垂直円管流路における限界出力予測の研究*

Study on Critical Power Prediction of Vertical Circular Tube

関 口 明 弘** 師 岡 慎 一**
SEKIGUCHI Akihiro MOROOKA Shinichi

Abstract The purpose of this study is to improve the critical power prediction accuracy of a film dry-out model at a high mass flux. The factor that overestimated the critical power in a high mass flux region was analyzed, and it was found from analysis results that entrainment due to boiling in the liquid film was the main factor. Both film dry-out models with and without the boiling effect was compared with a wide range of critical power data including BWR operating conditions. The average and standard deviations of prediction accuracy (prediction/measurement) without the boiling effect were 1.44 and 0.25, respectively. The prediction accuracies with the boiling effect were 0.98 and 0.097. Thus, the prediction accuracy was improved. It was clarified that the boiling in the thin liquid film was more likely to occur, using Chen's forced convection correlation, Bergles-Rohsenow's onset boiling correlation and Tsukuda's boiling curve.

Keywords: Critical power, Circular tube, Dry-out, Liquid film model, Heat transfer, Entrainment

1. 緒言

沸騰水型原子炉は、経済性の観点から同じ大きさの原子炉からより多くの電気出力を発生させる高出力密度原子炉の開発競争により、BWR（電気出力 110 万 kWe）、ABWR（135 万 kWe）、ESBWR（150 万 kWe）、そして次世代原子炉（180 万 kWe）と、電気出力が増大してきている。

原子炉の出力は燃料の除熱限界によって制限され、原子炉の出力密度の増大には、より除熱限界性能の大きな燃料の開発が必要である。現在の燃料開発では、実機サイズのモックアップ試験体を用いた限界出力測定結果に基づいた実験式による予測が主流であり、燃料を考案するたびに実験により確認している[1]。実機サイズの試験では、10MW 規模の出力を有する試験体と、高温、高压

仕様の熱流動ループが必要であり、過大な開発コストが必要であり性能最適化のネックとなっている。計算によって限界出力を予測することができれば、高出力かつ安全性を十分に考慮した最適燃料設計が低コストそして短い開発期間で可能となる。これまでも限界出力予測のための液膜ドライアウトモデルの構築はなされており、Fig.1 に示すように燃料棒表面の流れ方向の薄液膜流の変化（流入、流出、液滴再付着、液滴飛散、蒸発の収支）から液膜消失（ドライアウト）出力を予測している[2]。光武ら[3]は、低流量では限界出力測定値と予測値は一致するが、高流量域では測定値を過大評価してしまう要因として、サブチャンネル内の蒸気速度分布による液膜の局所的な破断と考え、汎用解析コード Star-CD の結果

*2013.12.18 受付

**早稲田大学 先進理工学研究科 共同原子力専攻 〒169-8555 東京都新宿区大久保 3-4-1

TEL: (03)5286-8216 E-mail:morooka@waseda.jp

に基づいて、ドライアウトが発生する液膜厚さの補正を行っている。ただし、限定された範囲のデータとしか検証を行っておらず、さらに他の要因についての検討も行っていない。菅原[4]も、従来の液膜モデルでは、高流量域では測定値を過大評価してしまうため、高流量域では液膜から発生する蒸気流により液滴付着が抑制されるモデルを導入して、高流量域の予測精度を改善している。また、大川ら[5]は、高流量域とは記述していないが、液膜内での沸騰による液滴飛散モデルを組み込んで予測精度を改善しているが、液膜内で沸騰が生ずるかどうかの検討は行われていない。このように、高流量域で測定値を過大評価してしまう要因を各研究者が独自にモデルを検討し、モデルに基づいて予測精度の改善を行っているが、現在の知見からの主たる要因（詳細については、3章で述べるが、要因として液膜内での沸騰による液滴飛散率の増加、蒸気発生流速による液滴付着率抑制、バンドル特有の断面内流速分布による液膜局所破断、液滴衝突時の液滴発生を考えた）の洗い出し（要因分析）、その要因が実際に生ずる可能性検討そしてそのモデルを使用して広範囲のデータとの比較検討は筆者の知る範囲では報告されていない。このような観点から、本研究では、基本モデルと試験データとの比較を行い、高流量域では測定値を過大評価することを確認する。次に、過大評価する要因分析を行い、主たる要因の抽出を行い、主たる要因のモデルを組み込んだ液膜ドライアウト解析と広範囲な試験データとの比較を行う。最終的には、主たる要因が実際の現象として生ずる可能性についても検討を行う。最終ターゲットはBWR燃料集合体の限界出力予測であるが、燃料集合体系では、サブチャンネル流路間のクロスフローなど、まだ十分に解明されていない現象があるので、今回は円管垂直流路体系とした。ただし、対象とする流体条件は、BWR 通常運転時の圧力 7 MPa、質量流束 300～1,950（通常運転時 1,500 kg/(m²s)）[6]、流路形状はBWR燃料相当の加熱長 $L \approx 4\text{m}$ 、流路径 $D \approx 1\text{cm}$ 程度を含んだ広範囲の条件とした。本研究では、DNB型（Departure from Nucleate Boiling）ではなく、ドライアウト型除熱限界を対象としている。上記圧力、流量範囲では 佃ら[6]がBWR燃料集合体を模擬した試験体を用いて、除熱限界はドライアウト型であることを試験的に確認して

