



蒸気発生器内の逆U字管下端における気液対向流制限に関する研究

楠木, 貴世志

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

2015-09-25

(Date of Publication)

2016-09-01

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

甲第6474号

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D1006474>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



博士論文

蒸気発生器内の逆 U 字管下端における
気液対向流制限に関する研究

平成 27 年 7 月

神戸大学大学院工学研究科

楠木 貴世志

目次

第 1 章 序 論	1
1.1. 背景	1
1.2. 気液対向流現象	4
1.2.1. 気液二相流の流動様式	5
1.2.2. フラッディング	6
1.2.3. CCFL 特性	8
1.3. 気液対向流制限に関する既存の研究	9
1.3.1. 逆 U 字管 CCFL に関する大型実験の概要	9
1.3.2. 既存の研究で使用された CCFL 相関式の概要	10
1.3.3. 鉛直管を用いた CCFL 研究の概要	14
1.4. 本研究の目的と方法	16
1.5. 論文構成	17
第 2 章 鉛直管下端での CCFL に関する空気・水実験	23
2.1. はじめに	23
2.2. 実験方法	23
2.2.1. 実験装置	23
2.2.2. 実験条件	27
2.3. 実験結果	27
2.3.1. CCFL 発生位置と流動状態	27
2.4. CCFL 特性	31
2.4.1. 鉛直管直径 D の影響	31
2.4.2. 鉛直管長さ L の影響	35
2.4.3. 上部タンク水位 h の影響	39
2.4.4. 下端面取り長さ Z の影響	40
2.5. CCFL 相関式	41
2.6. 考察	42
2.7. まとめ	43
第 3 章 CCFL の数値シミュレーション	46
3.1. はじめに	46
3.2. フラッディング開始点と CCFL 特性の関係	46
3.3. 計算方法	48

3.3.1	基礎方程式.....	48
3.3.2	計算グリッド.....	48
3.3.3	計算スキーム.....	50
3.4	計算結果.....	50
3.4.1	CCFL に及ぼす流体物性値の影響.....	50
3.5	まとめ.....	53
第 4 章	CCFL 特性に及ぼす流体物性値の影響.....	55
4.1.	はじめに.....	55
4.2.	流体物性値を表す無次元数.....	55
4.2.1.	既存の研究.....	55
4.2.2.	無次元数の絞込み.....	58
4.3.	実験装置および条件.....	60
4.3.1.	空気・グリセリン水溶液系実験.....	60
4.3.2.	蒸気・水系実験.....	61
4.3.3.	実験条件.....	63
4.4.	実験結果.....	65
4.4.1.	空気・グリセリン水溶液系実験.....	65
4.4.2.	蒸気・水系実験.....	68
4.5.	CCFL 相関式.....	72
4.5.1.	逆粘性数.....	72
4.5.2.	気液粘性比.....	74
4.5.3.	考察.....	80
4.6.	まとめ.....	80
第 5 章	逆 U 字管下端での凝縮実験.....	83
5.1	はじめに.....	83
5.2	実験.....	83
5.2.1	実験装置.....	83
5.2.2	実験条件.....	87
5.3	流動パターン.....	88
5.3.1	No-CCFL.....	88
5.3.2	下端での CCFL (CCFL-L).....	90
5.3.3	上端と下端で交互に発生する CCFL (CCFL-T).....	92
5.3.4	管内での CCFL (CCFL-P).....	95
5.4	CCFL 特性.....	95

5.4.1	流動パターンの影響.....	95
5.4.2	圧力とサブクール度の影響.....	97
5.4.3	相変化のない鉛直管実験との比較	98
5.5	CCFL 相関式.....	99
5.6	考察	103
5.7	まとめ.....	104
第 6 章	結 論	106

主な使用記号

Ar	Archimedes 数	[-]
Bo	Bond 数	[-]
C	定数	[-]
D	管直径	[m]
D^*	無次元直径	[-]
F	表面張力	[N]
Fr	Froude 数	[-]
g	重力加速度	[m/s ²]
H	無次元断面平均体積流束	[-]
h	タンク水位	[m]
J	断面平均体積流束	[m/s]
J^*	無次元断面平均体積流束	[-]
Ka	Kapitsa 数	[-]
Ku^*	無次元断面平均体積流束	[-]
L	鉛直管長さ	[m]
m	定数	[-]
N	逆粘性数	[-]
Oh	Ohnesorge 数	[-]
P	圧力	[MPa]
Q	体積流量	[m ³ /s]
R	曲率半径	[m]
Re	レイノルズ数	[-]
t	時間	[s]
T	温度	[°C]
T_C	冷却水温度	[°C]
u	速度	[m/s]
W	質量流量	[kg/s]
Z	面取り長さ	[mm]
ギリシャ文字		
α	体積分率	[-]
β	定数	[-]
μ	粘性係数	[Pa・s]

ρ	密度	[kg/m ³]
θ	接触角	[°]
σ	表面張力	[N/m]
σ'	修正表面張力	[N/m]

添字

G	気相
k	G または L
L	液相

略称

CCFL	Counter-current Flow Limitation	気液対向流制限
CFD	Computational Fluid Dynamics	数値流体力学
DBE	Design Basis Event	設計基準事象
ECCS	Emergency Core Cooling Systems	非常用炉心冷却装置
HPI	High Pressure Injection system	高圧注入系
IAEA	International Atomic Energy Agency	国際原子力機関
LOCA	Loss of Coolant Accident	(原子炉)冷却材喪失事象
PIRT	Phenomena Identification and Ranking Table	重要度ランクテーブル
PCT	Peak Cladding Temperature	燃料被覆管最高温度
PWR	Pressurized Water Reactor	加圧水型原子炉
RCP	Reactor Coolant Pump	原子炉冷却材ポンプ
RCS	Reactor Coolant System	原子炉冷却材系統
RELAP	Reactor Excursion and Leak Analysis Program	原子炉挙動・漏洩解析プログラム
RV	Reactor Vessel	原子炉圧力容器
SBLOCA	Small-Break Loss-of-Coolant Accident	小破断冷却材喪失事故
SG	Steam Generator	蒸気発生器
VOF	Volume of Fluid	流体体積

第1章 序論

1.1. 背景

本研究で対象とする加圧水型原子炉(PWR : Pressurized Water Reactor)の原子炉冷却系統(RCS : Reactor Coolant System)と工学的安全設備を模式化したもの[1]を図 1.1 に示す. PWR の系統は放射性物質を含む 1 次系と, 含まない 2 次系に分けられる. 通常運転中は, 核分裂反応により原子炉圧力容器(RV : Reactor Vessel)内の炉心で発生した熱を吸収した高温水 (冷却材) が, 高温側配管(ホットレグ)を通過して, 蒸気発生器(SG : Steam Generator)にて 2 次系に熱を伝達し, 1 次冷却材ポンプ(RCP : Reactor Coolant Pump), 低温側配管(コールドレグ)を通過して炉心に戻る. このような冷却材ループはプラントの出力により 2, 3 あるいは 4 ループ設けられる.

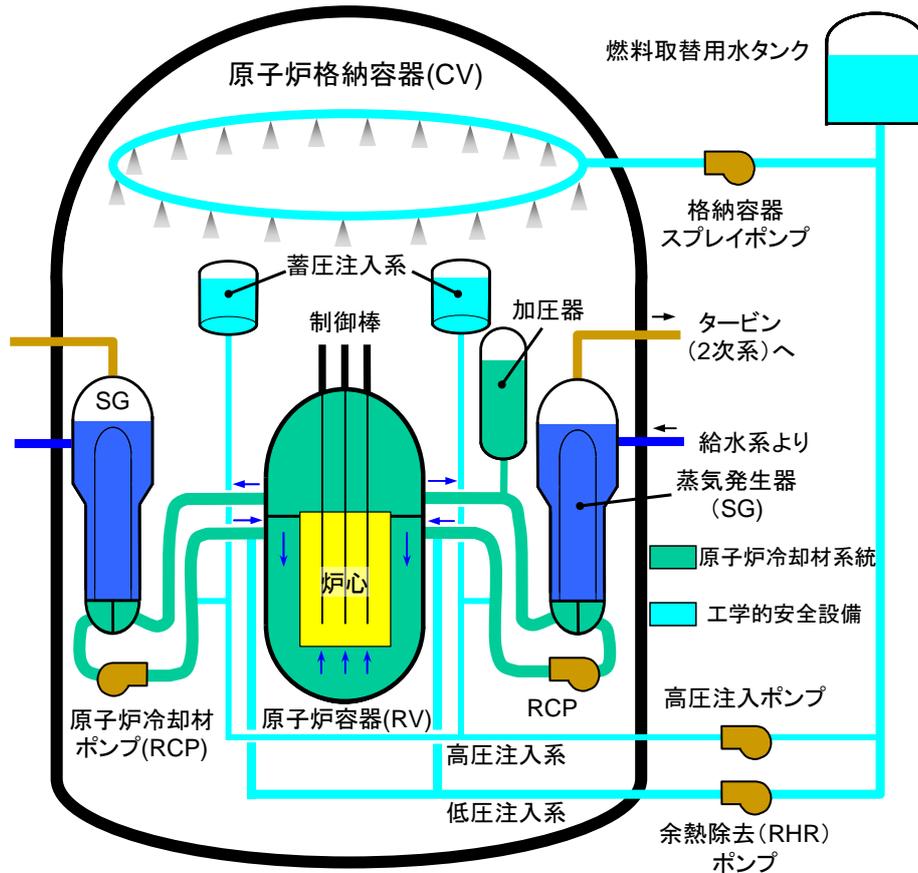


図 1.1 加圧水型原子炉の原子炉冷却系統と工学的安全設備[1]

原子力発電所の安全設計は、安全対策を多段的に構成する深層防護の考え方を基本としている。国際原子力機関(IAEA: International Atomic Energy Agency)の基本的安全原則[2]では、深層防護は防護レベルと物理障壁の2つから構成されるものと定義されている。

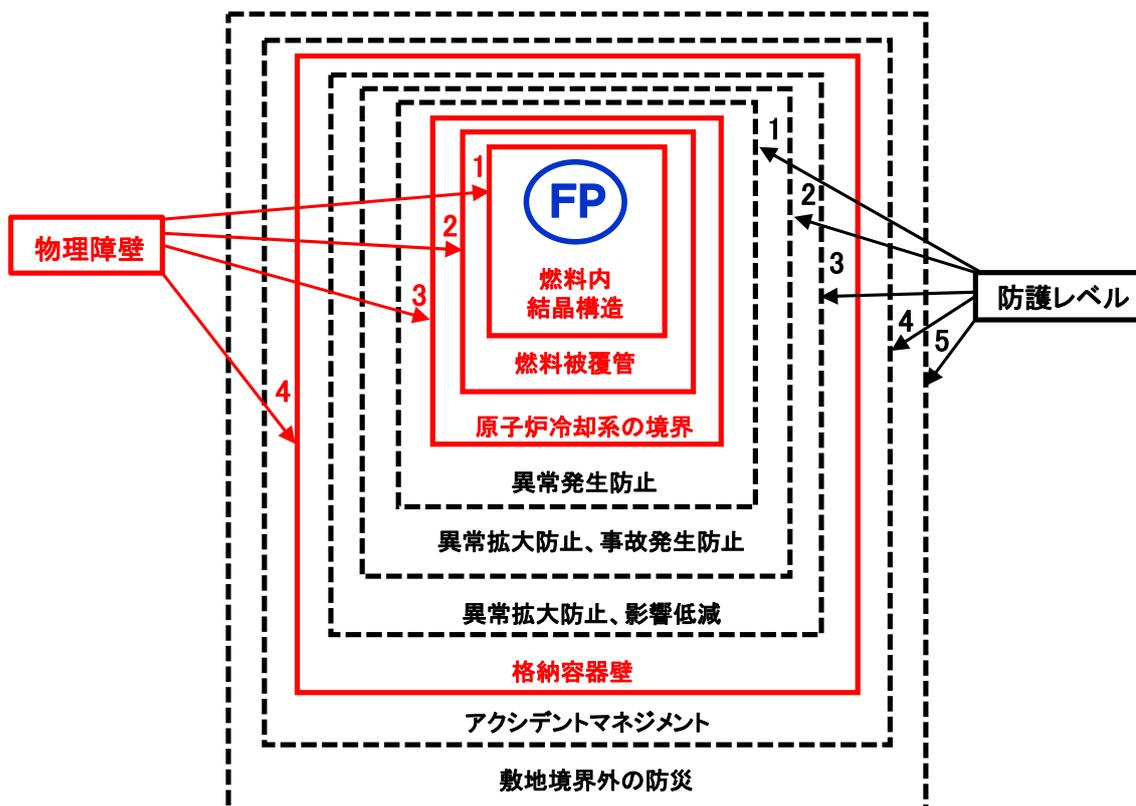


図 1.2 防護レベルと物理障壁との関係[3]

これまで、我が国では図 1.2 に示すように、防護レベルを深層防護とし、異常発生防止（以下、「発生防止」という）、事故拡大防止（以下、「拡大防止」という）、影響低減（以下、「影響緩和」という）、アクシデントマネジメント、敷地境界外の防災という 5 つの防護レベルで構成しており、前者の 3 つである発生防止、拡大防止、影響緩和が、我が国の原子力発電所の安全設計における基本となっている。この考えに基づき、原子力発電所の異常、故障に起因して、原子炉内の燃料の破損（以下、「炉心損傷」という）などによる多量の放射性物質放出の可能性がある場合、これを抑制または防止するために工学的安全設備が設けられている。PWR の工学的安全設備は、非常用炉心冷却設備 (ECCS: Emergency Core Cooling Systems)、格納容器スプレイ設備、および、原子炉格納施設などで構成されている。例えば、運転中に配管破断等によって原子炉冷却材が系統外に

流出する事象（冷却材喪失事故 (LOCA : Loss Of Coolant Accident) ）が発生した場合、直ちに制御棒が挿入され（拡大防止）、原子炉が自動停止するとともに、高圧注入系、低圧注入系、ならびに蓄圧注入系で構成される ECCS が作動して（拡大防止または影響緩和）、炉心への注水を開始し、炉心の露出・損傷を防止する。また、原子炉内の燃料破損により放射性物質の放出が生じた場合でも、格納容器スプレイが作動して格納容器内の圧力上昇を防止し、環境への放射性物質の漏洩に対して閉じ込め機能を果たして（影響緩和）、発電所周辺の一般公衆および発電所従業員の安全を確保する。

原子力発電所における安全設計とその評価に当たっては、発生する可能性が低いと考えられる事象も含めた設計基準事象 (DBE : Design Basis Event), 即ち、運転時の異常な過渡変化と事故を想定し、その想定の下で影響緩和機能を有する機器の 1 つが故障するなどの仮定を置いた安全評価を行うことで、安全確保に必要な安全機能の信頼性を確実にしてきた。DBE を超える事象の発生確率は皆無ではないが、DBE を超える事象が発生した場合、必ずしも著しい燃料の重大な損傷、即ち炉心損傷が生じることにはならない。それは、プラントが有する設計や評価における裕度が存在しているためである[3]。

DBE を超える事象である LOCA 時の炉心冷却手段喪失を想定した際、代替冷却手段の一つとして期待されるものに、SG によるリフラックス冷却がある。リフラックス冷却とは、図 1.3 に示すように、炉心で発生した蒸気がホットレグを介して SG 伝熱管に流入し、伝熱管表面で冷却凝縮された後、凝縮水が下降流となって SG 入口プレナム、ホットレグを逆流して炉心に還流し、炉心冷却を維持するものである。例えば、PWR において、破断面積の小さい小口径配管の破断による小破断冷却材喪失事故(SBLOCA : Small-Break Loss-Of-Coolant Accident)を想定すると、炉心内の崩壊熱で発生した蒸気が SG 内の逆 U 字管(直径 19.6 mm, 高さ約 10 m) 内で凝縮して重力落下するリフラックス冷却が生じる場合がある。リフラックス冷却は SBLOCA ならびに関連する異常な過渡変化が生じた際に、炉心を冷却し、原子炉の挙動に影響を及ぼすため、リフラックス冷却に関する実験は各国で行われている。例えば、日本原子力研究所（現 日本原子力研究開発機構(JAEA)）では ROSA-V/LSTF[4]、台湾では IIST[5]、ドイツでは PKL[6]、フランスでは BETHSY[7]という大型試験装置を用いて、総合実験が行われている。このように、原子炉の安全性を評価するうえで、リフラックス冷却は非常に重要な現象である。

