

博士論文

二層構造ハニカム多孔質体による
プール沸騰限界熱流束の向上

(Pool boiling critical heat flux enhancement using a
honeycomb porous plate with two-layer structure)

横浜国立大学大学院
工学府

丸岡 成
(Naru Maruoka)

2018年3月

要旨

沸騰冷却は相変化を伴わない冷却方法と比して、その熱伝達率は高く、産業上において幅広く用いられているが、近年の電子素子の高集積化に伴う発熱密度の増大、大電力を消費する電子素子の冷却、原子炉事故時の緊急冷却など、高発熱密度の熱源を冷却可能な除熱技術が将来的に必要となる。特に、福島第一原子力発電所の事故を契機として、大伝熱面、かつ 4 MW/m^2 級の高熱流束の除熱が可能となる冷却手法の開発することの必要性が高まっている。沸騰冷却の除熱限界値は、一般に、限界熱流束（以下、 q_{CHF} ）と呼ばれ、この限界を超えて熱負荷を増やすと、伝熱面上に蒸気膜が形成され、その蒸気膜が熱抵抗となり、伝熱を阻害する。その結果、壁温は急上昇し、熱機器は破損する。水の q_{CHF} は、大気圧、飽和状態では、約 1 MW/m^2 であるため、目標の 4 MW/m^2 に遠く及ばない。したがって、 4 MW/m^2 の除熱熱流束を達成させるためには、水の q_{CHF} を向上する必要がある。このような背景の下、著者らはこれまでに、ミクロンオーダーの細孔をもつ多孔質部とミリメートルオーダーの蒸気排出孔部からなるハニカム多孔質体（以下、HPP）を伝熱面上に装着するという安価かつ簡易な手法を用いて、飽和プール沸騰の q_{CHF} を 2 MW/m^2 以上に向上することを実験的に示した。本論文では、HPP 装着時の q_{CHF} 向上メカニズムを把握し、さらなる q_{CHF} を向上することを目的として、実験的に検討を行った。HPP 装着時の q_{CHF} 向上に寄与する主な液供給効果である（1）毛管力による伝熱面上への液供給と（2）蒸気排出孔に直接流入する液供給に着目し、各液供給機構が q_{CHF} に与える影響について把握することを目的とし、各素過程を分離した要素実験を行った。その結果、毛管力による液供給効果の抽出実験結果は提案する一次元モデルとよく一致し、高熱流束域（ 3.5 MW/m^2 以上）では、毛管力による液供給効果が支配的であることを明らかにした。一方、約 2.5 MW/m^2 までの熱負荷では、毛管力による液供給効果に加えて、蒸気排出孔に直接流入する液供給効果が限界熱流束向上に寄与することが実験的に示された。また、電気抵抗法による簡易的な実験から、限界熱流束近傍まで、多孔質体内部は水で満たされ、限界の発生とともに、急激な乾燥が生じ、伝熱面温度が急上昇することを明らかにした。さらに、提案するモデ

ルから、HPP をサブミリメートルオーダーの構造体高さにすることでさらなる限界熱流束が向上することが示唆された。そこで、さらなる限界熱流束の向上が期待されるメンブレンフィルター（膜厚 150 μm ）を用いて実験を行った。その結果、沸騰様相の詳細な観察から、構造体高さが 100 μm 程度の薄い多孔質体の場合、多孔質体上部に形成される合体大気泡の影響を受け、大気泡の滞留中に多孔質体内の液枯れが生じ、モデルより低い値で限界熱流束に達することを明らかにした。さらに、構造体高さが 100 μm 程度の薄い多孔質体を装着する場合でも、その上に液保持用の多孔質体を設置することで、合体泡滞留中に、多孔質体内の液が消耗し尽くすのを防ぐことができ、結果として、限界熱流束が向上することを明らかにした。これらの結果により、限界熱流束を向上させる上で、毛管力による液供給効果だけでなく、合体大気泡に多孔質体内部の液枯れ現象を想定することが重要であり、また、毛管力による液供給部と液保持部からなる細孔構造の異なる二層構造 HPP が限界熱流束向上に有効であることが示唆された。

目次

要旨.....	2
目次.....	4
表一覧.....	6
図一覧.....	7
第 1 章 序論.....	9
1.1 背景.....	9
1.2 限界熱流束向上手法に関する他者の研究.....	11
1.3 本研究室のこれまでの成果.....	13
1.4 本論文の研究目的.....	16
1.5 本論文の構成.....	17
1.6 結言.....	19
第 2 章 単層 HPP による飽和プール沸騰 q_{CHF} 向上メカニズムの解明.....	21
2.1 緒言.....	21
2.2 研究目的.....	23
2.3 毛管限界モデル[21].....	23
2.4 毛管力による液供給が沸騰限界熱流束向上に与える影響.....	25
2.4.1 実験装置および方法.....	25
2.4.1.1 プール沸騰実験装置概要.....	25
2.4.1.2 毛管力による液供給効果抽出実験装置概要.....	26
2.4.1.3 実験方法.....	27
2.4.1.4 ハニカム多孔質体.....	28
2.4.1.5 多孔質体の有効細孔半径及び透過係数の測定装置及び測定方法.....	29
2.4.1.6 測定精度.....	30
2.4.1.6 実験結果および考察.....	31
2.4.1.6.1 毛管力による液供給効果が限界熱流束向上に与える影響.....	31
2.4.1.6.2 ハニカム多孔質体の構造体厚さ δ_h が伝熱面熱伝達率に与える影響.....	34
2.5 セル内部へ流入する液供給が沸騰限界熱流束向上に与える影響.....	41
2.5.1 実験装置および方法.....	41
2.5.1.1 セル内部へ流入する液供給効果抽出実験装置概略.....	41
2.5.1.2 実験方法.....	43
2.5.1.3 ハニカム多孔質体.....	43
2.5.1.4 実験結果および考察.....	43
2.6 結言.....	47
第 3 章 二層構造 HPP による飽和プール沸騰 q_{CHF} の向上.....	49
3.1 緒言.....	49
3.2 研究目的.....	49

3.3 実験装置及び方法	49
3.3.1 実験装置概要.....	49
3.3.2 ハニカム多孔質体	50
3.4 実験結果および考察	53
3.5 結言	62
第4章 下向き伝熱面での二層構造 HPP による飽和プール沸騰 q_{CHF} の向上.....	63
4.1 緒言	63
4.2 研究目的	64
4.3 実験装置および方法	64
4.3.1 実験装置概要.....	64
4.3.2 実験方法.....	66
4.3.3 ハニカム多孔質体	66
4.2 実験結果および考察	68
4.3 結言	69
第5章 結論	71
謝辞.....	75
参考文献	76
記号表	81
ギリシャ文字	81
下付き文字	82
公表論文目録	83
(A) 本論文を構成する査読論文.....	83
(B) 国際会議発表論文（査読有り）	83
(C) 国内講演発表論文.....	84
本論文に関連する特許	85

表一覧

Table 3-1 本実験でを使用した HPP の各種物性及び幾何形状.....	53
Table 4-1 本実験でを使用した HPP の各種物性と幾何形状.....	67

図一覧

Fig. 1-1 IVR (In Vessel Retention) の概略図.....	9
Fig. 1-2 HPP の構造体厚さ δ_h と q_{CHF} の関係.....	14
Fig. 1-3 HPP 装着時の伝熱面上の気液の流れの模式図.....	15
Fig. 1-4 本博士論文の構成.....	19
Fig. 2-1 HPP の構造体厚さ δ_h と q_{CHF} の関係.....	21
Fig. 2-2 HPP 装着時の伝熱面上の気液の流れの模式図.....	22
Fig. 2-3 HPP 装着時の気液流の圧力損失.....	24
Fig. 2-4 飽和プール沸騰実験装置概略図.....	26
Fig. 2-5 毛管力による液供給効果抽出実験装置概略図.....	27
Fig. 2-6 本実験に使用したハニカム多孔質体.....	29
Fig. 2-7 (a)有効細孔半径, 及び(b)透過係数の測定装置の概略図.....	30
Fig. 2-8 プール沸騰実験結果及び毛管抽出実験結果.....	32
Fig. 2-9 セル内への液供給効果の簡易的な抽出実験.....	34
Fig. 2-10 プール沸騰実験及び毛管抽出実験における沸騰曲線.....	35
Fig. 2-11 プール沸騰実験及び毛管抽出実験における過熱度と熱伝達率の関係.....	36
Fig. 2-12 HPP 装着時の伝熱面上への気液の流れ (①毛管力による液供給, ②セル内への液流入, ③周囲からの液供給).....	36
Fig. 2-13 多孔質体内部のドライアウト発生検知装置.....	39
Fig. 2-14 銅ブロック内部の温度が急上昇する前後における銅ブロック体内に挿入したシー ス熱電対 TC1 とプール液面の間電気抵抗値 R_{TS} , および TC1 の温度指示値 T_1 の経時 変化.....	41
Fig. 2-15 セル内への液供給効果抽出実験装置概略図.....	42
Fig. 2-16 セル抽出実験の結果得られた気相体積流量と液相体積流量の関係.....	44
Fig. 2-17 伝熱面上から吹き出す気相体積流量 Q_g 及び伝熱面上に流下する液相体積流量 Q_l を式(2-13), (2-14)により, それぞれ熱流束に換算した結果.....	45
Fig. 2-18 板厚 δ_h と q_{CHF} の関係.....	47
Fig. 3-1 プール沸騰実験装置概略図.....	50
Fig. 3-2 本実験装置で使用した HPP.....	52
Fig. 3-3 (a) MFM, (b) MFM+MPP, 及び (c)裸面の沸騰曲線.....	54
Fig. 3-4 MFM+MPP 装着時の q_{CHF} 近傍 (2.06 MW/m^2) での沸騰様相.....	55
Fig. 3-5 HPP 装着時の q_{CHF} 状態における合体気泡滞留中の多孔質体内部の含水率の経時変 化.....	56
Fig. 3-6 q_{CHF} 状態における合体気泡が τ_d 滞留した後の多孔質体内部の含水率 s	58
Fig. 3-7 さらなる q_{CHF} の向上が期待できる二層構造 HPP.....	60
Fig. 3-8 導電性接着剤使用の有無による MFM+MPP の沸騰曲線.....	60
Fig. 3-9 伝熱面近傍における HPP 内部の気液の流れの模式化.....	61

Fig. 4-1 IVR (In Vessel Retention) の概略図.....	63
Fig. 4-2 下向き伝熱面での飽和プール沸騰実験装置概略図.....	65
Fig. 4-3 本実験で使用した HPP.....	67
Fig. 4-4 下向き伝熱面における飽和プール沸騰実験結果.....	68

第1章 序論

1.1 背景

沸騰冷却は相変化を伴わない冷却方法と比して、その熱伝達率は高く、産業上においても幅広く用いられているが、近年の電子素子の高集積化に伴う発熱密度の増大、大電力を消費する電子素子の冷却、原子炉事故時の緊急冷却など、要求される除熱流束は増大し、将来的には 10 MW/m^2 級の超高熱流束除熱を実現する冷却技術が必要となることが想定されている。特に、福島第一原子力発電所の事故を契機として、過酷事故回避技術の高度化が求められている。以上の背景下、原子炉事故時の緊急冷却手法として、新規に In Vessel Retention（以下、IVR）が提案されている。Fig. 1-1 に示すように、IVR は、原子炉事故時に、原子炉容器底部を冠水させ、原子炉容器底部に堆積した炉心溶融物を容器外部から沸騰冷却することで、溶融物が容器外部へとメルトスルーを防ぐための過酷事故回避技術である。このシステムを成立させるためには 4 MW/m^2 の高熱流束除熱技術の開発が必須である。しかし、水の沸騰冷却限界は大気圧下、飽和状態において、 1 MW/m^2 と目標値の 4 MW/m^2 に遠く及ばない。

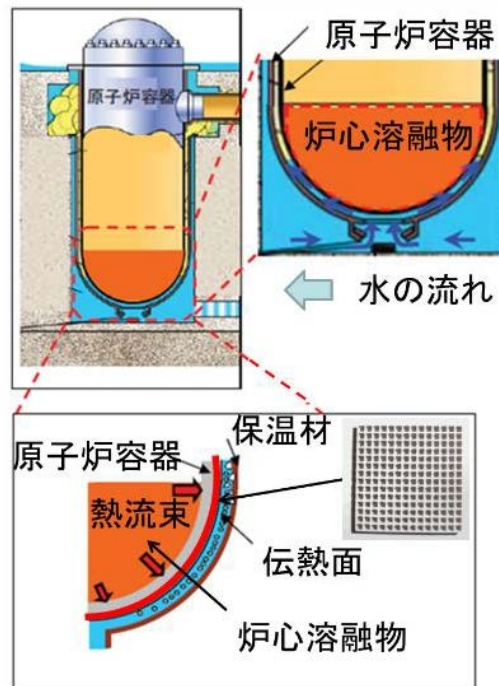


Fig. 1-1 IVR（In Vessel Retention）の概略図.

一般に、沸騰冷却の限界値は限界熱流束（Critical Heat Flux, 以下, q_{CHF} ）と呼ばれ、この限界値を超えて熱負荷を増やすと、伝熱面温度が急上昇し、熱機器は故障する。これは、高熱流束下において伝熱面上で発生した合体気泡により伝熱面への液供給が阻害され、伝熱面上に蒸気膜が形成されることで、冷却性能が著しく低下する結果生じる。一方、W. R. Gambill and J. H.[1]は、気液界面での気体分子運動論に基づく限界熱流束の理論的な最高値を以下の式より算出した。

$$q_{CHF,max} = \rho_g h_{fg} \sqrt{\frac{RT}{2\pi}} \quad (1-1)$$

ここで、 $q_{CHF,max}$ ：限界熱流束の理論最高値、 ρ_g ：気体の密度、 h_{fg} ：蒸発潜熱、 R ：気体定数、 T ：飽和温度を示す。

式(1-1)より、大気圧下、飽和状態での水の q_{CHF} の最高値は理論的には 223 MW/m^2 と求められる。しかし、現実には伝熱面から発生する激しい蒸気流により、伝熱面上への液供給が阻害されるために、大気圧下、水の q_{CHF} は飽和プール沸騰では約 1 MW/m^2 に留まっている。したがって、 q_{CHF} 近傍においても積極的に液供給をすることができれば、理論的には、 q_{CHF} の大幅な向上が期待できると考えられる。そのため、強制流動沸騰や衝突噴流沸騰のように、強制的に伝熱面上に液体を供給する手法では、流速・サブクール度を大きくすることで、大気圧下、飽和状態での水の q_{CHF} の理論最高値 (223 MW/m^2) に近い値を得ることも可能である。しかしながら、強制流動沸騰や衝突噴流沸騰は、動力を必要としない飽和プール沸騰のようなパッシブな手法に比べて、圧力損失・コスト等が非常に大きいという問題点がある。また、福島原発事故のように電源損失時には、冷却手法として機能できないため、安全性・コストの面から、水の飽和プール沸騰 q_{CHF} を向上させることは重要である。以上から、IVR を成立するためには、水の q_{CHF} を飛躍的に向上させる手法を開発す

ることが必要不可欠である。さらに、実規模レベルに対応するためには、(1) 伝熱面の大きさの影響、(2) 伝熱面の姿勢の影響、(3) 自然循環流による流れ場の影響（入口クオリティ及び質量流束の影響等）(4) 水質の影響、(5) HPP の施工方法等についても十分検討し、 q_{CHF} を向上する必要がある。

1.2 限界熱流束向上手法に関する他者の研究

電子素子の冷却においては、一般的に FC-72 等の絶縁性流体による浸漬沸騰冷却が用いられ、その発熱面上にマイクロピンフィンやマイクロリエラントキャビティなどの微細孔加工を施す[2], [3]と、伝熱面積拡大効果により、熱伝達と q_{CHF} が向上される。

一様な多孔質層を伝熱面上に形成する[4]–[9]と、 q_{CHF} が向上する。これは、多孔質層のもつ毛管力によって伝熱面上へ液が供給される効果により q_{CHF} が向上するためである。この毛管力による液供給の効果をより有効に利用するには、伝熱面上で発生した蒸気を排出するための孔を設置することが重要となることが知られている[10]。また、Wu et al.[11]は、一定のピッチで蒸気排出流路を有する金属多孔質体を伝熱面上に設置した場合の多孔質体の幾何寸法が q_{CHF} 向上に与える影響について実験的に検討しているが、伝熱面積拡大効果以上の q_{CHF} 促進率は得られていない。

Lienhard et al.[12]は、流体力学的不安定現象に着目し、 q_{CHF} の向上を試みている。具体的には、金属製の格子状構造体を伝熱面上に設置して、伝熱面上から発生する蒸気柱の数 N_j を制御することにより、有機液の q_{CHF} を裸面の場合と比して、最大 2.36 倍まで向上している。なお、Lienhard et al.[12]によれば、蒸気柱の直径はテイラー不安定最危険波長 λ_d の半分の長さに相当し、格子状構造体の各セル内に蒸気柱が一つのみ存在する程度までセルサイズを小さくする場合に、 q_{CHF} 促進率が特に大きくなることが報告されている格子状構造体により蒸気柱を制御した際の q_{CHF} 予測式は、以下の式(1-2)に示す通りである[12]。式(1-2)により算出される q_{CHF} 予測値が実測値よりも小さな値を示すことについて、Lienhard et al.[12]は試験液とセル壁との粘性の影響で、セル内部への液供給が阻害されるためである

と考察している.

$$\frac{q_{CHF}}{q_{CHF,z}} = 1.14 = \frac{N_j}{A / \lambda_d^2} \quad (1-2)$$

$$\lambda_d = 2\pi \sqrt{\frac{3\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}} = \sqrt{3}\lambda \quad (1-3)$$

$$q_{CHF,z} \equiv \frac{\pi}{24} \rho_g^{0.25} h_{fg} [g\sigma(\rho_l - \rho_g)]^{0.25} \quad (1-4)$$

ここで, $q_{CHF,z}$: Zuber の流体力学的不安定モデルにもとづく q_{CHF} 予測値, A : 伝熱面積, σ : 表面張力, ρ_l : 液の密度, ρ_g : 気体の密度, g : 重力加速度, λ : テイラー不安定波長, h_{fg} : 蒸発潜熱を示す.

Liter and Kaviany[13]は, 銅粒子 (直径 200 μm) からなる多孔質層を伝熱面上に焼結することで, ペンタンを用いた場合の q_{CHF} が裸面の 3 倍まで向上することを報告している. また, Liter and Kaviany[13]も流体力学的不安定現象に着目しており, 多孔質層の厚さを周期的に変化させることで, 伝熱面上から発生する蒸気柱の間隔をテイラー不安定波長 λ よりも短い波長間隔に制御することで q_{CHF} の向上を実現している. 上述の流体力学的不安定現象に着目した q_{CHF} 向上に関する研究[12]-[14]は, その q_{CHF} 向上率が大きいものでは 3.3 倍と大きい, その多くは試験液を有機液や絶縁性流体としたもので, q_{CHF} の絶対値は最大で 0.815 MW/m² と水と比べて小さい.

近年では, Okawa[15]が報告しているように, ナノ流体を用いた q_{CHF} 向上に関する研究が数多く行われている [16]-[30]. それら多くの研究をまとめると, ナノ流体による q_{CHF} 向上率は 1.1~3 倍と広範囲に分布するが, その向上は, 伝熱面上に形成されたナノ粒子堆積

層による伝熱面の濡れ性の向上に起因すると考えられている。また、Kwark et al.[19]および Ahn et al.[20]は、ナノ粒子コーティング層による伝熱面上の動的な濡れ速度の増加が q_{CHF} 向上につながることを報告している。

以上をまとめると、プール沸騰の q_{CHF} が向上するメカニズムとして、(1) 毛管力による液供給、(2) 伝熱面積拡大効果（フィン効果）、(3) 流体力学的不安定現象、(4) 伝熱面の濡れ性などが挙げられる。

1.3 本研究室のこれまでの成果

1.2 節でも述べたように、プール沸騰の q_{CHF} が向上するメカニズムには、(1) 毛管力による液供給、(2) 伝熱面積拡大効果（フィン効果）、(3) 流体力学的不安定現象、(4) 伝熱面の濡れ性などが関連する。そこで、Mori and Okuyama [31]は、飽和プール沸騰下での大伝熱面積・高熱流束の除熱を目的として、毛管力による液供給を行う細孔と伝熱面で発生した蒸気を排出する孔を有したハニカム多孔質体（以下、HPP）を伝熱面上に装着するだけの簡易な方法を提案している。Fig. 1-2 に示すように、 $\phi 30$ mm の伝熱面上に HPP を装着することで、大気圧下、水の飽和プール沸騰の q_{CHF} を最大で裸面の場合の 2.5 倍 ($q_{CHF}=2.5$ MW/m²) に向上することを実験的に示している[31].

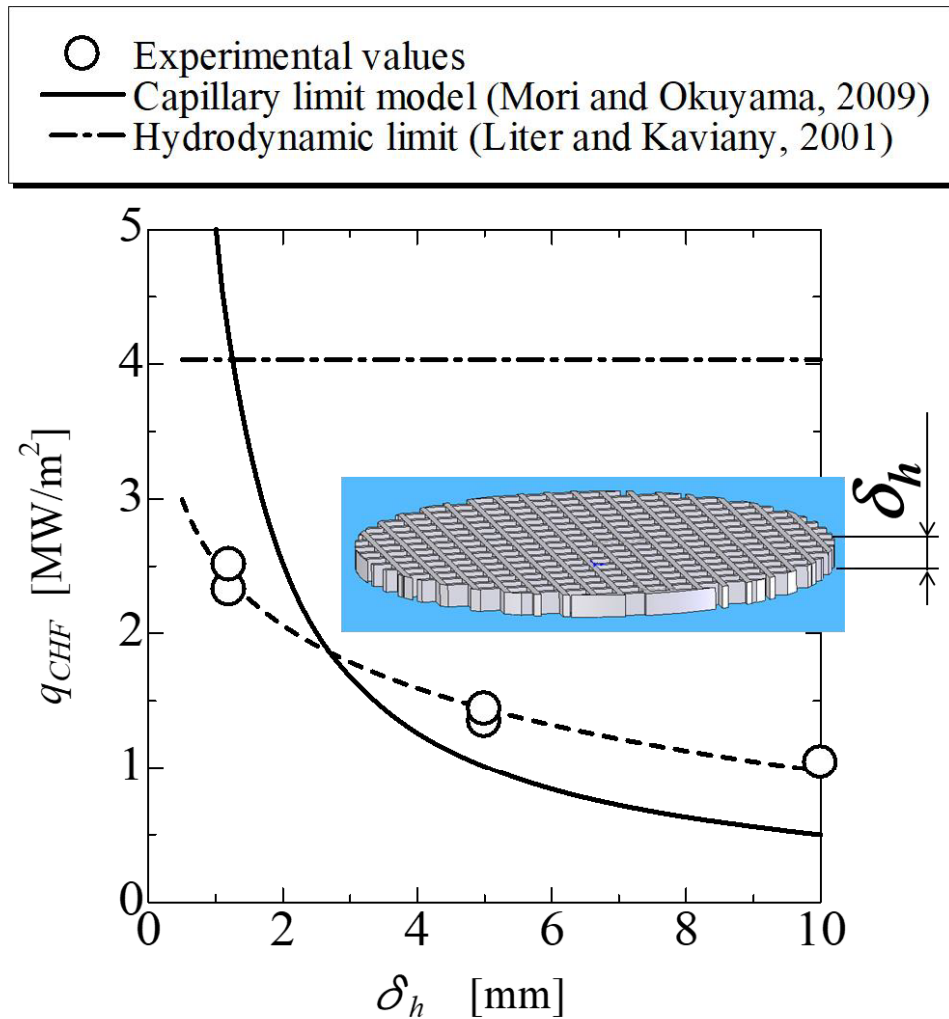


Fig. 1-2 HPP の構造体厚さ δ_h と q_{CHF} の関係.