いる。

本研究の特徴をまとめると、①液膜ドライアウトモデルにより高流量域で測定値を過大評価してしまう要因を特定する。②特定した要因を取り入れたモデルの予測精度向上を定量的に明らかにする。③主たる要因が実際の現象として生ずる可能性を明らかにする。

2. 基本モデルと試験データとの比較

2.1 基本モデル

液膜流モデル解析を用いて、燃料棒表面の流れ方向の薄液膜流の変化（流入、流出、液滴付着、液滴飛散、蒸発、の収支）から液膜消失（ドライアウト）出力を予測した。

環状流中の液膜流量 G_f の加熱長さ方向の変化は次式で表せられる。

$$\frac{dG_f}{dz} = \frac{4}{D} (m_d - m_e - m_v) \quad (1)$$

基本モデルとは、液滴飛散率を計算する際、液膜・蒸気相間に生じる界面せん断力による液滴発生のみを考えているモデルをいう。液滴付着率そして液滴発生率に関する相関式は多数報告されている。本研究では広範囲なデータに基づいて作成された大川らの相関式を主として用いた[5,7]。使用した主要な相関式を以下に示す。

Fig.1 Dry-out model of the heated surface.

(1)液滴付着率

環状流のコア部蒸気流中の液滴は気相の乱流拡散によって壁面上の液膜に付着する。液滴の濃度は断面内でほぼ一様に分布していると考え、コア部蒸気流中の液滴の液膜への液滴付着率 m_d は質量輸送係数 k_d を比例定数とする液滴濃度の一次式で表す[5,7]。

$$m_d = k_d C \quad (2)$$

$$k_d \sqrt{\frac{\rho_g D}{\sigma}} = 0.0632 \left(\frac{C}{\rho_g} \right)^{-0.5} \quad (3)$$

(2)液滴発生率

従来の液膜流モデルでは液滴飛散率を計算する際、液膜・蒸気相間に生じる界面せん断力による液滴発生のみを考えている。液滴発生は主に液膜と蒸気間の界面せん断力が界面の表面張力を局所的に上回ることによって生じる。界面せん断力による液滴発生率 m_{es} は以下のように求める[5,7]。

$$m_{es} = k_e \rho_l \pi_e^n \quad (4)$$

k_e は液滴発生における質量輸送係数であり、指数 n と共に試験値から決定された係数であり以下のように与えられる。

$$\begin{array}{ccc} \pi_e & 0.06 & 5 \\ k_e = 3. & 0^{-2} & \\ n = 2.3 & & \end{array} \quad \begin{array}{ccc} 0.06 & 5 & \pi_e \\ k_e = .6 & 0^{-3} & \\ n = .2 & & \end{array} \quad \begin{array}{ccc} 0.2 & 5 & \pi_e \\ k_e = 6. & 0^{-4} & \\ n = 0.5 & & \end{array} \quad (5)$$