しかしながら、リフラックス冷却では、逆 U 字管の上昇流側やホットレグで蒸気と凝縮水が対向して流れることから、蒸気が凝縮水の重力落下を制限する気液対向流制限(CCFL : Counter-Current Flow Limitation) が生じる可能性がある。山田ら[8]は、SBLOCA 時に高圧注入系が作動しない場合を対象として、主要物

理現象の同定および注目パラメータへの影響度をまとめた重要度ランクテーブル(PIRT : Phenomena Identification and Ranking Table)を作成して重要事象を抽出した。さらに、過渡・事故解析コード RELAP5/MOD3 を用いて実機感度解析を行い、重要事象が燃料被覆管最高温度(PCT : Peak Cladding Temperature)に及ぼす影響を評価した。その結果、逆 U 字管上昇側の下端に対する CCFL 相関式の不確かさが PCT に大きく影響することを示した。その要因として、逆 U 字管の上昇流側で CCFL が発生すると、凝縮水が蓄水されて原子炉容器保有水量が減少すること、さらに、伝熱管上昇側と下降側の水頭差によって炉心水位の低下がより促進されることから、凝縮水が蓄水されて燃料冷却に影響する。このことから、原子力発電所の安全評価において、逆 U 字管上昇側（鉛直管）の下端に対する CCFL 相関式の信頼性を向上させ不確かさを小さくすることが重要となる。

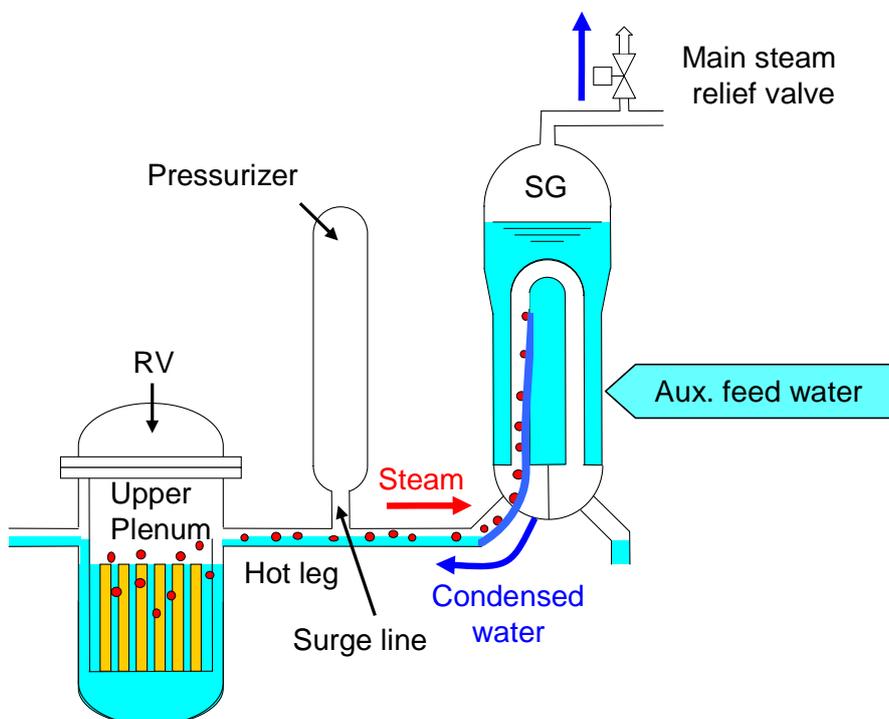


図 1.3 リフラックス冷却の概念図

1.2. 気液対向流現象

気相と液相が対向して流れる状態を気液対向流という。本研究を行ううえで気液対向流は重要な役割を担う現象であることから、本節では気液対向流を理

解するための基礎となる気液二相流の流動様式および気液対向流について整理する。

1.2.1. 気液二相流の流動様式

本項では気液二相流の流動様式について述べる。気液二相流は、時間的に気相と液相の界面の形が変化し、さまざまな幾何学的形状となるため、その流動は非常に複雑である。流動状態はいくつかの流動様式に分類されており、流れの特性はその流動様式に依存するため、研究を行ううえで流動様式の把握が重要となる。流動様式に関する研究の多くは鉛直管上向き二相流と水平二相流に関する研究である。沸騰二相流系の流動様式の変化を図 1.4 に示す。

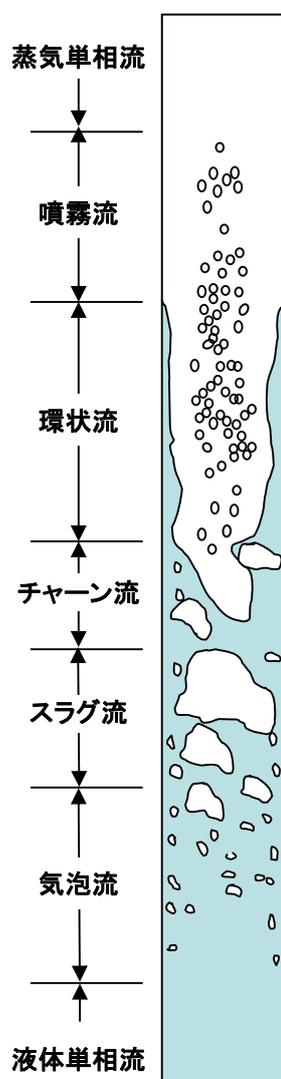


図 1.4 沸騰二相流系の流動様式の変化[9]

図 1.4 に示すように、沸騰二相流系の流動様式は、概して気泡流、スラグ流、チェーン流、環状流、噴霧流に分けられる。水平管内流では、層状流、波状流、気泡流、プラグ流、スラグ流、環状噴霧流に分けられる[9]。各流動様式とその定義についてはそれぞれ表 1.1, 表 1.2 に示す。流動様式は、管路の寸法や形状、壁面の状態などにより全く異なることもある。

表 1.1 流動様式と定義（鉛直管） [9]

流動様式	定義
気泡流	連続した液相中に小気泡が分散した流れ。
スラグ流	管路断面を満たすような大きい砲弾状の気泡と小気泡を含む液体部分が交互に存在する流れ。
チェーン流	液体スラグ中に多数の気泡を含んだ流れ。
環状噴霧流	管壁に液膜が存在し、管断面中央の気相に多数の液滴を同伴する流れ。

表 1.2 流動様式と定義（水平管） [9]

流動様式	定義
層状流	重力により液相は管底部を流れ、気相は管上部を流れる。気液界面はほぼ平滑な面を持つ流れ。
波状流	気液界面に波状を呈する流れ。
気泡流	液体の連続相中に小気泡が分散している流れ。
プラグ流	管上部に長い大気泡が存在する流れ。
スラグ流	液相は連続であるが、大気泡間の液体スラグ部分に多数の小気泡が同伴する流れ。
環状噴霧流	鉛直管で観察されるものと類似であるが、管壁の液膜厚さは一様ではなく、管底部の液膜が厚い。

1.2.2. フラッディング

本項ではフラッディングの発生過程について述べる。図 1.5 は、鉛直小口径配管を用いて気液対向流の流動が変化する様子を観察した結果である[10]。液相は鉛直管内に設けた多孔質壁から供給し、その液相流量を一定に保ちながら、管下部から流入させる気相流量を増加させていくと、液膜挙動は図 1.5 のように変化する。図 1.5 (a)に示すように、気相流量の少ない場合、液膜はその表面にわずかな波を伴い、すべて下方へと落下する。気相流量を増加させると、液膜の乱

れが大きくなり、**図 1.5 (b)**のように大きな波が形成され、気液界面のせん断力が増加し、液相が上方に逆流するようになる。この現象をフラッディングといい、フラッディングにより下方への液相流量が制限される状態を **CCFL** という。この状態から気相流量を増加させると、**図 1.5 (c), (d)**のように液相の供給位置の下方では液相は落下し対向流となり、一方、上方では液相が気相と並行流となる。さらに気相流量を増加させると、**図 1.5 (e)**のようにすべての液相が上方へ逆流する。この状態から気相流量を減少させると、流動は**図 1.5 (f) ~ (h)**のように変化する。気相流量を減少させていき、**図 1.5 (g)**に示すように、液相が下方へ流れ始める点を逆流開始という。逆流開始の状態から気相流量を減少させると、**図 1.5 (h)**のように一部の液相が管下端から落下するようになり、さらに気相流量を減少させると、やがてすべての液相が落下するようになる。これをディフラッディングという。フラッディングの発生メカニズムは、気液界面と気相との相互作用によるものと考えられており、これまでにさまざまな研究がなされている [11]-[14].

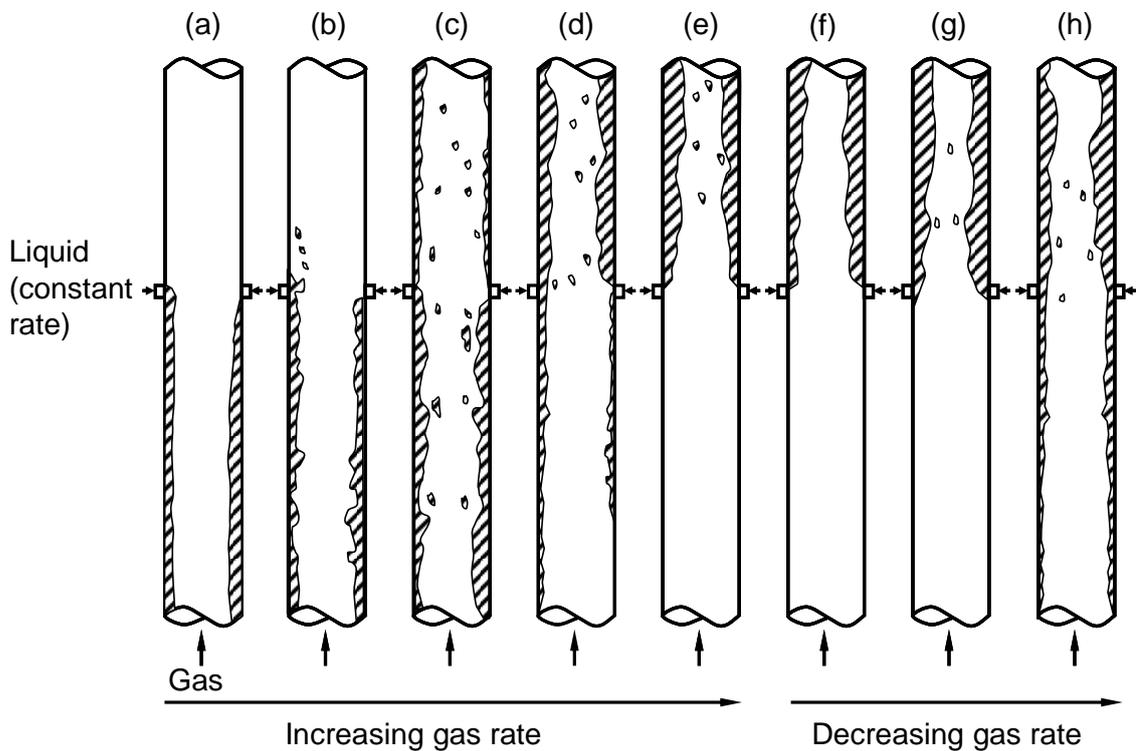


図 1.5 鉛直管におけるフラッディング[10]

フラiddiingおよび CCFL は、元々、化学プラントの充てん塔や還流凝縮器において、液相が逆流し、それによる機器性能への影響が問題視されたことから、研究が行われたのが発端とされている。その後、軽水炉型原子力発電所の安全性評価においてこれらの現象が LOCA 時の炉心の冷却等に影響を及ぼすことが明らかとなり、原子力分野でも注目され、これまでに多くの研究が行われてきた。原子力分野では LOCA 発生初期の原子炉容器内での流動を明らかにするため、鉛直流路において液相が下降流、気相が上昇流となる気液対向流現象を対象としている研究が多い。

1.2.3. CCFL 特性

本項では CCFL 特性およびそれを整理する主な無次元数について述べる。リフラックス冷却において、落下する液相流量が炉心の冷却に影響を及ぼすため、その評価は重要である。一般に、気液対向流において管内を通過する気相流量と液相流量の関係を CCFL 特性と呼んでいる。CCFL 特性は、主に 2 種類の無次元数により整理されている。Wallis [11]は、慣性力と重力の釣り合いを考慮して、以下の式(1.1)のように無次元断面平均体積流束 J_k^* を定義した。

$$J_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k}{g \cdot D(\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2} \quad (k = L, G) \quad (1.1)$$

ここで、 J は断面平均体積流束、 ρ は密度、 g は重力加速度、 D は管直径である。なお、添字 G および L はそれぞれ気相、液相を表す。さらに、Wallis は水平矩形流路内のフラiddiing開始条件を 1 次元計算により導出し、式(1.1)を用いて以下の式(1.2)を提案した。

$$J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C \quad (1.2)$$

ここで m, C は流体の種類および流路形状などに依存する実験定数である。Wallis はシャープエッジのフランジを有する管では $C = 0.725$ 、一方、端の影響が最小限である時は $C = 0.88 \sim 1$ としている。式(1.2)は簡易な式であるが、種々の流路条件における CCFL 挙動を良好に評価できるため、さまざまな条件において使用されている。

一方、大口径の鉛直管での CCFL は一般的には Wallis の式(1.2)に従わず、別の無次元数である以下の Kutateladze パラメータ[15] K_{uk}^* で整理できると考えられ

ている[16].

$$Ku_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k^2}{g \cdot \sigma (\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/4} \quad (k = L, G) \quad (1.3)$$

ここで、 σ は表面張力である。Kutateladze パラメータは液膜の安定性、もしくは最大液滴の保持に必要な気相流量から導出される。

両者の無次元数は、Wallis パラメータは代表長さに管直径を使用し、Kutateladze パラメータは代表長さにラプラスキャピラリ長さを使用する点で異なるものの、いずれも流体の粘性を考慮しない点、二相の密度比の項を用いており流体密度に対する圧力の影響を考慮できる点などは類似しており、以下の関係がある。

$$Ku_k^* = D^{*1/2} J_k^* \quad (1.4)$$

ここで、 D^* は以下に示すように Bond 数の平方根である。

$$D^* = Bo^{1/2} = D \left[\frac{(\rho_L - \rho_G)g}{\sigma} \right]^{1/2} \quad (1.5)$$

式(1.1), (1.4), (1.5)より Kutateladze パラメータを用いた CCFL 相関式は以下の式で表される。

$$Ku_G^{*1/2} + m_k Ku_L^{*1/2} = C_k \quad (1.6)$$

ここで、 m_k, C_k は実験定数である。

1.3. 気液対向流制限に関する既存の研究

1.3.1. 逆 U 字管 CCFL に関する大型実験の概要

本項では既存の研究における CCFL に関する大型実験の概要について述べる。Liu [17]は、PWR を縮小模擬したシステムの実験結果から逆 U 字管におけるフ