Fig. 1-2 より、HPP の構造体厚さ δ_h が薄くなるほど、 q_{CHF} は向上し、 $\delta_h = 1 \text{ mm}$ のとき、 $q_{CHF} = 2.5 \text{ MW/m}^2$ に向上した。また、Mori and Okuyama [31] は HPP 内部の気液流の圧力損失の和が等しくなる際に q_{CHF} が発生するという多孔質体の毛管力による液供給限界に由来した q_{CHF} 発生モデル（以下、毛管限界モデル）を提案している。Fig. 1-2 から、毛管限界モデルによる q_{CHF} 予測値も実測値と同様に δ_h が薄くなるほど、 q_{CHF} は向上し、毛管限界モデルと実測値の定性的な傾向が一致する。この結果から、Mori and Okuyama [31] は、HPP により q_{CHF} が増大した要因として、多孔質体内部のミクロンオーダーの細孔内を強力な毛管力により液が伝熱面まで供給され、発生した蒸気はミリメートルオーダーの蒸気排出孔（以下、

セル) を通過することで、気液の分離ができたことが大きいと報告している。

Mori et al. [32]は、HPP を装着した場合の飽和プール沸騰下での q_{CHF} 向上メカニズムに関して、毛管力の有無の構成要素を切り分けた実験から、 q_{CHF} 向上に寄与する主な液供給は、Fig. 1-3 に示すように、(1) 毛管力による液供給に加えて、(2) 重力によりセル内部に直接流入する液供給が考えられることを実験的に示した。

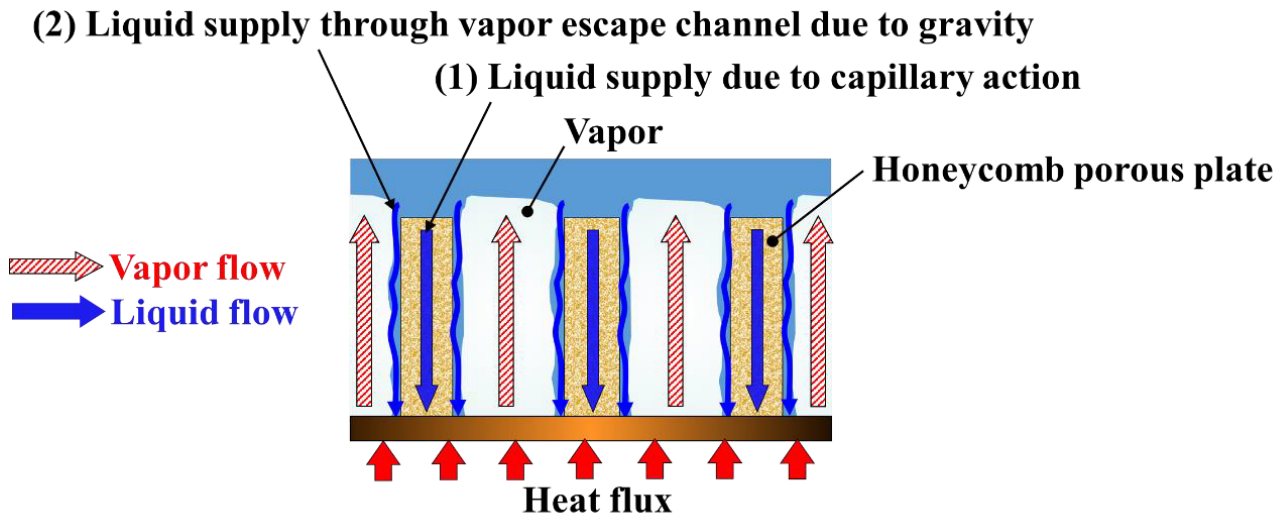


Fig. 1-3 HPP 装着時の伝熱面上の気液の流れの模式図。

Mori et al. [33]は、ナノ粒子が堆積した伝熱面 (Nano Deposited Surface, 以下, NDS) による q_{CHF} 向上手法と HPP による q_{CHF} 向上手法について、伝熱面の大きさとその q_{CHF} 向上効果について、実験的に検討した結果、NDS を用いた手法は伝熱面の大きさによって q_{CHF} が減少する傾向があることを明らかにした。一方、HPP による手法は伝熱面の大きさによらず、 q_{CHF} 向上が裸面の約 2 倍に向上することが実験的に示された。また、NDS 上に HPP を装着する際の q_{CHF} 向上効果が最も大きく、 $\phi 10$ mm, 30 mm, 50 mm の伝熱面では、それぞれ 3.1 MW/m^2 , 2.3 MW/m^2 , 2.2 MW/m^2 に向上することを示した。

Suazlan et al. [34]は、(1) 裸面、(2) NDS、(3) HPP、(4) NDS 上に HPP を装着させた場合、それぞれの条件下での伝熱姿勢が q_{CHF} 向上に与える影響について実験的に検討した。その結果、伝熱面を上向きから下向きに変化するにつれて、 q_{CHF} が減少する傾向にあるが、

(4) の条件の場合に最も q_{CHF} の減少を抑制できることを示した。その要因として、HPP と NDS の複合効果によって、HPP の毛管力による液供給と NDS による伝熱面の濡れ性の向上が蒸気排出孔内の伝熱面の乾き領域の広がりを抑制することが大きいと報告している。

Suazlan et al.[25]は、無限大伝熱面とみなせる直径 50 mm の伝熱面において、蒸留水、または、水をベースとしたナノ流体を試験流体として、HPP の上部に金属製の格子状構造物を設置し、大気圧下の飽和プール沸騰実験を行った結果、高濃度のナノ流体 (4 g/L) 中で、HPP と金属製の格子状構造物を組み合わせることで、 q_{CHF} を裸面の場合の 3 倍 (3.1 MW/m²) に向上させた。この結果は、他者と比較しても、無限大伝熱面での q_{CHF} 向上効果はトップの値である。Suazlan et al.[25]は、そのように q_{CHF} が向上した要因として、(1) HPP の毛管力による液供給と (2) 伝蒸気排出孔内の伝熱面上に形成された NDS のもつ毛管力による乾き領域の広がり抑制、(3) 格子状構造物により合体大気泡が制御されることで生じる HPP 上部への液供給促進の 3 点が組み合わせられた相乗効果であると報告している。

以上をまとめると、HPP を装着した際の q_{CHF} 向上には、(1) 毛管力による液供給、(2) 蒸気排出孔に直接流入する液供給、(3) セルからの蒸気排出、(4) 伝熱面の濡れ性が重要であり、(2)、(4) の効果をより大きくさせるためには、それぞれ、ナノ流体による伝熱面上へのナノ粒子堆積層の形成、格子状構造物の HPP 上部への設置が有効である。さらに、HPP、ナノ流体、格子状構造物は単体で使用するよりも、組み合わせて使用することで q_{CHF} 向上効果が増大する。

以上のように、これまでの研究では、上述の (1) ~ (4) の各素過程が組み合わさって q_{CHF} 向上することがわかった。しかし、その各素過程単体がどの程度 q_{CHF} 向上に影響するかについては明らかではない。そこで、さらなる q_{CHF} 向上する上での今後の指針を得るためには、各素過程について詳細に把握することが重要であると考えられる。

1.4 本論文の研究目的

これまでの研究をまとめると、HPP を用いた手法による IVR の成立に向けて、以下につ

いて、調査する必要がある。

- (1) HPP を用いた際の q_{CHF} 向上機構の解明
- (2) 伝熱面の大きさの影響
- (3) 伝熱面姿勢の影響
- (4) 自然循環流による流れ場での影響（入口クオリティ及び質量流束の影響等）
- (5) 水質の影響
- (6) HPP の施工方法

また、1.3 節で述べたように、HPP を用いた手法では、(1) 毛管力による液供給、(2) 蒸気排出孔に直接流入する液供給、(3) 伝熱面の濡れ性等が q_{CHF} 向上に関わる主な素過程として考えられる。これまでの研究では、 q_{CHF} 向上に寄与する素過程にはどのようなものがあるか、また各素過程の効果をより促進するための手法について、実験的に検討されてきた。しかし、各素過程単体が q_{CHF} 向上にどの程度寄与しているかについてはまだよくわかっていないのが現状である。さらなる q_{CHF} 向上をするために、HPP の細孔構造、幾何形状（構造体厚さや蒸気排出孔の大きさ）をどうすべきかの指針となる理論モデルを得ることは必要である。 q_{CHF} 向上に最適な HPP の設計指針を得るためには、各素過程が q_{CHF} 向上に寄与しているかを把握することが重要である。そこで、本論文では、試験流体は水のみとして、シンプルな条件下における、(1) と (2) の各素過程の q_{CHF} 向上効果について詳細に把握することを目的とした。

1.5 本論文の構成

Fig. 1-4 に、本博士論文の構成図を示す。図中の () 内の数字は対応する節である。

第 1 章では、この研究の背景を概説し、プール沸騰 q_{CHF} 向上手法に関する既往の研究についてまとめる。特に、HPP を用いた手法は、これまでの研究について、本研究との違いを明確化し、本研究の目的について説明する。

第 2 章では、HPP 装着時の q_{CHF} 向上に寄与する 2 つの液供給効果について報告する。具

体的には、(1) 毛管力による伝熱面上への液供給と (2) セル内部に直接流入する液供給の各素過程が q_{CHF} 向上に与える影響について、各素過程を分離した要素実験で検討した結果について説明する。また、各素過程での実験結果、(1) と (2) の効果が複合した通常のプール沸騰実験結果の実測値について、毛管限界モデルの予測値と比較検討し、モデルの妥当性についての検討結果を報告する。

第3章では、詳細な沸騰様相の観察から、新たに q_{CHF} 到達の律速要因として示唆された HPP 上部形成される合体大気泡が q_{CHF} 向上に与える影響について検討した結果について報告する。毛管限界モデルを基に、従来の NAHPP よりも q_{CHF} 向上が期待されるメンブレンフィルター（膜厚 150 μm ）を用いて実験的に検討結果と沸騰様相の観察結果について説明する。その結果、 q_{CHF} 向上に有効な手法として、二層構造 HPP による手法について報告する。

第4章では、二層構造 HPP を装着した際の伝熱面姿勢が飽和プール沸騰限界熱流束向上に与える影響について調査した結果について報告する。特に、下向き伝熱面での実験結果について説明する。

第5章では、本研究の成果を総括し、本論文における結論を報告する。

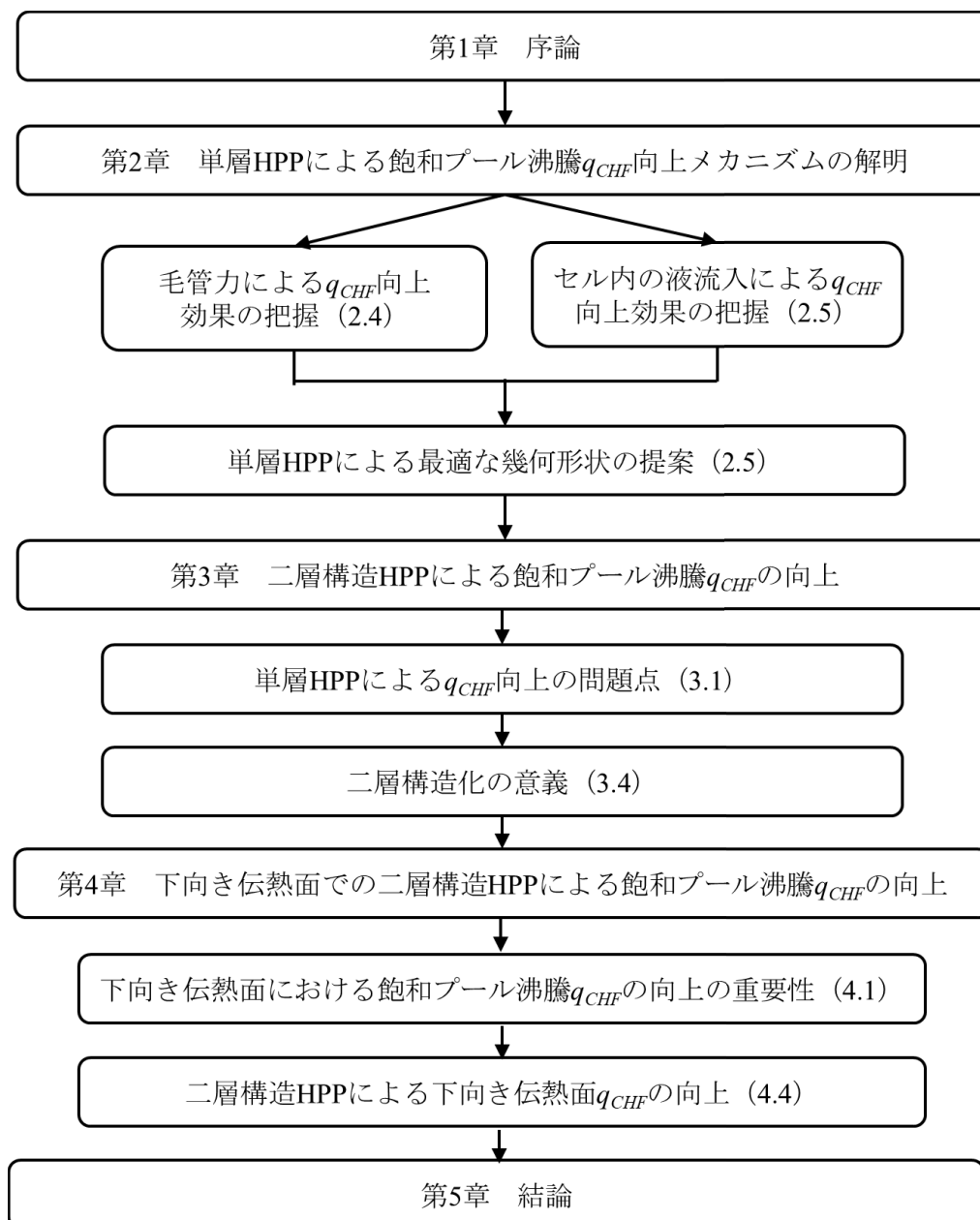


Fig. 1-4 本博士論文の構成

1.6 結言

本章では、この研究の背景を概説し、プール沸騰 q_{CHF} 向上手法に関する既往の研究についてまとめた。特に、HPP を用いた手法は、これまでの研究について、本研究との違いを明確化し、本研究の目的について説明した。その結果、得られた知見は以下の通りである。

- (1) 既往の研究成果について調査した結果、プール沸騰の q_{CHF} が向上するメカニズムと

して、(1) 毛管力による液供給、(2) 伝熱面積拡大効果（フィン効果）、(3) 流体力学的不安定現象、(4) 伝熱面の濡れ性などが関連していると考えられる。

- (2) これまでの本研究の成果を調査した結果、HPP を用いた際の q_{CHF} 向上には、(1) 毛管力による液供給、(2) セル内部に直接流入する液供給、(3) セルからの蒸気排出、(4) 伝熱面の濡れ性等が重要であり、HPP 装着時には、それらの複合効果により、 q_{CHF} が向上することが実験的に示された。しかし、各素過程がどの程度 q_{CHF} 向上に寄与するかについてはよくわかっていない。そこで、本論文では、試験流体は水のみとして、シンプルな条件下における、(1) と (2) の素過程の q_{CHF} 向上効果について詳細に把握することを目的とすべきであることが明らかとなった。

第2章 単層 HPP による飽和プール沸騰 q_{CHF} 向上メカニズムの解明

2.1 緒言

Mori and Okuyama [31]は、飽和プール沸騰において大伝熱面積・高熱流束の除熱を目的として、ハニカム多孔質体（以下、HPP）を伝熱面上に装着するだけという簡易な方法を提案している。Fig. 2-1 に示すように、 $\phi 30$ mm の伝熱面上に HPP を装着することで、大気圧下、水の飽和プール沸騰の限界熱流束（Critical Heat Flux, 以下、 q_{CHF} ）を最大で裸面の場合の 2.5 倍（ $q_{CHF}=2.5$ MW/m²）に向上することを実験的に示している[31]。

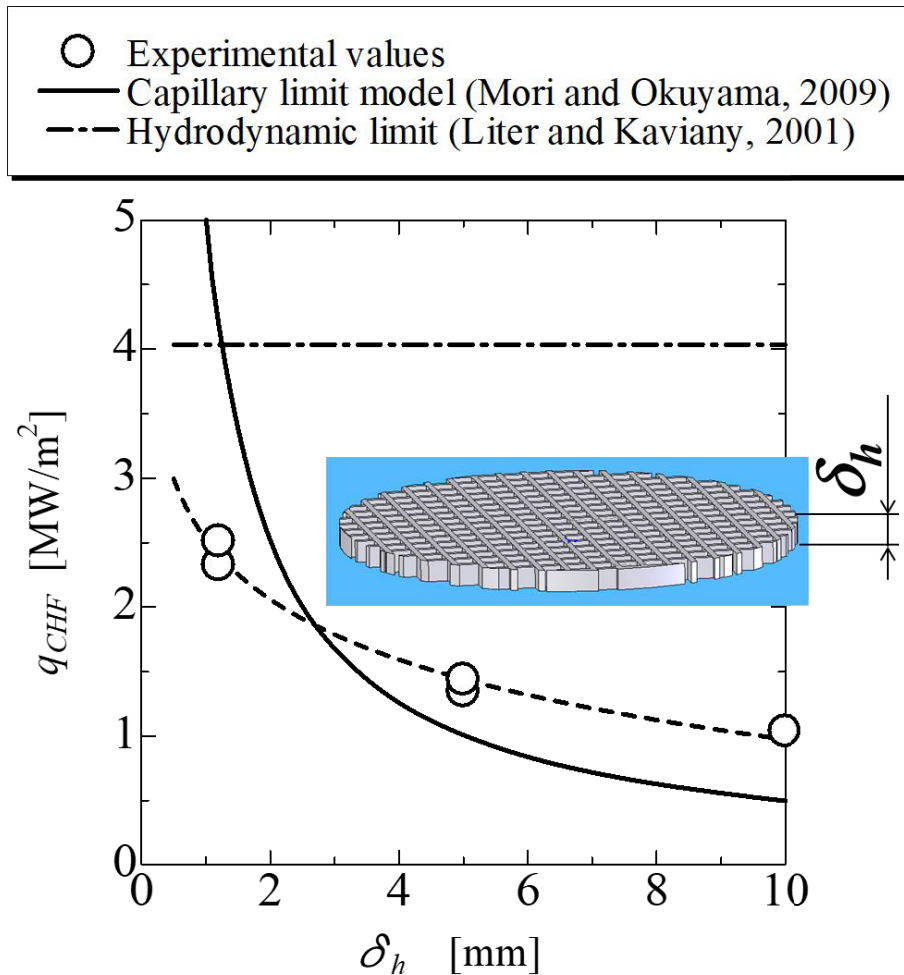


Fig. 2-1 HPP の構造体厚さ δ_h と q_{CHF} の関係。

Fig. 2-1 より，HPP の構造体厚さ δ_h が薄くなるほど， q_{CHF} は向上し， $\delta_h = 1 \text{ mm}$ のとき， $q_{CHF} = 2.5 \text{ MW/m}^2$ に向上した．また，Mori and Okuyama [31] は 2.3 節で後述する毛管限界モデルを提案した．Fig. 2-1 から，毛管限界モデルによる q_{CHF} 予測値も実測値と同様に δ_h が薄くなるほど， q_{CHF} は向上し，毛管限界モデルは実験結果と定性的な傾向は一致する結果を得ている．この結果から，Mori and Okuyama[31] は，HPP により q_{CHF} が増大した要因として，多孔質体内部のミクロンオーダーの細孔内を強力な毛管力により液が伝熱面まで供給され，発生した蒸気はミリメートルオーダーの蒸気排出孔（以下，セル）を通過することで，気液の分離ができたことが大きいと報告している．

Mori et al. [32] は，HPP を装着した際の飽和プール沸騰下での q_{CHF} 向上メカニズムに関して，毛管力の有無の構成要素を切り分けた実験より， q_{CHF} 向上に寄与する主な液供給メカニズムとして，Fig. 2-2 に示すように，(1) 毛管力による液供給に加えて，(2) セル内部に直接流入する液供給の 2 つが挙げられることを報告した．

以上をまとめると，HPP を用いた際の q_{CHF} 向上には，(1) 毛管力による液供給，(2) セルに直接流入する液供給が重要となることがわかる．過去の研究では，これらの各素過程が複合した結果， q_{CHF} が向上することが示されたが，さらなる q_{CHF} 向上をするために，HPP の細孔構造，幾何形状（構造体厚さや蒸気排出孔の大きさ）をどうすべきかの指針は得られていない． q_{CHF} 向上に最適な HPP の設計指針を得るためには，各素過程が q_{CHF} 向上に寄与しているかを把握することが重要である．

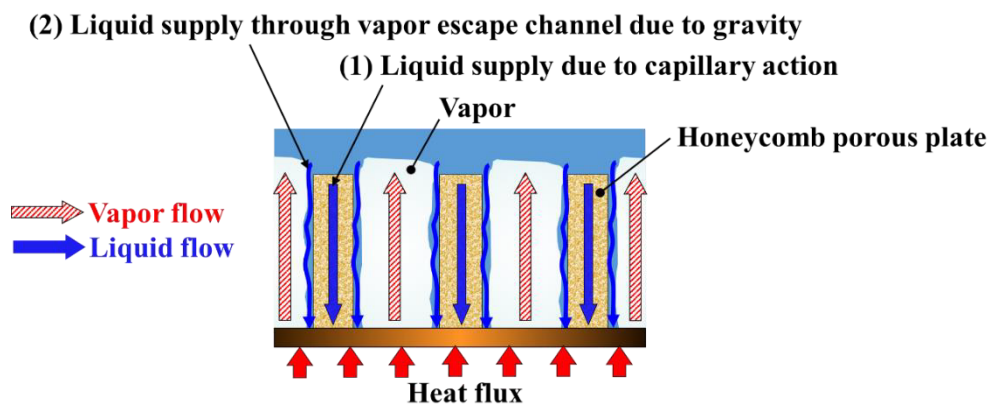


Fig. 2-2 HPP 装着時の伝熱面上の気液の流れの模式図．

本章では、HPP を装着した際の q_{CHF} 向上に寄与する 2 つの液供給効果について実験的に検討した結果を報告する。具体的には、(1) 毛管力による伝熱面上への液供給と (2) セルに直接流入する液供給の各素過程が q_{CHF} 向上に与える影響について、各素過程を分離した要素実験の結果について説明する。また、各素過程での実験結果、(1) と (2) の効果が複合した通常のプール沸騰実験結果の実測値について、毛管限界モデルの予測値と比較検討し、モデルの妥当性についての検討結果を報告する。

2.2 研究目的

本章では、HPP 装着時の q_{CHF} 向上に寄与する 2 つの液供給効果である (1) 毛管力による伝熱面上への液供給と (2) セルに直接流入する伝熱面上への液供給の各素過程が q_{CHF} 向上に与える影響について調査することを目的とする。

2.3 毛管限界モデル[31]

Fig. 2-3 は、HPP 断面の一部の拡大図である。HPP を伝熱面上に設置した場合、毛管力により伝熱面上に液が供給され、伝熱面上で発生した蒸気はセルより排出される。なお、伝熱面上への液供給は、Fig. 2-2 で示したように、(1) 毛管力によるものと (2) セル内部に直接流入するものの 2 つが存在するが、本節では、特に (1) 毛管力による液供給に着目し、Fig. 2-3 には、毛管力による液供給のみを表記している。ここで、毛管力による液供給のみを考慮した場合の q_{CHF} に達する際の力学的な釣り合いは、式(2-1)で示すように、水が多孔質体内を通過する際の液流の圧力損失 Δp_l 、蒸気流がセル内を通過する際の蒸気流の圧力損失 Δp_g 、および、伝熱面上で蒸気が発生する際の加速損失 Δp_a の和が、最大毛管圧力 $\Delta p_{c,max}$ に等しくなる場合であると考えられる。ただし、実際には伝熱面近傍の多孔質体内部では、乾燥領域または気液二相が共存する領域が発生している可能性も考えられる[36]。しかし、本モデル（以下、毛管限界モデル）では、現象を単純化する目的で伝熱面直上まで多孔質

体内部が液で完全に満たされていると仮定している[31].

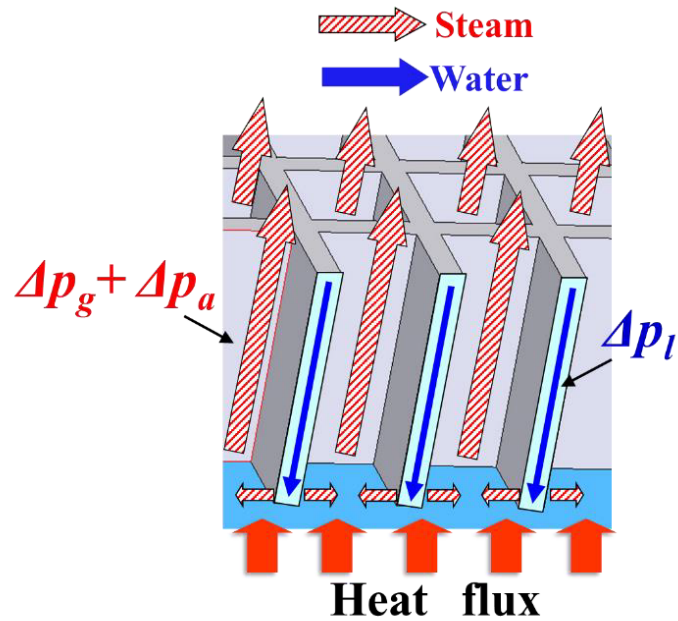


Fig. 2-3 HPP 装着時の気液流の圧力損失.

$$\Delta p_{c,\max} = \Delta p_l + \Delta p_g + \Delta p_a \quad (2-1)$$

ここで、左辺はラプラスの法則を、右辺第 1 項はダルシーの法則、右辺第 2 項は非圧縮流体のハーゲン・ポアズイユ流れでの圧力損失、右辺第 3 項は蒸気の加速損失から、次式のように式変形される。

$$\frac{2\sigma}{r_{eff}} = \frac{\mu_l Q_{\max} \delta_h}{KA_w \rho_l h_{fg}} + \frac{\mu_g Q_{\max} \delta_h}{2n\pi\rho_g d_g^4 h_{fg}} + \frac{\rho_g}{2} \left\{ \frac{Q_{\max}}{(\rho_g n\pi d_g^2) h_{fg}} \right\}^2 \quad (2-2)$$

ここで、 σ : 表面張力 [N/m], r_{eff} : 有効細孔半径 [m], μ : 水の粘性係数 [Pa · s], μ_g : 蒸気の粘性係数 [Pa · s], Q_{\max} : 最大熱移動速度 [W], δ_h : 構造体厚さ [m], K : 透過係数 [m²], A_w : HPP の断面積 [m²], ρ_l : 水の密度 [kg/m³], ρ_g : 蒸気の密度 [kg/m³], h_{fg} : 蒸発潜熱 [J/kg], d_g : セルの一辺の長さ [m], n : 蒸気排出孔の個数 [-] を示す。

また, Mori and Okuyama[31]によると, セルの大きさがミリメートルオーダーの場合には, Δp_g および Δp_a は Δp_l と比較して, 無視出来るほど小さく, 伝熱面積を A とすれば, 次式より, q_{CHF} を算出することが可能である.

$$q_{CHF} = \frac{Q_{\max}}{A} = \frac{2\sigma K \rho_l h_{fg} A_w}{r_{eff} \mu_l \delta_h A} \quad (2-3)$$

式(2-3)より HPP と伝熱面との接触面積 A_w を固定する場合, 有効細孔半径 r_{eff} , および構造体厚さ δ_h は小さく, 透過係数 K は大きくなると, q_{CHF} は向上する.

2.4 毛管力による液供給が沸騰限界熱流束向上に与える影響

2.4.1 実験装置および方法

2.4.1.1 プール沸騰実験装置概要

Fig. 2-4 は, プール沸騰実験装置の概略図である. 伝熱面は銅ブロック体の端面であり, プール底面と同じ高さに設置し, 流体と接する伝熱面直径は 30.0 mm である. 加熱は銅ブロック体底部に挿入したカートリッジヒーターに電圧を印加することで行った. 伝熱面から下方へ 10 mm (TC1), 15 mm (TC2), 20 mm (TC3), 25 mm (TC4) の中心軸上の位置に, 90° 間隔でずらしながら, $\phi 1$ mm の K 型シース熱電対を挿入し, 指示温度から銅ブロック内部の温度分布の一次元性を確認した上で, 外挿により伝熱面表面温度を, また, フーリエの式より, 伝熱面熱流束を計算した.

プール容器は, 内径 87 mm の硼珪酸ガラス管, 銅ブロック体端面, およびステンレス製のフランジからなり, プール容器内部の沸騰様相を観察することができる. 試験液体には, 蒸留水 (共栄製薬株式会社製) を用い, 水深は伝熱面から高さ 60 mm, システム圧は 0.1 MPa である. 予備ヒーターにより, バルク液を加熱し, 伝熱面周囲に設置している K 型シース熱電対 (TC5) から, バルク液温が飽和温度に維持されていることを確認している. な

お、実験開始前にバルク液体を飽和状態から 30 分以上加熱させ、脱気を行った状態で、実験を開始している。また、伝熱面上で発生した蒸気はプール容器上部に設置した冷却器により凝縮させ、プール容器内に戻している。

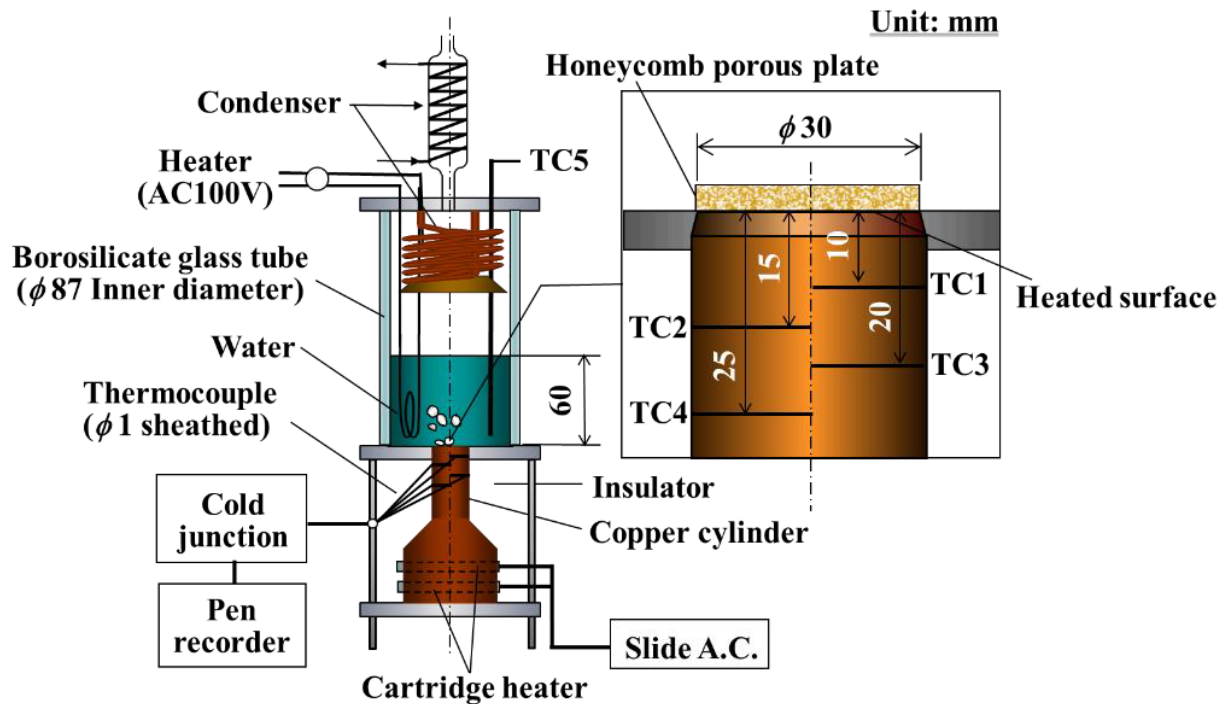


Fig. 2-4 飽和プール沸騰実験装置概略図.