また、 π_e は界面せん断力と液膜の表面張力の比を表した無次元数であり、

$$\pi_e = \frac{f_i \rho_g J_g^2}{\sigma / \delta} \quad (6)$$

液膜厚さは以下のように計算した[5,7,8]。

$$\delta = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{f_w \rho_l (-E) J_l}{f_i \rho_g J_g}} D \quad (7)$$

$$f_i = 0.005 \left(+300 \frac{\delta}{D} \right) \quad (8)$$

$$f_w = \max \left(\frac{6}{Re_f}, 0.005 \right) \quad (9)$$

(3)液膜蒸発

環状流中では気液は熱平衡状態にあると考え、蒸発による液膜の減少量 m_v は次式で計算する。

$$m_v = \frac{q}{h_{gl}} \quad (10)$$

(4)環状流開始判定条件

加熱管内にサブクール状態で流入した液単相流は加熱により気泡・スラグ流を経て環状流に遷移していく。本研究では、環状流開始点は、高温高圧垂直水-蒸気二相流での流動様式の測定試験データを用いて Wallis の相関式[9]の係数の修正を行った師岡の式[10]を用い環状流開始点のクオリティ x_{tr} を次式により求めた。

$$x = \frac{0.2 \ 6 + 0.5 \ \frac{x_l}{G}}{0.2 \ 6 + \frac{x_l}{x_g}} \quad (11)$$

$$x_g = \sqrt{g D (\rho_l - \rho_g) \rho_g} \quad (11a)$$

$$x_l = \sqrt{g D (\rho_l - \rho_g) \rho_l} \quad (11b)$$

環状流に遷移したときの液滴と液膜の割合については実験情報がほとんど得られていない。このため、環状流遷移時の液滴流量比を一定値とするもの、加熱壁面における液膜の安定性を基本として限界熱流束データより遷移時液膜厚さを与えるもの[4]などがある。大川ら[5]は、環状流遷移時の液滴流量比が平衡液滴濃度に等しいと仮定することにより、遷移時液滴流量比を定めている。本研究では、大川ら[5]と同様な手法を用い、平衡液滴濃度に関しては、Ishii らの式[11]を用いた。

(5)液膜ドライアウト条件

大川らは、伝熱面に液膜が存在しているにも関わらず、熱伝達率が著しく低下するという試験結果に基づいてドライアウト条件を設定している。Chun[12]らは限界熱流束の実験結果から、液膜ドライアウトの発生条件を液膜厚さから以下のように関連している。

Fig.2 Flowchart for critical power prediction.

$$\delta_{min} = \left(\frac{q}{h_{gl} G_f} \right)^{0.35} \frac{v_{gl} \mu_f^2}{\sigma} \cdot \left(\frac{\mu_g}{\mu_f} \right)^{0.6} \quad (12)$$

ここで、 v_{gl} は気相と液相の比容積の差である。本研究では、局所的な液膜厚さに着目し、上式を用いてドライアウトの判定を行った。

(6)計算プログラム

限界出力計算に用いた主たる相関式そしてモデルについて説明した。Fig.2 に計算プログラムのフローチャートを示す。まず、初期出力を設定する。発熱長を軸方向に N 分割し各ノードに対してクオリティを計算する。式(11)で環状流開始点を判定し、そのノードから式(1)を用いた液膜流量を計算し、式(7)から求めた液膜厚さと式(12)の限

界液膜厚さを比較してドライアウトの判定を行い。ドライアウト条件を満たすまで、出力を変化し繰り返し計算を行う。

2.2 基本モデルと 試験データとの比較

上述したモデル及び相関式を用いて、軸方向均一加熱・垂直円管上昇流の試験結果に対して、上述した計算プログラムにより限界出力予測計算を行った。本研究が BWR 運転条件かつ液膜ドライアウトで生ずる限界出力を対象としているので、解析対象の圧力条件は BWR 定格運転圧力である $P=7$ MPa として解析データの選別を行った。