ラiddiing開始点 (onset of flooding) を表 1.3 のように整理した。表 1.3 に示されるように、IIST (Institute of Nuclear Energy Research Integral System Test)におけるフラiddiing発生時の $J_G^{*1/2}$ ($= 0.30 \sim 0.43$) は他と比較して小さいことが分かる。この理由として、Liu は、実験圧力が低いこと、および、他の実験では実機逆 U 字管と同等の直径 19.6 mm の逆 U 字管を用いているのに対し、直径 15.4 mm と直径が小さいこと、を挙げているが、IIST はミッドループ状態からの加圧過渡実験であり体積膨張により逆 U 字管に液相が侵入した可能性がある。さらに、表 1.3 に示される実験はいずれもシステム過渡実験であり、模擬炉心での加熱による蒸気発生以外に減圧時の蒸気発生や加圧時の蒸気凝縮の影響を考慮する必要がある。また、逆 U 字管での凝縮水量は測定されておらず、これらのシステム過渡実験データから CCFL 特性を求めると大きな評価誤差が生じる可能性がある。

表 1.3 逆 U 字管を用いた実験におけるフラiddiingデータ[17]

実験装置	圧力 [MPa]	$J_G^{*1/2}$
BETHSY [18]	6.8	0.77 ~ 0.88
LSTF [19]	6.5	0.63 ~ 0.75
Semiscale [20]	6.9	0.40 ~ 0.56
IIST [17]	0.2	0.30 ~ 0.43

このため、Yonomoto ら[21]は、Large Scale Test Facility (ROSA /LSTF)を用いて準定常状態でフラiddiing開始点 (onset of flooding)を測定しているが、圧力 $P = 1, 3, 7$ MPa に対して、測定値は供給蒸気の質量流量と凝縮量が等しくなる各 1 点の測定値しかなく、凝縮量が測定されていないため、これらのデータのみでは CCFL 相関式を導出することはできない。また、この測定では、高圧になるほどフラiddiingの発生が緩和されたが、逆 U 字管の上昇流側と下降流側で凝縮量が等しいと仮定する必要があり、測定誤差の影響も明らかでない。

以上のように、既存の研究における実機評価だけでは、本研究の目的である逆 U 字管下端部における CCFL 相関式とその不確かさを導出することは困難であり、鉛直管および逆 U 字管を用いた CCFL 実験データも重要となる。既存の研究における鉛直管を用いた CCFL 実験研究については 1.3.3 項に述べる。

1.3.2. 既存の研究で使用された CCFL 相関式の概要

本項では既存の研究における解析コードで使用された CCFL 相関式の概要について述べる。上述したように、PWR プラント事故時には、SG 内の逆 U 字管、

ホットレグ, 加圧器サージ管などで気液対向流が生じ, 冷却水の炉心への重力流入が阻害される可能性がある. そこで, CCFL 特性を評価するために, 例えば RELAP5/MOD3 では, Wallis 相関式[11]を一般化した以下の式(1.7)~(1.10)が使用されている[22].

$$\sqrt{H_G} + m\sqrt{H_L} = C \quad (1.7)$$

$$H_k = J_k \sqrt{\frac{\rho_k}{gw(\rho_L - \rho_G)}} \quad (k = G \text{ or } L) \quad (1.8)$$

$$w = D^{1-\beta} L^\beta \quad (0 \leq \beta \leq 1) \quad (1.9)$$

$$L = \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_L - \rho_G)}} \quad (1.10)$$

D は CCFL 相関式を適用する領域の水力等価直径である. β , C , m は CCFL 相関式の適用対象位置ごとにユーザが設定する. 無次元断面平均体積流束 H は, $\beta=0$ で Wallis パラメータになり, $\beta=1$ で Kutateladze パラメータになる. ホットレグに対しては Wallis パラメータ ($\beta=0$) で CCFL 特性を整理でき[23], 加圧器サージ管の上端に対しては Kutateladze パラメータ ($\beta=1$) で CCFL 特性を整理できる[24]ことが明らかにされている. しかしながら, 逆 U 字管の下端に対しては系統的な研究は公表されていない.

これまでの過渡・事故解析で使用された CCFL 相関式を表 1.4 に示す. いずれも Wallis 型の相関式が使用されており, 勾配 $m = 1.0$ としている. これは, Wallis [11]の考えに基づき, $m = 1.0$ としているものと考えられる.

表 1.4 CCFL 相関式 (Wallis 型)

著者	m	C	備考
Kukita ら[25]	1.0	0.88	著者の推奨
Yonomoto ら[21]: RELAP5/MOD3	1.0	0.79, 0.82	実験の再現解析
Sloan and Hassan [26]: RELAP5/MOD3	1.0	0.725	LSTF 解析
Asaka ら[27]: RELAP5/MOD3	1.0	0.75	LSTF 解析
Takeda ら[28]: RELAP5	1.0	0.75	LSTF 解析
山田ら[8]: RELAP5/MOD3	1.0	0.5, 0.75, 0.9	実機感度解析

Yonomoto ら[21]は、ROSA-IV 計画において ROSA/LSTF を用いてリフラックス凝縮実験を行い、リフラックス凝縮挙動について研究を行った。彼らは 2 次系圧力を試験パラメータとして、 $P = 1, 3, 7\text{MPa}$ という 3 つの条件で実験を行い、 7MPa では $C = 0.79 \sim 0.85$ ($J_G^{*1/2} = 0.51 \sim 0.81$)、 3MPa では $C = 0.75 \sim 0.81$ 、 1MPa では $C = 0.70 \sim 0.76$ を示した。上述したように、この実験では $P = 1, 3, 7\text{MPa}$ に対して、各 1 点の測定値しかないが、 $m = 1.0$ とすることで、CCFL 相関式を導出している。この実験結果に基づき、RELAP5/MOD3 の再現解析では、以下の値を用いた。

$$C = 0.79 \text{ または } 0.82, m = 1.0 \quad (1.11)$$

この ROSA-IV 計画とは、Three Mile Island (TMI) 事故を契機とし、SBLOCA の研究の重要性が認識され、PWR の SBLOCA 時ならびに運転中の異常な過渡変化時の原子炉内の熱水力学的挙動を明らかにするため、開始された。ROSA/LSTF の概要図を図 1.6 に示す。ROSA/LSTF は、熱出力 3423MW の 4 ループ PWR の $1/48$ の体積スケールの試験装置であり、鉛直方向の高さは実炉と同スケールで、実機と同様の高温高圧での運転が可能である。LSTF は、141 本の実物大の逆 U 字管 (内径 19.6mm) をもつ実際の SG、一次冷却材ポンプ、ホットレグおよびコールドレグによって構成される。

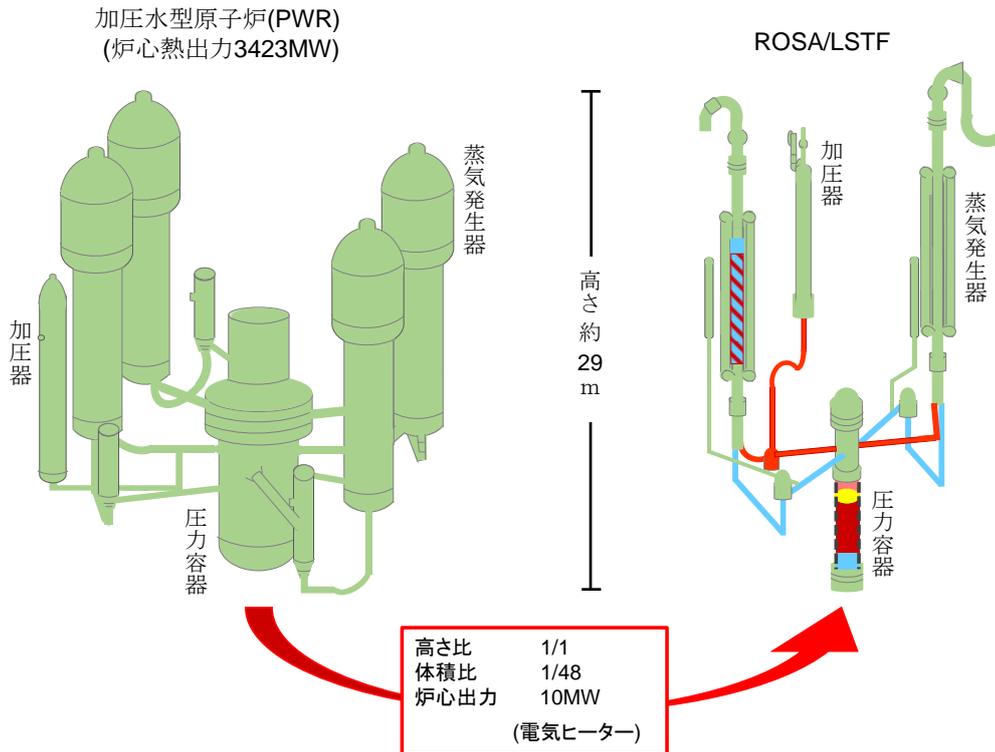


図 1.6 ROSA/LSTF の概要図[29]

Asaka ら[27]は、PWR における高圧注入系(High Pressure Injection system :HPI)の注水失敗を伴う SBLOCA 時の SG2 次側の減圧について、ROSA-VI/LSTF および RELAP5/MOD3 解析に基づき研究を行った。彼らは Yonomoto ら[21]を参照し、RELAP5/MOD3 解析における SG 内の逆 U 字管に適用する CCFL モデルについて、以下を仮定している。

$$C = 0.75, m = 1.0 \quad (1.12)$$

Takeda ら[28]は、OECD/NEA ROSA-II 計画において、LSTF を用いて PWR のホットレグとコールドレグの中破断 LOCA を模擬した実験を行い、その再現解析には RELAP5 を用いた。Takeda らは再現解析において、Yonomoto ら[21]の実験を参照して、以下を推奨している。

$$C = 0.75, m = 1.0 \quad (1.13)$$

Kukita ら[25] は、Yonomoto ら[21]と同じく ROSA-VI/LSTF で得られた実験結果のうち、第一段階(1985~1988 年)の実験結果について整理している。それらの結果に基づいて、凝縮水が逆 U 字管上昇側で蓄水される状態を次式で表すこと

ができるとしている。

$$C = 0.88, m = 1.0 \quad (1.14)$$

Sloan and Hassan [26]は、RELAP5/MOD2 と RELAP5/MOD3 による SBLOCA の解析および実験結果に対する評価を行い、重要現象の予測能力について比較を行った。その中で、彼らは SG 入口プレナムと逆 U 字管とのジャンクション（逆 U 字管下端）に対して次式を適用している。

$$C = 0.725, m = 1.0 \quad (1.15)$$

また、山田ら[8]、および、Kinoshita ら[30]は、SBLOCA 時における HPI 不動作を想定し、統計的安全評価手法の適用を目的とした研究を行った。彼らは重要現象の評価パラメータである燃料被覆管最高温度（PCT: Peak Cladding Temperature）への影響を定量的に把握するため、RELAP5/MOD3 を用いて実機感度解析を行った。伝熱管入口での CCFL については、ベースケース($C = 0.75$)に加えて、表 1.4 などを参照して $C = 0.5, 0.9$ を選定し、以下の範囲としている。

$$C = 0.5 \text{ or } 0.75 \text{ or } 0.9, m = 1.0 \quad (1.16)$$

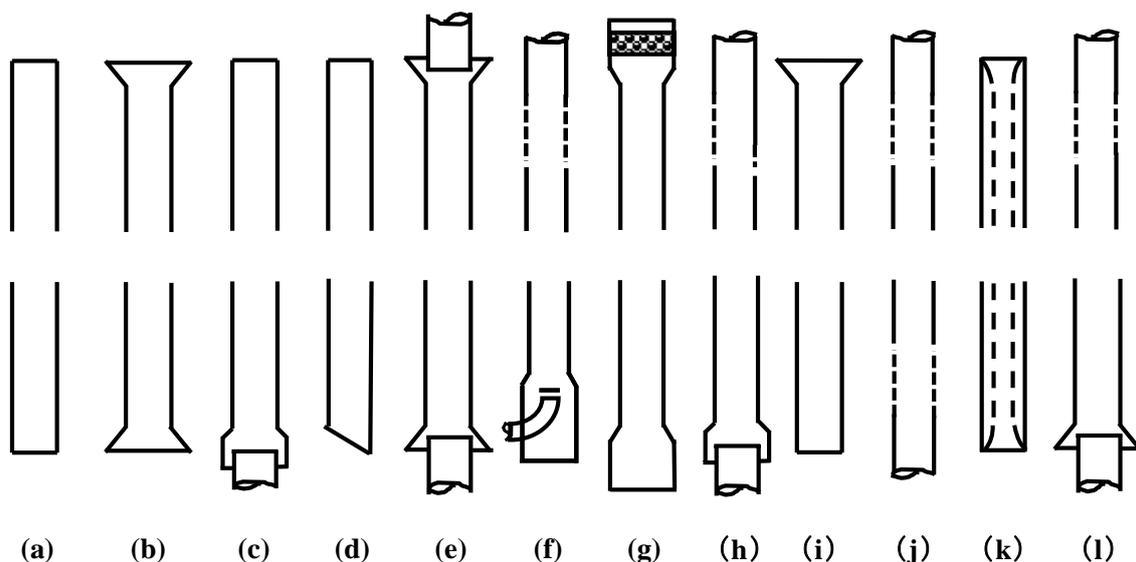
感度解析の結果、ベースケース($C = 0.75$)と比較して、 $C = 0.9$ のケースでは PCT の計算値に顕著な相違はなかったが、 $C = 0.5$ では PCT 計算値が約 200°C 高くなった。彼らは、実機統計解析の信頼性を向上するためには、CCFL 相関式の信頼性を向上する必要があると提案している。

以上のように、CCFL 相関式は PCT の計算値に大きな影響を与えることが示されているが、既存の研究で提案された CCFL 相関式は、 C の値にばらつきがあること、さらには、 $m = 1$ とした妥当性についても検討されていない。そのため、 $m = 1$ と仮定することなく、CCFL 実験データを用いて、新たに CCFL 相関式を導出する必要がある。

1.3.3. 鉛直管を用いた CCFL 研究の概要

本項では鉛直管を用いた CCFL に関する既存の研究の概要を述べる。これまでに鉛直管を用いた CCFL 実験が数多く実施されている[11][31]-[34]。しかしながら、鉛直管の上下端形状や気液の供給方法の違いから CCFL 特性のばらつきが大きいことが知られている。既存の研究で用いられた鉛直管の形状[33]を図 1.7 に示す。鉛直管におけるフラiddiング研究の基本的な実験装置は、上部プ

レナム, 試験部, 下部プレナムで構成される. 液相は多孔質壁から流入させるか, 上部プレナムから自由落下で流入させる形となっている. 鉛直管上端から液相, 下端から気相を流入させる場合, 鉛直管の上下端形状や気液の供給方法の違いにより, CCFL が発生する位置や CCFL 特性が異なる[16][35]-[43].



(a) Wallis (1961); (b) Wallis (1961); (c) Kamei et al. (1954); (d) Hewitt (1977);
 (e) Feind (1960); (f) Clift et al. (1966); (g) Grolmees et al. (1974);
 (h) Pushkina and Sorokin (1969); (i) Pushkina and Sorokin (1969);
 (j) Hewitt and Wallis (1977); (k) Chung et al. (1980); (l) Dukler and Smith (1979)

図 1.7 既存の研究で用いられた鉛直管の形状[33]

既存の研究では, 本研究と同様に管下端での CCFL を対象とした研究は少なく, また, 鉛直管の形状 (管径, 管長, 上下端形状など) や流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響について調べた研究は少ない. 実機逆 U 字管と同様にシャープエッジを有する下端での CCFL 特性を調べた実験は, 直径 51 mm での Bharathan ら [44]や直径 30 mm での Zapke and Kröger [45]の研究に限られており, 実機逆 U 字管と同様に管径が 20 mm の伝熱管への適用性については検討されていない. ただし, Bharathan らの実験では CCFL 発生位置が明記されていないが, 鉛直管の上下端形状より管下端での CCFL と判断した.

Govan ら[46]および Kaminaga ら[34]は気相流入口にあたる鉛直管下端形状が CCFL 特性に及ぼす影響を調べている. しかしながら, 下端形状をシャープエッジから曲率半径が管内径程度のラウンドエッジに変化させているため, 面取り加工程度の微小な下端形状の変化が CCFL 特性に及ぼす影響は調べていない.

