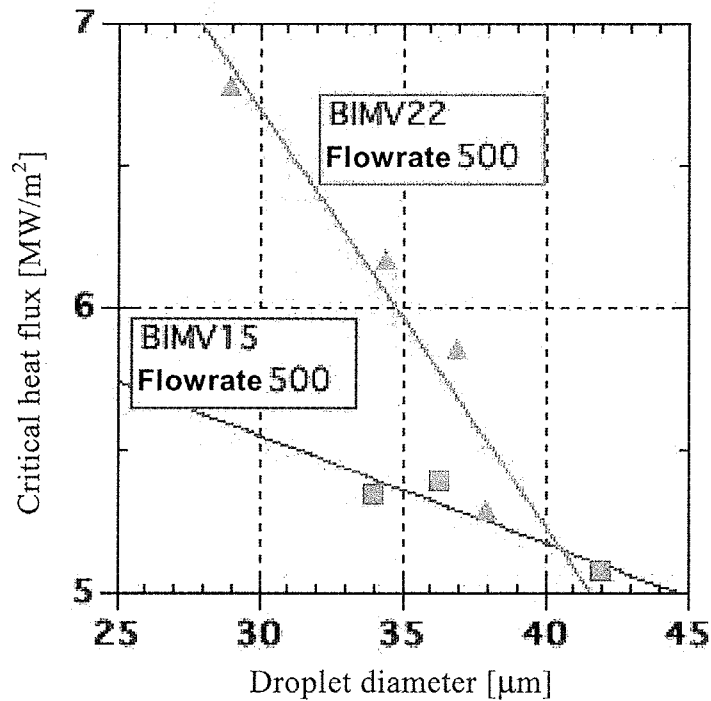


Fig. 3-17 Effect of droplet diameter on CHF

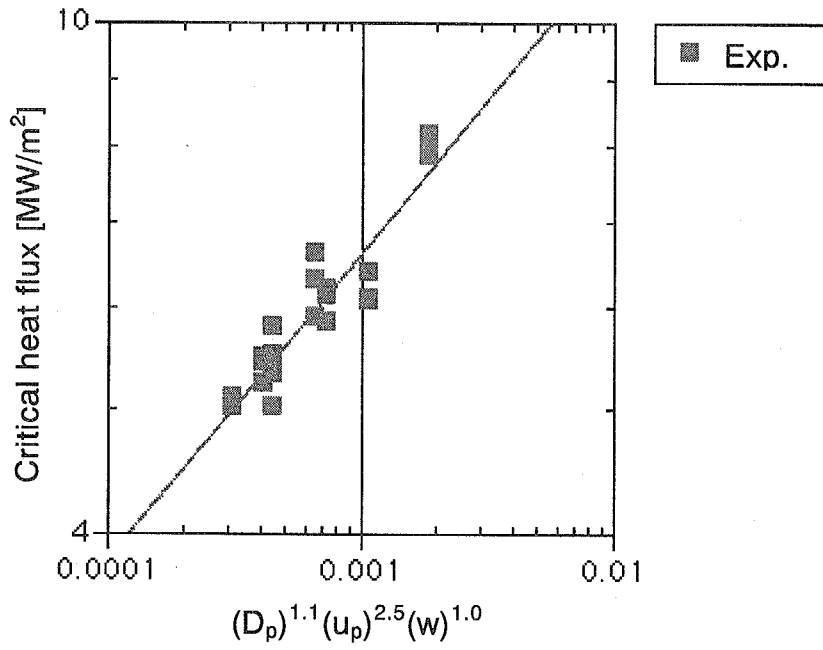


Fig. 3-18 Generalization of mist cooling performance

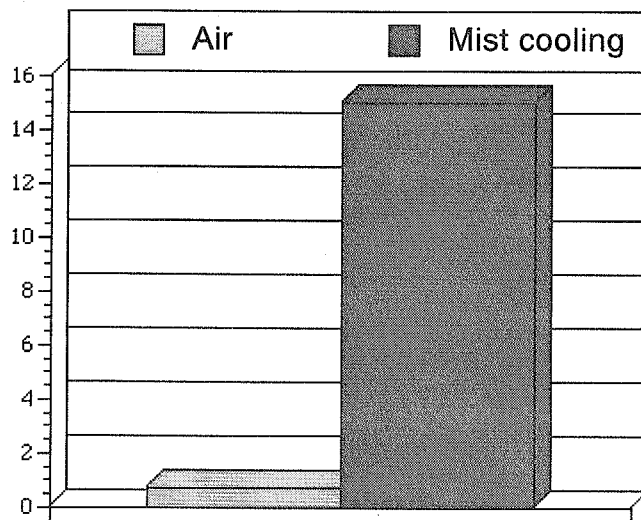


Fig. 3-19 Comparison of mist cooling and air-cooling

4. 結 言

本研究では2つの除熱体、すなわち①多孔質体内相変化を利用した超高熱流束除去、②ミスト衝突噴流による局所的高熱除去、により定常除熱として当面 100MW/m^2 を目標とし、瞬間的には限界に近い 250MW/m^2 におよぶ高いレベルの未踏の極限技術に挑戦し、実現することを目標としてきた。以下に得られた知見を総括する。

(1) 多孔質体を用いた超高熱流束除去

ステンレスやブロンズ粒子の焼結多孔質材を用いた実験の知見から、ステンレス多孔質体においては 10MW/m^2 オーダー、ブロンズに関しては 33.9MW/m^2 の除熱を実証した。また、より高い熱流束レベルでの除熱実験及び蒸発効率の向上を目的とし、高熱伝導率多孔材である銅とアルミの繊維焼結体を新たな多孔材として導入し、とくに銅多孔質に関しては広いパラメータ範囲（気孔率 $0.4\sim 0.7$ 、繊維径 $30\sim 90\mu\text{m}$ ）に対する最大除熱性能を評価した。