2.4.1.2 毛管力による液供給効果抽出実験装置概要

Fig. 2-5 は、毛管抽出実験装置の概略図である。伝熱面を水平下向きにし、セル内部への液供給を排除した。Fig. 2-5 内の詳細図に示すように、プール容器の壁の高さを HPP 端面とほぼ同じにし、試験液をポンプにより循環し、オーバーフローさせて水位をプール容器の壁の高さに一定に保たせることで、伝熱面への液供給が毛管力のみで行われるようにした。なお、伝熱面が水平下向きであるため、発生した蒸気はセル内部に溜まるが、プール容器底部を貫通したシリコンチューブ内から、プール容器外部へと放出させた。

伝熱面は直径 10.0 mm の銅ブロック体の端面であり、加熱は銅ブロック体底部に挿入したカートリッジヒーターに電圧を印加させて行った。伝熱面からそれぞれ 10 mm (TC1),

15 mm (TC2), 20 mm (TC3), 25 mm (TC4) の中心軸上に上方へ 90° 間隔でずらしながら、 $\phi 1$ mm の K 型シース熱電対を設置し、指示温度から一次元性を確認した上で伝熱面表面温度を、および、フーリエの式より、伝熱面熱流束を計算した。

試験液体には蒸留水（共栄製薬株式会社製）を用い、システム圧は 0.1 MPa である。バルク液は、予備ヒーターにより加熱し、プール液面近傍の水温を K 型シース熱電対 (TC5) で測定し、常に飽和状態に維持されていることを確認しながら実験を行った。なお、実験開始前にバルク液体を飽和状態から 30 分以上加熱させ、脱気を行った状態で、実験を開始している。

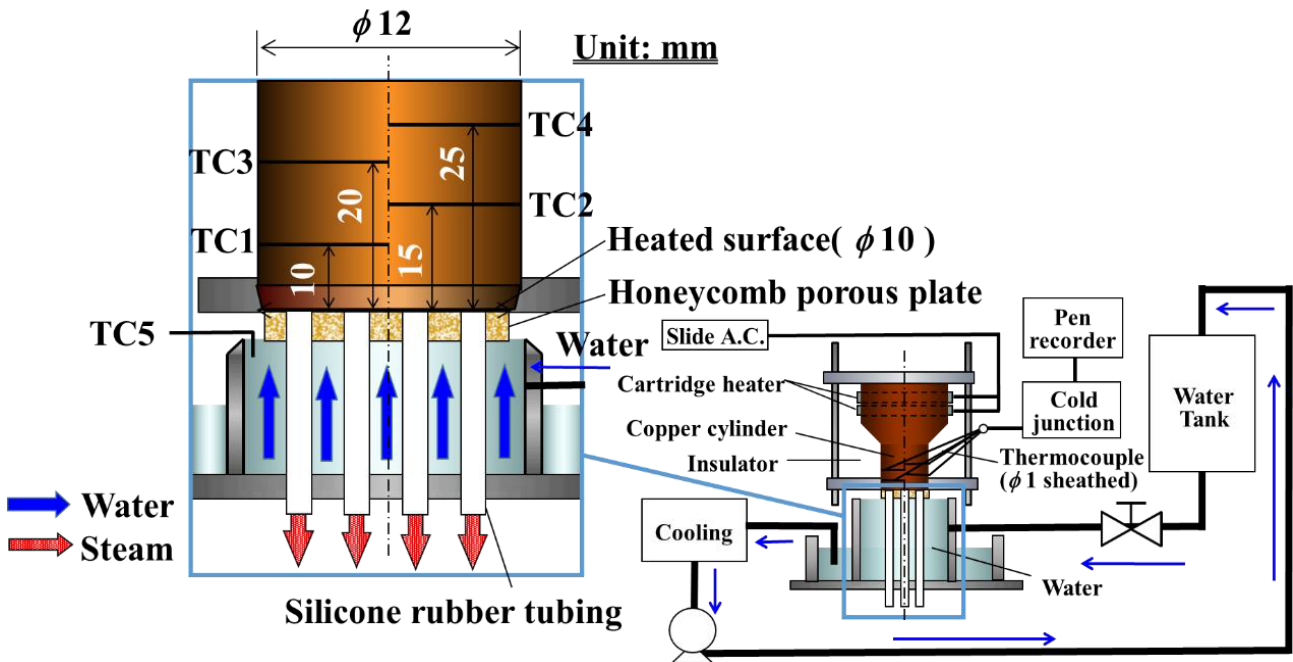


Fig. 2-5 毛管力による液供給効果抽出実験装置概略図。

2.4.1.3 実験方法

プール沸騰および毛管抽出実験は、いずれも予備ヒーターにより、バルク液が飽和温度に保たれた後に、加熱状態を維持し、30 分から 1 時間脱気させた後に、実験を開始した。実験開始後は、カートリッジヒーターに所定の電圧を印加することで加熱し、TC1 および TC2 の指示温度の値の変化が、10 分間で 0.25 K 以下に維持される場合に定常状態に達して

いるとして、銅ブロック内部に挿入した各熱電対の指示値を測定した。以上の操作を、定常状態が維持できなくなり、銅ブロック体内部の温度が急上昇を開始して、TC1 の温度が 200 °C を超過するまで繰り返し行った。銅ブロック体内部の温度が急上昇を開始して、TC1 の温度が 200 °C を超過した際は、直ちに加熱を中止して、その直前の加熱条件下で測定した伝熱面熱流束を q_{CHF} と定義した。

ところで、伝熱面サイズが、プール沸騰実験と毛管抽出実験とでは異なるが、毛管抽出実験時には、HPP のもつ毛管力のみで伝熱面上への液供給が行われ、プール沸騰実験時と比べると、周囲からの液供給の影響がないため、伝熱面サイズによる影響は無視できると考えられ、実験の簡便さから、毛管抽出実験については、伝熱面直径が 10.0 mm で行った。

2.4.1.4 ハニカム多孔質体

Fig. 2-6 は、伝熱面上に装着した HPP、およびその拡大図である。(a) はプール沸騰実験 (伝熱面直径: $\phi 30$ mm), (b) は毛管抽出実験 (伝熱面直径 $\phi 10$ mm) に用いた HPP をそれぞれ示す。試験体 (b) は、試験体 (a) を 10mm 角に切り出した直方体形の試験体である。本節で使用した HPP (株式会社長峰製作所製) は、一般的に自動車の排ガス処理用途で市販されている製品である。その主成分は、カルシウムアルミネート ($\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$): 30~50 wt%, 熔融シリカ (Fused SiO_2): 40~60 wt%, および二酸化チタン (TiO_2): 5~20 wt% からなる。透過係数 K および有効細孔半径 r_{eff} は別途実験的に求め、それぞれ $K = 2.4 \times 10^{-14} \text{ m}^2$, $r_{eff} = 1.8 \mu\text{m}$ という値が得られた。なお、水銀圧入法 (表面張力: 485.0 mN/m, 接触角: 140.0 °) を用いた測定から、メディアン細孔半径: 0.129 mm, 平均細孔半径: 0.0372 mm, 空隙率: 24.8%, 多孔質体の細孔分布は比較的均一になっていることを確認した。セル間の壁厚 δ_s , セル寸法 d_g , および開口率はそれぞれ 0.46 mm, 1.33 mm, および 55% である。HPP の構造体厚さ δ_h (以下、板厚と略記) を 2.0 mm, 5.0 mm, および 10 mm に変化させて実験を行った。また HPP は $\phi 0.3$ mm のステンレス製の細線を用いて伝熱面上に固定し、設置した。

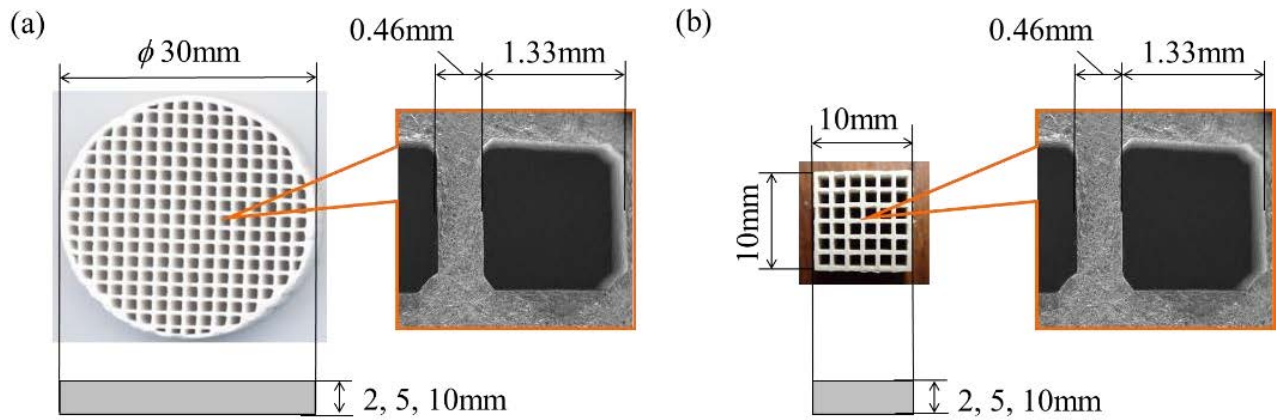


Fig. 2-6 本実験に使用したハニカム多孔質体.

2.4.1.5 多孔質体の有効細孔半径及び透過係数の測定装置及び測定方法

前述した毛管限界モデルを用いて、 q_{CHF} の予測値を算出する際に、多孔質体の有効細孔半径 r_{eff} 、透過係数 K が必要となる。そこで、Fig. 2-7 に示す測定装置を用いてそれぞれ測定を行った。有効細孔半径は、Fig. 2-7 (a) のように、毛管吸い上げ高さ h を測定することによって、式(2-4)、(2-5)から算出した。また、透過係数 K は Fig. 2-7 (b) のように、ダルシーの法則から式(2-4)及び式(2-6)より算出した。

$$\Delta p = \rho_l g h \quad (2-4)$$

$$\Delta p = \frac{2\sigma}{r_{eff}} \quad (2-5)$$

$$K = \frac{\mu l \delta_h}{\Delta p} \quad (2-6)$$

有効細孔半径 r_{eff} の測定では、試験部をゆっくりと持ち上げて行き、ある高さで液柱の重量と多孔体の毛管力がつりあい、やがて多孔体と液柱間に気泡が発生し分離する。その高さを毛管吸い上げ高さとした。また、透過係数 K の測定では、毛管吸い上げ高さを超える高さの液柱を用意し、その高さを測り、単位時間当たりの流量を測定した。

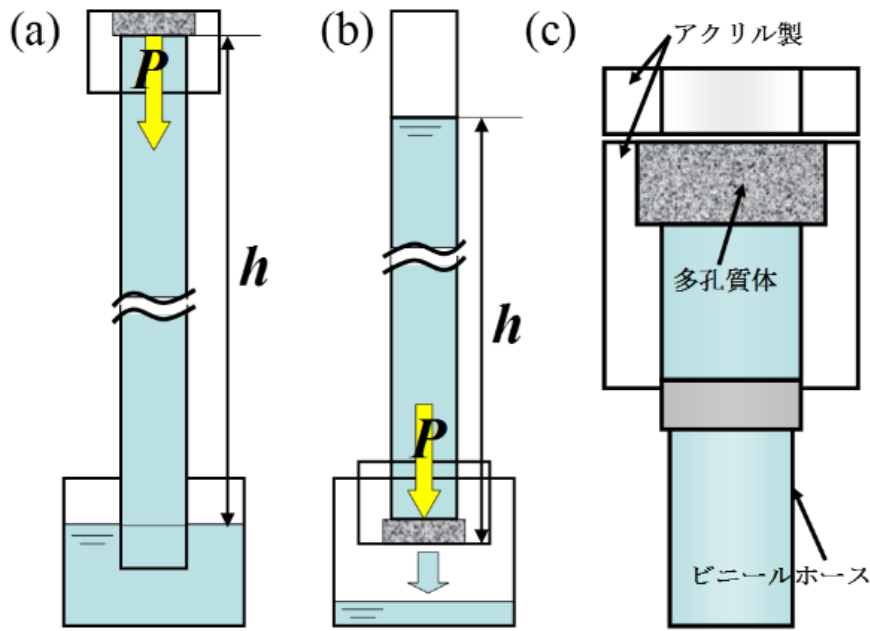


Fig. 2-7 (a)有効細孔半径、及び(b)透過係数の測定装置の概略図。

2.4.1.6 測定精度

伝熱面熱流束、過熱度、および熱伝達率の平方誤差 Δq 、 $\Delta(\Delta T_{sat})$ 、および Δh を、誤差の伝播の公式[37]より、それぞれ以下の式を用いて、評価した。

$$\Delta q = \sqrt{\left(\frac{\partial q}{\partial \lambda} \Delta \lambda\right)^2 + \left(\frac{\partial q}{\partial \delta_1} \Delta \delta_1\right)^2 + \left(\frac{\partial q}{\partial T_1} \Delta T_1\right)^2 + \left(\frac{\partial q}{\partial T_2} \Delta T_2\right)^2} \quad (2-7)$$

$$\Delta(\Delta T_{sat}) = \sqrt{\left(\frac{\partial(\Delta T_{sat})}{\partial q} \Delta q\right)^2 + \left(\frac{\partial(\Delta T_{sat})}{\partial T_1} \Delta T_1\right)^2 + \left(\frac{\partial(\Delta T_{sat})}{\partial \delta_2} \Delta \delta_2\right)^2 + \left(\frac{\partial(\Delta T_{sat})}{\partial \lambda} \Delta \lambda\right)^2} \quad (2-8)$$

$$\Delta h = \sqrt{\left(\frac{\partial h}{\partial(\Delta T_{sat})} \Delta(\Delta T_{sat})\right)^2 + \left(\frac{\partial h}{\partial q} \Delta q\right)^2} \quad (2-9)$$

ここで、 T_1 : TC1 での温度 [K] , T_2 : TC2 での温度 [K] , λ : $(T_1+T_2)/2$ における銅の熱伝導率 [W/ (m・K)] , δ_1 : TC1 と TC2 間の距離 [m] , δ_2 : TC1 から伝熱面までの距離 [m] , $\Delta\lambda=0.018$ [W/ (m・K)] , $\Delta\delta_1=\Delta\delta_2=0.03$ [mm] , $\Delta T_1=\Delta T_2=0.25$ [K] を示す.

上式より、伝熱面熱流束が大であるほど、 Δq , $\Delta(\Delta T_{sat})$, および Δh の絶対値に対する相対誤差は小となり、 q_{CHF} 近傍 (約 2 MW/m²) では、2 %程度に収まることがわかった.

2.4.1.6 実験結果および考察

2.4.1.6.1 毛管力による液供給効果が限界熱流束向上に与える影響

板厚 δ_h と q_{CHF} の関係を Fig. 2-8 に示す. セル幅 $d_g=1.33$ mm, 壁厚 $\delta_s=0.46$ mm の HPP の板厚 δ_h をそれぞれ 2, 5, および 10 mm に変化させて、実験した. 図中の○はプール沸騰の実験結果, △は毛管抽出の実験結果, 実線は毛管限界モデルによる計算結果を示す. Fig. 2-8 より、毛管抽出実験の実測値は、毛管限界モデルの計算結果とよく一致している. また、プール沸騰の q_{CHF} 実測値は、毛管抽出の実測値や毛管限界モデルによる予測値と同様、板厚 δ_h が小になるほど大となる傾向を示す. ここで、板厚 $\delta_h=10$ mm の場合では、プール沸騰実験結果○が毛管抽出実験結果△よりも大となる. これは、セル内部に直接流入する液供給効果が毛管力による液供給効果に対して無視できない q_{CHF} 向上効果があることに起因していると考えられる.

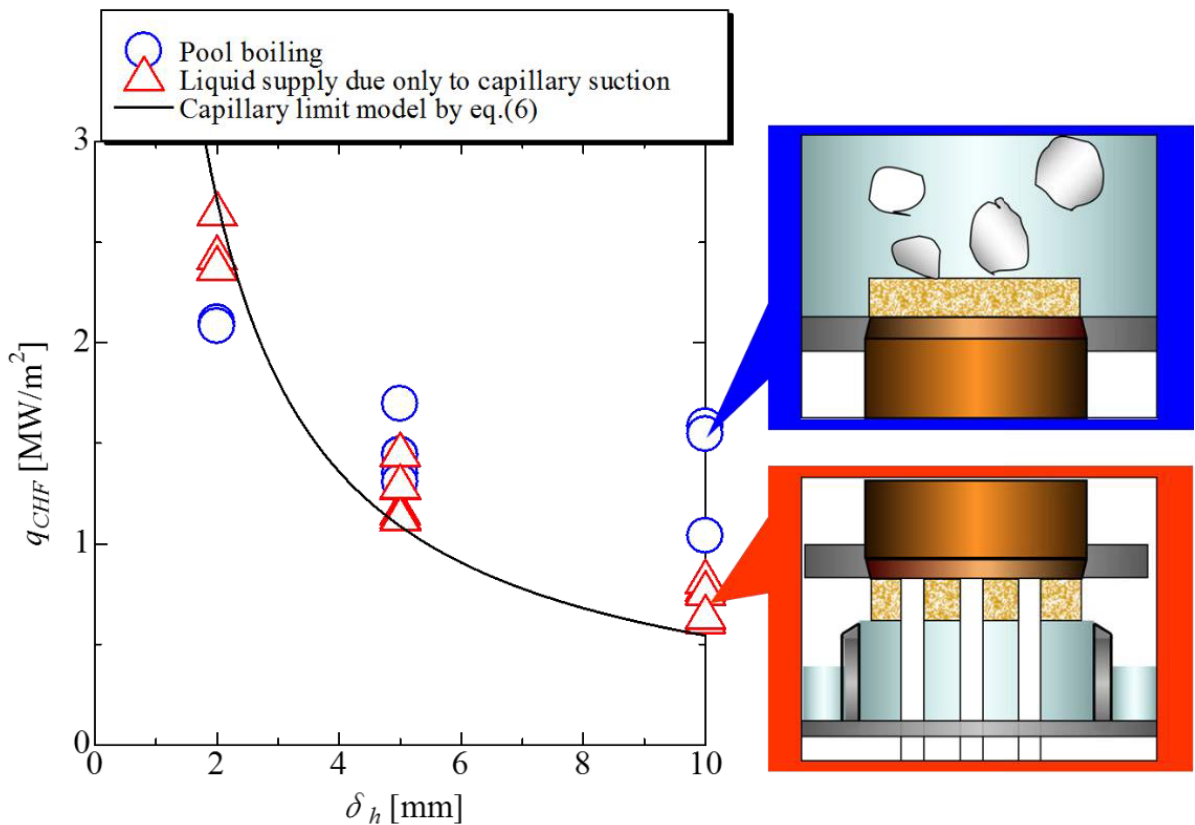


Fig. 2-8 プール沸騰実験結果及び毛管抽出実験結果.

そこで、Fig. 2-9 に示す実験装置を用いて、セル内部に直接流入する液供給量を簡易的に測定した。毛管力による伝熱面上への液供給を排除する目的で、本実験は窒素ガス-水系の非加熱系の実験体系を選択した。200 mm×350 mm のアクリル製の水槽の上部に、250 mm×450 mm のアクリル板を設置し、アクリル板に直径 30mm の穴をあけ、伝熱面を模擬した。模擬伝熱面が中心にくるように、アクリル板上部に内径 87 mm のホウケイ酸ガラス管を設置し、ガラス管上部をフランジによって固定することで、プール容器とした。試験液には蒸留水（共栄製薬株式会社製）を用い、模擬伝熱面の上部に HPP を設置し、その下方から窒素ガスを供給することで、セル内部を通過する蒸気を模擬した。セル内を通過した窒素ガスの体積流量を、Fig. 2-9 に示すように、水上置換法により測定した。実験は窒素ガスの体積流量を徐々に増加させ、水が模擬伝熱面下方の水槽に流下しなくなったことを目

視により確認した時点での体積流量を測定し、その測定値をセル内部に液がちょうど流入しなくなる伝熱面熱流束条件下での蒸気発生流量として推定した。また、大気圧下、室温（約 25 °C）において実験を行った。HPP ($d_g=1.33$ mm, $\delta_s=0.46$ mm, $\delta_h=5$ mm) を模擬伝熱面上に固定した。本実験による測定で得られたセル内部への液供給がちょうどなくなる際の窒素ガスの体積流量を、式(2-10)より、伝熱面熱流束に換算すると、1.5 MW/m² 程度の加熱条件下に相当する窒素ガス流量であった。なお、実際のプール沸騰実験下では、バルク液の温度及び伝熱面上から発生する水蒸気の温度は飽和温度（100 °C）であり、室温（約 25 °C）で行った本実験条件下でのセル内部に直接流入する液供給効果の抽出実験とでは、気液の物性が異なるため、その違いの影響については、今後検討を行う必要がある。

$$q_g = \frac{Q_g \rho_g h_{fg}}{A} \quad (2-10)$$

ここで、 q_g ：伝熱面上からの水蒸気の吹き出し流束 [W/m²]、 Q_g ：窒素ガスの吹き出し流量 [m³/s]、 ρ_g ：飽和状態（大気圧下）での水蒸気の密度 [kg/m³]、 h_{fg} ：蒸発潜熱 [J/kg]、 A ：伝熱面積 [m²] を示す。

したがって、上述したセル内への液供給効果の簡易的な抽出実験の結果を考慮すると、Fig. 2-8 から、毛管抽出実験時の $\delta_h=10$ mm の場合には、 q_{CHF} は約 0.72 MW/m² であるが、プール沸騰実験においては、伝熱面熱流束が 1.5 MW/m² までは、毛管力による液供給効果に加えて、セル内部へ液流入の効果も複合されることで、プール沸騰実験の結果は、毛管抽出実験結果と比較して q_{CHF} が向上したと考えられる。また、 $\delta_h=5$ mm の場合のプール沸騰実験において、 q_{CHF} が 1.5 MW/m² 程度であり、この加熱条件下でのセル内部への液供給効果は小さいと考えられる。そのため、 $\delta_h=5$ mm の場合において、毛管抽出実験とプール沸騰実験は、同程度の実験結果が得られたと考えられる。一方、 $\delta_h=2$ mm の場合、プール沸騰実験の実測値は約 2.1 MW/m² であるため、セル内部への液供給効果はほぼなく、 $\delta_h=5$

mm の場合と同様に，プール沸騰と毛管抽出の実験結果は同程度になると考えられる．しかし，実際にはプール沸騰の q_{CHF} が毛管抽出実験の場合と比較して若干小さくなった．現状，このような結果が得られた主要因については明確になっていない．今後，その他の新たな律速要因が q_{CHF} と関係しているのかなど，より慎重な実験的検討が必要であると考えている．

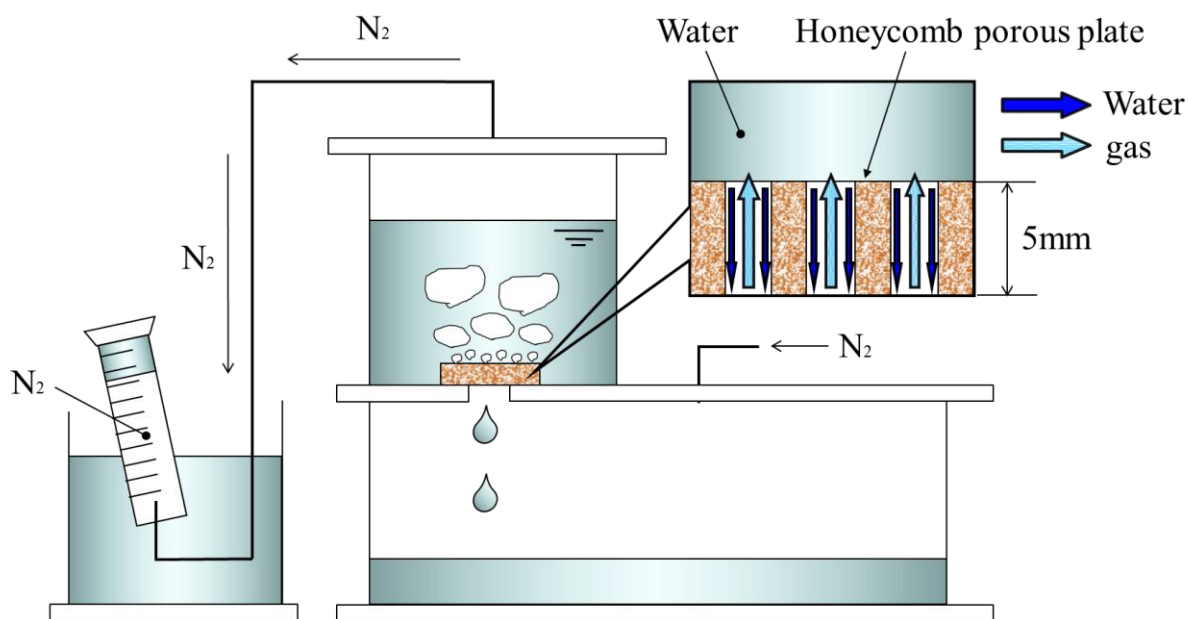


Fig. 2-9 セル内への液供給効果の簡易的な抽出実験．

2.4.1.6.2 ハニカム多孔質体の構造体厚さ δ_h が伝熱面熱伝達率に与える影響

Fig. 2-10 は，プール沸騰実験および毛管抽出実験のそれぞれにおいて，HPP の板厚 $\delta_h=2$ mm, 5 mm, および 10 mm に変化させた場合の沸騰曲線である．図中の縦軸は伝熱面熱流束 q を，横軸は伝熱面過熱度 ΔT_{sat} である．各実験条件における板厚 δ_h と q_{CHF} 向上に関する考察は，前述した通りであるが，Fig. 2-10 に示す沸騰曲線より，プール沸騰実験において，板厚 δ_h の違いによらず，ほぼ同一の曲線上に実験結果がまとまっており，板厚 δ_h の違いによる伝熱特性の違いは明確ではない．一方で，毛管抽出実験の場合には，板厚 δ_h の違いによって各沸騰曲線が異なる傾向を示していることがわかる．また，同伝熱面過熱度 ΔT_{sat} に