また、Zapke and Kröger [45]は液相粘性 $0.59 \times 10^{-4} \sim 2.55 \times 10^{-4} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 、表面張力 $0.0228 \sim 0.0724 \text{ N/m}$ でフラッディング開始点を測定し、定数を Ohnesorge 数で補正した Wallis 型の相関式を導出したが、測定範囲外の蒸気・水系（7MPa で液相粘性が約 $0.91 \times 10^{-4} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 、表面張力が約 0.0176 N/m ）への適用性は明らかでない。

以上のように、既存の研究では鉛直管形状や流体物性値など各種因子が CCFL 特性に及ぼす影響についての知見が十分ではなく、実機 SG 内の逆 U 字管上昇側の下端での飽和蒸気・飽和水の CCFL への適用性について明らかでない。

1.4. 本研究の目的と方法

本研究では、PWR プラントの SG 内の逆 U 字管上昇側の下端に対する CCFL 相関式の信頼性を向上させ、その不確かさを小さくするため、 $0.1 \sim 7 \text{ MPa}$ の範囲に適用できる逆 U 字管下端における CCFL 相関式とその不確かさを導出することを目的とする。

上述したように、RELAP5/MOD3 を用いた実機感度解析によって、SBLOCA 時に高压注入系が作動しない場合、逆 U 字管上昇側の下端に対する CCFL 相関式の不確かさが PCT に大きく影響することが示されている。実機 SG 内の逆 U 字管と同様に高温高压の条件下での CCFL 実験を実施するためには大型の実験設備が必要であるため、既存の研究において高温高压条件での CCFL 実験は限られており、また、それら実験結果は測定誤差の影響が明らかでない点や、勾配 $m = 1.0$ としている点に問題がある。一方、鉛直管を用いた CCFL に関しては、これまで多くの研究がなされているが、鉛直管の形状（管径、管長、上下端形状など）や流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響について調べた研究は少なく、実機逆 U 字管と同様に、直径 20 mm 程度で、シャープエッジを有する下端での CCFL 特性を調べた実験は限られている。このように、逆 U 字管上昇側の下端に対する CCFL 相関式およびその不確かさを導出するためには既存の研究だけでは知見が十分ではない。

そこで本論文では、最初に SG 内の逆 U 字管下部を模擬した鉛直管下端での CCFL 特性に影響を及ぼす鉛直管の形状（管径、管長、上部タンク水位および鉛直管下端形状）および CCFL 特性を適切に表す主要変数を明らかにするため、SG 内の逆 U 字管上昇側を縮小模擬した実験装置を用い、気相に空気、液相に水を用いた CCFL 実験を行う。

次に、CCFL 特性に主な影響を及ぼす流体物性値を明らかにするため、汎用 CFD (Computational Fluid Dynamics) ソフトを用いて、上述の空気・水系 CCFL 実験の数値シミュレーションを行い、流体物性値を変更した計算を行う。

さらに、流体物性値の影響を検討し、また、逆 U 字管下端部における CCFL 相関式とその不確かさを導出するため、気相に空気、液相に粘性の高い 40%と 60%のグリセリン水溶液を用いた CCFL 実験、および、気相に飽和蒸気、液相に飽和水を用いた CCFL 実験を行う。

最後に、導出した CCFL 相関式が実機 SG 内の逆 U 字管と同様に凝縮系にも適用できるか否かを確認するため、気相に飽和蒸気を用いて逆 U 字管での凝縮 CCFL 実験を行う。また、RELAP5 での統計解析でも容易に使用できる Wallis 型の CCFL 相関式とその不確かさを導出するため、この凝縮実験データを含めた実験データを用いて Wallis 型の CCFL 相関式とその不確かさを導出する。

1.5. 論文構成

本論文は 6 章より構成される。以下に、各章の概要をまとめる。

第 1 章では、本研究の背景と課題について述べ、本研究を行ううえで重要な役割を担う気液対向流制限の基本事項を整理した。また、既存の研究の概要を整理し、それらの課題を具体的に明らかにし、本研究の目的および方法について述べた。

第 2 章では、SG 内の逆 U 字管下部を模擬した鉛直管下端での CCFL 特性に対して影響を及ぼす鉛直管の形状因子および CCFL 特性を適切に表す主要変数を明らかにする。そのため、管長、上部タンク水位および鉛直管下端形状をパラメータとして、空気と水を用いた鉛直管での CCFL 実験を行う。鉛直管直径は実機 SG 内の逆 U 字管とほぼ同じ $D = 20 \text{ mm}$ とし、鉛直管長さ L をパラメータとして CCFL 特性に及ぼす影響を調べる。また、鉛直管上方における上部タンク水位 h 及び鉛直管下端における面取り長さ Z をパラメータとして、CCFL 特性に及ぼす影響を調べる。直径の影響については既存の研究による実験結果を用いる。それらの実験結果から、SG 内の逆 U 字管下部を模擬した鉛直管下端での CCFL 特性に影響を及ぼす鉛直管の形状因子および CCFL 特性を適切に表わす主要変数を明らかにする。

第 3 章では、鉛直管下端での CCFL 特性に影響を及ぼす流体物性値を明らかにする。そのため、第 2 章で実施した空気と水を用いた鉛直管での CCFL 実験を対象として、数値シミュレーションを用いて評価を行う。計算には汎用 CFD ソフトの FLUENT6.3.26 の流体体積(VOF : Volume Of Fluid)法を用いる。最初に

CCFL 計算結果を既存のデータと比較する。次に気相密度 ρ_G 、液相密度 ρ_L 、液相粘性 μ_L および表面張力 σ をパラメータとして計算を行い、CCFL 特性に影響を及ぼす流体物性値を検討する。

第 4 章では、流体物性値の影響を表わす補正項を明らかにするとともに、逆 U 字管下端部における CCFL 相関式とその不確かさを導出する。そのため、気相に空気、液相に粘性の高い 40%と 60%のグリセリン水溶液を用いて、鉛直管で CCFL 実験を行い、流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響を調べる。液相に粘性の高い 40%と 60%のグリセリン水溶液を用いた理由は、実機 SG では高温になるほど液相粘性が小さくなるが、高温・高圧条件での実験は容易でないことから、液相粘性を変えた CCFL 実験により液相粘性が低くなる高温高圧の CCFL 特性を把握するためである。合わせて、大気圧で気相に飽和蒸気、液相に飽和水を用いて鉛直管で CCFL 実験を行う。これらの実験結果より、流体物性値の影響を表わす補正項を含む CCFL 相関式とその不確かさを導出し、その CCFL 相関式の既存のデータへの適用性を確認する。

第 5 章では、第 4 章で導出した CCFL 相関式の凝縮系への適用性を確認する。そのため、SG 伝熱管を模擬した逆 U 字管内に流入する蒸気と蒸気の凝縮水により生じる気液対向流を対象に CCFL 実験を行う。CCFL 実験では、逆 U 字管における圧力 P および T_c (冷却水のサブクール ΔT) が CCFL 特性に及ぼす影響を調べ、各 CCFL 流動状態における CCFL 特性を把握する。そののち、導出した CCFL 相関式が凝縮実験データを包含するか否かを確認する。また、RELAP5 を用いた統計解析では、Wallis 型の CCFL 相関式($J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$) が用いられていることから、凝縮実験データ、既存の実験データおよび導出した CCFL 相関式を用いて、Wallis 型の CCFL 相関式とその不確かさを導出し、既存の研究で用いられている CCFL 相関式と比較する。

第 6 章では、本論文の結論を述べる。

第1章の参考文献

- [1] (財)日本原子力文化振興財団「原子力・エネルギー」図面集 2007年版, (2007).
- [2] IAEA, “Basic Safety Principles for Nuclear Power Plants 75-INSAG-3 Rev.1.” INSAG-12, (1999).
- [3] (社)日本原子力学会, 原子力発電所の設計と評価における地震安全の論理, (2010).
- [4] Nakamura, H. and Kukita, Y., “PWR Thermal-hydraulic Phenomena following Loss of Residual Heat Removal (RHR) during Mid-Loop Operation,” *Proc. of int. Conf. on New Trends in Nuclear System Thermal-hydraulics*, 1, (1994), 77-86.
- [5] Lee, C. H., Liu, T. J. and Way, Y. S., D.Y. Hsia, “Investigation of mid-loop operation with loss of RHR at INER integral system test (IIST) facility,” *Nuclear Engineering and Design*, 163, (1996), 349-358.
- [6] Palmrose, D. E. and Mandl, R. M., “A model for calculation of RCS pressure during reflux boiling under reduced inventory conditions and its assessment against PKL data,” *Proc. of 19th Water Reactor Safety Information Meeting*, Bethesda, MD, October 28-30, (1991), 329-351.
- [7] Dumont, D., Laviaille, G., Noel, B. and Deruaz, R., “Loss of residual heat removal during mid-loop operation: BETHSY experiments,” *Nuclear Engineering and Design*, 149, (1994), 365-374.
- [8] 山田実, 南雲宏一, 木下郁男, 村瀬道雄, 吉田至孝, 川崎郁夫, 小破断 LOCA 時高圧注入系不作動事象の PIRT 作成および重要現象の感度解析, *Journal of the Institute of Nuclear Safety System*, Vol. 18, (2011), 294-309.
- [9] (社)日本機械学会, 気液二相流技術ハンドブック, 改訂版第2刷, (2012).
- [10] Hewitt, G. F., “In Search of Two-phase Flow,” *Journal of Heat Transfer*, 118, (1996), 518-527.
- [11] Wallis, G. B., *One-dimensional Two-phase Flow*, McGraw-Hill, New York, (1969), 336-345.
- [12] Schutt, J. B., “A Theoretical Study of the Phenomenon of Bridging in Wetted Wall Volumes,” B.S. thesis, University of Rochester, (1959).
- [13] Cetinbudakler, A. G. and Jameson, G. J., “The mechanism of flooding in vertical counter current two-phase flow, *Chemical Engineering Science*, 24 (1969), 1669-1680.
- [14] Imura, H., Kusuda, H. and Funatsu, S., “Flooding Velocity in a Counter-current Annular Two-Phase Flow,” *Chemical Engineering Science*, 32, (1977), 79-87.

- [15] Kutateladze, S. S., "Elements of the Hydrodynamics of Gas-Liquid Systems," *Fluid Mech Soviet Res.*, 1, (1972).
- [16] Pushikina, O. L. and Sorokin, Y. L., "Breakdown of Liquid Film Motion in Vertical Tubes," *Heat Transfer Sov. Res.*, 1, (1969).
- [17] Tay-Jian Liu., "Reflux condensation behavior in a U-tube steam generator with or without noncondensables," *Nuclear Engineering and Design*, 204, (2001), 221-232.
- [18] Bazin, P., "BETHSY Data Base", SETH/LES/87-28, (1988).
- [19] Kukita, Y., Nakamura, H., Tasaka, K. and Chauliac, C., "Nonuniform steam generator U-tube flow distribution during natural circulation tests in ROSA-IV large scale test facility," *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 99, No. 4, (1988), 289-298.
- [20] Shimeck, D. J. and Johnsen, G. W., *Natural circulation cooling in a pressurized water reactor geometry under accident-induced conditions*, (1984).
- [21] Yonomoto, T., Anoda, Y., Kukita, Y. and Peng, Y., "CCFL characteristics of PWR steam generator U-tubes," In: *Proceeding of the International Topical Meeting on Safety of Thermal Reactor; 1991 July 21-25; Portland (OR): American Nuclear Society*; (1991).
- [22] Bankoff, S.G., Tankin, R. S., Yuen, M. C. and Hsieh, C.L., *Countercurrent flow of air/water and steam/water through a horizontal perforated plate*, (1981).
- [23] Kinoshita, I., Murase, M., Utanohara, Y., Minami, N. and Tomiyama, A., "Numerical Simulation of Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling," *Journal of Nuclear Science and Technology*, 47 [10], (2010), 963-972.
- [24] Doi, T., Futatsugi, T., Murase, M., Hayashi, K., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., *Countercurrent Flow Limitation at the Junction between the Surge Line and Pressurizer of a PWR*, *Science and Technology of Nuclear Installations*, ID 754724, (2012).
- [25] Kukita, Y., Anoda, Y. and Tasaka, K., "Summary of ROSA-IV/LSTF first-phase test program –Integral simulation of PWR small-break LOCAs and transients –," *Nuclear Engineering and Design* (1991), 131:101.
- [26] Sloan, M. S. and Hassan, Y. A, *A study of RELAP5/MOD2 and RELAP5/MOD3 predictions of a small-break loss-of-coolant accident simulation conducted at the ROSA-IV large-scale test facility*, *Nuclear Technology*, 100 (1992), 111-124.
- [27] Asaka, H., Anodo, Y. and Kukita, Y., *Experiments and Analyses on Secondary Side Depressurization during PWR Small-Break LOCA: Symmetric and*

- Asymmetric Depressurization Effects, The 5th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-9), Nice, France, May 25-29, (1997).
- [28] Takeda, T., Maruyama, Y., Watanabe, T. and Nakamura, H., “RELAP5 Analyses of OECD/NEA ROSA-2 Project Experiments on Intermediate-Break LOCAs at Hot Leg or Cold Leg”, *Journal of Power and Energy Systems*, Vol. 6, No. 2, (2012).
- [29] 日本原子力研究所, プレス発表 (研究成果関連) 「我が国初の OECD/NEA プロジェクトが始動—軽水炉の安全性向上に貢献—(2005 年 4 月 1 日)」補足資料, <http://www.jaea.go.jp/jaeri/jpn/open/press/2005/050401/glo1.html>
- [30] Kinoshita, I., Yamada, M., Torige, T., Murase, M. and Yoshida, Y., “Development of the PIRT for the Small-Break Loss-of-Coolant Accident With High Pressure Injection Failure”, *ASME 2013 International Mechanical Engineering Congress and Exposition, IMECE2013-63682*, (2013).
- [31] Tien, C.L. and Liu, C.P., *Survey on Vertical Two-Phase Counter Current Flooding*, EPRI NP-984, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, USA (1979).
- [32] Richter, H.J., *Flooding in Tubes and Annuli*, *International Journal of Multiphase Flow*, 7, (1981), 647-658.
- [33] Bankoff, S.G. and Lee, S.C., *A Critical Review of the Flooding Literature*, NUREG/CR-3060, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington D.C., (1983).
- [34] Kaminaga, F., Okamoto, Y. and Shibata, Y., *Evaluation of Entrance Geometry Effect on Flooding*, *JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering*, Tokyo, (1991).
- [35] Wallis, G. B., *Flooding velocities for air and water in vertical tubes*, UKAEA Report, AAEW-R123, (1961).
- [36] 亀井三郎, 大石純, 岡根敏夫, 濡れ壁塔における混流拡散について, *化学工業*, 18-8, (1954), 364-368.
- [37] Hewitt, G. F., *Influence of end conditions, tube inclination and physical properties on flooding in gas-liquid flows*. Harwell Report, HTFS-RS222, (1977).
- [38] Feind, F., *Falling Liquid Films with Counter-current Air Flow in Vertical Tubes*, *VDI-Forschungsheft*, 481, (1960), 26.
- [39] Clift, R., Pritchard, C.L. and Nedderman, R.M., *The effect of viscosity on the flooding conditions in wetted wall columns*, *Chemical Engineering Science*, 21, (1966), 87-95.
- [40] Grolmes, M. A., Lambert, G. A. and Fauske, H. K., *Flooding in vertical tubes*, *AICHe Symposium on Multiphase Flow Systems*, Glasgow, Scotland, (1974).
- [41] Hewitt, G. F. and Wallis, G. B., *Flooding and Associated Phenomena in Falling*

- Film Flow in a Tube, UKAEA Report, AERE-R4022, (1963).
- [42] Chung, K. S., Liu, C. P. and Tien, C. L., Flooding in Two-phase Countercurrent Flows-II. Experimental Investigations, *Physicochemical Hydrodynamics*, 1, (1980), 470–478.
- [43] Dukler, A. E. and Smith, L., Two phase interactions in counter-current flow: studies of the flooding mechanism. Nureg Report No. NUREG/CR-0617, (1979).
- [44] Bahrathan, D., Wallis, G.B. and Richter, H.J., Air Water Countercurrent Annular Flow in Vertical Tubes, EPRI NP-786, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, USA, (1978).
- [45] Zapke, A. and Kröger, D.G., The influence of fluid properties and inlet geometry on flooding in vertical and inclined tubes, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 22, (1996), 461-472.
- [46] Govan, A. H., Hewitt, G. F., Richter, H. J., and Scott, A., “FLOODING AND CHURN FLOW IN VERTICAL PIPES,” *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 17 [1], (1991), 27-44.