Wurtz の流量依存性の試験値[13]と予測値を比較した結果が Fig. 3 である。図中には、代表的な BWR 定格運転流量、試験値、基本モデルの予測値を破線、液膜液滴完全蒸発 ($X_{eq}=1.0$) を一点鎖線で示している。基本モデルの予測値では $G=500$ kg/m²s を境に限界出力の過大評価 (予測値>試験値) がみられる。さらに、BWR 運転流量範囲を含む広範囲の限界出力の試験値[13-16]予測値との比較結果、およびその予測精度 (ECPR=Experimental Critical Power Ratio, 予測値/測定値) のヒストグラムを Fig. 4、Fig. 5 に示す。この結果から、予測精度 (予測値/試験値) の平均値は 1.44 であり、約 50%基本モデルは試験値を過大評価している。

3. モデルの検討

基本モデルで、高流量領域で限界出力を過大評価してしまう要因として、液滴付着の予測値が実際の値より減っている、もしくは液滴飛散の予測値が実際の値より増えていることが挙げられる。これまで、高流量域での予測精度向上を目的とした以下のモデルが提案されている。

3.1 提案されているモデル (要因)

(1)液膜内での沸騰による液滴飛散率の増加[5]

伝熱面の液膜内で生じる沸騰気泡によって液膜が微細化し、液滴が飛散することにより液滴付着率が増加するというモデルである。植田ら[17]の常圧流下液膜沸騰試験では確かめられている現象であるが、本研究が対象としている高温高压高流量での強制対流沸騰試験では観測が難しく未確認な現象である。

(2)蒸気発生流速による液滴付着率抑制[4]

液滴の付着は、液滴が伝熱面に向かう半径方向速度を有しているために起こる現象である。とこ

ろが、液膜では壁面加熱による蒸発が生じているので半径方向の蒸気発生が発生している。この発生蒸気により、液滴の付着を妨げ液滴付着率を減少させるモデルである。

(3)バンドル特有の断面内流速分布による液膜局所破断[3]

燃料棒バンドルのサブチャンネルにおいて、サブチャンネル内の蒸気速度分布による液膜の局所的な破断により、間欠的な液膜破断が生じるモデルである。

(4)液滴衝突時の液滴発生

液膜へ液滴が付着する際、その衝撃により液滴のはじき出され液滴発生率が増加するモデルである。

3.2 要因分析と主たる要因の絞り込み

3.1 では要因と考えられるモデルについて説明した。ここでは、各要因を分析して主たる要因の絞り込みを行う。

(1)液膜内での沸騰による液滴飛散率の増加

定格流量では限界熱流束は 10^6 W/m^2 程度であり「液膜内での沸騰」が生じている可能性は十分にある。液膜内での沸騰の可能性については、次節でさらに検討する。

(2)蒸気発生流速による液滴付着率抑制

蒸気発生流速が液滴に対してどの程度影響するのかを Fig.3 の $G=1,500 \text{ kg/(m}^2\text{s)}$ における限界出力データから検討を行った。限界熱流束は 10^6 W/m^2 程度であり、伝熱面に対する垂直な発生蒸

Fig.3 Comparison between Wurts data [13] and basic model.

気流速を次式より求めると、 10^{-2} m/s のオーダーであった。

$$u_g = \frac{q}{h_{gl} \rho_g} \quad (3)$$

軸方向の平均蒸気流速を計算すると 20 m/s 程度つまり 10^1 m/s のオーダーであった。付着する液滴流速が軸方向の平均蒸気流速の 1% と考えたとしても、気相と液滴の密度比を考慮すると、結果として運動量のオーダーは 2 ケタ程度異なる

Fig.4 Comparisons between basic model and test data.

Fig.5 Histogram for predicted accuracy of basic model.

ことになり、蒸気発生流速の液滴へ与える影響は少ないと推測される。菅原ら[4]が、このモデルを適用した根拠は、Hewitt[18]が、加熱と非加熱状態で液滴飛散を測定し熱流束の影響がないという結果より、液滴付着率抑制モデルを使用している。ただし、蒸気発生流速による液滴付着率抑制の可能性について現象論的な考察は行っていない。また、Hewitt は論文で、液滴飛散量への沸騰による影響があるという試験データが公開されているとも説明している[19,20]。

(3)バンドル特有の断面内流速分布による液膜局所破断

バンドル特有の現象であり、本研究が対象としている円管流路では生じないと考えられる。ただし、円管では断面内流速分布がないにもかかわらず、高流量で基本モデルは限界出力を過大評価している。この点から考えて、断面内流速分布による液膜局所破断が主たる要因ではないと推察される。