対する伝熱面熱流束 q の値は、いずれの板厚の場合においても、毛管抽出実験結果はプール沸騰実験結果と比較して、低い値であることがわかる。

Fig. 2-11 に、伝熱面過熱度 ΔT_{sat} に対する伝熱面熱伝達率 h の関係を表す伝熱特性曲線を示す。図より、プール沸騰実験における伝熱面熱伝達率 h が、板厚 $\delta_h=2$ mm, 5 mm, および 10 mm のいずれにおいても、毛管抽出実験よりも高くなる傾向を示しているのがわかる。このような傾向になる要因として、Fig. 2-12 のように、プール沸騰実験時には、(1) 毛管力による液供給に加えて、(2) セル内部へ直接流入する液供給、(3) HPP と伝熱面とが接触している外周部から発生した気泡が離脱する際に生じる伝熱面への液供給などに起因することが考えられる[32]。

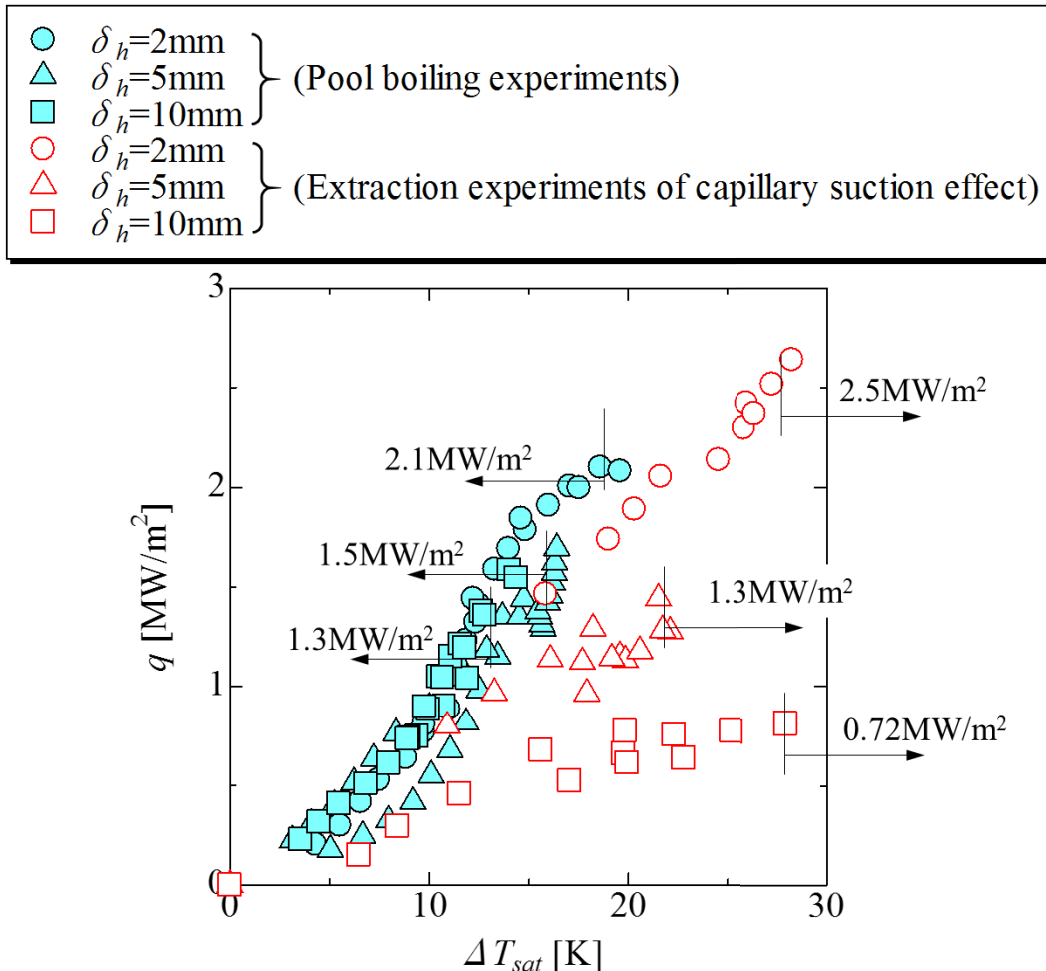


Fig. 2-10 プール沸騰実験及び毛管抽出実験における沸騰曲線.

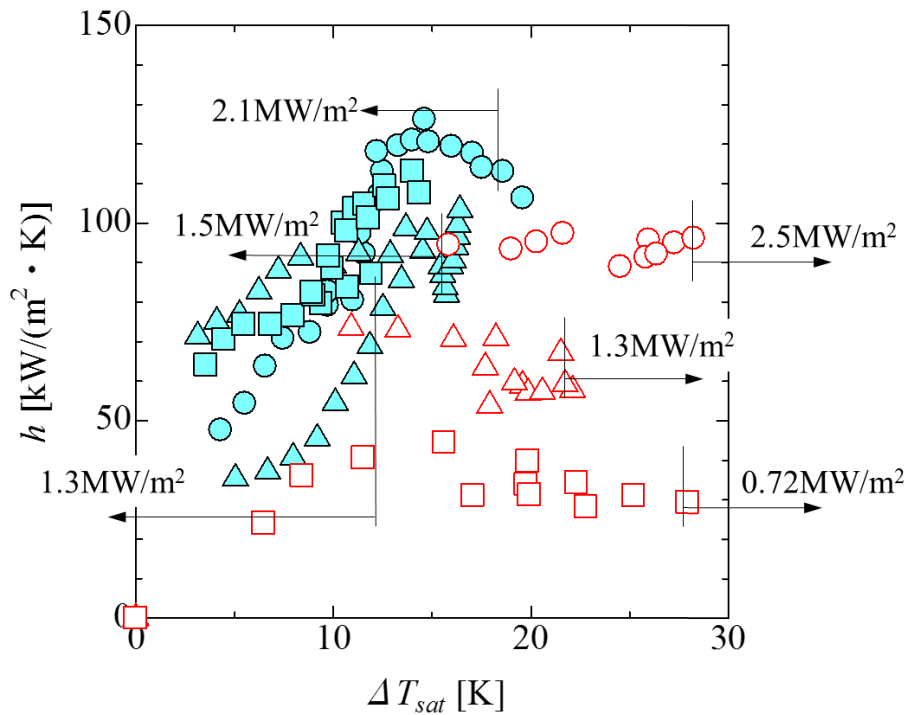
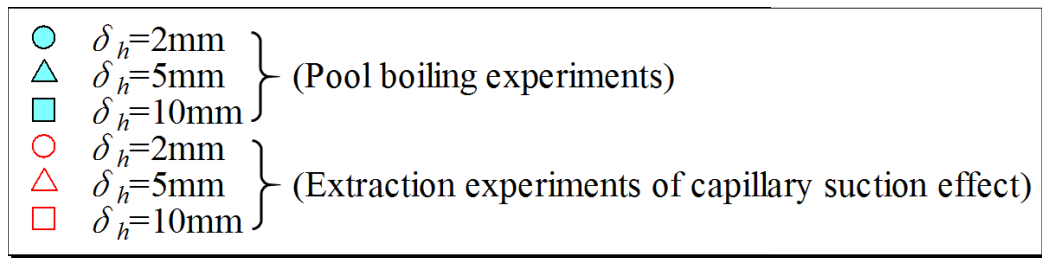


Fig. 2-11 プール沸騰実験及び毛管抽出実験における過熱度と熱伝達率の関係。

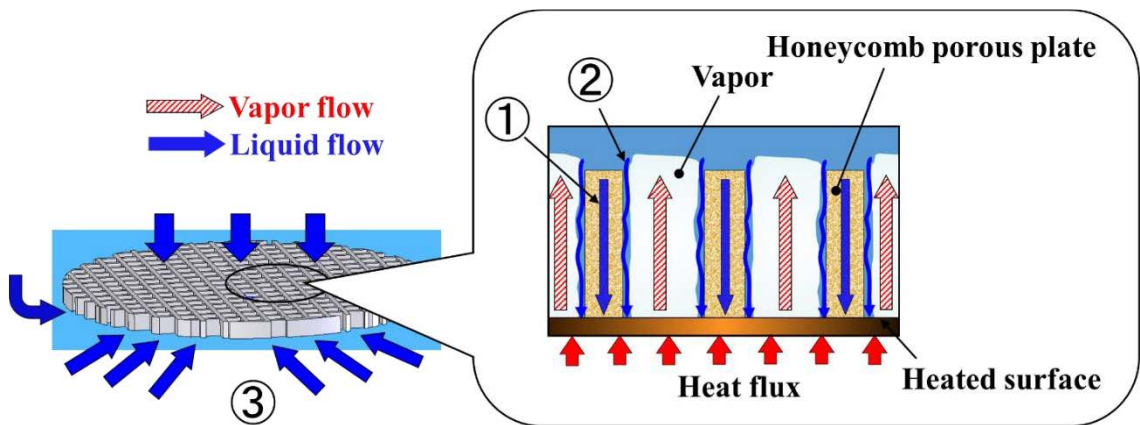


Fig. 2-12 HPP 装着時の伝熱面上への気液の流れ (①毛管力による液供給, ②セル内への液流入, ③周囲からの液供給)。

ところで、前述したように、Fig. 2-9 の実験装置を用いた実験より、セル内部に液が流入

する効果がほぼなくなる伝熱面熱流束の値は 1.5 MW/m^2 以上の場合であるが、板厚 $\delta_h=2 \text{ mm}$ の場合について、Fig. 2-10 中のプール沸騰実験(図中、●)下での伝熱面熱流束 $q=1.5 \text{ MW/m}^2$ の時の伝熱面過熱度 ΔT_{sat} は約 14 K を示している。一方で、板厚 $\delta_h=2 \text{ mm}$ の場合について、 $\Delta T_{sat}=14 \text{ K}$ の時の伝熱面熱伝達率 h は Fig. 2-11 を確認すると、ちょうど、この過熱度 ($\Delta T_{sat}=14 \text{ K}$) 付近で極大値をとることがわかる。この結果は、セル内部への液供給効果が q_{CHF} の向上に対してだけでなく、伝熱面熱伝達率 h の向上に与える影響が大であることを示唆する。また、 $\Delta T_{sat} \geq 14 \text{ K}$ の区間において、セル内部への液供給効果は小さくなるために、他の板厚 $\delta_h=5, 10 \text{ mm}$ よりも、板厚 $\delta_h=2 \text{ mm}$ の場合には、プール沸騰と毛管抽出実験での実験体系の違いによる熱伝達率の差が小さくなる傾向を示したと考えられる。ただし、板厚 $\delta_h=2 \text{ mm}$ の場合においても、毛管抽出実験と比較して、プール沸騰実験の伝熱面熱伝達率 h の値が若干大きくなる傾向を示すのは、Fig. 2-12 中③に示すように、HPP と伝熱面とが接触している外周部から発生した気泡の離脱に伴う伝熱面上の液流入による冷却効果に起因すると考えられる。以上より、熱伝達率促進の観点から、HPP 装着時には、 q_{CHF} 近傍でもいかにセル内部への液の流入を促進させるかが重要であると考えられる。

また、Fig. 2-11 において、プール沸騰実験時の板厚 $\delta_h=5 \text{ mm}$ の実験結果を見ると、他の板厚 $\delta_h=2 \text{ mm}, 10 \text{ mm}$ の場合と比較して、データのばらつきが若干大きいことがわかる。この要因は、必ずしも明確ではないが、HPP の伝熱面装着による伝熱面上の濡れ性の変化、等がデータのばらつきに影響を及ぼしているのではないかと現状では考えている。

ところで、Fig. 2-11 中のプール沸騰実験の結果は、各板厚 δ_h と熱伝達率について有意な差は見られないが、一方、毛管抽出実験の場合には、板厚 δ_h の増大に伴い、同伝熱面過熱度 ΔT_{sat} の時の伝熱面熱伝達率 h が低くなっていることがわかる。このような結果を得た要因として、多孔質体内部において乾燥領域が形成されていることに起因している可能性があるため、多孔質体内部の乾燥領域の形成の有無について実験的に検討した。以降、その結果について報告する。

伝熱面上に設置した多孔質体内部の伝熱面近傍の領域に、一様な厚さ δ_g の乾燥領域が形成されると仮定すると、この乾燥領域の内部を通過する熱の移動は、フーリエの式より、次式のようになる。

$$q = k_{eff} \frac{\Delta T_{sat}}{\delta_g} \quad (2-11)$$

ここで、 k_{eff} は乾燥状態の時のHPPの有効熱伝導率(4 W/(m・K))である。また、ニュートンの冷却法則を式(2-11)に代入すると、乾燥域厚さ δ_g は以下のように表すことができる。

$$\delta_g = \frac{k_{eff}}{h} \quad (2-12)$$

式(2-12)より、同伝熱面過熱度 $\Delta T_{sat}=20$ Kの場合において、板厚 $\delta_h=2$ mm, 5 mm, 10 mmの乾燥域厚さ δ_g を実験により得られた熱伝達率 h の実測値から試算すると、それぞれ、44 μ m, 67 μ m, 123 μ mと求められる。この結果から、一様な厚さで形成されると仮定して求めた乾燥域厚さ δ_g の値は、各板厚の大きさに対して1%程度と極めて薄く、上述の計算結果から、マイクロメートルオーダーのわずかな乾燥領域の形成でも伝熱面熱伝達率の大きさに与える影響が大であることがわかる。以上のように、板厚 δ_h が薄くなるにつれて、 q_{CHF} が増大するだけでなく、伝熱面熱伝達率の値も大きくなる傾向がある点は興味深い結果である。

ところで、前述の毛管限界モデルにおいて、モデルを単純化する目的で、多孔質体内部が水で完全に満たされていると仮定しており、 q_{CHF} 到達の際に、伝熱面近傍の多孔質体内部から乾燥領域が広がり、その乾燥域が熱抵抗となることで、伝熱面温度が急上昇することが予想される。また、前述の毛管抽出の実験結果は毛管限界モデルによる予測値とよく一致し、プール沸騰の実験結果についても、定性的な傾向は一致するため、毛管限界モデ

ルで想定する q_{CHF} 発生メカニズムと同様のメカニズムで実現象においても q_{CHF} が発生している可能性がある。一方、前述の Fig. 2-11 で示した伝熱面熱伝達率の測定結果より、多孔質体内部にはわずかではあるが、マイクロメートルオーダーの厚さの乾燥領域が形成されている可能性が示唆された。そこで、毛管限界モデルにおいて仮定しているように、 q_{CHF} 到達以前では水で多孔質体内部が完全に満たされているかどうかについて、実現象に対するモデルの妥当性を検討する目的で、 q_{CHF} に達する際の伝熱面温度と多孔質体内部の時々刻々の様相の変化について実験的な検討を行った。以降、その結果について報告する。

q_{CHF} に達する際の伝熱面温度と多孔質体内部の時々刻々の様相の変化について、Fig. 2-5 と同じ装置内に、Fig. 2-13 に示すように、電気回路を追加したものを使用して実験を行った。銅ブロック体に挿入したカートリッジヒーターにより加熱を開始する前から、Fig. 2-13 に示す電気回路に一定電流 ($I=0.5\text{ mA}$) を流し、銅ブロック体に挿入したシース熱電対 (Fig. 2-5 中の TC1) のシース部分とプール液面との間の電気抵抗値の経時変化測定を行った。カートリッジヒーターの印加電圧を段階的に増加させ、 T_1 の温度指示値が急上昇を開始する際の、電気抵抗値の経時変化を測定することで、多孔質体内部の乾燥領域形成の有無の検出を行った。ここで、シース熱電対およびカートリッジヒーターは電氣的に完全に絶縁されているため、上述の電気計測系に影響しない。

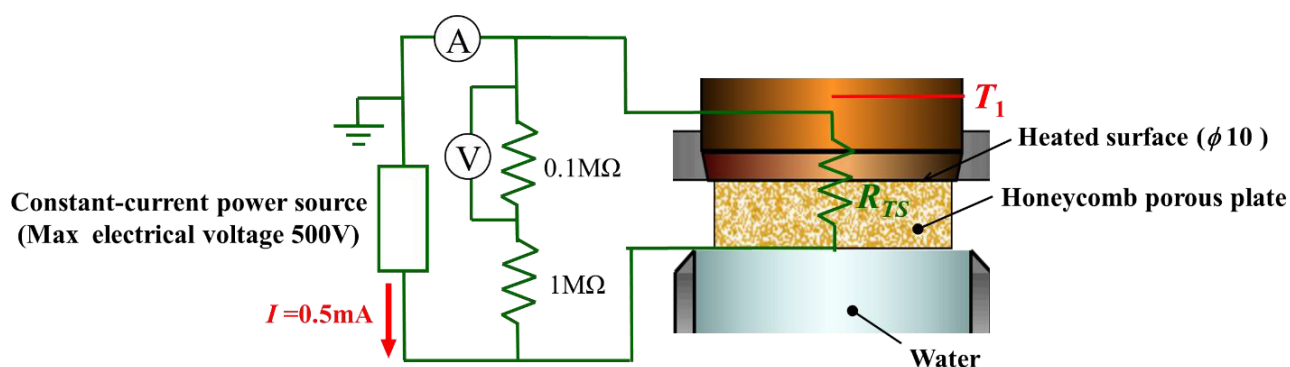


Fig. 2-13 多孔質体内部のドライアウト発生検知装置.

Fig. 2-14 は、銅ブロック内部の温度が急上昇する前後における銅ブロック体内に挿入し

たシース熱電対 TC1 とプール液面の間の電気抵抗値 R_{TS} 、および TC1 の温度指示値 T_1 の経時変化を示したものである。図中で示す測定結果は、セル幅 $d_g=1.33$ mm、壁厚 $\delta_s=0.46$ mm、板厚 $\delta_h=5$ mm の HPP を伝熱面上に装着した際 ($q_{CHF}=1.3$ MW/m²) の実験結果の一例を示す。Fig. 2-14 を見ると、伝熱面熱流束の値が $q=1.3$ MW/m² で定常状態に保たれていた状態から、 $q>1.3$ MW/m² に増加させると、銅ブロック体内の温度 T_1 が急上昇を開始することがわかる。さらに、Fig. 2-14 を詳細に確認すると、 T_1 が急変する時刻の直前に R_{TS} が急上昇を開始している。このことから、伝熱面温度が急上昇を開始する直前に、多孔質体内部で乾燥領域が急激に広がることで、 R_{TS} が急上昇していることがわかる。加えて、 T_1 が急上昇を開始する以前の R_{TS} の値は、非加熱時の電気抵抗値、すなわち、多孔質体内部が完全な含水状態の時の電気抵抗値（図中破線）と同程度（70 k Ω ）であることが確認できる。なお、Fig. 2-14 を詳細に見ると、非加熱時の場合（図中破線）が、加熱時の電気抵抗値より若干高くなっていることがわかる。これは、加熱により伝熱面近傍の水温が飽和温度以上に上昇したために、非加熱時（飽和状態）の水の電気抵抗率よりも低くなったことに起因していると考えられる。以上の結果より、当初の毛管限界モデルにおいて仮定していたのと同様に、実際の現象においても、 q_{CHF} 到達以前は多孔質体内部は水でほぼ満たされている状態であると考えられ、 q_{CHF} 到達時に多孔質体内部で乾燥領域が急激に広がることで、伝熱面温度の急上昇が生じていることが示唆された。しかし、上述の検討結果のように、 q_{CHF} 到達まで乾燥域が全く存在しない場合には、Fig. 2-11 で示すような多孔質体の板厚 δ_h の違いによって、伝熱面熱伝達率が大きく異なる結果を得た点について、説明することができない。この原因として、 $\delta_h=5$ mm の場合に、一様な乾燥域があると仮定した場合には、その乾燥域の厚さ δ_g は、67 μ m で HPP の板厚と比較して、わずか約 1% の非常に薄いものであること、加えて Fig. 2-13 で示した実験装置からは測定区間内での平均的な電気抵抗値しか得られないので、高時間分解能・高空間分解能での多孔質体内部の局所のボイド率の偏在を正確には検出できていないことに起因していると考えられる。また、実際の多孔質体内部の気液の様相は、気相と液相が局所的に分布を持って共存する気液二相域を形成している可能性

もある[36]. ただし, Fig. 2-14 の測定結果から, q_{CHF} に達する直前まで, 非加熱時の場合と比較して, 電気抵抗値にほとんど変化が見られないことから, 実際の状況でも, 多孔質体内部の様相は, 非加熱時の場合と大きく異なってはいないと考えている. 一方, 上述の検討から, 伝熱面近傍の多孔質体内部にわずかでも乾燥領域が形成されると, 熱伝達率に大きな影響を与えることが考えられるため, 今後, HPP を装着した際の伝熱面熱伝達率の向上効果を検討していく上では, 伝熱面近傍の多孔質体内部の気液の様相についても詳細な把握を行うことは重要であると考えている.

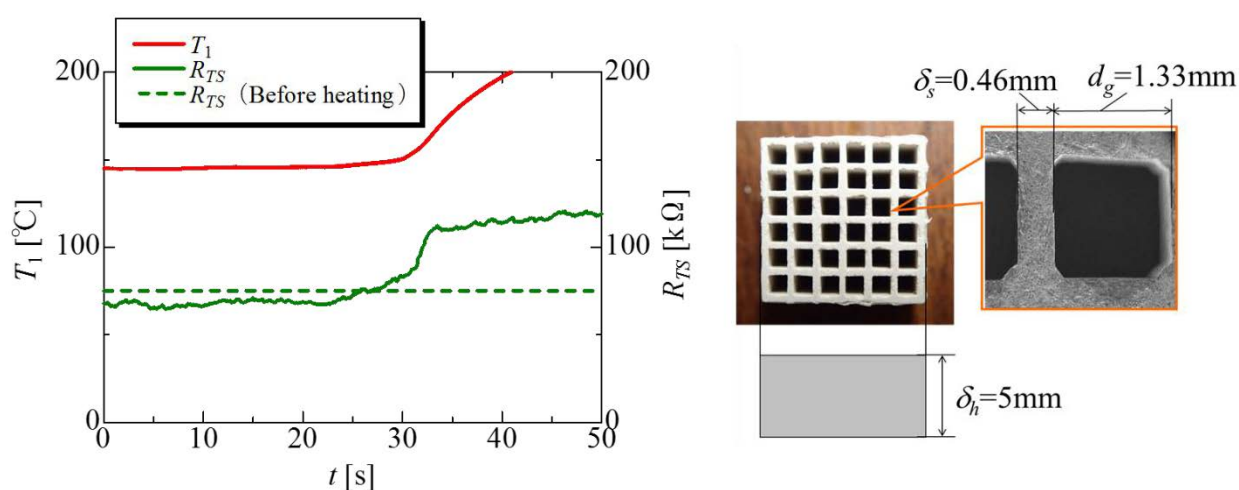


Fig. 2-14 銅ブロック内部の温度が急上昇する前後における銅ブロック体内に挿入したシーース熱電対 TC1 とプール液面との電気抵抗値 R_{TS} , および TC1 の温度指示値 T_1 の経時変化.

2.5 セル内部へ流入する液供給が沸騰限界熱流束向上に与える影響

2.5.1 実験装置および方法

2.5.1.1 セル内部へ流入する液供給効果抽出実験装置概略

Fig. 2-15 にセル内部に直接流入する液供給効果抽出実験 (以下, セル抽出実験) 装置の概略を示す. 250mm×450mm のアクリル板に直径 30mm の穴をあけ, 伝熱面を模擬した. アクリル板下部に流下した液を吸収するために多孔質体 B5(イソライト工業製, JIS 規格, 型式 B5)を設け, 直径 12mm の中空部を設けその中心点が模擬伝熱面の中心点に位置する

ように設置し気相の流路としている．プールは，内径 87 mm のパイレックスガラス製で内部の気液の流動様相が観察できる．試験流体は，液相には蒸留水（共栄製薬株式会社製）を用い，気相には窒素ガスをそれぞれ用いた．窒素ガスポンベによって窒素ガスを供給し，面積式流量計（コフロック株式会社製面積式流量計 RK1200）によりテストセクションでの気相体積流量 Q_g を算出した．

プール容器内部には，液溜め用のタンクからポンプにより液が常に供給され，プール底部から高さ 80mm の位置に設けた液排出用流路により，液面は一定の高さに保たれている．また，排出された液は液溜めタンクに運ばれる．

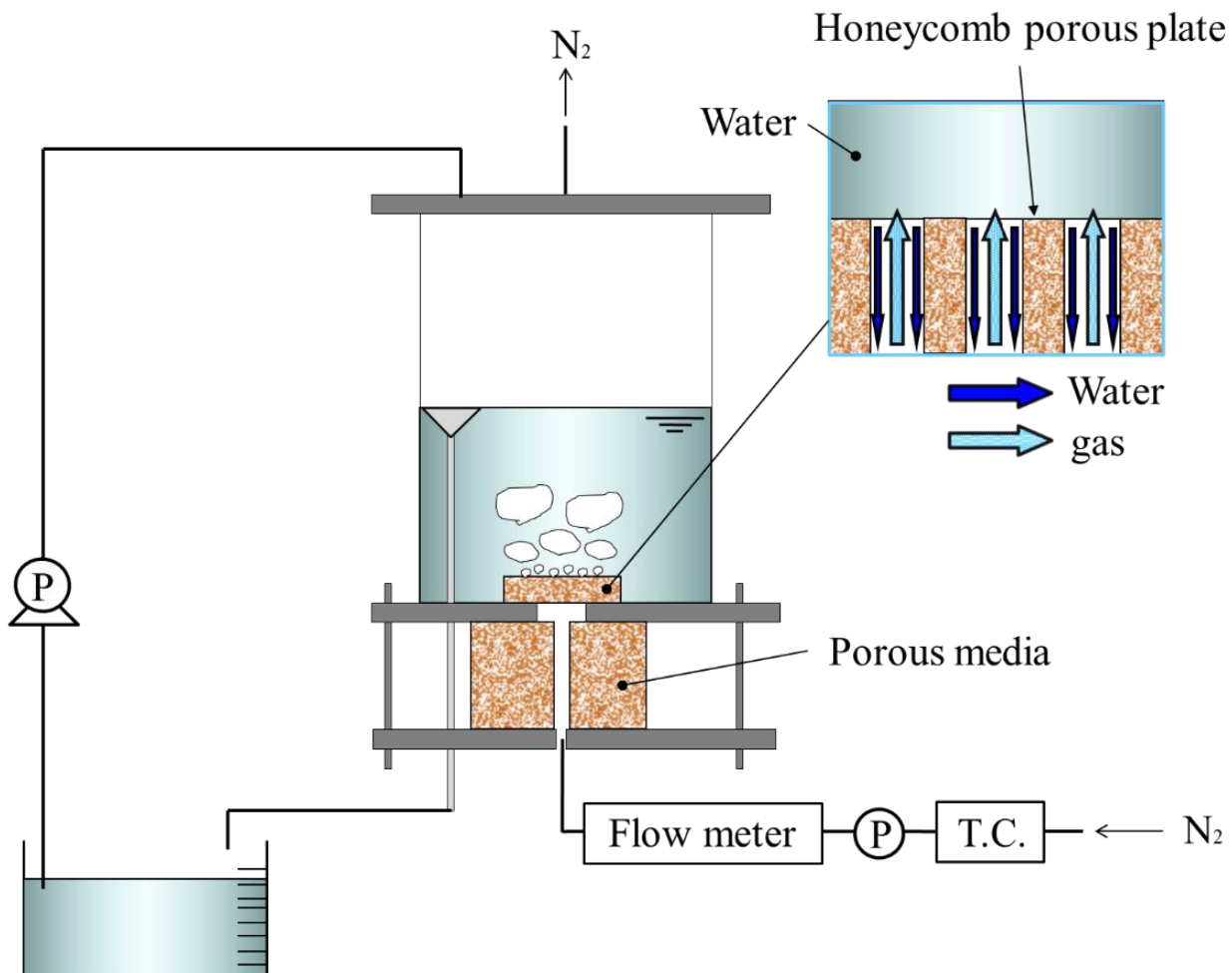


Fig. 2-15 セル内への液供給効果抽出実験装置概略図.