第 2 章 鉛直管下端での CCFL に関する空気・水実験

2.1 はじめに

本章では、SG 内の逆 U 字管下部を模擬した鉛直管下端での CCFL 特性に影響を及ぼす鉛直管の形状因子および CCFL 特性を適切に表す主要変数について、空気と水を用いた鉛直管での CCFL 実験により評価する。第 1 章でも述べたように CCFL は複雑な現象であり、鉛直管の形状の違いにより、CCFL が発生する位置や CCFL 特性が異なり、適切に整理できる主要変数も異なる。そこで、本章では PWR の SG 内の逆 U 字管（直径 19.6 mm）を鉛直管（直径 20 mm）で模擬した実験装置を作成して、空気・水系による実験を行う。実験では、管長($L=100, 150, 200, 300, 500, 700$ mm), 上部タンクの水位($h=100, 200, 300, 450, 600$ mm)および鉛直管下端における面取り長さ($Z=0, 0.2, 0.5$ mm)をパラメータとし、流動様式を観察するとともに CCFL 特性を計測する。

2.2 実験方法

2.2.1 実験装置

空気と水を用いた鉛直管 CCFL 実験装置を図 2.1 に示す。実験装置は上部タンク、鉛直管、流入ダクト、下部タンクおよび空気と水の注入装置で構成されている。上部タンク、鉛直管（試験部）、流入ダクトおよび下部タンクは CCFL 発生時の内部流動を可視化するためアクリル樹脂製とした。流入ダクトは実機 SG における入口プレナムを模擬したものであり、流入ダクトの流路面積は実機における逆 U 字管 1 本あたりの入口プレナム流路面積に相当する。

空気は、下部タンクに接続したコンプレッサ（SRL-11P6AI, 日立産機システム）により、下部タンクの 4 つの流入口から注入した。コンプレッサ出口にレギュレータを設置して圧力を制御した。また、レギュレータの下流に流量計（FLT-N, Flowcell）を設置し、空気体積流量 Q_G を測定した。一方、水は、ポンプ（MX-F400, イワキ）によりリザーバーから上部タンクへ注入し、注入した水の体積流量 Q_{Lin} は流量計（FLT-N, Flowcell）によりを測定した。下部タンクに流入する水の体積流量 Q_L は、実験中の下部タンクの水位変化を測定し求めた。下部タンクへ流入した液相および上部タンクの余剰液は、排出ラインを通してリザーバーへ戻される。 Q_G , Q_{Lin} , Q_L 測定の不確かさは各々 $\pm 2.5\%$, $\pm 3.0\%$, $\pm 3.0\%$ である。時間平均値で $Q_L < Q_{Lin}$ となった場合に、CCFL 状態と定義した。 Q_G の増

加過程と減少過程とで Q_L が異なるヒステリシスが生じる場合がある[1]が, 本実験ではヒステリシスは生じなかった. 実験は室温(25°C), 大気圧の条件にて行い, 大気圧での空気密度を用いて Q_G と体積流束 J_G を計算した.

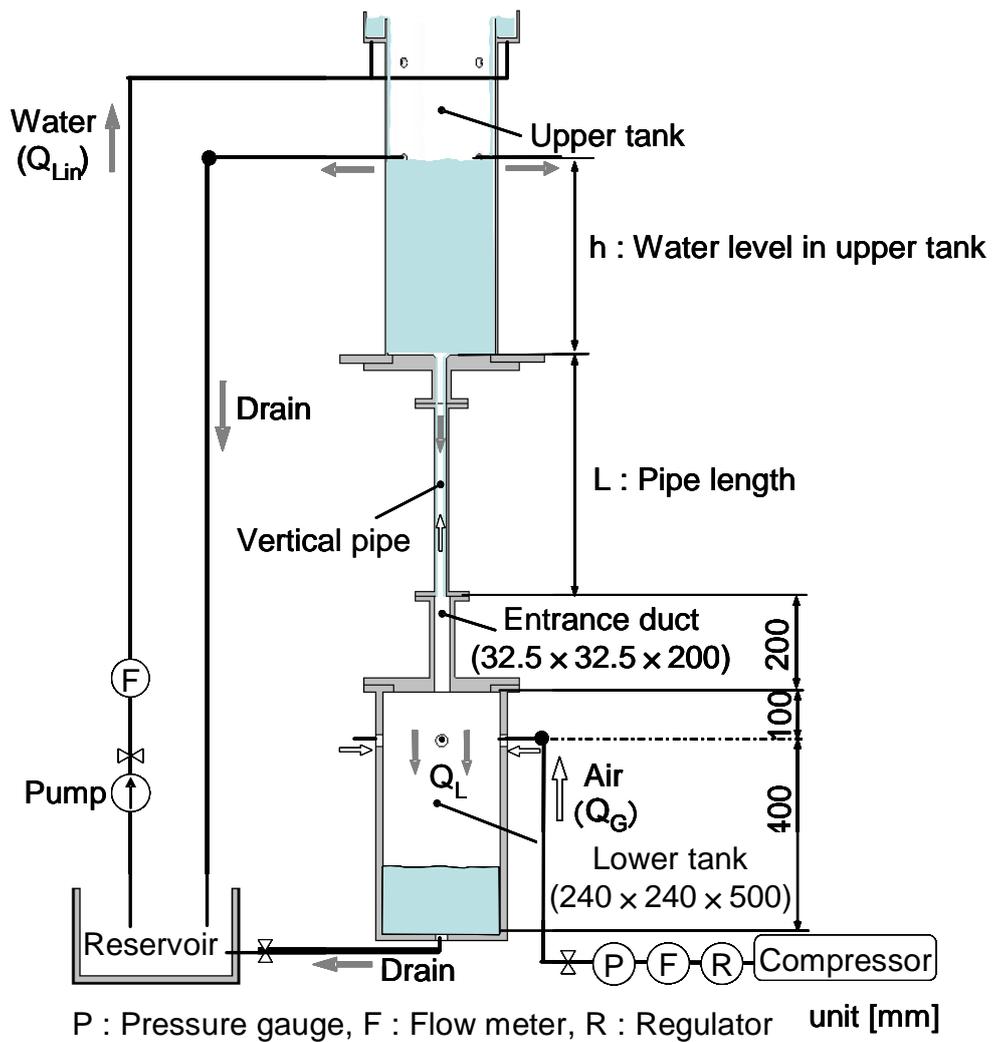


図 2.1 実験装置全体図

鉛直管の概要を図 2.2 に示す。鉛直管の直径は、実機逆 U 字管の直径 19.6 mm とほぼ同じ $D = 20$ mm とした。フランジより上側は管外壁が矩形ブロック状であるが、下側の鉛直管と同一径である。逆 U 字管の鉛直部長さは約 10 m であるが、実験装置において鉛直部の長さを再現することは困難である。そこで、フランジより下側の鉛直管の長さを変えて、鉛直部長さ L を 100 mm から 700 mm まで変化させた実験を行い、実機逆 U 字管長さでの CCFL 特性を推定することとした。本研究では鉛直管下端で発生する CCFL を対象としていることから、上端での CCFL の発生を防止するために、鉛直管の上端には $R = D/2$ の曲率半径を設けた。下端は、実機逆 U 字管と同様にシャープエッジとした。なお、実機逆 U 字管ではバリ取りの目的で面取りを行うことから、0.2 mm と 0.5 mm の面取りを行ったものについても実験を行った。

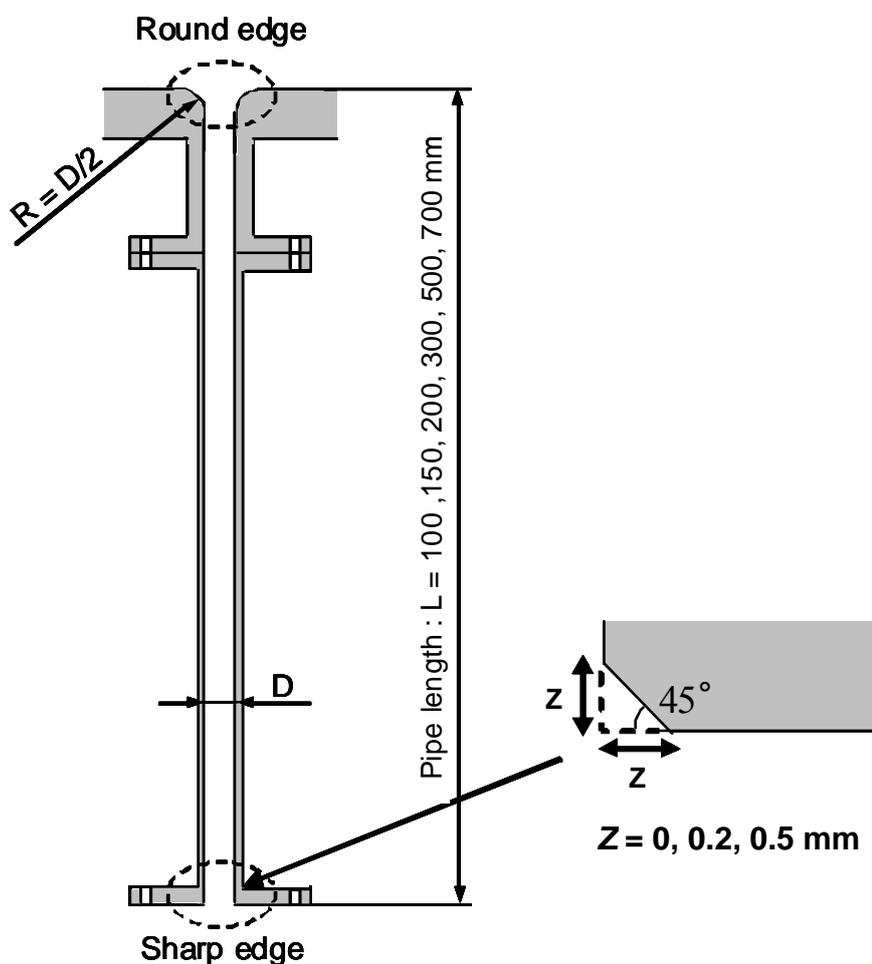


図 2.2 鉛直管概略図

上部タンクの概要を図 2.3 に示す. 水は上部タンク上方の流入口より供給し, 内壁に沿って上部タンク内に流入する. 上部タンクには 5 段階の高さの排出口を設けており, 排水口から水が排出される仕様とした. 上部タンク底面から排出口までの高さを h とする. 実験中にある高さのみ排水口を開けて, その他の高さの排水口は閉じることで, 上部タンク内の水位を一定に保った. 水位 h が CCFL 特性に及ぼす影響を調べるため, h を 100 mm から 600 mm まで変化させた. また, タンク上面は大気開放とした.

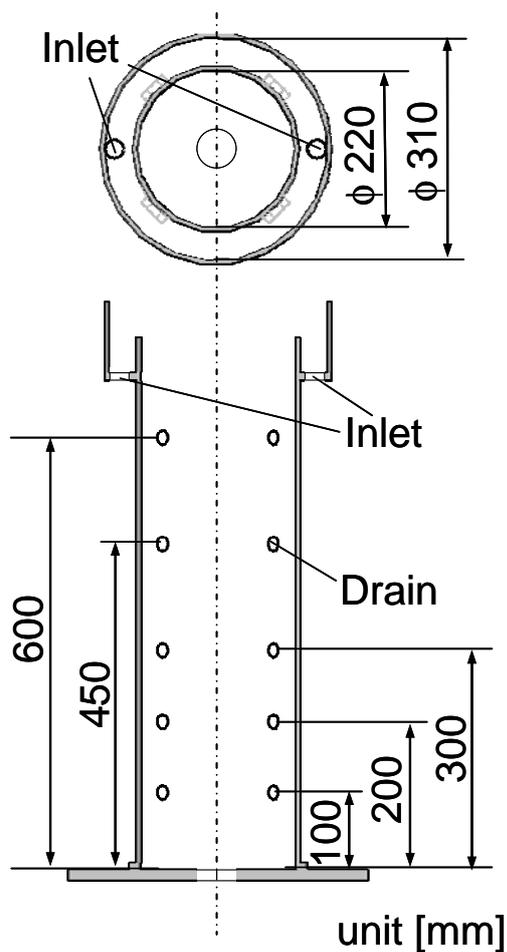


図 2.3 上部タンク概略図

2.2.2 実験条件

高速度ビデオカメラ (Dantec Dynamics, Nano sence Mk3) を用いて CCFL 条件下での流れの様子を観察し、各実験条件における CCFL 発生位置を調べた。撮影領域は鉛直管上端から下端までとした。フレームレートは 600 fps とし、測定時間を 2.5 s とした。

実験では、液相には水道水(25 °C ± 5 °C)、気相には空気を用いた。実験に用いた水および空気の温度 T [°C]、密度 ρ [kg/m³]、粘性係数 μ [Pa·s] を表 2.1 に示す。注水する水の体積流量 Q_{Lin} を 0.27 m/s で一定に保ったまま、空気の体積流束 J_G を変化させた。空気の体積流束 J_G は $1.82 \text{ m/s} \leq J_G \leq 14.2 \text{ m/s}$ の範囲で変化させた。CCFL 発生時の下部タンクへの流入水の体積流束 J_L は $7.13 \times 10^{-4} \text{ m/s} \leq J_L \leq 0.187 \text{ m/s}$ であった。

表 2.1 流体物性値

	T [°C]	ρ [kg/m ³]	μ [$\times 10^{-5}$ Pa·s]
Air	25.0	1.205	1.882
Water	25.0	996.8	89.0

2.3 実験結果

2.3.1 CCFL 発生位置と流動状態

鉛直管長さ L と上部タンク水位 h をパラメータとして種々の条件で実験を行い、CCFL 発生状況を観察した。本実験では、3 種類の CCFL が観察された。すなわち、鉛直管下端で発生する CCFL (CCFL-L)、上端で発生する CCFL (CCFL-U)、および上端と下端で交互に発生する CCFL (CCFL-T) である。鉛直管長さと上部タンク水位に対する CCFL の発生状態を図 2.4 に示す。

CCFL-U は鉛直管長さが短く ($L/D = 5$)、上部タンク水位が低い ($h/D = 5$) 場合のみ生じた。一方、CCFL-L は鉛直管長さが直径の 15 倍以上の場合、あるいは上部タンク水位が直径の 22.5 倍以上の場合に生じた。CCFL-T は、CCFL-U と CCFL-L の間の実験条件である $7.5 \leq L/D \leq 10$ と $5 \leq h/D \leq 15$ の場合に生じた。本実験結果から、上部タンク水位に関わらず鉛直管長さが長い場合には CCFL-L が発生した。したがって、本研究で対象とする、約 10 m の直管部を持つ実機 SG 内の逆 U 字管では CCFL-L が生じると考えられる。