(4)液滴衝突時の液滴発生

液膜表面は蒸気流による波立ちによりかなり乱れており、そのような液膜表面に液滴が付着したとして液膜表面から液滴が発生する可能性は少ないと思われる。現段階では、そのような状態での液滴発生に関する解析そして試験による知見は少ない。

以上の検討より、現在の知見で判断すれば液膜内での沸騰による液滴飛散率の増加を考慮することが限界出力の流量依存性に最も寄与すると考えた。ただし、液滴衝突時の液滴発生は十分な試験そして検討がなされていない。したがって、将来これらの検討が整備された段階でこの要因を再評価する必要がある。

3.3 液膜内沸騰による液滴発生率の評価

液滴発生には液膜と蒸気間の界面せん断力によるもの m_{es} と、加熱によって生ずる液膜内沸騰で生ずるもの m_{eb} とが考えられる。実現象を考えると液膜内沸騰で液膜表面の乱れが増大して蒸気流による液滴飛散量が増大することが考えられるが、今回は、両者の和を求めて液滴発生率とした。

$$m_e = m_{es} + m_{eb} \quad (14)$$

液膜内の沸騰による液滴発生率は植田の相関式[17]を用いる。これは、大気圧下で垂直の加熱

面に液膜を流下させ、液膜からの液滴発生を測定する試験から導出されたものである。本研究で対象としている垂直円管の液膜流内での沸騰により液膜飛散量の予測に使用できるかどうかの判断は非常に難しいが、大川[5]、Ahmad ら[21]、Celeta[22]がこの式を使用して、限界出力を予測できている点より、今回使用した。ただし、彼らは本研究の特徴である、液膜内で沸騰しているかどうかの現象論的な検討はしていないことを付記しておく。

$$m_{eb} = C_{eb} \left(\frac{q}{h_{lg}} \right)^{2.5} \left(\frac{y_{im}}{\sigma \rho_g} \right)^{0.5} \quad (15)$$

ここで、 q は熱流束、 h_{lg} は蒸発潜熱である。 y_{im} は液膜内の速度分布が Karman の一般速度分布に従うと仮定したときの平均液膜厚さである。 C_{eb} は対象流体に依存する係数で、水の場合 4.77×10^2 である。

3.4 液膜内での沸騰についての検討

ここでは、液膜内沸騰による液滴発生を考慮する場合、液膜内で沸騰が生じているかどうかを検討する。

(1)Chen の式による検討

サブクール域および低クオリティ域の熱伝達の主体は核沸騰であるが、高クオリティ域になるに従って核沸騰は終息し、対流熱伝達が主体になることが報告されている[23]。

強制対流熱伝達率 h_{con} と核沸騰熱伝達率 h_{bo} の両方の影響を受け両者の和として全熱伝達率 h_{TP} を表わすことができる[23]。

$$h_{TP} = h_{con} + h_{bo} \quad (6)$$

まず、代表的な BWR 定格運転時の流体条件 ($P=7$ MPa、 $G=1,500$ kg/m²/s、 $\Delta h_{sub}=50$ kJ/kg)、そして垂直円管（長さ 3.7m、内径 13mm）で液膜内の沸騰による液滴飛散を含むモデルで限界出力を計算した。次に、Chen の式[23]から流れ方向の全熱伝達率に対する核沸騰熱伝達の割合を計算した。Fig.6 は、横軸に入口からの距離、縦軸に全熱伝達率に対する核沸騰熱伝達の割合をとり、計算結果を示している。出口付近でも沸騰熱伝達率が 20%程度存在するのがわかる。よって、Chen の式から判断すると液膜内で沸騰現象が生じている可能性が大きいと推察される。

(2)伝熱面の沸騰核生成の壁面過熱度による検討

Fig.6 Contribution of nucleate boiling in Chen correlation.