2.5.1.2 実験方法

実験開始時は所定流量の気相を流し、ポンプの電源を入れプール容器内部の液面高さが一定となり、定常状態となったことを確認した後、液溜めの液量が 200mL 減少する時間を測定することで液相の流下体積流量 Q_l を算出した。式(2-13)を用いて、伝熱面から吹き出す気相体積流量から伝熱面熱流束に換算し、式(2-14)を用いて、伝熱面上に流下した液が全て蒸発すると仮定したときのセル内部に直接流入する液による除熱流束を算出した。

$$q_g = \frac{Q_g \rho_g h_{fg}}{A} \quad (2-13)$$

$$q_l = \frac{Q_l \rho_l h_{fg}}{A} \quad (2-14)$$

ここで、 q_g : 伝熱面熱流束 [W/m^2], q_l : セル内部に直接流入する液による除熱流束 [W/m^2], ρ_g : 蒸気の密度 [kg/m^3], ρ_l : 水の密度 [kg/m^3], A : 伝熱面積である。

本実験で使用した HPP には、シリコンラッカーズプレー(株式会社カンペパピオ製)を塗布することで、毛管力の影響を排除した。

2.5.1.3 ハニカム多孔質体

本実験で使用した HPP は前述の毛管力による液供給効果抽出実験のものと同様のものを使用し、HPP の構造体厚さ δ_h を 5.0 mm, 10 mm および 20 mm と変化させて実験を行った。また試験体は $\phi 0.3$ mm のステンレス線で伝熱面上に固定した。

2.5.1.4 実験結果および考察

Fig. 2-16 はセル抽出実験の結果得られた気相体積流量と液相体積流量の関係を示す。横

軸は、伝熱面上から吹き出す気相体積流量 Q_g を、横軸は、伝熱面上に流下する液相体積流量 Q_l を表す。Fig. 2-16 より、板厚 δ_h の値に関わらず Q_g の増加に伴い、 Q_l は減少するという傾向が得られた。これは Q_g が大きくなるほど液の下方への流れが妨げられるためであると考えられる。また、同気相体積流量 Q_g で比べると $\delta_h=5\text{mm}$ の時に Q_l が最も大きく、 $\delta_h=10\text{mm}$ 、 $\delta_h=20\text{mm}$ ではほぼ等しい結果が得られた。これは δ_h が大きくなるほど液の流路が長くなることに起因していると考えられる。液が流れる流路が長いと波が発達しやすく、発達した波が気相により上方に吹き飛ばされることで Q_l が小さくなったと考えられる。また、 Q_g が大きくなるにつれて Q_l は δ_h の値によらず、同様な値をとることが分かった。

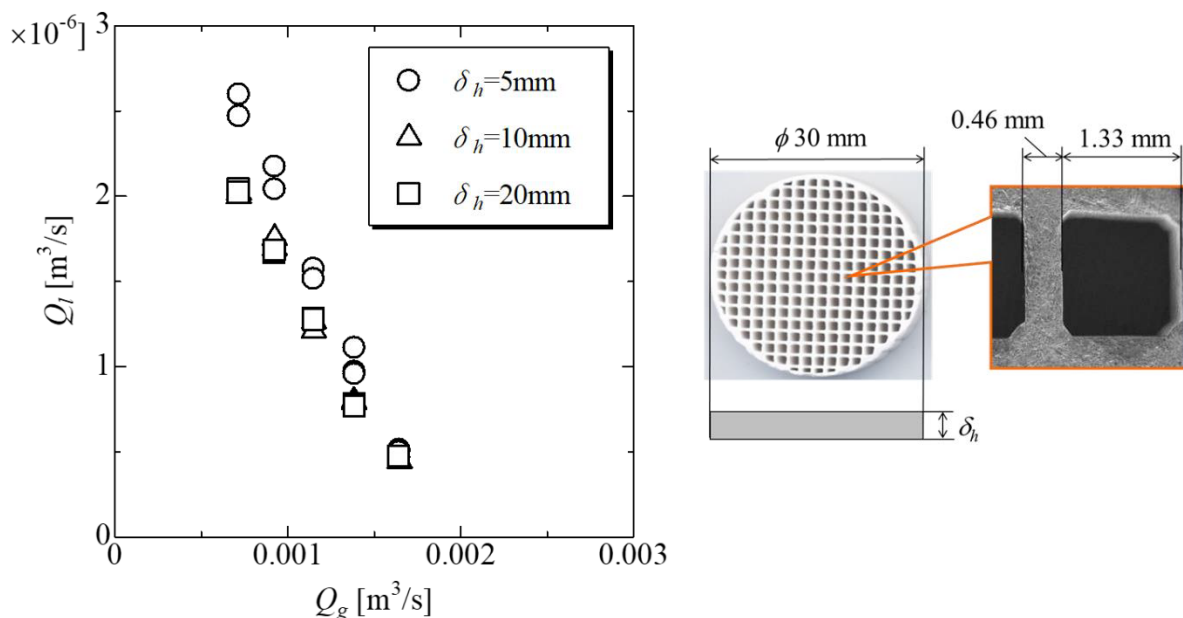


Fig. 2-16 セル抽出実験の結果得られた気相体積流量と液相体積流量の関係。

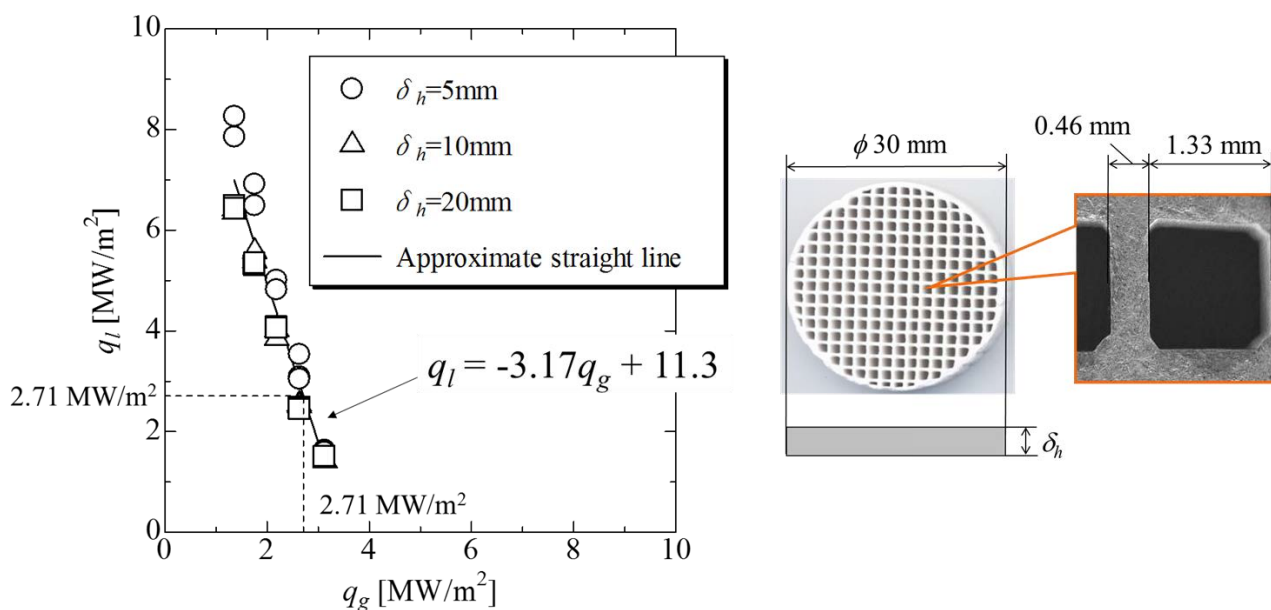


Fig. 2-17 伝熱面上から吹き出す気相体積流量 Q_g 及び伝熱面上に流下する液相体積流量 Q_l を式(2-13), (2-14)により, それぞれ熱流束に換算した結果.

Fig. 2-17 に, Fig. 2-16 で示した気液積流量を式(2-13), (2-14)により, 熱流束に換算した結果を示す. Fig. 2-17 中の横軸と縦軸はそれぞれプール沸騰実験時における伝熱面熱流束とセル内部に流下する液の除熱流束に相当する. Fig. 2-17 において, $q_l > q_g$ となる範囲では伝熱面熱流束に対し十分に除熱できるだけの液が流下しているということとなる. 一方, $q_l < q_g$ の範囲では伝熱面熱流束に対し除熱に十分な液量が流下していないということになる. すなわち, $q_l = q_g$ となる点はエネルギーバランスがつりあう点であり, HPP のセル内部に流下する液の除熱能力のみを考慮した際の限界熱流束予測値 $q_{CHF,channel}$ となる. $q_{CHF,channel}$ は Fig. 2-17 の全測定値に対する近似直線を引きその直線の式から $q_l = q_g$ となる点を算出することで導くことができる. ここで, Fig. 2-17 から近似直線は以下の式(2-15)のようになる.

$$q_l = -3.17q_g + 11.3 \quad (2-15)$$

式(2-15)より、 $q_l = q_g$ とすると、 $q_{CHF,cell} = 2.71 \text{ MW/m}^2$ と求めることができる。ここで、プール沸騰実験においては、多孔質体のもつ毛管力による液供給も考慮する必要がある、多孔質体からの液供給による除熱能力とセルからの液供給による除熱能力の和が伝熱面熱流束と等しくなる時に q_{CHF} に到達すると考えられる。すなわち、式(2-16)が成り立つ時に q_{CHF} に到達する。

$$q_{CHF,cap} + q_l = q_g \quad (2-16)$$

また、式(2-15)、(2-16)より、プール沸騰実験における q_{CHF} の予測値は以下のように表される。

$$q_{CHF} = \frac{q_{CHF,cap} + b}{1 - a}, a = -3.17, b = 11.3 \quad (2-17)$$

Fig. 2-18 は、板厚 δ_h と q_{CHF} の関係を示した図である。図中の○はプール沸騰実験結果、赤色の一点鎖線は毛管限界モデルによる予測線、青色の実線は毛管力による液供給効果、並びに、セル内部に直接流入する液供給効果の両方を考慮した式(2-17)による予測線を示す。Fig. 2-18 中の赤色の斜線部は、(1) 毛管力による q_{CHF} 向上効果、青色の斜線部は、(2) セル内部に流入する q_{CHF} 向上効果がどの程度寄与しているかを示す。ここで、プール沸騰実験における液供給は (1) と (2) の両方の効果からなるのに対して、毛管抽出実験の液供給は (1) のみの効果からなる。Fig. 2-18 より、板厚 δ_h が小さくなるにつれて、プール沸騰実験結果と毛管抽出実験結果の差が小さくなっていることがわかる。これは、図中の (1)、(2) の領域が示すように、板厚 δ_h が小さくなるにつれプール沸騰実験における q_{CHF} 向上に対するセルへの液供給の寄与割合が小さくなり、毛管力による液供給の寄与割合が大きくなることに起因していると考えられる。すなわち、板厚 δ_h が小さくなるにつれて、プー

ル沸騰実験での毛管力による液供給効果が q_{CHF} 向上における支配的要因となり，プール沸騰実験結果と毛管抽出実験結果の差が小さくなったと考えられる．なお，Fig. 2-18 より， $\delta_h > 3.5 \text{ mm}$ ($q_{CHF} < 3.1 \text{ MW/m}^2$) のときセルへの液供給効果が q_{CHF} に与える寄与割合は 50% 以上を占める．また，板厚 $\delta_h < 1.6 \text{ mm}$ ($q_{CHF} > 3.5 \text{ MW/m}^2$) においてはセルへの液供給効果の寄与はなくなり，液供給は毛管力のみによってなされ， q_{CHF} を 3.5 MW/m^2 以上に向上させるためには，毛管力による液供給が重要である．

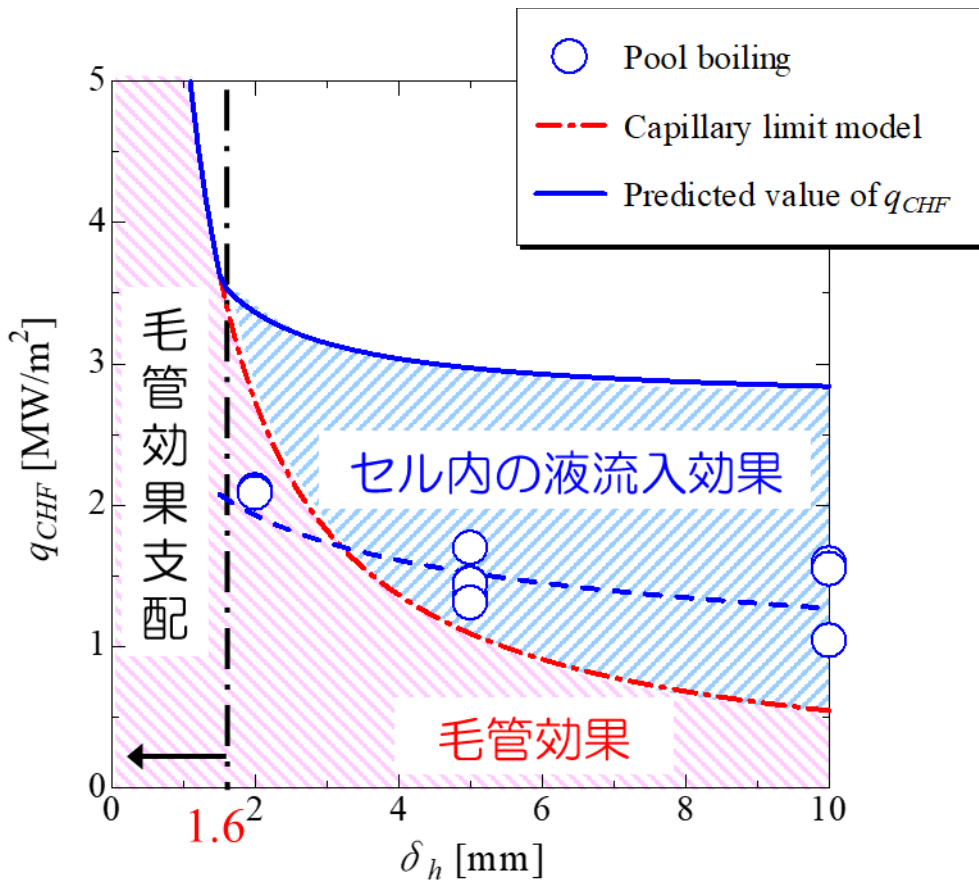


Fig. 2-18 板厚 δ_h と q_{CHF} の関係.

2.6 結言

HPP 装着時の q_{CHF} 向上に寄与すると考えられる (1) 毛管力による液供給効果と (2) セル内部に直接流入する液供給効果の 2 つの液供給メカニズムに着目し，各素過程単体が q_{CHF} 向上にどの程度寄与するかを詳細に把握することを本章の目的とした．具体的には，

プール沸騰における q_{CHF} 向上に与える影響について、HPP 装着時における q_{CHF} 発生モデルとプール沸騰実験及び毛管抽出実験、セル抽出実験の実測値を比較し、実験的な検討を行った。加えて、セル内部に供給する液を効率よく蒸発させることを目的に、ナノデポジット伝熱面上にHPPを装着した際のプール沸騰実験を行った。その結果、得られた知見は、以下の通りである。

- (1) 毛管抽出実験の結果を毛管限界モデルにより、非常によく説明することができる。さらに、毛管限界モデルで仮定したように、 q_{CHF} 到達以前では、多孔質体内部は完全に含水状態で、 q_{CHF} 到達時に多孔質体内部に伝熱面近傍から乾燥領域が急激に広がることで、伝熱面温度の急上昇が生じると示唆された。
- (2) プール沸騰実験下での q_{CHF} は、毛管抽出実験の場合の実測値や毛管限界モデルによる試算結果と同様に、HPP の板厚 δ_h が薄くなるにつれて増大する傾向がある。
- (3) 高熱流束域における、プール沸騰 q_{CHF} 向上において、向上要因としては毛管効果が支配的であり、特に、板厚 $\delta_h < 1.6 \text{ mm}$ ($q_{CHF} > 3.5 \text{ MW/m}^2$) においてはセルへの液供給効果の寄与はなくなり、液供給は毛管力のみによってなされ、 q_{CHF} を 3.5 MW/m^2 以上に向上させるためには、毛管力による液供給が重要である。

第3章 二層構造 HPP による飽和プール沸騰 q_{CHF} の向上

3.1 緒言

第2章での研究成果から，高熱流束域における，プール沸騰 q_{CHF} 向上において，向上要因として，毛管効果が支配的で，特に，板厚 $\delta_h < 1.6 \text{ mm}$ ($q_{CHF} > 3.5 \text{ MW/m}^2$) においてはセルへの液供給効果の寄与はなくなり，液供給は毛管力のみによってなされ， q_{CHF} を 3.5 MW/m^2 以上に向上させるためには，毛管力による液供給が重要であることがわかった．しかし，これまで試験体として使用してきた NA ハニカムは強度上の問題から，板厚 δ_h を 1 mm 以下にすることが困難である．そこで，本章では，毛管限界モデルからより NA ハニカムよりも q_{CHF} 向上効果が期待できる膜厚 $150 \text{ }\mu\text{m}$ のメンブレンフィルターを用いた際の q_{CHF} 向上効果を調査した結果について報告する．また，詳細な沸騰様相の観察から，HPP 装着時の q_{CHF} の律速要因として，合体大気泡の滞留現象が明らかとなったことに加えて，合体大気泡の滞留には二層構造 HPP が効果的であることが示唆されたことを報告する．

3.2 研究目的

本章では，従来の NA ハニカムよりも q_{CHF} 向上効果が期待できる膜厚 $150 \text{ }\mu\text{m}$ のメンブレンフィルターを用いた際の q_{CHF} 向上効果を調査することを目的とする．

3.3 実験装置及び方法

3.3.1 実験装置概要

Fig. 3-1 は実験装置の概略を示す．伝熱面はプール底面と同じ高さで，流体と接する伝熱面直径は 30 mm である．加熱は銅円柱底部に埋め込んだカートリッジヒーターにより行った．伝熱面から下方へそれぞれ 10 mm (TC1)， 15 mm (TC2) の位置の銅円柱中心軸上に $\phi 0.5 \text{ mm}$ の K 型シース熱電対を設置し，この2つの熱電対の測定値を外挿して伝熱面温度を，指示温度差，設定距離及び銅の熱伝導率からフーリエの式より伝熱面熱流束を算定した．

プールは、内径 87 mm のホウケイ酸ガラス製で内部沸騰様相が観察できる。試験液体は蒸留水（共栄製薬株式会社製）、水深は 60 mm、システム圧は 0.1 MPa で、予備ヒーターで伝熱面周囲の液を加熱して飽和温度を維持した。なお、実験開始前にバルク液体を飽和状態から 30 分以上加熱させ、脱気を行った状態で、実験を開始している。発生した蒸気は冷却器で凝縮させて容器内に戻した。

実験は、カートリッジヒーターに所定の電圧を印加して加熱を行い、TC1 および TC2 の温度変化が、10 分間で 0.25 K 以下となった場合に定常状態に達したとみなし、測定を行った。以上の操作を、定常状態が維持できなくなり、壁温が急上昇を開始して、バーンアウトが発生するまで繰り返した。またバーンアウトが発生した場合には、直ちに加熱を中止し、その直前の熱流束を q_{CHF} とした。

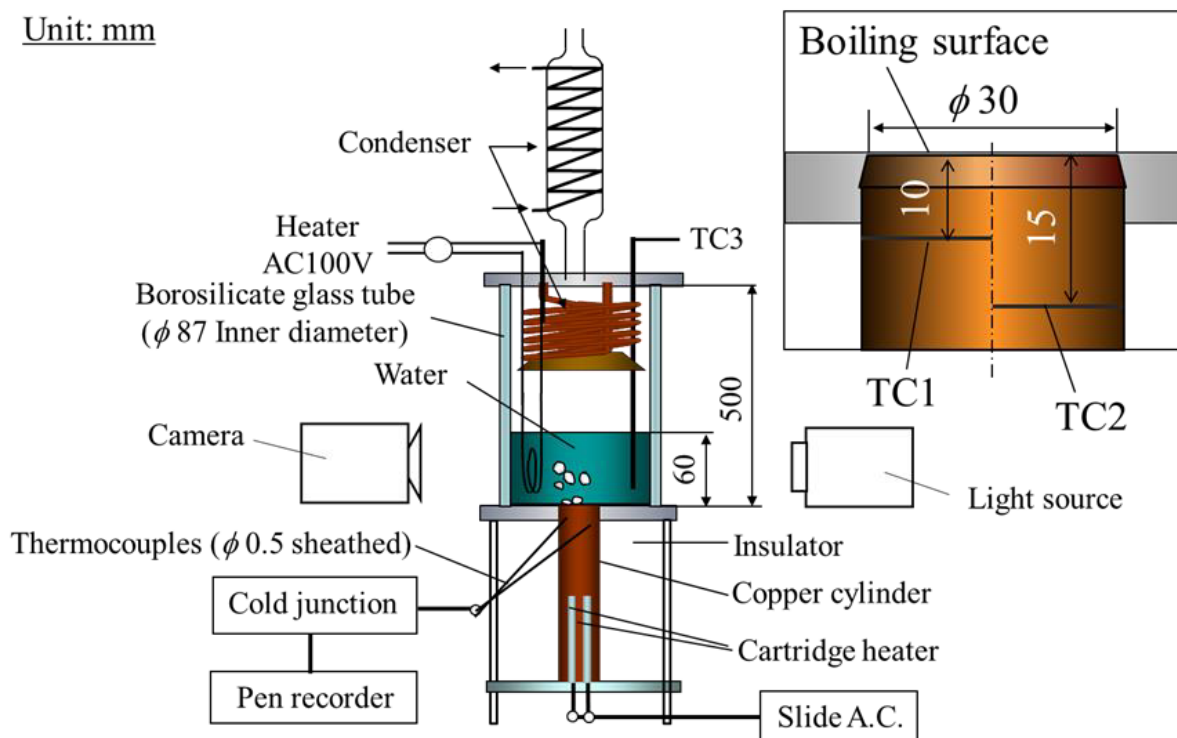


Fig. 3-1 プール沸騰実験装置概略図。

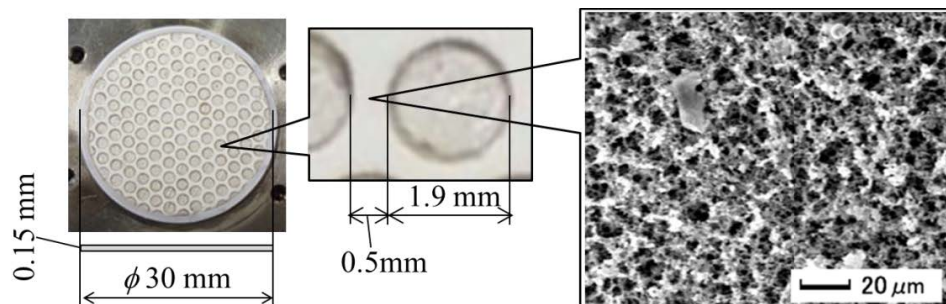
3.3.2 ハニカム多孔質体

Fig. 3-2 中の(a)および(b)は、本章で使用した 2 種類の HPP を示す。図中の(a)は、市販の

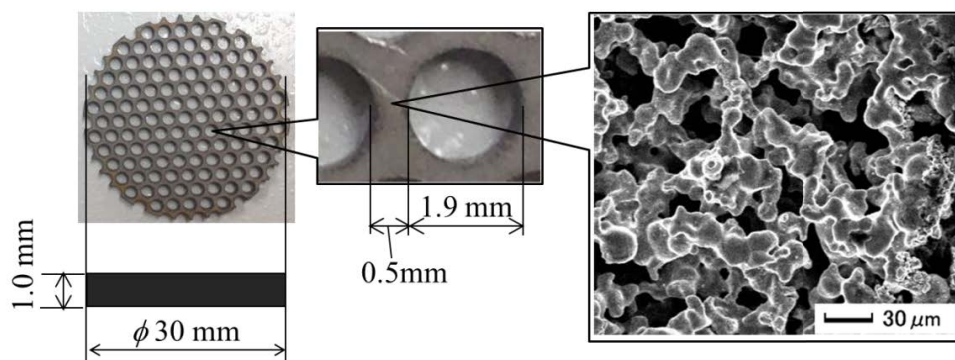
メンブレンフィルターであるメルクミリポア社製の MF-ミリポア AAWP04700, (以下, MFМ) に蒸気排出孔を作製したものである. MFМ の成分は, 酢酸セルロースと硝酸セルロースの混合物である. Table 3-1 に示すように, 有効細孔半径 r_{eff} , 透過係数 K , および空隙率 ε はそれぞれ $0.4 \mu\text{m}$, $6.9 \times 10^{-14} \text{m}^2$, 0.82 である. また, セル間距離 l_p , セルの直径 d_g (以下, セル径), および開口率 ϕ はそれぞれ 2.4mm , 1.9mm , 0.57 とし, これらの幾何寸法は既報[31]で除熱特性に優れていた NAHPP を参考に決定した. HPP の構造体厚さ δ_h (以下, 板厚) は 0.15mm のものを用い, 伝熱面に導電性の接着剤 (アテムコボンド 525) を用いて固定した. なお, 実験前後で MFМ の吸水性に変化のないことを確認した.