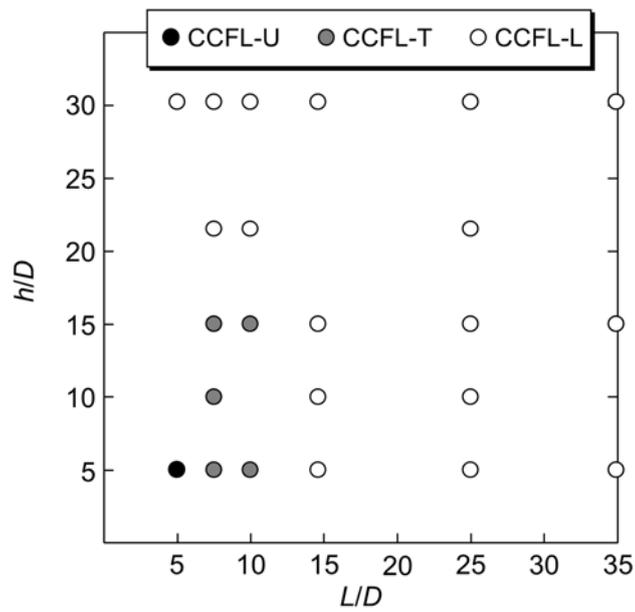


図 2.4 鉛直管長さ L と上部タンク水位 h に対する CCFL 状態

図 2.5 に $L = 500 \text{ mm}$, $h = 0 \text{ mm}$ ($L/D = 25$, $h/D = 0$)において観察された CCFL が発生しない場合(Non-CCFL)の流動状態の例を示す。

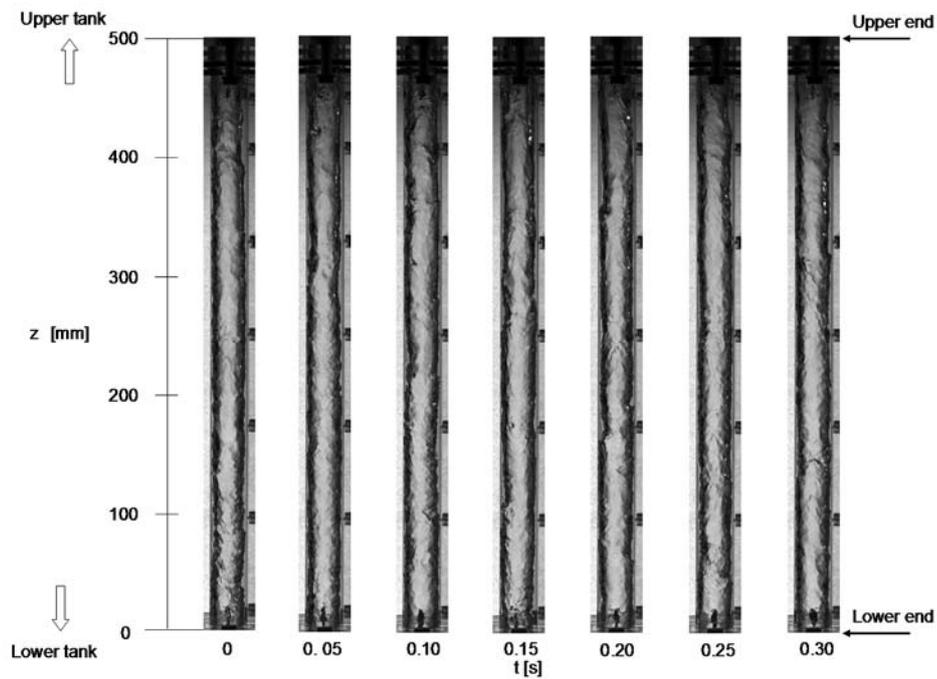


図 2.5 Non-CCFL の流動状態
($J_G = 0 \text{ m/s}$, $J_G^{*1/2} = 0$, $L = 500 \text{ mm}$, $h = 0 \text{ mm}$)

この時、上部タンクから供給された水は制限されることなく、すべて下部タンクへ落下したことから、 $h=0$ とした。図 2.5 に示すように、上部タンクから供給された水は管壁面に沿って液膜を形成し、管内を落下する。管内では環状流に似た流れが形成されている。このように J_G が小さい場合は、CCFL は発生しなかった。

図 2.6 に $L=500$ mm, $h=100$ mm ($L/D=25, h/D=5$) において観察された CCFL-L の例を示す。図 2.6 では上端部の直径が変化しているように見えるが、矩形柱と円管との接合部の屈折率の影響であり直径に変化はない。時刻 $t=0$ s にて水の一部が鉛直管の下端付近に蓄水している。空気と水の界面では、大きな波面が形成されている。その後、蓄水は厚い液膜を形成し、時間の経過とともに上昇する ($t=0.05 \sim 0.25$ s)。水の下部タンクへの落下制限が鉛直管下端から始まっていることがわかる。 $t=0.3$ s では再び鉛直管下端に蓄水が生じており、 $t=0.35$ s にて液膜が上昇し始めている。すなわち、水の上昇は周期的に生じている。

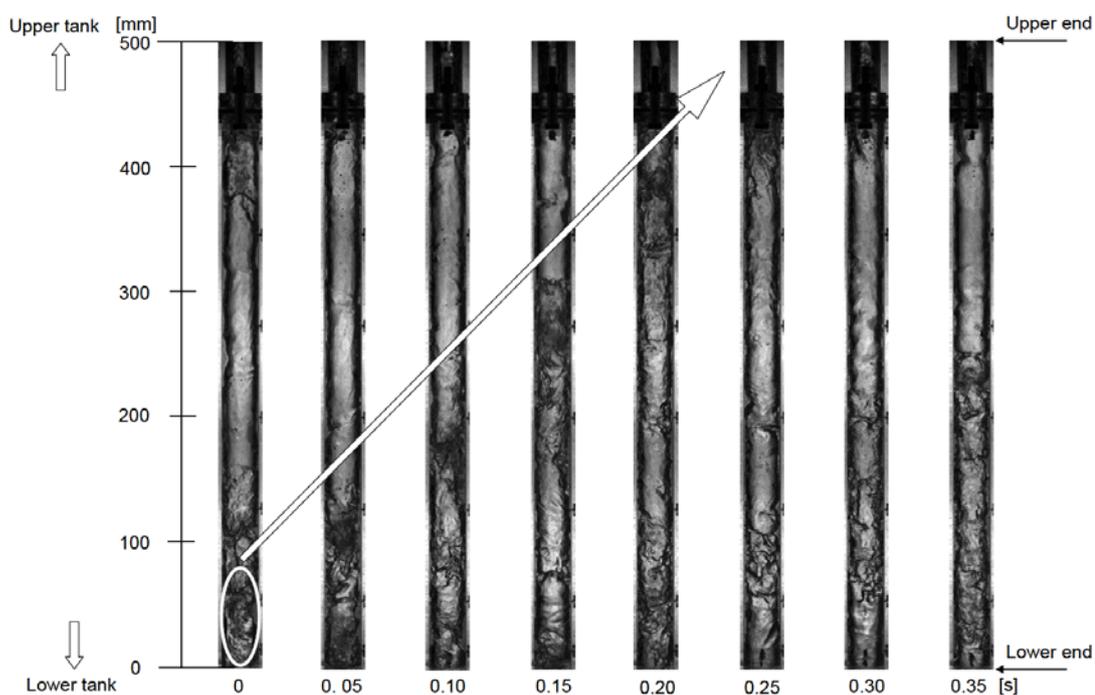


図 2.6 CCFL-L の流動状態
 $(J_G = 4.4$ m/s, $J_G^{*1/2} = 0.59$, $L = 500$ mm, $h = 100$ mm)

図 2.7 は $L = 100 \text{ mm}$, $h = 100 \text{ mm}$ ($L/D = 5$, $h/D = 5$)において観察された CCFL-U の例である. $t = 0 \text{ s}$ では, 空気は下部タンクから上部タンクまで水に塞がれることなく通気している. その後, $t = 0.05 \text{ s}$ にて上部タンクの水が鉛直管に流入しており, さらに時間が経過($t = 0.10 \sim 0.15 \text{ s}$)すると流入する水が増え, やがて水は下部タンクに落下している. 下部タンクに水が落下すると瞬間的に下部タンク内の圧力が上昇し, 下部タンク内の空気が押し出されて鉛直管内を上昇する($t = 0.2 \text{ s}$). $t = 0.3 \text{ s}$ では, 再び空気は下部タンクから上部タンクまで水に塞がれることなく通気している. つまり, CCFL-U では気相の吹き上げと液相の落下が交互に生じる間欠流となっている.

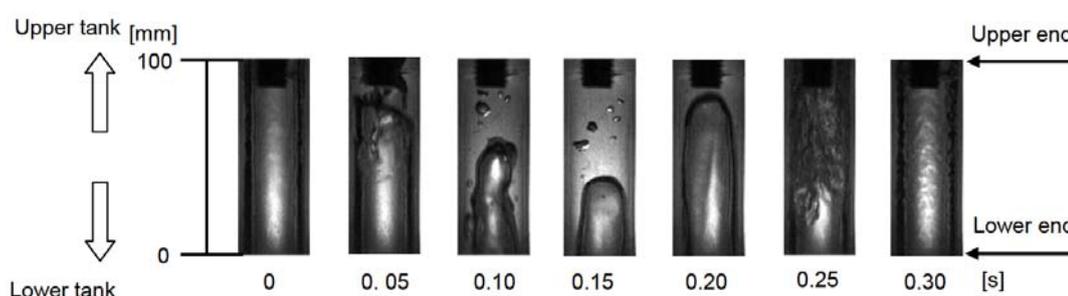


図 2.7 CCFL-U の流動状態

($J_G = 7.1 \text{ m/s}$, $J_G^{*1/2} = 0.74$, $L = 100 \text{ mm}$, $h = 100 \text{ mm}$)

図 2.8 に $L = 200 \text{ mm}$, $h = 100 \text{ mm}$ ($L/D = 10$, $h/D = 5$)において観察された CCFL-T の例を示す. $t = 0 \text{ s}$ において, 管下端で落下を制限された水が液溜りを形成し, 管内に供給された空気によって上方に運ばれ, 図 2.6 と同様に, CCFL-L の流動が発生している($t = 0.05 \sim 0.30 \text{ s}$). そののち, 図 2.7 と同様に, 上部タンクの水が管内に流れ込み($t = 0.35 \text{ s}$), 液塊が下部タンクへ落下する CCFL-U の流動が発生する($t = 0.35 \sim 0.45 \text{ s}$). このように, CCFL-T の流動状態は CCFL-L と CCFL-U が交互に繰り返す流れであった.

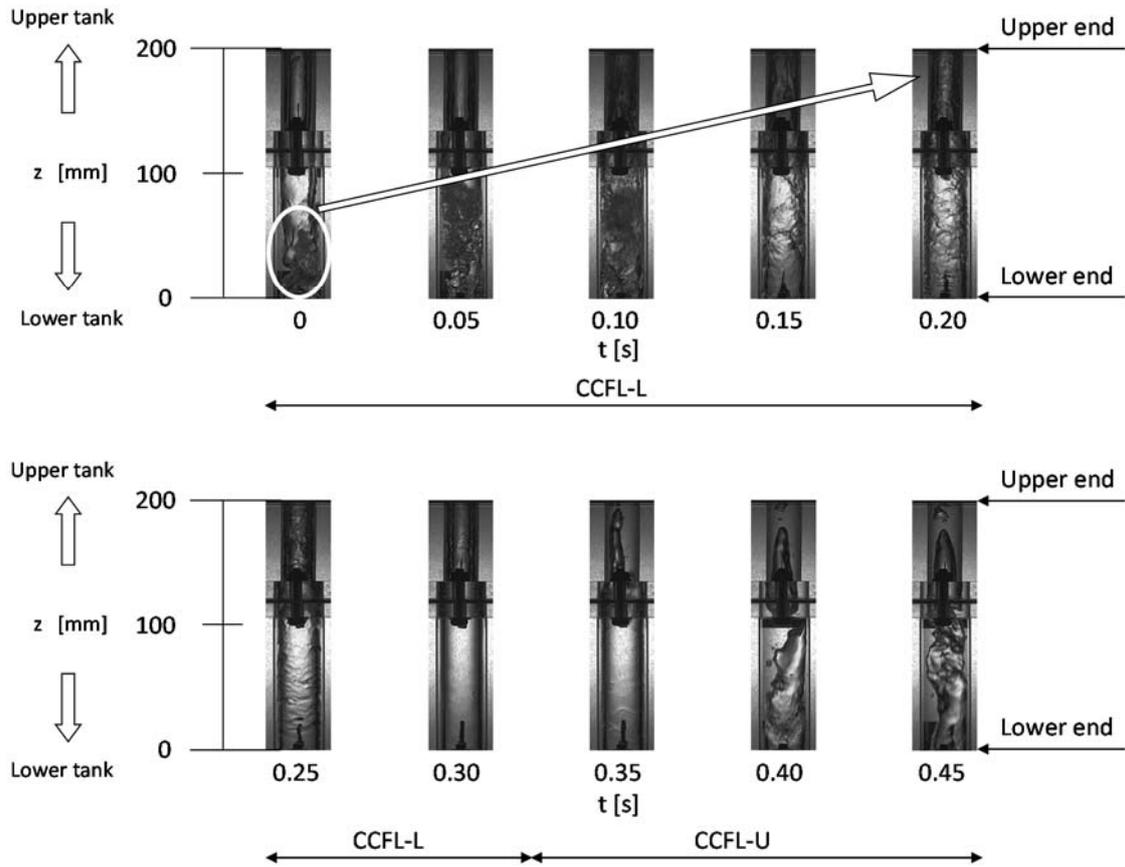


図 2.8 CCFL-T の流動状態
 $(J_G = 5.0 \text{ m/s}, J_G^{*1/2} = 0.625, L = 200 \text{ mm}, h = 100 \text{ mm})$

2.4 CCFL 特性

2.4.1 鉛直管直径 D の影響

第 1 章でも述べたように、CCFL 特性は、一般に式(2.1)および(2.2)に示される Wallis パラメータ(J_G^*, J_L^*)もしくは Kutateladze パラメータ(Ku_G^*, Ku_L^*)により整理されている。

$$J_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k}{g \cdot D (\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/2} \quad (k = G, L) \quad (2.1)$$

$$Ku_k^* = J_k \left\{ \frac{\rho_k^2}{g \cdot \sigma (\rho_L - \rho_G)} \right\}^{1/4} \quad (k = G, L) \quad (2.2)$$

ここで、 ρ は密度、 g は重力加速度、 D は鉛直管の直径、 σ は表面張力、添字の G, L は各々気相、液相を示す。Wallis パラメータと Kutateladze パラメータとは、代表長さの扱いが異なり、以下の関係にある。

$$Ku_k^* = D^{*1/2} J_k^*, \quad D^* = D \left[\frac{(\rho_L - \rho_G)g}{\sigma} \right]^{1/2} \quad (2.3)$$

鉛直管の上端に対する CCFL 特性[2]は、 $D=30, 45, 60$ mm に対して、Kutateladze パラメータ Ku_k^* を用いて整理されている。一方、PWR ホットレグに対する CCFL は、 $D=50 \sim 750$ mm に対しては Wallis パラメータ J_k^* を用いて良好に整理できることが明らかにされている[3]。しかしながら、本研究で対象とする管下端での CCFL 特性を良好に整理できるパラメータを明らかにした既存の研究はないため、本研究における CCFL 特性を適切に表す主要変数を明らかにすることとした。

本実験における CCFL-L が発生した際の気相と液相の体積流束 J_L, J_G を Bharathan ら [4] ($D=51$ mm) および Zapke and Kröger [5] ($D=30$ mm) と比較し、 2.9 に示す。いずれも空気・水を用いた実験結果である。Bharathan らの実験では CCFL 発生位置が明記されていないが、鉛直管の上下端形状より管下端での CCFL と判断した。Zapke and Kröger の実験では測定範囲が限られているものの、Bharathan らと Zapke and Kröger の実験結果はよく一致している。一方、本実験結果は、それらの結果と比較すると J_L が小さくなっている。これは直径 D が Zapke and Kröger と Bharathan らの実験よりも小さいことがその要因と考えられる。これらの実験結果を Wallis パラメータ J_k^* を用いて整理したものを  2.10 に、Kutateladze パラメータ Ku_k^* を用いて整理したものを  2.11 にそれぞれ示す。本実験での CCFL 特性は $L=500$ mm で CCFL-L が発生した際の測定値である。