強制流動における沸騰開始壁面過熱度に対しては、伝熱面近傍の液温分布、気泡の発生条件などから Bergles-Rohsenow[24]、Lahey ら[25]が関係式を導いており、Fig.6 の条件から沸騰開始過熱度を計算すると、1.5K 程度になる。山田ら[26]により、圧力 7MPa の強制流動沸騰のドライアウト前の伝熱面温度は Chen の式により予想できることが報告されている。そこで、Fig.6 の条件での伝熱面過熱度を計算すると 12 K 程度であり、液膜内で沸騰現象が生じている可能性が大きいと推察される。

(3)沸騰曲線による検討

佃ら[6]は、BWR 燃料を実規模で模擬した試験体を用いて、圧力 7MPa、流量 45 t/h (実機定格運転流量の約 80%に相当)での沸騰曲線を採取している。この沸騰曲線によると、CHF は 1020 (kW/m²) 程度であり、熱流束を 970 から 1020 に変化させた場合でも過熱度は 3K 程度でほとんど変化していない。沸騰が生じていない状態では熱流束とともに過熱度が増加すると考えられ、また、核沸騰域での沸騰曲線に似ていることより液膜内で沸騰が生じている可能性が高いと想定される。

以上 3 点の検討結果より液膜内での沸騰が生じている可能性が高いことを明らかにした。

液滴飛散率について環状流以降の液膜厚さと共に計算した結果が Fig. 7 である。沸騰による液

滴発生率そしてせん断力による液滴発生率も、液膜厚さが減少するに従い減少している。つまり、液膜が減少すると壁面の影響により液膜表面の波立ちが抑制されることによりせん断力による液滴発生率が減少する。一方、液膜が薄くなると液膜内の熱伝導そして対流による熱量の移動が促進され、核沸騰が抑制される。計算結果は定性的には正しいと判断される。ただし、上述したように液膜内の沸騰による液滴発生評価に大気圧下で垂直の加熱面に液膜を流下させた植田らの試験結果に基づいた式を用いており、高压で垂直流の本研究で対象としている状態とは異なっている。また、実現象では液膜内沸騰で液膜表面の乱れが増大して蒸気流による液滴飛散量が増大することが考えられるが、これらも考慮していない。したがって、将来これらの検討が整備された段階でこの要因を再評価する必要があると考える。

4. 液膜内での沸騰による液滴飛散率の増加を考慮したモデルと試験データとの比較結果

2と同様に、限界出力流量依存性の試験値[13]と予測値を比較した結果を実線で Fig.3 に示した。修正モデルでは、BWR 運転流量より高流量の範囲においても試験値をよい精度で予測できていることがわかる。さらに、BWR 運転流量範囲を含む広範囲の限界出力の試験値[13-16]と予測値

Fig.7 Relation between film thickness and entrainment due to boiling and shear stress.

との比較、およびその予測精度のヒストグラムが Fig. 8、Fig. 9 である。この結果をみると、液膜内の沸騰による液滴飛散を考慮することにより、予測精度の平均値は 0.98、標準偏差は 0.097 と基本モデルの予測精度 (1.44、0.25) に比較して大幅に改善されている。Fig.8 の矢印 A の領域の限界出力を過小評価する傾向にある。この領域のデータは、流量が 3000 kg/(m²s) 以上の BWR 定格運転流量よりかなり高い領域のデータである。この領域では、限界出力が高いため m_{eb} を過大評価していると推定される。今後、式 (15) を改良する必要があるが、高温高压強制流動体系で m_{eb} を抜き出して測定するのは困難と思われ、著者らは、シミュレーションにより m_{eb} を予測する式を作成することを現在計画している。

5. 結論

本研究で得られた結論を以下に示す。

(1) 液滴飛散率を計算する際、液膜・蒸気相間に生じる界面せん断力による液滴発生のみを考えている液膜流モデルと BWR 運転範囲を含む広範囲のデータ (P=6.5~7.5 MPa、G=406~5628 kg/m²s、D=0.6~2.3 cm、L=0.6~8.0 m) と比較すると、予測精度 (計算値/測定値) の平均値は 1.44 であり、約 50% 基本モデルは試験値を過大評価している。

(2) 試験値を過大評価する要因として、蒸気発生流速による液滴付着率抑制は伝熱面に対する垂直な発生蒸気流速に比較して液滴付着の流速が大きい事、断面内流速分布による液膜局所破断は円管では断面内流速分布が無いことより主要因ではないと判断した。