Fig. 3-2 の(b)は, MFМ と板厚以外は同一幾何形状の太盛工業株式会社製の金属多孔質体, (以下, MPP) である. MPP は, Table 3-1 に示すように, 有効細孔半径 $r_{eff}=18 \mu\text{m}$, 透過係数 $K=6.6 \times 10^{-13} \text{m}^2$, 空隙率 $\varepsilon=0.70$, 板厚 $\delta_h=1.0 \text{mm}$, SUS316L 製であり, MFМ より透過係数は約 10 倍大きい. MPP は, MFМ と異なり, 接着剤を用いずに, $\phi 0.3 \text{mm}$ のステンレス線により伝熱面上に固定した.

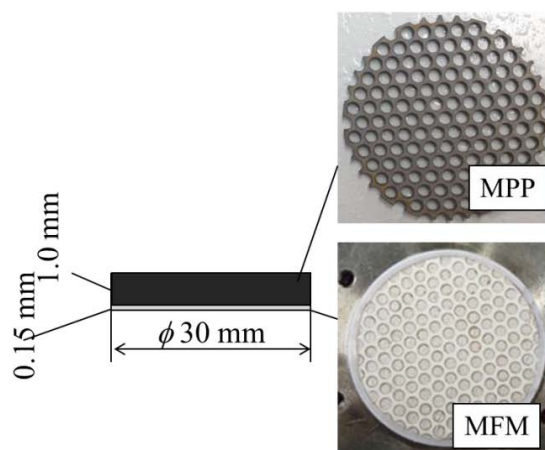
さらに, Fig. 3-2 の(c)は, MFМ と MPP の両方を用いて伝熱面上に装着した場合 (以下, MFМ+MPP) を示す. MFМ+MPP は, 伝熱面上に設置した MFМ の上に MPP をセルの位置が同じになるように重ね合わせて置いた後に, $\phi 0.3 \text{mm}$ のステンレス線により固定したものである.



(a) MF-millipore (MFM)



(b) Metal porous plate (MPP)



(c) MFM + MPP

Fig. 3-2 本実験装置で使用了した HPP.

Table 3-1 本実験で使用した HPP の各種物性及び幾何形状.

	MFM	MPP
Effective pore radius: r_{eff} [μm]	0.40	18
Porosity: ε [-]	0.82	0.70
Permeability: $K \times 10^{14}$ [m^2]	6.9	66
Aperture ratio: ϕ [-] (Ratio of the open area to total area)	0.57	0.57

3.4 実験結果および考察

Fig. 3-3 は, (a)MFM のみを伝熱面上に設置した場合, (b) MPP のみを設置した場合, (c) MFM の上に MPP を重ねて設置した場合 (以下, MFM + MPP), および, (d) 裸面の場合の沸騰曲線を示す. 矢印で示す値は各条件での q_{CHF} である. Fig. 3-3 より, (c)裸面の場合 (1.08 MW/m^2) に比して, q_{CHF} は(a)MF-ミリポアの場合には 1.32 MW/m^2 , さらに, (b)MF-ミリポアの上に金属ハニカム体を重ねて設置した場合には, q_{CHF} は 2.06 MW/m^2 まで向上した. また, 金属ハニカム体のみを設置した場合は $q_{CHF}=1.94 \text{ MW/m}^2$ である. ただし, この結果は MF-ミリポアのように接着剤を用いて伝熱面上に設置したものではなく, ワイヤーにより物理的に伝熱面に押し付けて固定しており, 伝熱面との接触状況は接着剤を用いた場合と大きく異なる. したがって, 接着剤で伝熱面に固定した MF-ミリポア+金属ハニカムの場合と単純には比較できない. この(a)と(b)の実験結果について, 前述の毛管限界モデルを考慮すれば, (b)の場合が多孔質体内部を水が通過する際の摩擦損失が(a)の場合より大きくなるので, q_{CHF} は低下すると考えられるが, 実験結果はその反対となった. すなわち, 毛管限界とは別の要因により限界状態に達している可能性がある. 以下, 毛管限界とは別の要因について, 考察する.

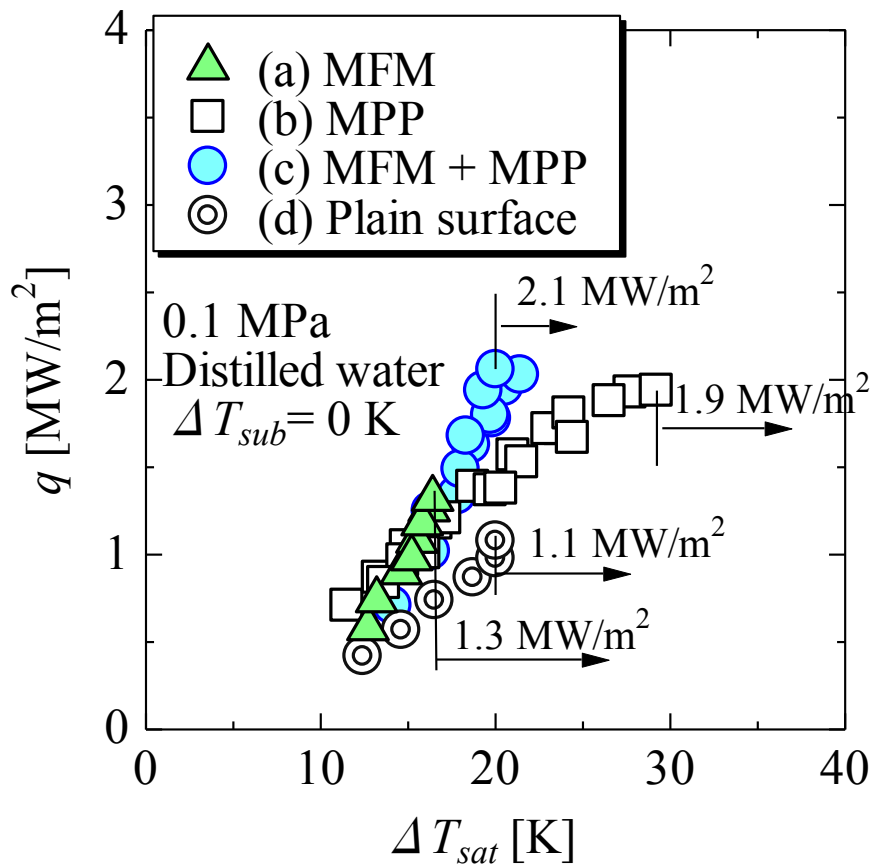


Fig. 3-3 (a) MFM, (b) MFM+MPP, 及び (c)裸面の沸騰曲線.

Fig. 3-4 に、高速度カメラで撮影した MFM+MPP 装着時の q_{CHF} 近傍 (2.06 MW/m^2) での沸騰様相の観察結果を示す。観察結果から、伝熱面上に HPP 全体を包み込む合体大気泡が形成され、約 100 ms の周期で、発生、成長、離脱を繰り返していることがわかった。これは、裸面時の q_{CHF} 近傍における典型的な沸騰様相と似ている。

Fig. 3-5 は、HPP 装着時の q_{CHF} 状態における合体気泡滞留中の多孔質体内部の含水率の経時変化を示す。縦軸は多孔質体内部の空隙を液相が占める体積割合（以下、含水率 s ）、横軸は時間、 τ_d は合体気泡の離脱周期を示す。なお、含水率 s は、 $s=1$ の時に多孔質体内部の空隙が全て液相で満たされている状態、 $s=0$ の時に多孔質体内部の空隙が全て気相で満たされている状態、すなわち、ドライアウト状態であると定義する。ここで、仮に合体気

泡が滞留している間に, $s=0$ になる場合には, q_{CHF} が発生すると考えられる. これは, 裸面における限界熱流束モデルの一つとして, 原村らが提案するマクロ液膜消耗モデル(以下, 原村・甲藤モデル) が非常によく似ている[38].

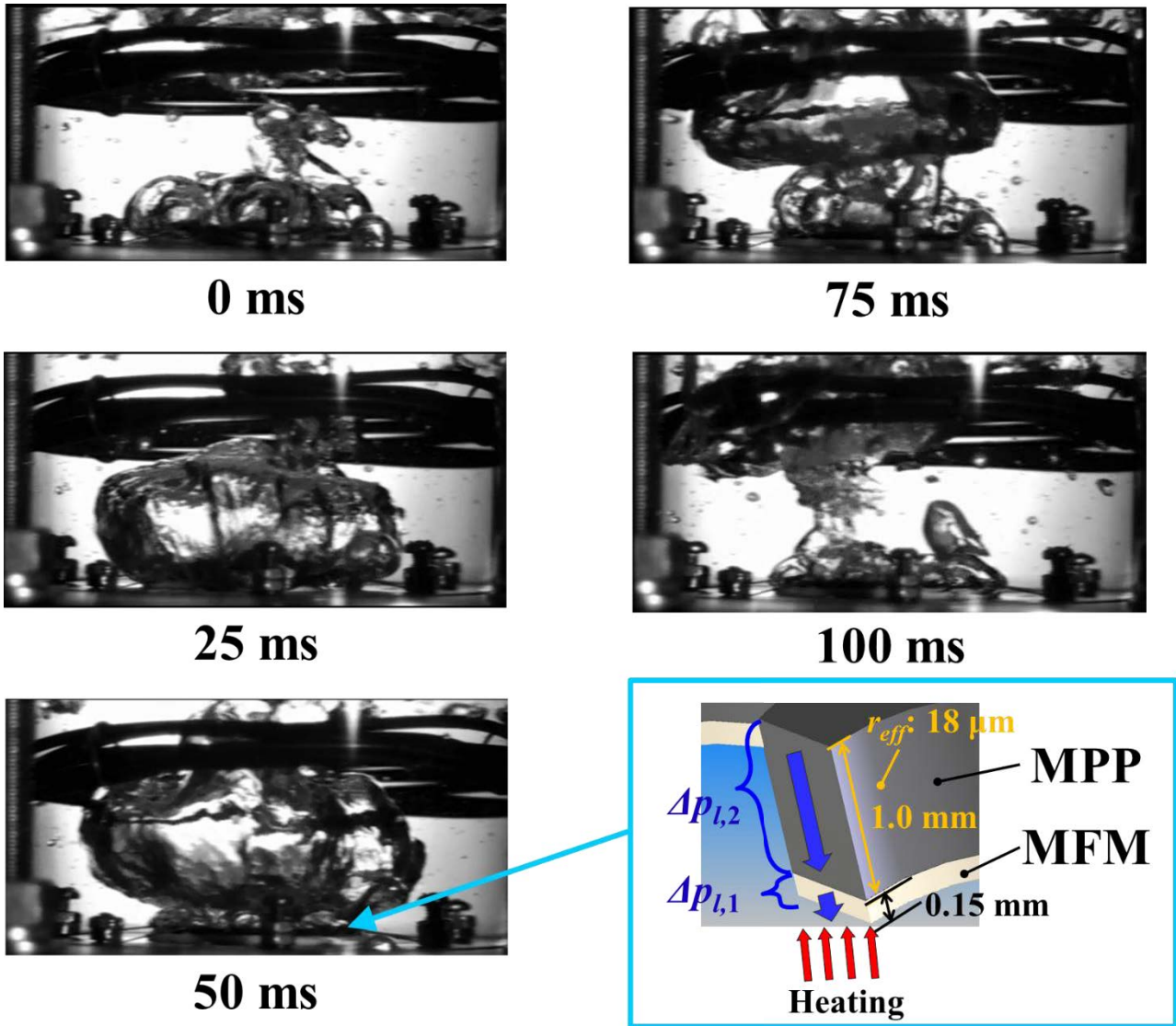


Fig. 3-4 MFM+MPP 装着時の q_{CHF} 近傍 (2.06 MW/m^2) での沸騰様相

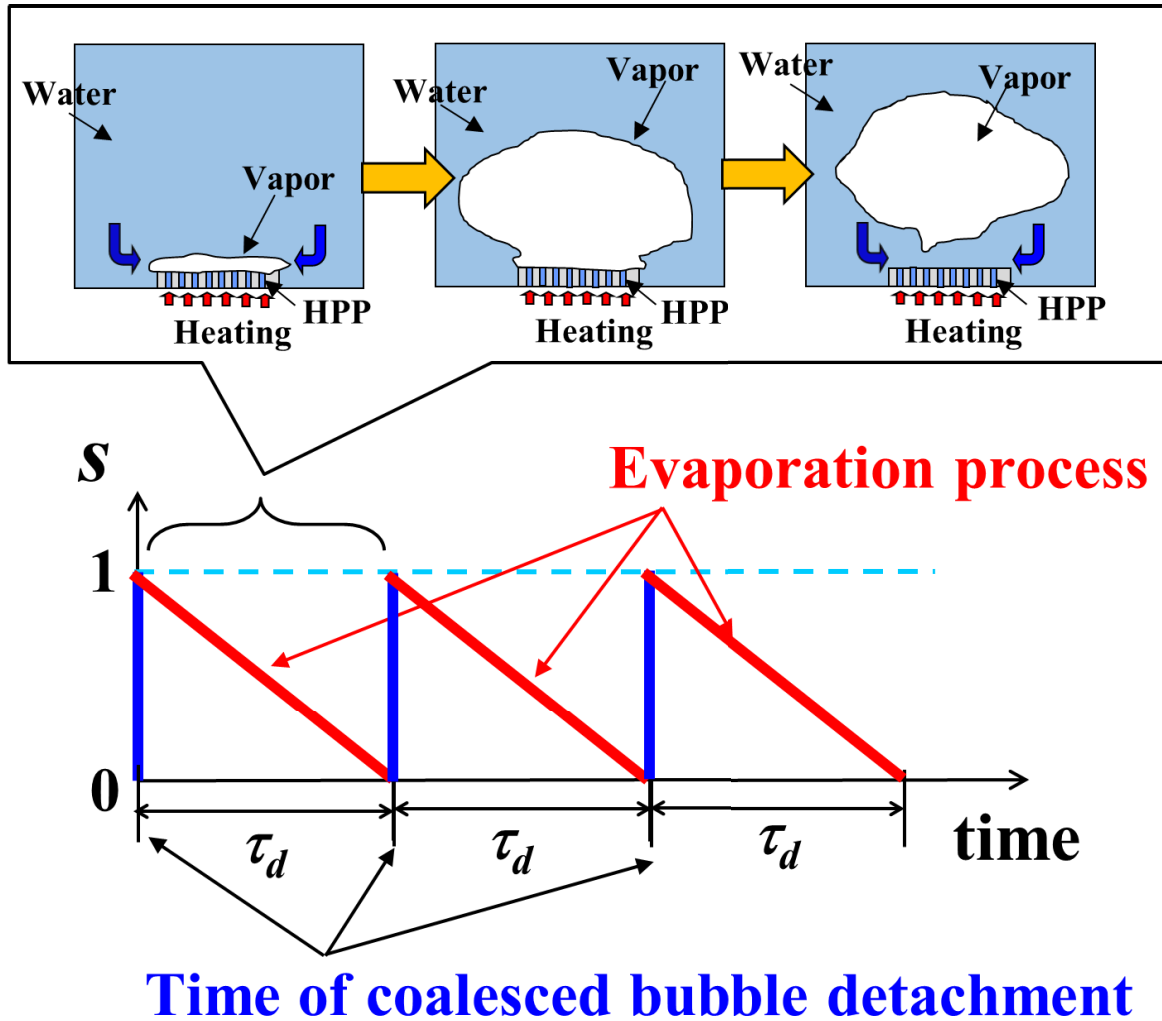


Fig. 3-5 HPP 装着時の q_{CHF} 状態における合体気泡滞留中の多孔質体内部の含水率の経時変化

Haramura and Katto[38]は、裸面の場合に、合体気泡滞留時間中に伝熱面上のマクロ液膜が消耗し尽くすときを q_{CHF} の発生条件としている。原村らは Davidson et al.[39]-[40]の、液中を上昇する単一気泡の運動に関する解析を用いて、沸騰における合体泡の成長速度の測定結果から、合体泡の離脱周期の予測値 $\tau_{d,1}$ を式(3-1)で与えている。

$$\tau_{d,1} = \left(\frac{3}{4\pi}\right)^{1/5} \left[\frac{4(\xi\rho_l + \rho_g)}{g(\rho_l - \rho_g)}\right]^{3/5} v_1^{1/5}, \xi = \frac{11}{16} \quad (3-1)$$

$$v_1 = \frac{\lambda_d^2 q}{\rho_g h_{fg}} \quad (3-2)$$

$$\lambda_d = 2\pi \sqrt{\frac{3\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}} \quad (3-3)$$

ここで、 ξ : 気泡運動に伴う液体積[-] (気泡の単位体積あたり)、 v_1 : 気泡の体積成長速度[m³/s]である。なお、高速度カメラを用いて沸騰様相を観察した結果、HPP 装着時も裸面の場合と同様に一定の離脱周期で合体泡が離脱する様子が観察された。その離脱周期は式(3-1)で算出した値とほぼ同程度となっており、HPP 設置による合体泡離脱周期への影響は小さいと考えられる。

合体泡滞留時間 τ_d の間に伝熱面上に加えられた熱量とマクロ液膜の蒸発に消費される熱量とのエネルギー収支から、次式が成立する。

$$q_{CHF}\tau_d A = \rho_l V_l h_{fg} \quad (3-4)$$

ここで、 V_l : τ_d の間に消費されるマクロ液膜の液量[m³]である。なお、 τ_d およびマクロ液膜厚さ δ_l をこのモデルから予測すると、1 MW/m²の場合には、 $\tau_d=78$ ms、 $\delta_l=37$ μ m と算定される。一方、HPP 装着時において、その上部に合体泡が滞留する間に多孔質体内の液が消費し尽くされる場合には、毛管限界でなく、多孔質体内部の液枯れ現象により、 q_{CHF} に到達すると考えられる。多孔質体が保持できる最大液保持量を V_p とすると、その値は次式のようになる。

$$V_p = \varepsilon A_w \delta_h \quad (3-5)$$

したがって、合体気泡が離脱してから、 τ_d 経った時の含水率 s は以下の式(3-6)のように求められる。

$$s = 1 - \frac{V_l}{V_p} \quad (3-6)$$

なお、 V_l の算出方法は、式(3-1)をから得られた $\tau_{d,theory}$ を基にしたもの、または、高速度カメラから得られた $\tau_{d,exp}$ を基にしたものの2通りがある。

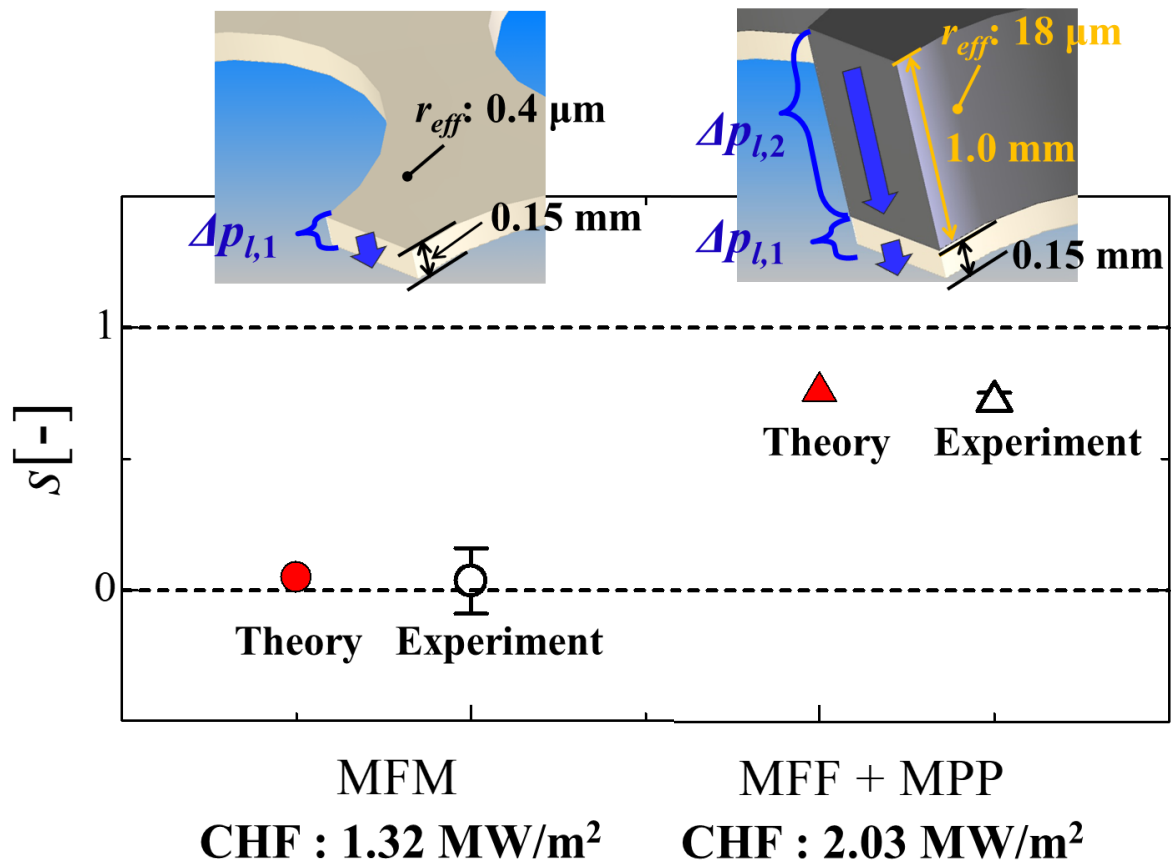


Fig. 3-6 q_{CHF} 状態における合体気泡が τ_d 滞留した後の多孔質体内部の含水率 s .

Fig. 3-6 は、(a)MFM 及び(b)MFM+MPP の場合の q_{CHF} 状態における合体気泡が τ_d 滞留した後の多孔質体内部の含水率 s を示す。 s_{theory} は、式(3-1)をから得られた $\tau_{d,theory}$ を基に算出

したもの、 s_{exp} は、高速度カメラから得られた $\tau_{d,exp}$ を基に算出したものである。図より、 s_{theory} 及び s_{exp} いずれも、(a)MFM の場合には、 s はほぼ 0 である (τ_d は約 83 ms)。これは、合体気泡の滞留中に多孔質体内部の液体が消耗し尽くした結果、 q_{CHF} が発生したと考えられる。一方、(b)MFM+MPP の場合には、 s は 0 より明らかに大きく (τ_d は約 90 ms)、多孔質体内部のドライアウトが q_{CHF} の発生に関係していないと考えられる。言い換えれば、MPP は合体気泡の滞留中に MFM に供給するのに十分な量の液体を保持することで、 q_{CHF} は、多孔質体内部のドライアウトではなく、毛管限界によって限界に到達したと考えられる。

以上をまとめると、HPP の板厚が減少するにつれて、多孔質体内部の液流の摩擦損失が減少するが、HPP の板厚が薄すぎると、合体気泡の滞留中に多孔質体内部の液体が消耗し尽くすために q_{CHF} に到達する。したがって、Fig. 3-7 に示すように、MFM のように細孔径が小さく、板厚が薄い HPP 上部に、MFM よりも透過係数が大きい MPP を、重ね合わせた二層構造 HPP は、 q_{CHF} の大幅な向上が期待できる。言い換えれば、図中のような二層構造 HPP とすることで、毛管力は大きい、液流の摩擦損失は小さく、多孔質体内部の液枯れも防ぐことが可能となり、 q_{CHF} の大幅な向上が期待できる。このように、今回の場合には、MPP の液流の摩擦損失 $\Delta p_{l,2}$ が MFM の液流の摩擦損失 $\Delta p_{l,1}$ に対して無視できるほど小さいために、 $\Delta p_{l,1} + \Delta p_{l,2}$ が $\Delta p_{l,1}$ とほぼ等しいため、合体気泡の滞留中の液枯れを防ぐことのできた (b)MFM+MPP が (a)MFM のみの場合よりも q_{CHF} が向上したと考えられる。この二層構造による新たな冷却手法は、下向き伝熱面のプール沸騰冷却に特に効果的だと考えられる。これは、下向き伝熱面の場合には合体気泡の滞留時間が非常に長くなるため、合体気泡が q_{CHF} 向上に与える影響がより顕著に現れるからである[34]。ゆえに、二層構造 HPP による冷却手法は IVR の成立に向けての q_{CHF} 向上手法として、非常に有用である。ただし、本章においての q_{CHF} 向上の絶対値はこれまでの研究[31]での単層 HPP の結果とそれほど変わらない点には留意しなければならない。しかしながら、本章において、単層 HPP ではなく、二層構造 HPP であれば、 q_{CHF} 向上することが実験的に示された。したがって、2 種類の HPP を適切に組み合わせることで、 q_{CHF} を大幅に向上できる可能性がある。

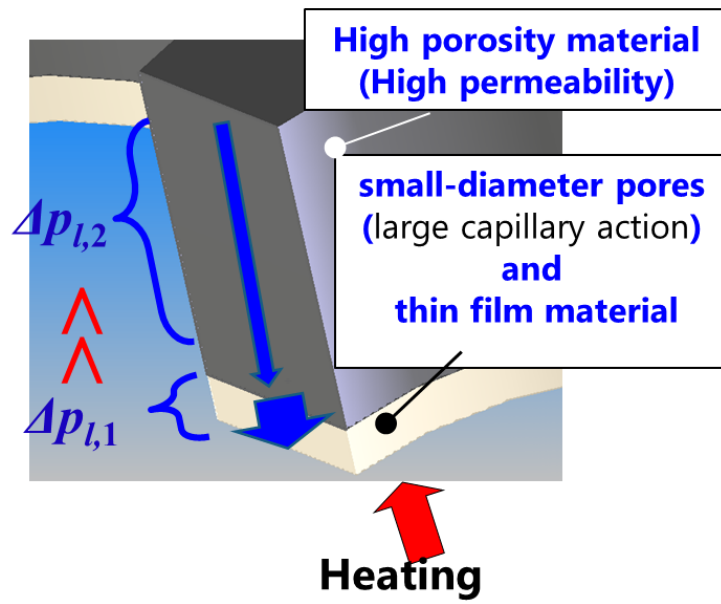


Fig. 3-7 さらになる q_{CHF} の向上が期待できる二層構造 HPP

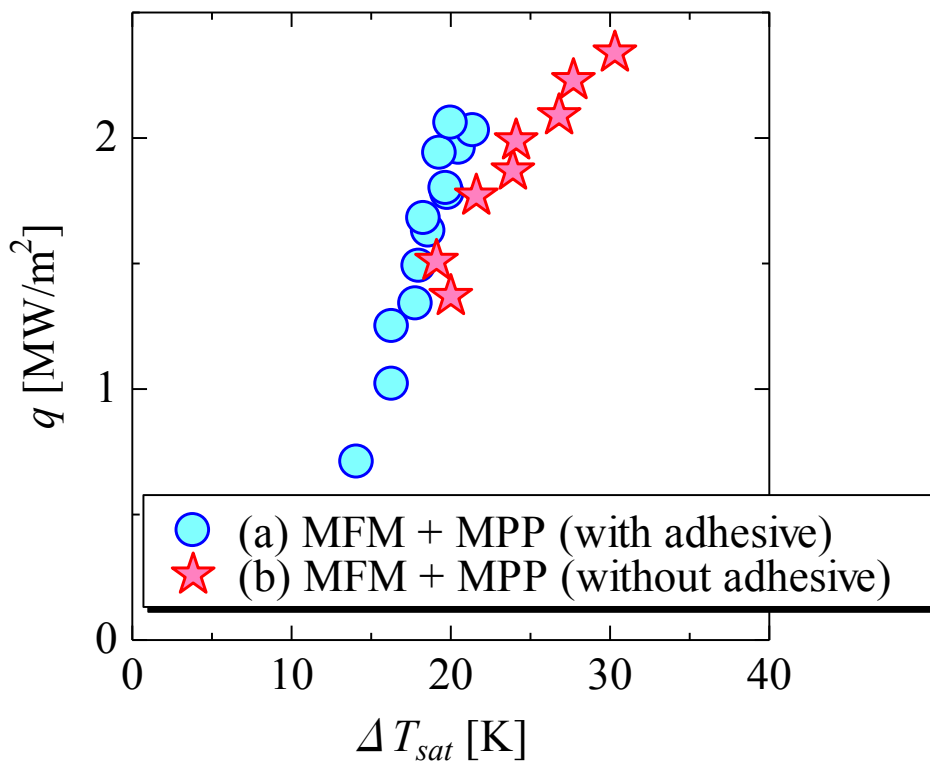


Fig. 3-8 導電性接着剤使用の有無による MFM+MPP の沸騰曲線

さらに、本章では、HPP を伝熱面上に固定させる方法も q_{CHF} 向上においては、重要であ

ることがわかった。Fig. 3-8 に、導電性接着剤使用の有無による MFM+MPP の沸騰曲線を示す。図より、興味深いことに、(b)接着剤なしの場合の方が(a)接着剤ありと比べて、伝熱面と HPP との間の熱抵抗は大きいはずであるが、 q_{CHF} が向上している。また、理由は定かでないが、(a)接着剤ありの場合の方が、(b)接着剤なしの場合と比して、熱伝達率は高い。