その結果、繊維径 $90\mu\text{m}$ 、気孔率 0.7 の銅ファイバー多孔質体において、最大 70.6MW/m^2 の入射熱流束の定常的除熱を実証した。更に最も高い除熱性能が実証されたブロンズ多孔材の厚さを従来の半分にする事で、飛躍的な熱伝達の促進を確認した。同体系に対する数値計算から、入口圧力と熱伝達率には比例関係が成立することが確認されており、多孔質体厚さを調整することが除熱促進に対して非常に有効であることを実証した。また除熱の熱効率を向上させるため、繊維径及び気孔率を若干小さくすることが出口温度の上昇に対して非常に有効であることも確認した。目標レベルである 100MW/m^2 には及ばなかったが、これら得られた知見を総括して除去熱流束に対して理論展開すると多孔質体の気孔率および繊維径を最適化し、薄型多孔質体もしくは軸方向に構造分布を有する傾斜多孔材を用いることで最大除去熱流束は優に 100MW/m^2 を超え瞬間的には 250MW/m^2 へ近づく可能性を十分に有すると考える。今後は構築した多孔質体内二相熱流動解析コードを十分に活用して、多孔質体冷却体系を最適化することが必要である。また出口温度上昇の鍵を握る限界熱流束に関しては、今後更なるデータ蓄積によりその特性を明らかにする必要がある。しかしながら、核融合炉ダイバータ等の定常状態における熱除去を従来の強サブクール冷却ではなく、高い出口温度を維持、すなわち高密度エネルギーを取得可能という点で非常に有益なデータを得る事ができた。