(3) 強制対流沸騰現象特有の熱伝達率の關係に注目し、Chen's Correlation からの核沸騰熱伝達が占める割合、Bergles-Rohsenow、Lahey らの關係式による強制流動における沸騰開始壁面過熱度、加えて何らの沸騰曲線の検討によって、液膜内での沸騰が生じている可能性が高いことを明らかにし、試験値を過大評価する主たる要因は、液膜内での沸騰による液滴飛散率の増大であると考えた。

(4) 液膜内の沸騰による液滴飛散を考慮することにより、BWR 運転範囲を含む広範囲のデータ (P=6.5~7.5 MPa、G=406~5628 kg/m²s、D=0.6~2.3 cm、L=0.6~8.0 m) においても試験値をよい精度で予測でき、予測精度の平均値は 0.98、標準偏差は 0.097 と改善された。

謝辞

本論文の作成に当たり、有益な助言を頂いた東京都市大学 横堀教授、電気通信大学 大川教授に感謝いたします。

Fig.8 Comparison between model with entrainment due to boiling in the liquid film and test data.

Fig.9 Histogram for predicted accuracy of model with entrainment due to boiling in the liquid film.

Nomenclature

C	: droplet concentration in vapor	[kg/m ³]
D	: tube diameter	[m]
E	: entrainment fraction	[-]
f	: friction factor	[-]
G	: mass flux	[kg/m ² /s]
g	: gravitational constant	[m/s ²]
h_{gl}	: latent heat of vaporization	[J/kg]
h	: heat transfer coefficient	[W/m ² K]
J	: volumetric flux	[m/s]
k	: mass transfer coefficient	[m/s]
m_d	: deposition rate	[kg/m ² /s]
m_e	: entrainment rate	[kg/m ² /s]
m_v	: vaporization rate	[kg/m ² /s]
q	: heat flux	[W/m ²]
u	: velocity	[m/s]
x	: quality	[-]
Δh_{sub}	: subcooling	[kJ/kg]

Greek letters

ρ	: density	[kg/m ³]
δ	: liquid film thickness	[m]
μ	: viscosity	[Pa s]
σ	: surface tension	[N/m]
σ	: standard deviation	

Subscripts

d	: deposition
e	: entrainment
eb	: entrainment by boiling
es	: entrainment by shear force
g	: vapor
i	: interface
l	: liquid
w	: wall

参考文献

[1] Morooka, S., Kudo, Y. and Hotta, A., Heat Removable Limit for Nuclear Fuel (<Special Issue>Challenge to Ultimate Cooling Technique Using Phase Change Process), Trans. JSME, Series B, Vol.75(758), 1890-1895 (2009).

[2] For example, Katto, Y., The Calculation of Critical Heat Flux in Annular Flow Regime Taking into Account the Critical Liquid Film Thickness Concept, Trans. JSME, Series B, Vol.50(451), 801-808 (1984).

[3] Mitsutake, T., Yamamoto, Y. and Fukuta, M., Two-phase Flow Analysis Method for Develop-

ment of Next Generation Nuclear Reactor Core (3) Liquid Film Dryout Analysis in Intermittent Dryout Regime, Proceeding of Fall Meeting of the Atomic Energy Society of Japan, K03, 592 (2010).