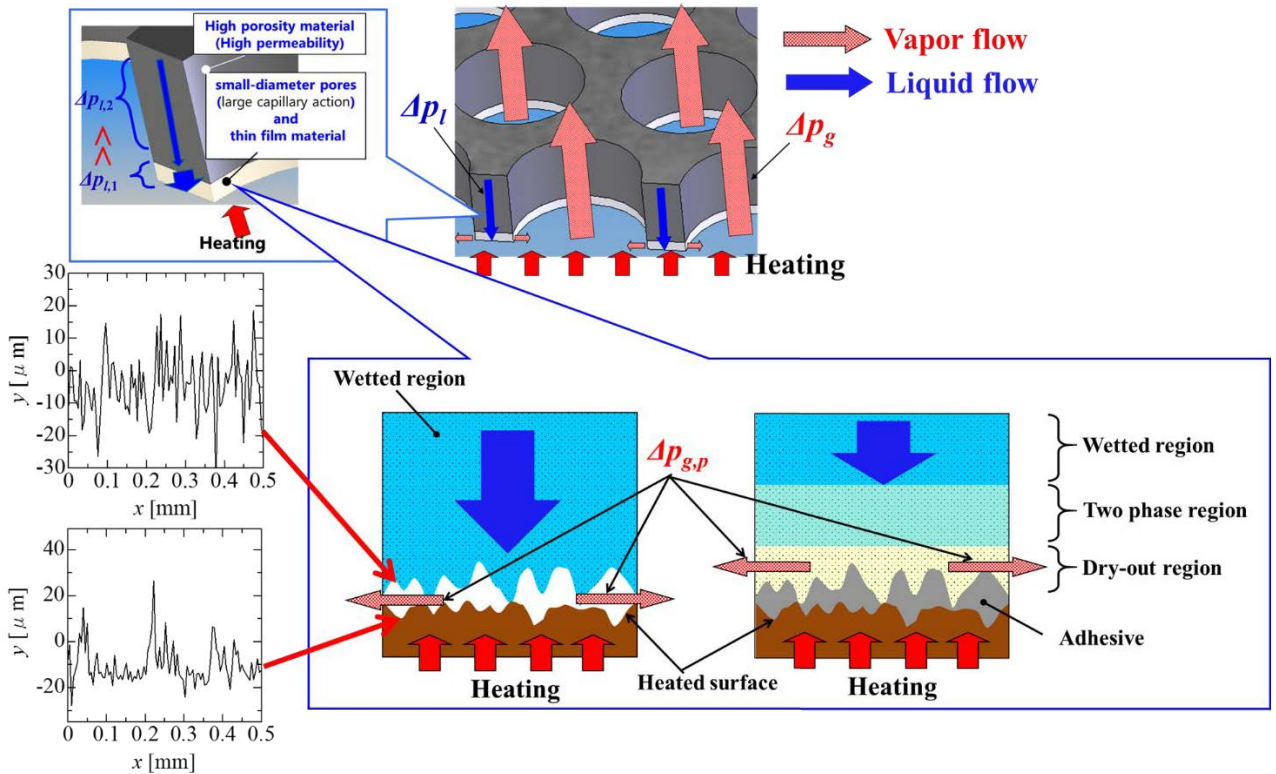


Fig. 3-9 伝熱面近傍における HPP 内部の気液の流れの模式化

Fig. 3-9 は、(a)接着剤ありの場合と(b)接着剤なしの場合について、伝熱面近傍における HPP 内部の気液の流れを模式化したものである。さらに、図中の左側には、MFM と伝熱面の表面粗さを測定した結果を示す。表面粗さは、レーザーフォーカス変位計 (LT-8110, キーエンス社製) を用いて測定し、MFM と伝熱面の算術平均表面粗さ Ra はそれぞれ、 $3.3 \mu\text{m}$, $5.7 \mu\text{m}$ である。導電性接着剤を使用していない場合に、MFM は MPP とステンレス細線を使用して、伝熱面に押し付けているだけなので、MFM は伝熱面と局所的に接触している。したがって、接着剤のない場合には、伝熱面と MFM の間に表面粗さに応じた隙間領域

域が存在するため、伝熱面上で発生した蒸気の抜けやすく、伝熱面に液体が供給されやすいと考えられる。一方、伝熱面と MFM の隙間領域が接着剤で充填されている場合には、発生した蒸気は MFM 直下の多孔質体内部 ($r_{eff}=0.4\ \mu\text{m}$) を通過するため、多孔質体内部の液流の摩擦損失が増加するために、 q_{CHF} は低下すると考えられる。以上の結果から、 q_{CHF} 向上には、伝熱面と HPP との間の隙間領域の有無による発生した蒸気の抜けの良さも重要であることが示唆された。

3.5 結言

蒸気排出孔を持つメンブレンフィルターを伝熱面上に装着した場合の q_{CHF} 向上効果について実験的に検討した結果、以下の知見が得られた。

- (1) 板厚 δ_h が $150\ \mu\text{m}$ 程度の薄い多孔質体の場合、合体泡の影響を受け、多孔質体内の液枯れが生じ、毛管限界より低い値で q_{CHF} に達することが考えられる。
- (2) 板厚 δ_h が $150\ \mu\text{m}$ 程度の薄い多孔質体を装着する場合でも、その上に液保持用の多孔質体を設置することで、合体泡滞留中に、多孔質体内の液が消耗し尽くすのを防ぐことができる。結果として、 q_{CHF} を向上させることができる。
- (3) 伝熱面と HPP の隙間領域の存在により、発生した蒸気はこの隙間領域を通過することが可能となり、伝熱面上への液体供給がしやすくなるため、 q_{CHF} 向上の観点から、この隙間領域は重要である。

第4章 下向き伝熱面での二層構造 HPP による飽和プール沸騰 q_{CHF} の向上

4.1 緒言

第1章で述べたように、福島原子力発電所の事故を契機に、原子炉事故時の緊急冷却手法として、IVR が提案されている。この手法では、Fig. 4-1 に示すように、原子炉事故が起きた際に、原子炉容器外部を水に浸漬させ、容器外部から沸騰冷却により、炉心溶融物を原子炉容器内部に閉じ込める手法である。

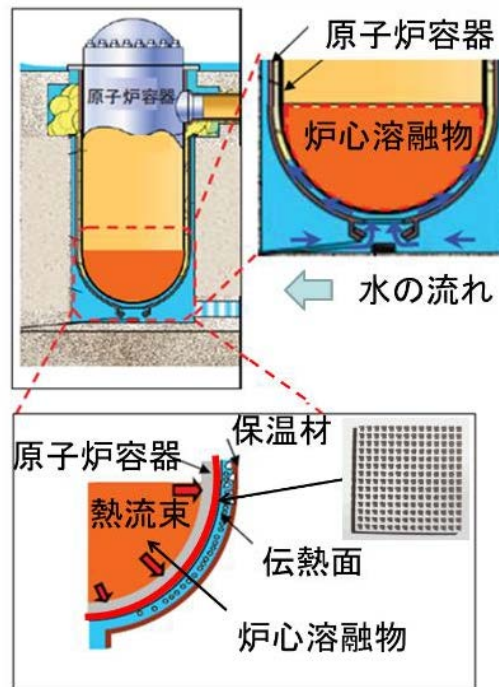


Fig. 4-1 IVR (In Vessel Retention) の概略図.

この IVR を成立させるためには、(1) HPP を用いた際の q_{CHF} 向上機構の解明、(2) 伝熱面の大きさの影響、(3) 伝熱面姿勢の影響、(4) 自然循環流による流れ場での影響（入口クオリティ及び質量流束の影響等）、(5) 水質の影響、(6) HPP の施工方法についての検討が重要であり、本論文のこれまでの章では、特に、(1) の検討事項について、調査した結果について報告した。

Suazlan et al. [34]-[35]は、これまでに、IVR での実規模での成立を目的として、伝熱面の大きさや伝熱面の姿勢が q_{CHF} 向上に与える影響について実験的に検討した結果について、報告している。伝熱面が下向きの場合、合体大気泡の滞留による影響により、裸面で特にその影響が顕著であり、水平上向き伝熱面の場合と比して、 q_{CHF} が大幅に低下することがわかっている[34]。これは、下向き伝熱面の場合に、伝熱面下で形成された合体大気泡が抜けにくく、すなわち、伝熱面近傍で滞留しやすく、それが伝熱面への液体供給を阻害することが q_{CHF} の大幅な低下をもたらした原因であることを述べている。しかし、HPP とナノデポジット伝熱面の組み合わせにより、水平下向き伝熱面においても、 q_{CHF} の低下を防ぐことができ、裸面の場合と比較して、 q_{CHF} を大幅に向上できることを実験的に示した。一方、第3章より、合体気泡滞留中の HPP 内部の液枯れを防ぐためには、毛管力による液供給と伝熱面近傍での液保持の効果を兼ね備えた二層構造 HPP が有効であることが示唆された。そこで、本章では、下向き伝熱面において二層構造 HPP による飽和プール沸騰 q_{CHF} 向上について調査した結果を報告する。

4.2 研究目的

本章では、下向き伝熱面において二層構造 HPP による飽和プール沸騰 q_{CHF} 向上について調査することを目的とする。

4.3 実験装置および方法

4.3.1 実験装置概要

実験装置概略図を Fig. 4-2 (a) に示す。伝熱面は銅ブロック体の端面からなり、#2000 のサンドペーパーにより研磨した伝熱面の直径は 30 mm である。銅ブロック底部に埋め込んだカートリッジヒーターにより加熱を行った。プール容器は、内径 87 mm のホウケイ酸ガラス管と銅ブロックの端面、ステンレス製のフランジから構成され、沸騰様相の観察が可能である。伝熱面の姿勢については、水平上向きを $\theta=0^\circ$ とし、プール容器全体を 0° , 90° ,

135° , 180° に変化させて、実験した. Fig. 4-2 (b) は、加熱部周辺の拡大図を示し、伝熱面から下方へ 10 mm (TC1), 15 mm (TC2), 20 mm (TC3), 25 mm (TC4) の中心軸上の位置に、90° 間隔でずらしながら、 $\phi 1$ mm の K 型シース熱電対を挿入し、指示温度から銅ブロック内部の温度分布の一次元性を確認した上で、外挿により伝熱面表面温度を、フーリエ則から、伝熱面熱流束を計算した. 伝熱面より発生した蒸気の抜け道として、ステンレス製のフランジ上に蒸気排出流路を設置した. この蒸気排出流路はプール容器とその上部に設置した貯水タンクと接続されており、伝熱面より発生した蒸気は、蒸気排出流路を通して、貯水タンク内部に排出され、貯水タンク上部に設置したコンデンサーにより還流さる. そして、還流液は、貯水タンクの底部に設置した液体供給流路より、プール容器内部に戻される. 試験液体は、蒸留水（共栄製薬株式会社製）を用い、プール容器および貯水タンク内部の試験液体は予備ヒーターで加熱した. なお、伝熱面周囲に設置した K 型シース熱電対 (TC5) により、試験液体が飽和温度に常に維持されていることを確認し、実験を行った. 実験中の沸騰様相は高速度カメラにより撮影を行った.

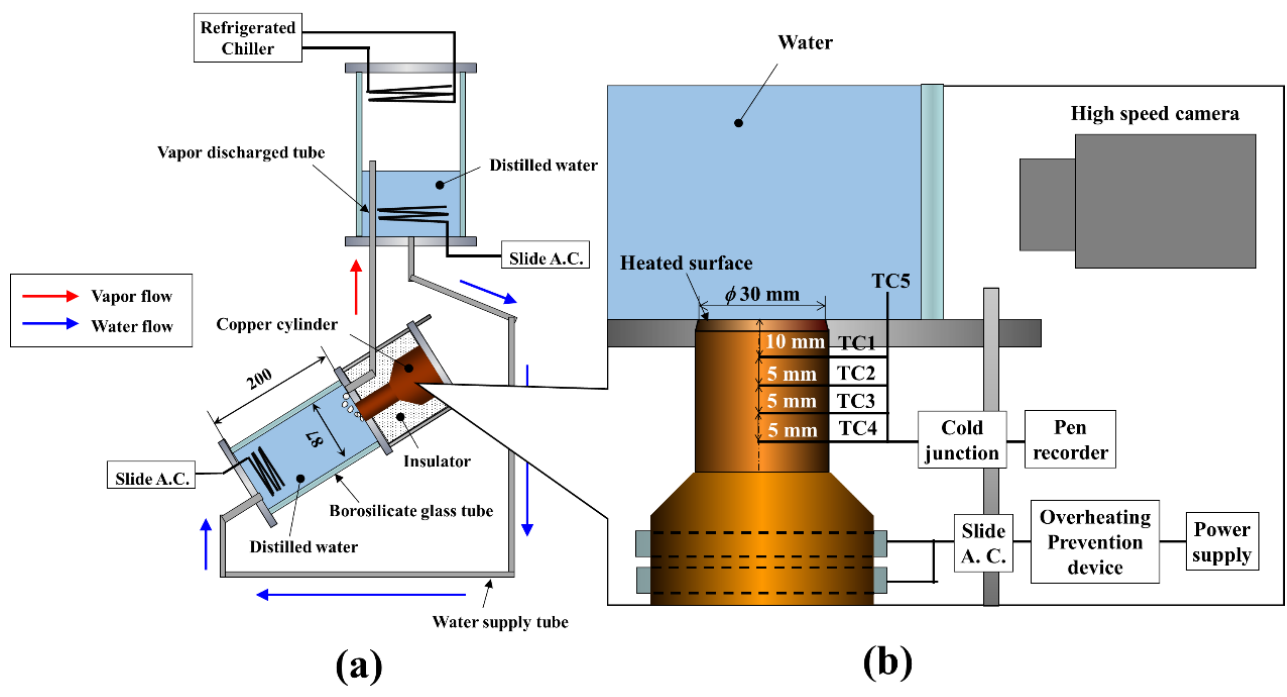


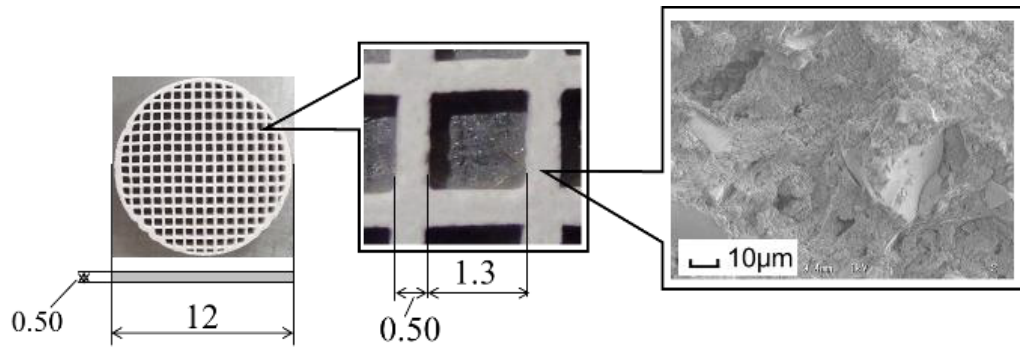
Fig. 4-2 下向き伝熱面での飽和プール沸騰実験装置概略図.

4.3.2 実験方法

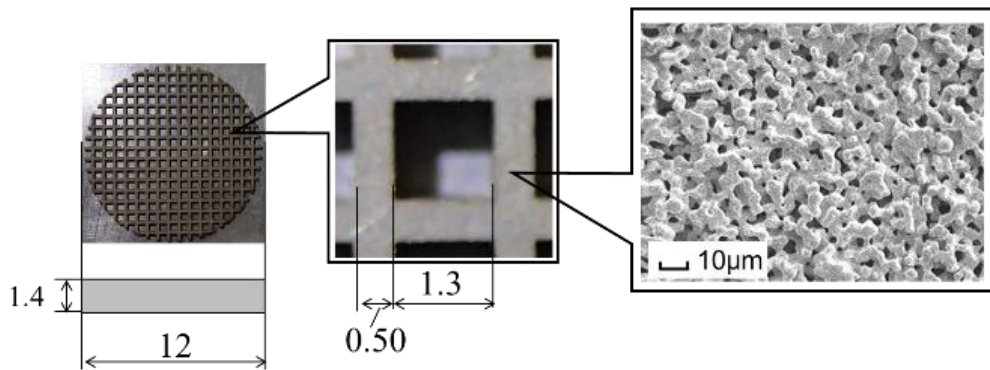
予備ヒーターにより，バルク液が飽和温度に保たれた後に，加熱状態を維持し，30分から1時間脱気させた後に，実験を開始した．実験開始後は，カートリッジヒーターに所定の電圧を印加することで加熱し，TC1 および TC2 の指示温度の値の変化が，10分間で0.25 K 以下に維持される場合に定常状態に達しているとして，銅ブロック内部に挿入した各熱電対の指示値を測定した．以上の操作を，定常状態が維持できなくなり，銅ブロック体内部の温度が急上昇を開始して，TC1 の温度が 200 °C を超過するまで繰り返し行った．銅ブロック体内部の温度が急上昇を開始して，TC1 の温度が 200 °C を超過した際は，直ちに加熱を中止して，その直前の加熱条件下で測定した伝熱面熱流束を q_{CHF} と定義した．

4.3.3 ハニカム多孔質体

Fig. 4-3 は，本章で用いた二層構造 HPP を示す．図中の (a) は株式会社長峰製作所製の NA ハニカム (NHPP)，(b) は太盛工業株式会社製の金属多孔質体 (MHPP) である．なお，本章では NHPP の上部に MHPP を設置したものを二層構造 HPP とし，NHPP は毛管力による液供給部として，MHPP は合体気泡滞留中の液保持部として使用している．それぞれの HPP を構成する主成分は，NHPP については， $\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$ (30-50wt%)， SiO_2 (40-60wt%)， TiO_2 (5-20wt%) からなり，MHPP については，SUS316L からなる．Table 4-1 は，二層構造 HPP の物性値および幾何寸法についてまとめる．表中の記号は，それぞれ r_{eff} ：有効細孔半径， K ：透過係数， ε ：空隙率， d_g ：セル幅， δ_s ：壁厚， δ_h ：板厚， ϕ ：開口率である．伝熱面上への固定は，直径 0.3 mm のステンレス製のワイヤーにより固定した．



(a) NA honeycomb (NHPP)



(b) Metal porous plate (MHPP)

Fig. 4-3 本実験で使用した HPP.

Table 4-1 本実験で使用した HPP の各種物性と幾何形状.

	NA honeycomb (NHPP)	Metal porous plate (MHPP)
r_{eff} [μm]	1.8	3.4
$K \times 10^{14}$ [m^2]	2.4	10
ε [-]	0.25	0.50
d_g [mm]	1.3	1.3
δ_s [mm]	0.5	0.5
δ_h [mm]	0.50	1.4
ϕ [-]	0.52	0.52

4.2 実験結果および考察

Fig. 4-4 は、裸面および二層構造 HPP における伝熱面姿勢に対する q_{CHF} の実測値を示す。縦軸は限界熱流束 q_{CHF} ，横軸は傾斜角度 θ を示す。なお，伝熱面姿勢については前述のように，水平上向き面を傾斜角度 $\theta=0^\circ$ と定義し， $\theta=0^\circ$ ， 90° ， 135° ， 180° にそれぞれ変化させて実験した。

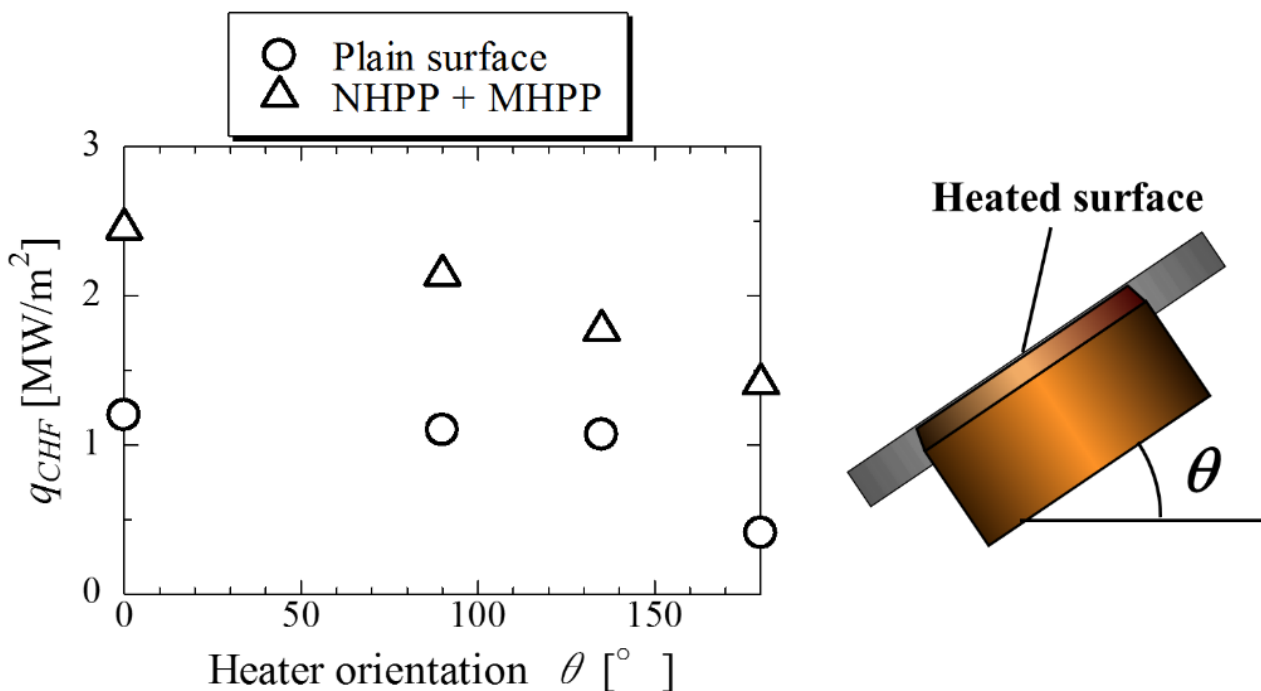


Fig. 4-4 下向き伝熱面における飽和プール沸騰実験結果。

Fig. 4-4 中において， \circ は裸面の場合の実測値， \triangle は二層構造 HPP の場合の実測値をそれぞれ示す。まず，裸面の場合について， $\theta=0^\circ$ ， 90° ， 135° ， 180° の時， q_{CHF} はそれぞれ $1.2 MW/m^2$ ， $1.1 MW/m^2$ ， $1.1 MW/m^2$ ， $0.41 MW/m^2$ である。 $\theta=0\sim 135^\circ$ の範囲では，傾斜角度の増大に伴う q_{CHF} の減少率は水平上向き伝熱面 ($\theta=0^\circ$) の場合と比較して，10%程度に収まり，傾斜角度の増大による q_{CHF} の低下はあまり見られない。一方，水平下向き伝熱面 ($\theta=180^\circ$) の場合では， q_{CHF} は60%以上減少し， $\theta=0\sim 135^\circ$ の範囲での q_{CHF} の減少率と比較して，非常に大きいことがわかる。ここで，合体気泡の滞留時間に着目して，高速度力

メラでの撮影結果から、その滞留時間を測定すると、傾斜角度の増大に伴い、合体気泡の滞留時間が増大することが確認された。なお、合体気泡の滞留時間は、合体気泡が伝熱面上から離脱した時から、次に合体気泡が伝熱面上から離脱するまでの時間と定義し、高速度カメラでの撮影結果から測定を行った。水平下向き伝熱面 ($\theta=180^\circ$) の場合には、 q_{CHF} 付近で、常に蒸気膜に覆われている様相が観察されたため、高速度カメラで合体気泡の離脱を判別することが難しく、 q_{CHF} での合体気泡滞留時間を測定することは困難であった。以上の観察結果から、 $\theta=180^\circ$ の場合では、 $\theta=0\sim 135^\circ$ の範囲の場合と比して、伝熱面上に形成された合体気泡により、伝熱面への液体供給が阻害される影響は大きいために、 q_{CHF} が急激に低下したと考えられる。一方、二層構造 HPP を用いた際には、傾斜角度が $\theta=0^\circ$, 90° , 135° 180° の場合の q_{CHF} は、それぞれ 2.5 MW/m^2 , 2.1 MW/m^2 , 1.8 MW/m^2 , 1.4 MW/m^2 であった。二層構造 HPP の場合にも裸面の場合と同様に、傾斜角度の増加に伴い、 q_{CHF} は減少する傾向を示した。しかし、二層構造 HPP 装着時には $\theta=180^\circ$ の場合でも、裸面の時のような急激な q_{CHF} の減少は確認されなかった。また、今回実験を行った全ての伝熱面姿勢において、二層構造 HPP の実測値は、裸面の場合と比較して、 q_{CHF} が 1.6 倍以上に向上した。さらに、伝熱面姿勢が同じ場合の実測値について、裸面に対する二層構造 HPP の q_{CHF} 促進率を比較すると、合体気泡の滞留による影響がより顕著に現れる $\theta=180^\circ$ の場合にその値は最大で、3 倍以上に向上し、下向き伝熱面で q_{CHF} を向上するためには、合体気泡滞留中での伝熱面近傍の液体保持が重要であることが示唆された点は非常に興味深い。以上のように、下向き伝熱面において、合体気泡が q_{CHF} に与える影響は水平上向き面と比較して大きく、その影響は傾斜角度の増大に伴い大きくなるが、その影響の低減には、二層構造 HPP を用いることが有効な手段として示唆された。