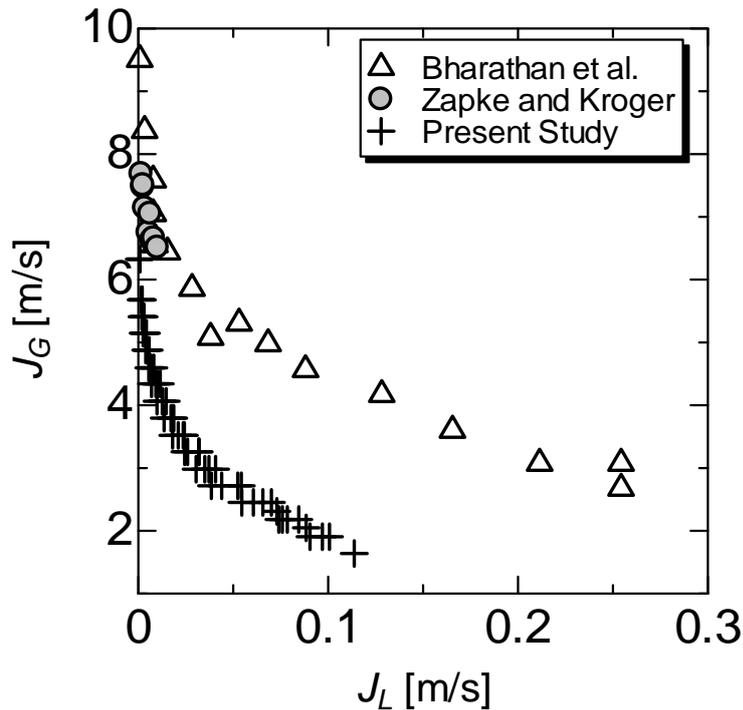


図 2.9 CCFL-L が発生した際の気相と液相の体積流束

図 2.10 と図 2.11 に示すように、本実験結果($D = 20 \text{ mm}$)を除く Bharathan ら ($D = 51 \text{ mm}$)と Zapke and Kröger($D = 30 \text{ mm}$)の実験結果では、Wallis パラメータ J_k^* と Kutateladze パラメータ Ku_k^* のいずれが最適であるか判定困難である。しかしながら、図 2.11 に示すように Kutateladze パラメータで整理すると、本実験結果は Zapke and Kröger と Bharathan らの実験結果と一致しなかった。一方、図 2.10 で示すように Wallis パラメータで整理すると、全ての実験結果がよく一致しており、直径が異なる管における CCFL 特性も統一的に扱うことができる。これは Wallis パラメータ J_k^* が直径 D の影響を適切に考慮しているためと考えられる。以上のことから、鉛直管下端での CCFL に対しては、Kutateladze パラメータ Ku_k^* より、Wallis パラメータ J_k^* で整理するのが適切である。したがって、以下では、主要変数に Wallis パラメータ J_k^* を用いて CCFL 特性を整理することとした。

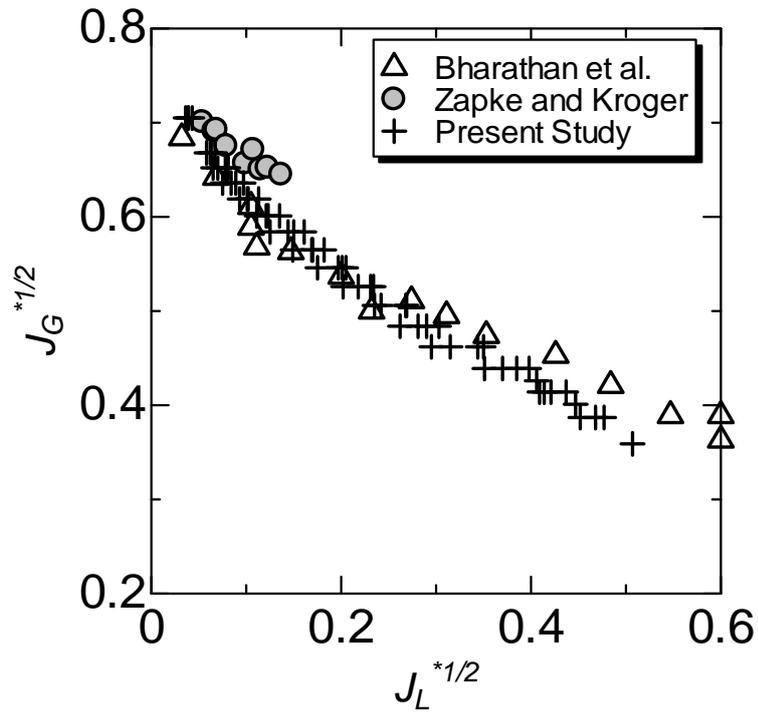


図 2.10 Wallis パラメータを用いた CCFL 特性

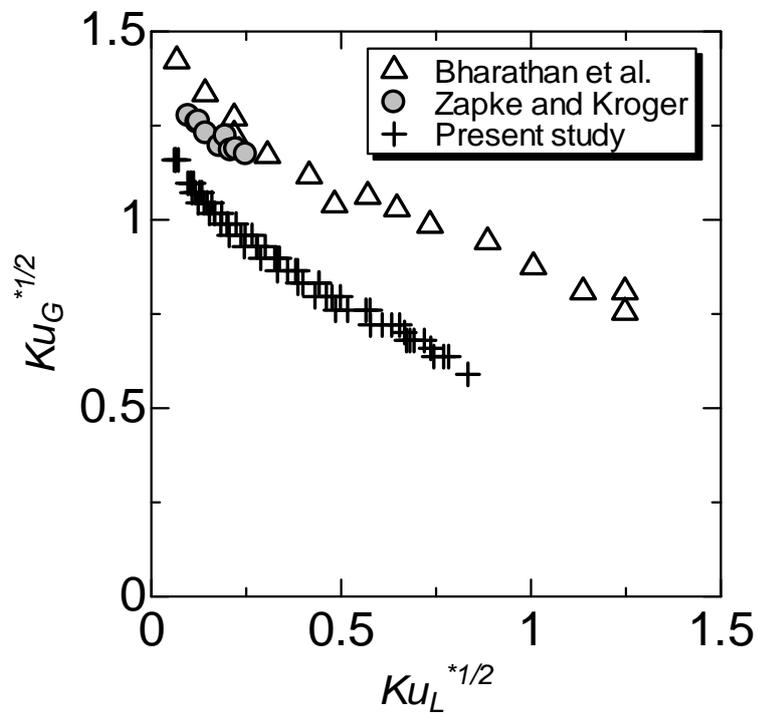


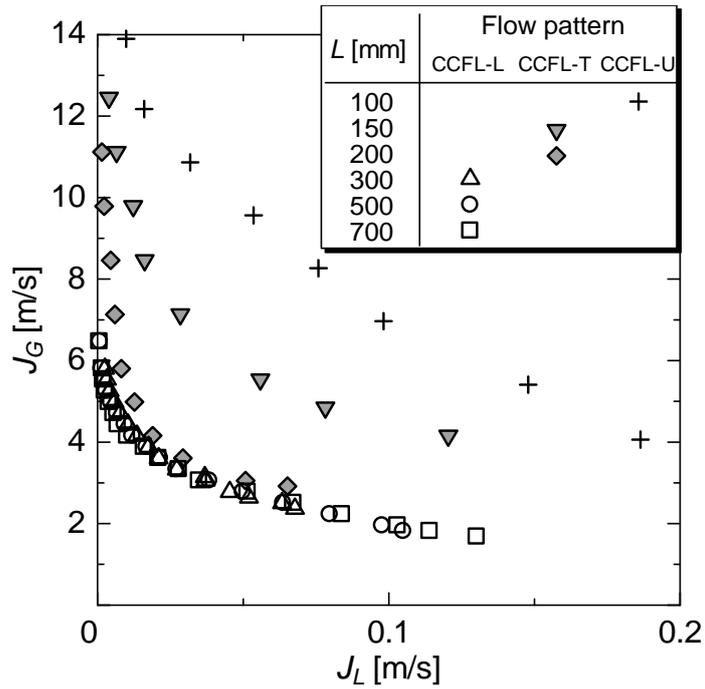
図 2.11 Kutateladze パラメータを用いた CCFL 特性

2.4.2 鉛直管長さ L の影響

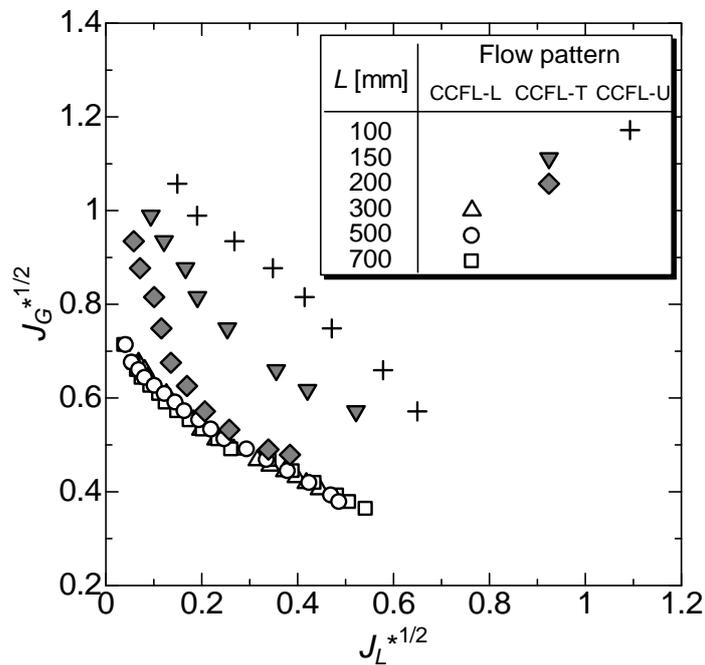
図 2.12~図 2.14 に CCFL 特性に及ぼす鉛直管長さの影響を示す。気相と液相の体積流束 J_L , J_G および Wallis パラメータを用いて、実験結果をそれぞれ整理した。 $h = 100, 300, 600$ mm の各条件において、 L を 100 ~ 700 mm まで変化させた。

図 2.12 の $h = 100$ mm の条件では、 $L = 100$ mm において CCFL-U が生じた。式(1.2)の $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値である CCFL 定数 C は約 1.2 であり、曲率半径を設けた上端に対する Nicklin and Devidson [6]による $C = 1.0$ より大きい。これは間欠流の影響によるものと考えられる。 $L = 300 \sim 700$ mm の範囲では、CCFL-L が生じ、落下水量 $J_L^{*1/2}$ が大幅に低下した。また、 $L = 150$ mm および 200 mm では CCFL-T が生じた。CCFL-T において L が増加すると、落水制限の強い CCFL-L の発生期間が長くなり、 $J_L^{*1/2}$ が小さくなった。図 2.13 に示す $h = 300$ mm の場合、 $L = 200$ mm では CCFL-T が生じたが、CCFL 特性は CCFL-L と顕著な相違はなかった。 $L = 300 \sim 700$ mm の範囲では CCFL-L が生じた。CCFL-L の特性は管長 L に依存しないことがわかる。図 2.14 に示す $h = 600$ mm の場合、 $L = 100 \sim 700$ mm の全ての範囲で CCFL-L が生じた。CCFL 特性は L に依存していないことが分かる。

図 2.12~図 2.14 の実験結果より、実機 SG 内の逆 U 字管の長さは約 10 m ($L/D \doteq 500$)であることから、実機 SG 内の逆 U 字管では CCFL-L が生じると考えられること、また、CCFL-L の特性は L に依存しないことが確認できた。この要因は準定常状態での環状流における重力と界面せん断応力および壁面せん断応力との釣り合いによる局所現象で決定されているためと考えられ、このことから CCFL-L の特性が L に依存しなかったと推察される。以上より、本実験により得られた CCFL-L の結果は、実機 SG 内の逆 U 字管の長さにも適用できると考えられる。

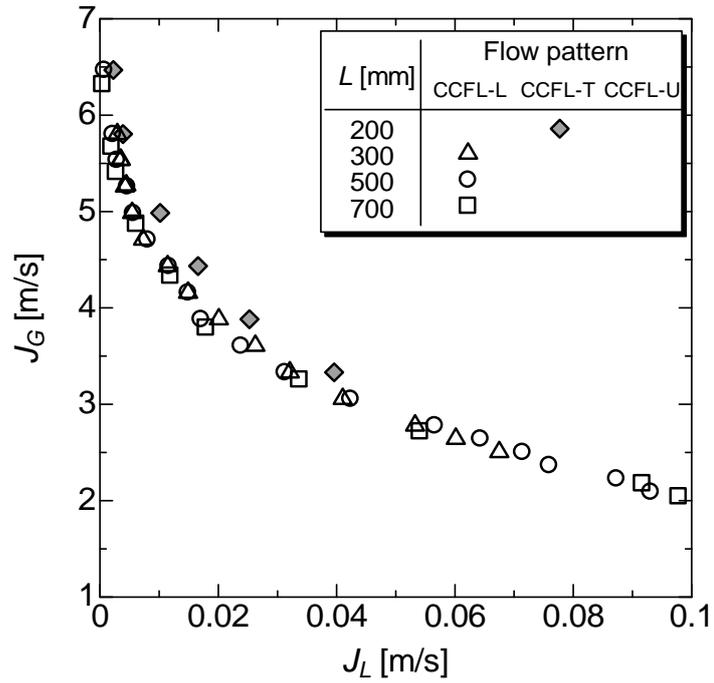


(a) $J_G - J_L$

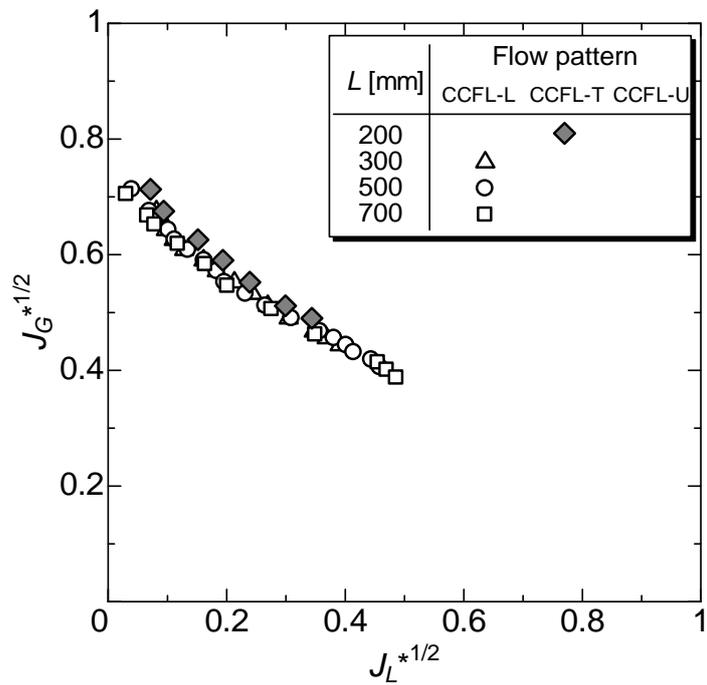


(b) Wallis パラメータ

図 2.12 CCFL 特性に及ぼす鉛直管長さ L の影響 ($h = 100 \text{ mm}$)