(2) ミスト衝突噴流による高熱流束除去

小型コンプレッサによるミスト冷却実験においては、水を作動流体とする微小伝熱面体系での伝熱実験から、少ない液滴添加で数 MW/m^2 レベルの除熱が可能である事を明らかにした。より高流量密度環境でのミスト冷却噴流実験を可能とするため、コンプレッサ及びノズル・配管系等を高圧仕様に改良し、直流電源加熱による微小伝熱面体系での水ミスト噴流冷却実験を実施した。微小伝熱面は直流電源によりジュール加熱され最大 3500W の出力が可能であり、主に除熱性能に対するミスト空気流量および液体流量密度、さらにミスト冷却の微視的要因であるミスト液滴・速度の影響を評価した。簡単な実験体系であるにも関わらず 15MW/m^2 近い除熱データ (14.9MW/m^2) を得ることができた。更に、流量密度・液滴径・液

滴速度をパラメータとする除熱整理式を構築し、高熱流束域におけるミスト冷却性能に対して液滴速度の影響が強いことを明らかにした。すなわち、伝熱面近傍に形成される薄液膜の攪拌に液滴速度が強く関与していると言える。今後、高圧環境、更に高液滴速度を可能とする実験環境により更に高い熱流束レベルでの除熱実証が可能であると考ええる。

参考文献

- 1) Boscary, J., Araki, M. et al., Fusion Technol., 35, 3, (1999) 289.
- 2) Araki, M, Sato, K. at el, Fusion Technol., 29 (1996) 519.
- 3) S.Toda, S.Ebara et al, Proceedings of the 11th International Heat Transfer Conference, 4, (1998), 503.
- 4) S.Ebara, S.toda at el, Heat and Mass Transfer, 36, (2000), 273.
- 5) 齊藤彬夫, 大河誠司ら, 機論B編 61, 582 (1995).
- 6) 福田研二, 長谷川修ら, 機論B編 56, 529 (1990).
- 7) A. P. De Wasch, G. F. Froment, Chem. Engng. Sci. (1972) 567.
- 8) C. H. Sondergeld, D. L. Turcotte, J. Geophys. Res. 82 (1977) 2045.
- 9) M. Chung, I. Catton, Nucl. Eng. Des. 128, (1991) 289.
- 10) I. Catton, M. chung, Nucl. Eng. Des. 151, (1994) 185.
- 11) C. Doughty, K. Pruess, Int. J. heat Mass Transfer 31, (1988) 79..
- 12) K. S. Udell, ASME J. Heat Transfer 105, (1983) 485.
- 13) C. Figus, Y. Le Bray, S. Bories and M. Prat, Proc, of the 11th International Heat Transfer Conference 4, (1998) 393.
- 14) J. Y. Chang, S. M. You, Int. J. Heat Mass Transfer 40, (1997) 4449.
- 15) J. Y. Chang, S. M. You. Int. J. Heat Mass Transfer 40, (1997) 4437.
- 16) H. C. Tien and K. Vafai, Int. H. Heat Mass Transfer 33, (1990) 1263.
- 17) 日本機械学会編,,「沸騰熱伝達と冷却」(日本工業出版1989) .
- 18) 戸田 三朗「ミストクーリングに関する研究 第1報ー第4報」日本機械学会論文集, (1972-1973) .
- 19) Muller , H. and Jescher , R. , Arch. Eisenhüttenwes , 44-8 (1973) , 589.
- 20) T.Ueda et al. , Bullentin JSME , 22-167 , (1979) , 724.
- 21) Wachters, L.H.J. et al ., Chem. Eng. Sci. 21(1966), 1231.
- 22) 庄司・他2名 , 日本機械学会論文集 50-451, B(1984), 716.
- 23) Hoogendoorn, C. J. and den Hond , R. , Proc. 5th Int. Heat Transfer Conf., Tokyo , 4 (1974) , 135.
- 24) 田中・他2名, 三菱重工技報, 2-2 (1965) 48.
- 25) 三塚・福田, 鉄と鋼, 65-6 (1979) 608.
- 26) 國岡・他2名, 鉄と鋼, 64-4 (1978) S255.
- 27) 藤林・他3名, 第2 2回伝熱シンポジウム, (1985), p145.
- 28) 柳・他2名, 三菱重工技報, 9-6 (1972) p48.
- 29) 庄司 第1 5回伝熱シンポジウム, B210(1978) p187.