4.3 結言

下向き伝熱面での二層構造 HPP による飽和プール沸騰限界熱流束向上に与える影響について調査した結果、得られた知見は以下の通りである。

- (1) 下向き伝熱面では，合体気泡の滞留による影響から，裸面の場合と二層構造 HPP の場合の両方とも，程度の差はあるが，傾斜角度の増大に伴い， q_{CHF} が減少する傾向にある．この合体気泡の滞留による影響は，特に，裸面の場合に顕著に現れ，下向き伝熱面下で q_{CHF} を向上するためには，合体気泡滞留中での伝熱面近傍の液体保持が重要である．
- (2) 本報で検討した全ての伝熱面姿勢において，二層構造 HPP の実測値は，裸面の場合と比較して， q_{CHF} が 1.6 倍以上に向上した．さらに，伝熱面姿勢が同じ場合の実測値について，裸面に対する二層構造 HPP の q_{CHF} 促進率を比較すると，合体気泡の滞留による影響がより顕著に現れる $\theta=180^\circ$ の場合にその値は最大で，3 倍以上に向上した．以上のように，下向き伝熱面下においても，二層構造 HPP を用いた手法が合体気泡滞留中の影響の低減に有効な手段であることが示唆された．

第5章 結論

本研究は、近年の電子機器の高集積化に伴う高発熱密度化、大電力を消費する電子素子の冷却、原子炉事故時の緊急冷却など、要求される除熱流束は増大し、将来的には 10 MW/m^2 級の超高熱流束除熱を実現する冷却技術が必要となることが想定されている。その需要に対応するために必要となる q_{CHF} 向上手法の開発を目標に行なっている。特に、福島原子力発電所の事故を契機として、過酷事故回避技術の高度化するための冷却手法を開発するために実施している。

第1章では、この研究の背景を概説し、プール沸騰 q_{CHF} 向上手法に関する既往の研究についてまとめた。特に、HPP を用いた手法は、これまでの研究について、本研究との違いを明確化し、本研究の目的について説明した。本章で得られた知見は以下の通りである。

- (1) 既往の研究成果について調査した結果、プール沸騰の q_{CHF} が向上するメカニズムとして、(1) 毛管力による液供給、(2) 伝熱面積拡大効果（フィン効果）、(3) 流体力学的不安定現象、(4) 伝熱面の濡れ性などが関連していると考えられる。
- (2) これまでの本研究の成果を調査した結果、HPP を用いた際の q_{CHF} 向上には、(1) 毛管力による液供給、(2) セル内部に直接流入する液供給、(3) セルからの蒸気排出、(4) 伝熱面の濡れ性等が重要であり、HPP 装着時には、それらの複合効果により、 q_{CHF} が向上することが実験的に示された。しかし、各素過程がどの程度 q_{CHF} 向上に寄与するかについてはよくわかっていない。そこで、本論文では、試験流体は水のみとして、シンプルな条件下における、(1) と (2) の素過程の q_{CHF} 向上効果について詳細に把握することを目的とすべきであることが明らかとなった。

第2章では、HPP 装着時の q_{CHF} 向上に寄与する2つの液供給効果について報告した。具体的には、(1) 毛管力による伝熱面上への液供給と (2) 蒸気排出孔に直接流入する液供給の各素過程が q_{CHF} 向上に与える影響について、各素過程を分離した要素実験の結果について説明した。また、各素過程での実験結果、(1) と (2) の効果が複合した通常のプール沸

騰実験結果の実測値について、毛管限界モデルの予測値と比較検討し、モデルの妥当性についての検討結果を報告した。本章で得られた知見は以下の通りである。

- (1) 毛管抽出実験の結果を毛管限界モデルにより、非常によく説明することができる。さらに、毛管限界モデルで仮定したように、 q_{CHF} 到達以前では、多孔質体内部は完全に含水状態で、 q_{CHF} 到達時に多孔質体内部に伝熱面近傍から乾燥領域が急激に広がることで、伝熱面温度の急上昇が生じると示唆された。
- (2) プール沸騰実験下での q_{CHF} は、毛管抽出実験の場合の実測値や毛管限界モデルによる試算結果と同様に、HPP の板厚 δ_h が薄くなるにつれて増大する傾向がある。
- (3) 高熱流束域における、プール沸騰 q_{CHF} 向上において、向上要因としては毛管効果が支配的であり、特に、板厚 $\delta_h < 1.6 \text{ mm}$ ($q_{CHF} > 3.5 \text{ MW/m}^2$) においてはセルへの液供給効果の寄与はなくなり、液供給は毛管力のみによってなされ、 q_{CHF} を 3.5 MW/m^2 以上に向上させるためには、毛管力による液供給が重要である。

第3章では、詳細な沸騰様相の観察から、新たに q_{CHF} 到達の律速要因として示唆された HPP 上部形成される合体大気泡が q_{CHF} 向上に与える影響について検討した結果について報告した。毛管限界モデルを基に、従来の NAHPP よりも q_{CHF} 向上が期待されるメンブレンフィルター（膜厚 $150 \mu\text{m}$ ）を用いて実験的に検討結果と沸騰様相の観察結果について説明した。その結果、 q_{CHF} 向上に有効な手法として、二層構造 HPP による手法について報告した。本章で得られた知見は以下の通りである。

- (1) 板厚 δ_h が $100 \mu\text{m}$ 程度の薄い多孔質体の場合、合体泡の影響を受け、多孔質体内の液枯れが生じ、毛管限界より低い値で q_{CHF} に達することが考えられる。
- (2) 板厚 δ_h が $100 \mu\text{m}$ 程度の薄い多孔質体を装着する場合でも、その上に液保持用の多孔質体を設置することで、合体泡滞留中に、多孔質体内の液が消耗し尽くすのを防ぐことができる。結果として、 q_{CHF} を向上させることができる。

- (3) 伝熱面と HPP の隙間領域の存在により，発生した蒸気はこの隙間領域を通過することが可能となり，伝熱面上への液体供給がしやすくなるため， q_{CHF} 向上の観点から，この隙間領域は重要である。

第4章では，二層構造 HPP を装着した際の伝熱面姿勢が飽和プール沸騰限界熱流束向上に与える影響について調査した結果について報告した．特に，下向き伝熱面での実験結果について説明した．本章で得られた知見は以下の通りである．

- (1) 下向き伝熱面では，合体気泡の滞留による影響から，裸面の場合と二層構造 HPP の場合の両方とも，程度の差はあるが，傾斜角度の増大に伴い， q_{CHF} が減少する傾向にある．この合体気泡の滞留による影響は，特に，裸面の場合に顕著に現れ，下向き伝熱面下で q_{CHF} を向上するためには，合体気泡滞留中での伝熱面近傍の液体保持が重要である．
- (2) 本報で検討した全ての伝熱面姿勢において，二層構造 HPP の実測値は，裸面の場合と比較して， q_{CHF} が 1.6 倍以上に向上した．さらに，伝熱面姿勢が同じ場合の実測値について，裸面に対する二層構造 HPP の q_{CHF} 促進率を比較すると，合体気泡の滞留による影響がより顕著に現れる $\theta=180^\circ$ の場合にその値は最大で，3 倍以上に向上した．以上のように，下向き伝熱面下においても，二層構造 HPP を用いた手法が合体気泡滞留中の影響の低減に有効な手段であることが示唆された．

以上より，本研究で得られた成果をまとめると，大きくは2つにまとめられる．

- (1) HPP の最適な幾何形状，および，細孔構造に関する知見を得る上で，密接な関わりをもつ (1) 毛管力による液体供給と (2) セル内に流入する液体供給を詳細に把握することを目的と HPP を用いた冷却手法について， q_{CHF} 向上する上で，最適な HPP の幾何形状を与えるためのモデルを構築したことである．

(2) HPP を二層構造化することがさらなる q_{CHF} 向上する際の鍵となることを示唆する結果を得たことにある。これまでの研究からは、毛管力による液供給限界の観点から、HPP の板厚を薄くすることが有効である結果が示されてきた。しかし、HPP の板厚を薄くしすぎると合体気泡の滞留中に多孔質体内部に液枯れが発生するという、毛管限界とは別の律速要因を新たに発見し、そのように板厚の薄い HPP でも、上部に液保持用の透過係数の大きい（多孔質体内部の液流の摩擦損失が小さい）別の HPP を重ねて設置することで、液枯れを防ぐことを実現した。

以上が本論文で得られた成果であるが、現段階では q_{CHF} 向上は、約 2 MW/m^2 に留まっており、本論文で得られた成果をベースに、今後はさらなる q_{CHF} 向上を実現することが課題である。二層構造 HPP の最適な細孔構造や幾何形状について、現時点ではよくわかっていない。また、HPP 装着時の伝熱面の濡れ性と q_{CHF} の関係については、詳細には整理できておらず、 q_{CHF} 向上に寄与する各素過程を包括した理論モデルの構築には至っていない。今後、さらなる q_{CHF} 向上を目指すためには、二層構造 HPP 内部の最適な細孔構造（細孔径、空隙率、動的濡れ速度、細孔の配向性、材質の組み合わせなど）と幾何形状（壁厚、蒸気排出孔径、構造体高さ）、伝熱面の濡れ性が q_{CHF} 向上に与える影響をさらに明らかにすべきである。

謝辞

本研究の遂行および本論文の作成にあたり、本学 奥山邦人教授，森昌司准教授には多大なご指導・ご鞭撻を賜るだけでなく，研究生活面，今後の研究者としての進路等多くのことに親身になってご助言を頂き，大変お世話になりました．ここに深く感謝し，心より御礼申し上げます．

また，本論文の作成にあたり有益なご提言を頂きました，本学 上ノ山周教授，羽深等教授，中村一穂准教授に心から感謝申し上げます．

本研究の遂行を始めとして，研究室での生活等について，時には厳しく，時には優しくご指導を頂いた本学 田中美香子助手に心から感謝申し上げます．

実験装置の作成，実験やデータ整理から研究に関する助言まで，多くの協力を頂きました，森研究室卒業生 黒川健太さん，尾越敦貴さん，スアズランビンエムティアズナムさん，今井亮輔さん，榊原史起さん，柳沢隆太さん，平敬史さん，現森研究室学生 横松史久さん，小林哲さん，牟田明広さん，今西孝介さん，深く心から感謝の意を表します．そして，研究に対する助言だけでなく，時には温かいお言葉をかけて頂いた奥山研究室・森研究室の諸先輩，同期，後輩の皆様，ならびに学会を通してお世話になりました多くの研究者と本学教職員の方々に厚く御礼申し上げます．

最後に，博士課程への進学に理解をもって，常に協力し支えてくれた家族である丸岡一也さん，丸岡泰代さん，丸岡平さん，ならびに大学生活の様々な面で支えて頂いた友人である青山謙佑さん，濱田建二・栄子ご夫妻に深く感謝致します．

平成 30 年 3 月

丸岡 成

参考文献

- [1] W. R. Gambill and J. H. Lienhard, “An Upper Bound for the Critical Boiling Heat Flux,” *J. Heat Transfer*, vol. 111, pp. 815–818, 1989.
- [2] A. Bar-Cohen, “Thermal Management of Electronic Components with Dielectric Liquids,” *JSME Int. J. Ser. B Fluids Therm. Eng.*, vol. 36, no. 1, pp. 1–25, 1993.
- [3] H. Honda and J. J. Wei, “Enhanced boiling heat transfer from electronic components by use of surface microstructures,” *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 28, no. 2–3, pp. 159–169, 2004.
- [4] R. L. WEBB, “Nucleate Boiling on Porous Coated Surfaces,” *heat Transf.*, vol. 4, pp. 71–82, 1983.
- [5] S. P. Malysenko, “Features of heat transfer with boiling on surfaces with porous coatings,” *Therm. Eng.*, vol. 38, no. 2, pp. 38–45, 1991.
- [6] M. P. Mughal and O. a. Plumb, “An experimental study of boiling on a wicked surface,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 39, no. 4. pp. 771–777, 1996.
- [7] J. Y. Chang and S. M. Yout, “Enhanced boiling heat transfer from micro- porous surfaces : effects of a coating composition and method,” vol. 40, no. 18, pp. 4449–4460, 1997.
- [8] G. S. Hwang and M. Kaviany, “Critical heat flux in thin, uniform particle coatings,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 49, no. 5–6, pp. 844–849, 2006.
- [9] M. Arik, A. Bar-Cohen, and S. M. You, “Enhancement of pool boiling critical heat flux in dielectric liquids by microporous coatings,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 50, no. 5–6, pp. 997–1009, 2007.
- [10] A. K. S. and J. M. Buchlin, “Enhanced Cooling via Boiling in Porous Layers : The Effect of Vapor,” vol. 121. pp. 205–210, 1999.
- [11] W. Wu, J. Du, X. Hu, and B. Wang, “Pool boiling heat transfer and simplified one-dimensional model for prediction on coated porous surfaces with vapor channels,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 45, no. 5, pp. 1117–1125, 2002.

- [12] J. H. Lienhard, V. K. Dhir, and D. M. Riherd, "Peak Pool Boiling Heat -Flux Measurements on Finite Horizontal Plates," *Journal of Heat Transfer*. pp. 477–482, 1973.
- [13] S. G. Liter and M. Kaviany, "Pool-boiling CHF enhancement by modulated porous-layer coating: Theory and experiment," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 44, no. 22, pp. 4287–4311, 2001.
- [14] D. H. Min, G. S. Hwang, Y. Usta, O. N. Cora, M. Koc, and M. Kaviany, "2-D and 3-D modulated porous coatings for enhanced pool boiling," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 52, no. 11–12, pp. 2607–2613, 2009.
- [15] T. OKAWA, "Boiling Heat Transfer Characteristics of Nanofluids," *JAPANESE J. Multiph. FLOW*, vol. 28, no. 2, pp. 167–174, 2014.
- [16] S. M. You, J. H. Kim, and K. H. Kim, "Effect of nanoparticles on critical heat flux of water in pool boiling heat transfer," *Appl. Phys. Lett.*, vol. 83, no. 16, pp. 3374–3376, 2003.
- [17] H. Kim, "Enhancement of critical heat flux in nucleate boiling of nanofluids : a state-of-art review," *Nanoscale Res. Lett.*, vol. 6, p. 415, 2011.
- [18] L. Cheng, E. P. Bandarra Filho, and J. R. Thome, "Nanofluid Two-Phase Flow and Thermal Physics: A New Research Frontier of Nanotechnology and Its Challenges," *J. Nanosci. Nanotechnol.*, vol. 8, no. 7, pp. 3315–3332, 2008.
- [19] S. M. Kwark, M. Amaya, R. Kumar, G. Moreno, and S. M. You, "Effects of pressure, orientation, and heater size on pool boiling of water with nanocoated heaters," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 53, no. 23–24, pp. 5199–5208, 2010.
- [20] H. S. Ahn, G. Park, J. M. Kim, J. Kim, and M. H. Kim, "The effect of water absorption on critical heat flux enhancement during pool boiling," *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 42, pp. 187–195, 2012.
- [21] J.E. Jackson, B.V. Borgmeyer, C.A. Wilson, P. Chen, J.E. Bryan, Characteristics of nucleate boiling with gold nanoparticles in water, in: ASME 2006, International Mechanical

Engineering Congress and Exposition, *American Society of Mechanical Engineers*, pp. 385–390, 2006.

- [22] R. Chen, M.-C. Lu, V. Srinivasan, Z. Wang, H.H. Cho, A. Majumdar, "Nanowires for enhanced boiling heat transfer," *Nano Lett.*, vol. 9, no. 2, 548–553, 2009.
- [23] K.-J. Park, D. Jung, S.E. Shim, Nucleate boiling heat transfer in aqueous solutions with carbon nanotubes up to critical heat fluxes, *Int. J. Multiph. Flow*, vol. 35 no. 6, pp. 525–532, 2009.
- [24] R. Kathiravan, R. Kumar, A. Gupta, R. Chandra, "Preparation and pool boiling characteristics of copper nanofluids over a flat plate heater," *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 53 (9–10), pp. 1673–1681, 2010.
- [25] H. Kim, H.S. Ahn, M.H. Kim, "On the mechanism of pool boiling critical heat flux enhancement in nanofluids," *J. Heat Transfer*, vol. 132, no. 6, 061501, 2010.
- [26] Z.-H. Liu, J.-G. Xiong, R. Bao, "Boiling heat transfer characteristics of nanofluids in a flat heat pipe evaporator with micro-grooved heating surface," *Int. J. Multiph. Flow*, vol. 33, no. 12, pp. 1284–1295, 2007.
- [27] W. Wu, H. Bostanci, L.C. Chow, Y. Hong, M. Su, J.P. Kizito, "Nucleate boiling heat transfer enhancement for water and FC-72 on titanium oxide and silicon oxide surfaces," *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 53 (9–10), pp. 1773–1777, 2010.
- [28] C. Gerardi, J. Buongiorno, L.W. Hu, T. McKrell, "Infrared thermometry study of nanofluid pool boiling phenomena," *Nanoscale Res. Lett.*, vol. 6, no. 1, 2011.
- [29] M.-C. Lu, R. Chen, V. Srinivasan, V.P. Carey, A. Majumdar, "Critical heat flux of pool boiling on Si nanowire array-coated surfaces," *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 54, (25–26), pp. 5359–5367, 2011.
- [30] Z. Yao, Y.W. Lu, S.G. Kandlikar, "Effects of nanowire height on pool boiling performance of water on silicon chips," *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 50, no. 11, pp. 2084–2090, 2011.

- [31] S. Mori and K. Okuyama, "Enhancement of the critical heat flux in saturated pool boiling using honeycomb porous media," *Int. J. Multiph. Flow*, vol. 35, no. 10, pp. 946–951, 2009.
- [32] S. Mori, L. Shen, and K. Okuyama, "Effect of the cell size of a honeycomb porous plate attached to heated surface on the CHF in saturated pool boiling," *2010 14th Int. Heat Transf. Conf.*, vol. 1, pp. 255–265, 2010.
- [33] S. Mori, S. Mt Aznam, and K. Okuyama, "Enhancement of the critical heat flux in saturated pool boiling of water by nanoparticle-coating and a honeycomb porous plate," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 80, pp. 1–6, 2015.
- [34] S. Mt Aznam, S. Mori, F. Sakakibara, and K. Okuyama, "Effects of heater orientation on critical heat flux for nanoparticle-deposited surface with honeycomb porous plate attachment in saturated pool boiling of water," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 102, pp. 1345–1355, 2016.
- [35] S. Mt, S. Mori, A. Ogoshi, and K. Okuyama, "International Journal of Heat and Mass Transfer CHF enhancement of a large heated surface by a honeycomb porous plate and a gridded metal structure in a saturated pool boiling of nanofluid," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 115, pp. 969–980, 2017.
- [36] K. S. Udell, "Heat transfer in porous media considering phase change and capillarity—the heat pipe effect.pdf," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 28, no. 2, pp. 485–495, 1985.
- [37] B. N. Taylor and C. E. Kuyatt, "Guidelines for Evaluating and Expressing the Uncertainty of NIST Measurement Results," in *National Institute of Standards and Technology Note 1297*, 1994, pp. 1–20.
- [38] Y. Haramura and Y. Katto, "A new hydrodynamic model of critical heat flux, applicable widely to both pool and forced convection boiling on submerged bodies in saturated liquids LIQUIDS," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 26, no. 3, pp. 389–399, 1983.
- [39] B. O. G. Davidson, J. F. and Schueler, "Bubble formation at an orifice in an inviscid liquid," *Trans. Inst. Chem. Eng.*, vol. 38, pp. 335–342, 1960.

- [40] F. Walters, J. K. and Davidson, J., “The initial motion of a gas bubble formed in an inviscid liquid,” *J. Fluid Mech.*, vol. 26, pp. 321–336, 1963.

記号表

A_H	area of heated surface
g	acceleration of gravity
h_{fg}	latent heat of vaporization
K	permeability
N_j	number of escaping vapor jets on a heater of area
q	heat flux
q_{CHF}	critical heat flux
$q_{CHF,h}$	prediction of the CHF proposed by Liter and Kaviany
$q_{CHF,z}$	Zuber's prediction for the CHF of the plain surface
r_{eff}	effective pore radius
s	liquid saturation
s_{theory}	theoretical liquid saturation
s_{exp}	experimental liquid saturation
T_1	temperature at TC1
T_2	temperature at TC2
v_1	volumetric growth rate of the bubble
V_l	liquid volume evaporated during the bubble hovering period
V_p	maximum volume of water contained in a porous medium

ギリシャ文字

δ_h	height of the honeycomb porous plate
δ_1	distance between TC1 and TC2
δ_2	distance between TC1 and the boiling surface
Δp_a	accelerational pressure drop caused by a phase change from liquid to vapor

$\Delta p_{c,\max}$	maximum capillary pressure
Δp_l	frictional pressure drops caused by liquid flow in the porous medium
$\Delta p_{l,1}$	frictional pressure drops caused by liquid flow in the MFM
$\Delta p_{l,2}$	frictional pressure drops caused by liquid flow in the MPP
Δp_g	frictional pressure drops caused by vapor flow through the channels
ΔT_{sat}	superheat
ε	porosity of a honeycomb porous plate
ϕ	aperture ratio
ρ	density
λ	thermal conductivity
λ_d	most susceptible Taylor unstable wavelength in a horizontal liquid-vapor interface
λ_m	modulation wavelength
σ	surface tension between a liquid and its vapor
τ_d	bubble hovering period over the heated surface
$\tau_{d,theory}$	bubble hovering period over the heated surface is obtained using the theory of Davidson
$\tau_{d,exp}$	bubble hovering period measured by a high-speed camera
ξ	volumetric ratio of the accompanying liquid to the moving bubble

下付き文字

g	gas
l	liquid

公表論文目録

(A) 本論文を構成する査読論文

- 1) 丸岡 成, 森 昌司, 奥山 邦人, ハニカム多孔質体を用いたプール沸騰限界熱流束向上に与える毛管効果の影響”, 日本機械学会論文集, 82 巻 840 号, p.16-00106, 2016.

⇒第2章

- 2) 丸岡 成, 森 昌司, 奥山 邦人, ハニカム多孔質体上部に形成される合体大気泡が飽和プール沸騰限界熱流束に与える影響, 混相流, 27 巻 5 号, pp. 631-638, 2014.

⇒第3章

- 3) S. Mori, N. Maruoka, and K. Okuyama, “Critical heat flux enhancement by a two-layer structured honeycomb porous plate in a saturated pool boiling of water water,” Int. J. Heat Mass Transf., vol. 118, pp. 429–438, 2018.

⇒第3章

(B) 国際会議発表論文 (査読有り)

- 1) N. Maruoka, S. Mori and K. Okuyama, “IMPROVEMENT OF STRUCTURE IN A HONEYCOMB POROUS PLATE FOR POOL BOILING CHF ENHANCEMENT,” Proceedings of the 25th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE25, July 2-6, 2017, Shanghai, China.

⇒第3章

- 4) N. Maruoka, S.Mori and K. Okuyama, “RELATIONSHIP BETWEEN COALESCENT BUBBLES HOVERING ON A HONEYCOMB POROUS PLATE AND THE CHF IN A POOL BOILING”, The 6th International Symposium on Micro and Nano Technology, ISMNT-6, March 19-22, 2017, Fukuoka, Japan.

⇒第3章

- 5) N. Maruoka, S. Mori, R. Imai and K. Okuyama, “LIQUID SUPPLY PROCESSES TO HEATED SURFACE FOR CHF ENHANCEMENT USING A HONEYCOMB POROUS PLATE IN A SATURATED POOL BOILING”, The 4th International Forum on Heat Transfer, IFHT2016,

November 02-04, 2016, Sendai, Japan.

⇒第2章

- 6) 4) S. Mori, N. Maruoka and K. Okuyama, “CRITICAL HEAT FLUX ENHANCEMENT OF POOL BOILING USING HONEYCOMB POROUS PLATE WITH TWO-LAYER STRUCTURE”, The 9th Minsk International Seminar “Heat Pipes, Heat Pumps, Refrigerators, Power Sources”, September 07-10, 2015, Minsk, Belarus.

⇒第3章

(C) 国内講演発表論文

- 1) 丸岡 成, 森 昌司, 奥山 邦人, 二層構造ハニカム多孔質体による下向き伝熱面の飽和プール沸騰限界熱流束の向上, 2017, 豊橋.

⇒第4章

- 2) 丸岡 成, 森 昌司, 今井 亮輔, 奥山 邦人, ハニカム多孔質体のセルへの液流入がプール沸騰限界熱流束に与える影響, 日本混相流学会混相流シンポジウム 2016, 京都.

⇒第2章

- 3) 丸岡 成, 森 昌司, 今井 亮輔, 奥山 邦人, ハニカム多孔体装着時の沸騰限界熱流束向上に寄与する液体供給メカニズムに関する検討, 第20回動力・エネルギー技術シンポジウム, 2015, 仙台.

⇒第2章

- 4) 丸岡 成, 森 昌司, 奥山 邦人, ハニカム多孔体を用いた飽和プール沸騰限界熱流束向上に与える毛管力による液供給効果, 第52回日本伝熱シンポジウム, 2015, 福岡.

⇒第2章

- 7) 丸岡 成, 森 昌司, 奥山 邦人, ハニカム状多孔質体による飽和プール沸騰限界熱流束の向上に与える合体泡の影響, 日本混相流学会混相流シンポジウム 2013, 長野.

⇒第3章

- 8) 丸岡 成, 森 昌司, 奥山 邦人, ハニカム多孔質体と伝熱面間に形成される隙間領域がプール沸騰限界熱流束に与える影響, 化学工学会盛岡大会 2013, 盛岡.

⇒第3章

- 9) 森 昌司, 丸岡 成, 奥山 邦人, 二種類のハニカム 多孔質体を積層させることによる飽和プール沸騰の限界熱流束の向上, 第50回日本伝熱シンポジウム, 2013, 仙台.

⇒第3章

- 10) 森 昌司, 黒川 健太, 丸岡 成, 奥山 邦人, ハニカム多孔質体を用いた飽和プール沸騰の限界熱流束に与える毛管力の影響, 第18回動力・エネルギー技術シンポジウム, 2013, 千葉.

⇒第2章

本論文に関連する特許

- 1) 冷却器及びそれを用いた冷却装置、並びに、発熱体の冷却方法, 日本国, 出願人: 国立大学法人横浜国立大学, 発明者: 森 昌司, 丸岡 成, 出願番号 (特願 2015-106716, 2015/5/26), 公開番号 (特開: 2016-217684, 2016/12/22).

⇒第3章

- 2) COOLER, COOLING DEVICE USING SAME, AND METHOD FOR COOLING HEAT GENERATION ELEMENT, Applicants: National university corporation Yokohama National University, Inventors: Shoji Mori, Naru Maruoka, Kunito Okuyama, Toru Harada and Suazlan Bin Mt Aznam, International Application No.: PCT/JP2014/052783, Publication Date: 25.09.2014, International Filing Date: 06.02.2014.

⇒第3章

- 3) 冷却器及びそれを用いた冷却装置、並びに、発熱体の冷却方法, 日本国, 出願人: 国立大学法人横浜国立大学, 発明者: 森 昌司, 丸岡 成, 奥山 邦人, 原田 享, スアズランビンエムティアズナム, 出願番号 (特願 2013-262872, 2013/12/19), 公開番号 (特開: 2014-206365, 2014/10/30), 登録番号 (特許第 5882292 号, 2016/2/12).

⇒第3章