- [4] Sugawara, S., Analytical Prediction of CHF by FIDAS Code Based on Three-fluid and Film-dryout Model, Journal of Nuclear Science Technology, Vol.27(1), 12-29 (1990).
- [5] Okawa, T., Kotani, A., Kataoka, I. and Naitoh, M., Prediction of the Critical Heat Flux in Annular Regime in Various Vertical Channels, Nuclear Engineering and Design, Vol.229(2-3), 223-236 (2004).
- [6] Tsukuda, Y., Hayashi, Y., Kamimura, K. et al., Proving Test on Thermal-hydraulics Performance of BWR Fuel Assemblies, Transaction of AESJ, Vol.1(4), 384-403 (2002).
- [7] Okawa, T., Kitahara, T., Yoshida, K. and Matsu-moto, T., New Entrainment Rate Correlation in Annular Two-phase Flow Applicable to Wide Range of Flow Condition, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.45(1), 87-98 (2002).
- [8] Kataoka, I., Ishii, M., and Nakayama, A., Entrainment and Deposition Rates of Droplets in Annular Two-phase Flow, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.43(9), 1573-1589 (2000).
- [9] Wallis, G.B., One-dimensional Two-phase Flow, McGraw-Hill, New York, 347 (1969).
- [10] Morooka, S., Onset Point for Annular Flow Regime under Steam-water Flow at High Pressure and High Temperature, Japanese Journal of Multiphase Flow, Vol.17(2), 164-170 (2003).
- [11] Ishii, M. and Mishima, K., Droplet Entrainment Correlation in Annular Two-phase Flow, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.32(10), 1835-1846 (1989).
- [12] Chun, J.H., Lee, W.J., Park, C. and Lee, U.C., Development of the Critical Film Thickness Correlation for an Advanced Annular Film Mechanistic Dryout Model Applicable to MARS Code, Nuclear Engineering and Design, Vol.223(3), 315-328 (2003).
- [13] Wurtz, J., An Experimental and Theoretical Investigation of Annular Steam-water Flow in

- Tubes and Annuli at 30 to 90 bar, RISO Report No. 372 (1978).
- [14] Thompson, B., Macbeth, R.V., Boiling Water Heat Transfer in Uniformly Heated Round Tubes; a Compilation of World Data with Accurate Correlations, AEEW-R356 (1964).
- [15] Lee, D.H., Morris, D.J., An Experimental Investigation of Forced Convection Burnout in High Pressure Water Part III Long Tubes with Uniform and Non-uniform Axial Heating, AEEW-R355, (1964).
- [16] Bennett, A.W., Hewitt, G.F., Kearsey, H.A. and Keays, R.K.F., Measurements of Burnout Heat Flux in Uniformly Heated Tubes at 1000 p.s.i.a., AERE-R5055 (1965).
- [17] Ueda, T., Inoue M. and Nagatome S., Critical Heat Flux and Droplet Entrainment Rate of Falling Liquid Films with Boiling, Trans.JSME, Series B, Vol.47(419), 1341-1348 (1981).
- [18] Hewitt, G. F., Critical Heat Flux in Flow Boiling, Proceeding of 6th Int. Natl. Heat Transfer Conf., Vol.6, 143-151 (1978).
- [19] Borishansky, M., Andreevsky, A.A., Belenky, M.Y., Bykov, G.S., Gotovsky, M.A., Voluchova, T.G. and Shlayfer, V.A., Determination of the Limiting Flow Rate in Liquid Films for Heat Transfer Crisis Calculation, Proceeding of 6th Int. Natl. Heat Transfer Conf., Vol.2, 411-415 (1978).
- [20] Styrikovich, M.A., Tsiklauri, G.V., Baryshev, Y.A. and Sakkhno, A.P., Wave Pattern and Liquid Film Burnout with Concurrent Vapor Flow, Proceeding of 6th Int. Natl. Heat Transfer Conf., Vol.2, 399-404 (1978).
- [21] Ahmad, M., Burlutskiy, E.B., Walker, S.P. and Hewitt, G.F., Effect of Heat Flux on Droplet Entrainment Using Annular Flow Dryout Model, Proceeding of 14th Int. Natl. Heat Transfer Conf., IHTC14-22866 (2010).
- [22] Celata, G.P., Mishima, K. and Zummo, G., Critical Heat Flux Prediction for Saturated Flow Boiling of Water in Vertical Tubes, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.44(22), 4323-4331 (2001).
- [23] Chen J. C., Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow, Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev., Vol.5 (3), 322-329 (1966).
- [24] Bergles, A.E. and Rohsenow, W.M., The Determination of Forced-convection Surface-boiling Heat Transfer, J. Heat Transfer, Vol.86(3), 365-372 (1964).
- [25] Lahey, Jr. R.T. and Moody, F.J., The Thermal-hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor, ANS, 78 (1979).
- [26] Yamada, S. and Morooka, S., Study on Prediction of Boiling Transition and Heated Surface Temperature for Upwards Flow in Vertical Circular Tubes, Proc. 18th National Symp. on power and energy systems (SPES2013), 73-74 (2013).