国際単位系 (SI) と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N·m
工率, 放射束	ワット	W	J/s
電気量, 電荷	クーロン	C	A·s
電位, 電圧, 起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラド	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光度	ルーメン	lm	cd·sr
照射度	ルクス	lx	lm/m ²
放射線量	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分, 時, 日	min, h, d
度, 分, 秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

1 eV=1.60218×10⁻¹⁹J

1 u=1.66054×10⁻²⁷kg

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バーン	b
バル	bar
ガリ	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å=0.1nm=10⁻¹⁰m

1 b=100fm²=10⁻²⁸m²

1 bar=0.1MPa=10⁵Pa

1 Gal=1cm/s²=10⁻²m/s²

1 Ci=3.7×10¹⁰Bq

1 R=2.58×10⁻⁴C/kg

1 rad=1cGy=10⁻²Gy

1 rem=1cSv=10⁻²Sv

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 ¹⁸	エクサ	E
10 ¹⁵	ペタ	P
10 ¹²	テラ	T
10 ⁹	ギガ	G
10 ⁶	メガ	M
10 ³	キロ	k
10 ²	ヘクト	h
10 ¹	デカ	da
10 ⁻¹	デシ	d
10 ⁻²	センチ	c
10 ⁻³	ミリ	m
10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ⁻¹⁸	アト	a

(注)

- 表1-5は「国際単位系」第5版, 国際度量衡局1985年刊行による。ただし, 1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海甲, ノット, アール, ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは, JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリに分類されている。
- EC閣僚理事会指令では bar, barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリに入れていない。

換 算 表

力	N(=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

粘 度 1 Pa·s(N·s/m²)=10P(ポアズ)(g/(cm·s))

動粘度 1 m²/s=10⁴St(ストークス)(cm²/s)

圧	MPa(=10bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
力	1	10.1972	9.86923	7.50062×10 ³	145.038
	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322×10 ⁻⁴	1.35951×10 ⁻³	1.31579×10 ⁻³	1	1.93368×10 ⁻²
	6.89476×10 ⁻³	7.03070×10 ⁻²	6.80460×10 ⁻²	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV
	1	0.101972	2.77778×10 ⁻⁷	0.238889	9.47813×10 ⁻⁴	0.737562	6.24150×10 ¹⁸
	9.80665	1	2.72407×10 ⁻⁶	2.34270	9.29487×10 ⁻³	7.23301	6.12082×10 ¹⁹
	3.6×10 ⁶	3.67098×10 ⁵	1	8.59999×10 ⁵	3412.13	2.65522×10 ⁶	2.24694×10 ²⁵
	4.18605	0.426858	1.16279×10 ⁻⁶	1	3.96759×10 ⁻³	3.08747	2.61272×10 ¹⁹
	1055.06	107.586	2.93072×10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515×10 ²¹
	1.35582	0.138255	3.76616×10 ⁻⁷	0.323890	1.28506×10 ⁻³	1	8.46233×10 ¹⁸
	1.60218×10 ⁻¹⁹	1.63377×10 ⁻²⁰	4.45050×10 ⁻²⁶	3.82743×10 ⁻²⁰	1.51857×10 ⁻²²	1.18171×10 ⁻¹⁹	1

- 1 cal= 4.18605J (計量法)
 = 4.184J (熱化学)
 = 4.1855J (15℃)
 = 4.1868J (国際蒸気表)
- 仕事率 1 PS(仏馬力)
 = 75 kgf·m/s
 = 735.499W

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270×10 ⁻¹¹
	3.7×10 ¹⁰	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58×10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

先駆的超高温熱技術の開発と限界の実験的解明

— 高速旋回流・多孔質内沸騰二相流・ミスト衝突噴流の三方向からの挑戦 —

(原子力基礎研究

H11037)

(委託研究)

R100

占紙割合率100%
白色度70%再生紙を使用しています