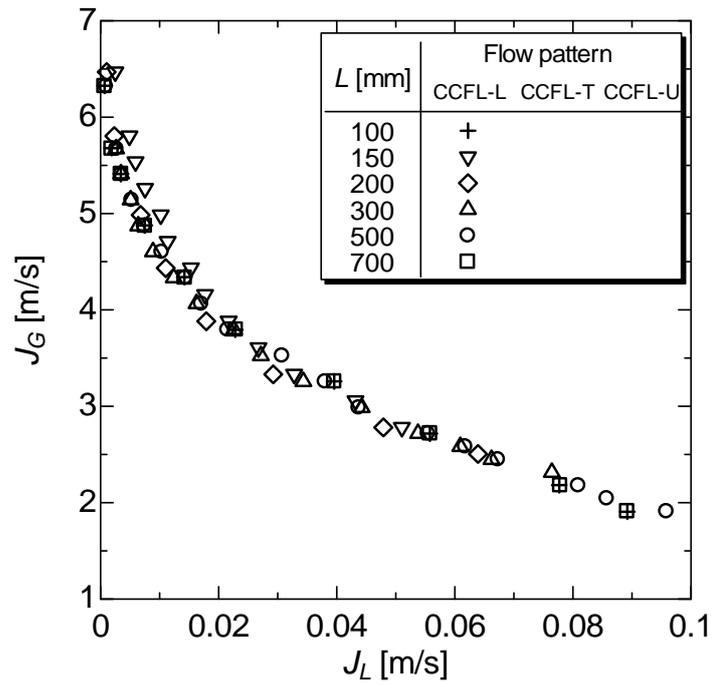


(a) $J_G - J_L$

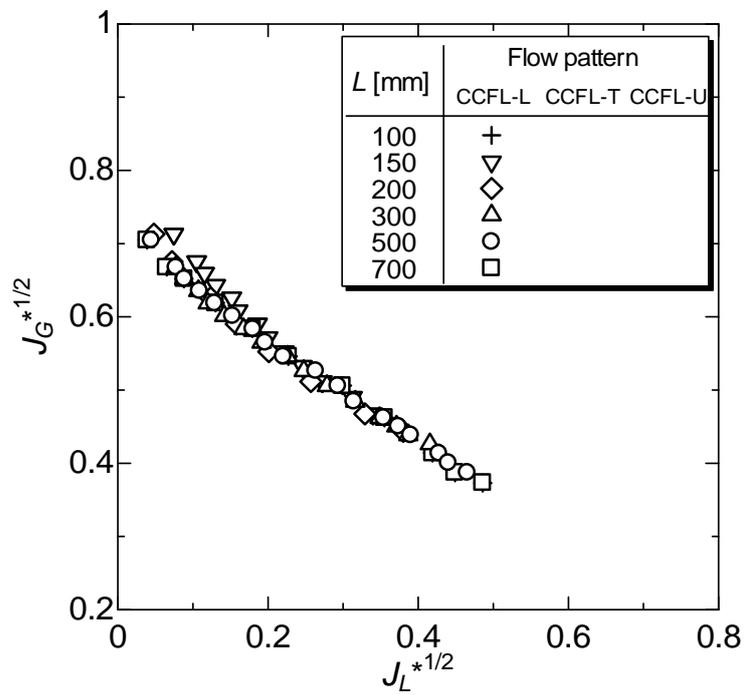


(b) Wallis パラメータ

図 2.13 CCFL 特性に及ぼす鉛直管長さ L の影響 ($h = 300$ mm)



(a) $J_G - J_L$



(b) Wallis パラメータ

図 2.14 CCFL 特性に及ぼす鉛直管長さ L の影響 ($h = 600 \text{ mm}$)

2.4.3 上部タンク水位 h の影響

本実験で標準条件とした $L=500$ mm において、 h を 100 mm から 600 mm の範囲で変えた場合の CCFL 特性を図 2.15 に示す。

この実験条件では全ての実験において CCFL-L が生じた。また、図 2.15 に示すように、 $J_L^{*1/2}$ は h に依存しないことがわかる。このことは、 h が管下端近傍での液膜厚さや液相下降速度に有意な影響を及ぼさないことを示している。この要因は重力加速度による液膜厚さの減少、および液相下降速度の増加が生じる範囲を越えて鉛直管が長く、管下端では液膜厚さや液相下降速度が一定となったためと推察される。以上より、実機 SG 内の逆 U 字管において凝縮水が蓄積して水頭圧が大きくなった場合でも、管下端での CCFL 特性には影響を及ぼさないことを確認できた。

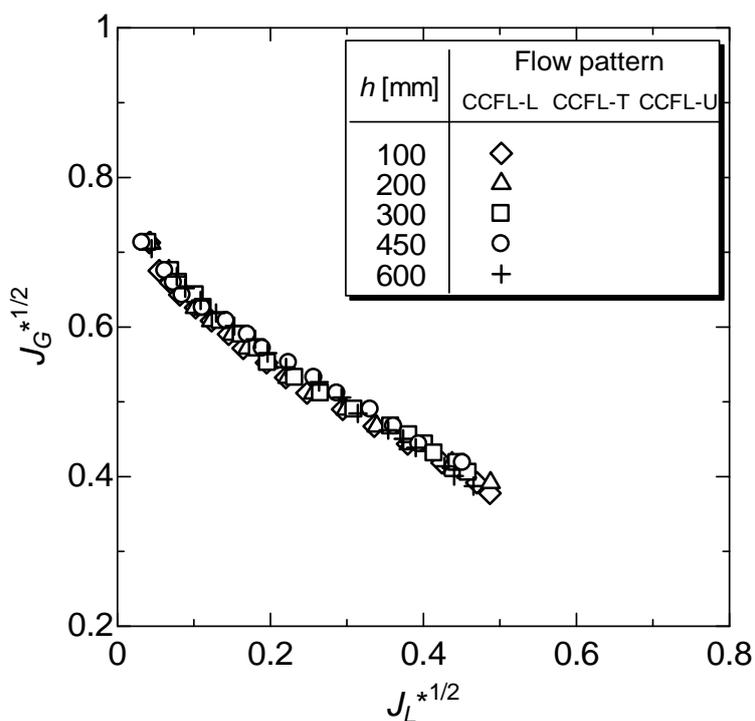
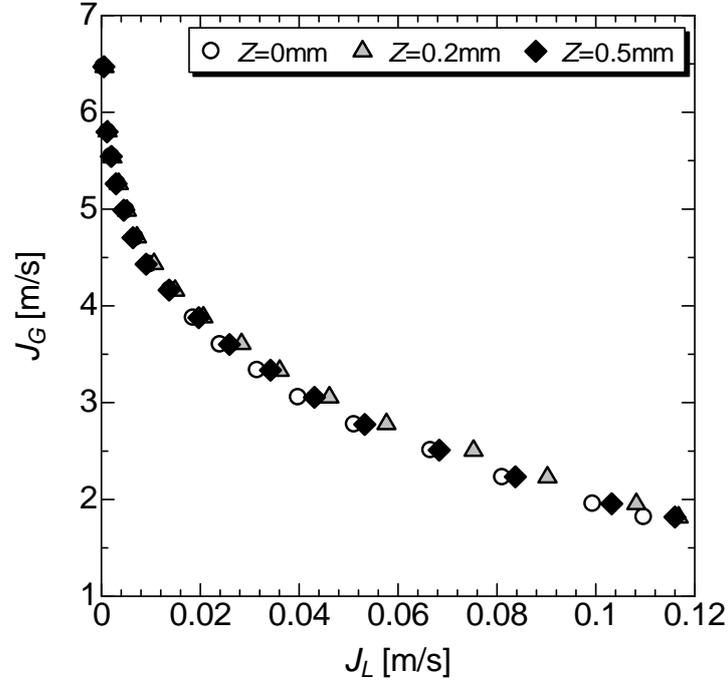


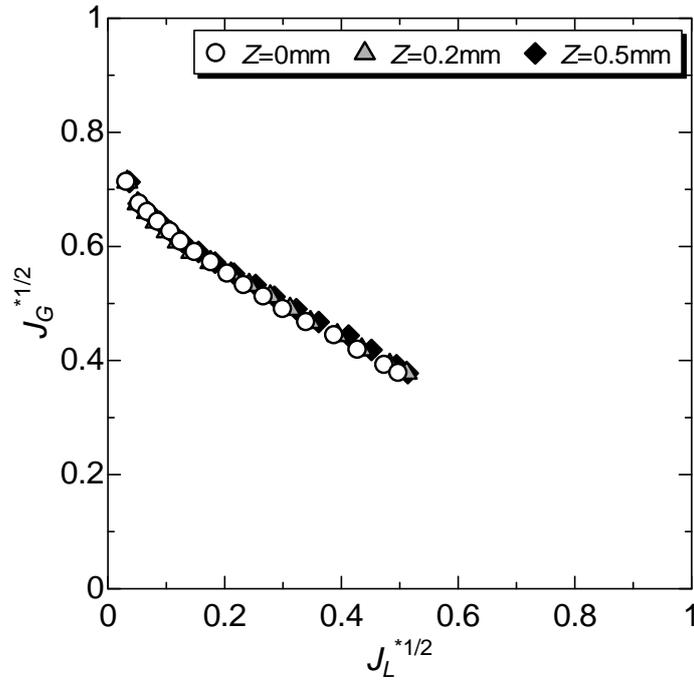
図 2.15 CCFL 特性に及ぼす上部タンク水位 h の影響

2.4.4 下端面取り長さ Z の影響

鉛直管下端の面取り長さが CCFL に及ぼす影響を調べた結果を図 2.16 に示す。



(a) $J_G - J_L$



(b) Wallis パラメータ

図 2.16 CCFL 特性に及ぼす鉛直管下端の面取り長さ Z の影響

実験は $L = 500 \text{ mm}$, $h = 100 \text{ mm}$ の条件で行った. 図 2.16 に示すように面取りを行わなかったものと, 実機における配管のバリ取りと同等の $Z = 0.2 \text{ mm}$ および $Z = 0.5 \text{ mm}$ の面取りを行った 3 ケースについて CCFL 特性を比較したが, それらに有意な差異はない. したがって, CCFL 特性に及ぼす面取り長さの影響は小さいことが示された.

2.5 CCFL 相関式

本実験の CCFL-L データと Wallis パラメータを用いて相関式を導出した. 図 2.12 ~ 図 2.16 から明らかなように, $J_G^{*1/2}$ と $J_L^{*1/2}$ の関係は線形でない. $J_L^{*1/2} \asymp 0.1$ を境にして勾配が変化しており 1 次関数 2 式で表わすこともできるが, 1 式にするために $J_G^{*1/2}$ を $J_L^{*1/2}$ の 2 次関数で表わし, 最小二乗法により係数を求めた. 求めた相関式を式(2.4)に示す. ただし, 式(2.4)は 2 次関数であるため, $J_L^{*1/2}$ が大きくなるといずれ $J_G^{*1/2}$ が極小値となるが, これは明らかに現実と乖離する. そこで, 式(2.4)を導出する際に用いた実験データの $J_L^{*1/2}$ の範囲内に限定するため, $J_L^{*1/2} < 0.5$ とした.

$$J_G^{*1/2} = (0.73 \pm 0.02) - 1.06 J_L^{*1/2} + 0.75 J_L^{*1/2}, \quad J_L^{*1/2} < 0.5 \quad (2.4)$$

式(2.4)と CCFL-L データとの比較を図 2.17 に示す. 鉛直管の長さ, 上部タンク水位, および面取り長さの影響を含めて, $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値を示す CCFL 定数が $C = 0.73 \pm 0.02$ の範囲に収まっている.

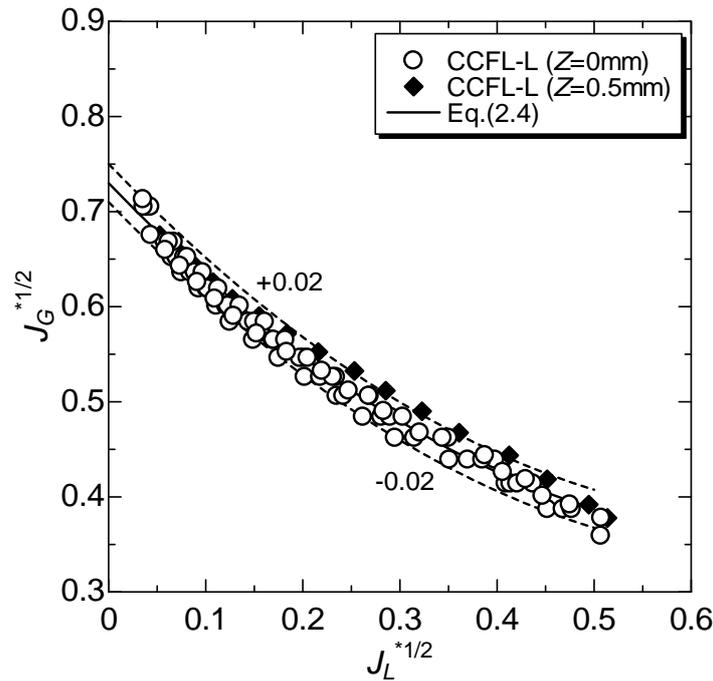


図 2.17 式(2.4)と CCFL-L データの比較

2.6 考察

図 2.10 に示した本実験結果, Bharathan ら[4]および Zapke and Kröger [5]による結果から, 最小二乗法により CCFL 相関式を導出すると以下のようなになる.

$$J_G^{*1/2} = (0.73 \pm 0.04) - 1.08 J_L^{*1/2} + 0.83 J_L^* \quad (2.5)$$

式(2.5)と CCFL-L データとの比較を図 2.18 に示す. 本実験結果は $J_G^{*1/2}$ が小さい範囲を除いて式(2.5)の中央値とほぼ一致する. 式(2.4)と式(2.5)を比較すると, Bharathan らおよび Zapke and Kröger による結果を含めることにより不確かさが式(2.4)の ± 0.02 から ± 0.04 に倍増した.

実機 SG 内の逆 U 字管では高温高压の蒸気・水系であるが, Wallis パラメータには物性値として気相および液相の密度しか含まれておらず, 粘性や表面張力が含まれていない. しかしながら, ホットレグにおける CCFL では液相粘性が重要な影響因子であることが示されている[7]. また, Zapke and Kröger [8]は, 液相粘性と表面張力の関数である Ohnesorge 数を含む CCFL データの整理法を提案しているが, 液相粘性が常温水の 1.6 倍以上の液体を用いた測定値に基づい

ており, 液相粘性が小さい高温水(例えば 100°C 飽和水の液粘性は常温水の 28%) への外挿使用はできないと推定される. 流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響と高温高压の蒸気・水系への適用性については, 第 3 章および第 4 章で述べる.

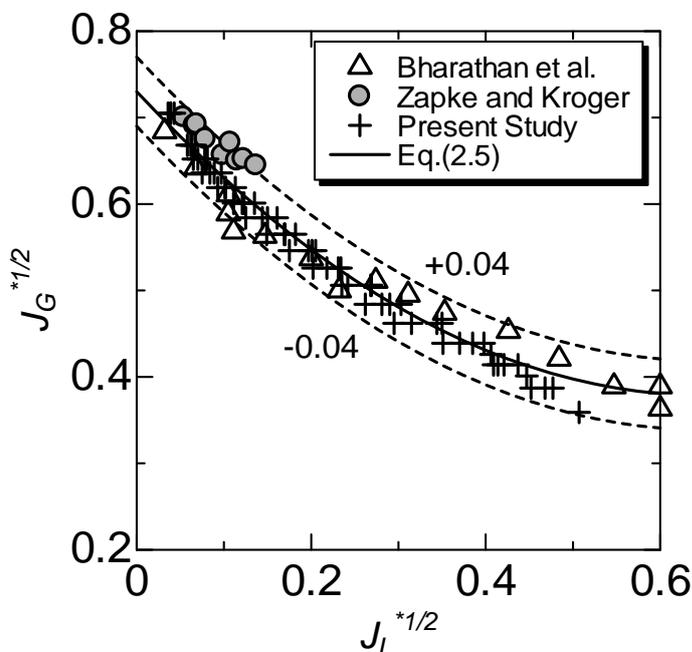


図 2.18 式(2.5)と CCFL-L データの比較

2.7 まとめ

蒸気発生器内の逆 U 字管とほぼ同じ直径 $D = 20 \text{ mm}$ で下端がシャープエッジの鉛直管を用いて, 空気・水系 CCFL 実験を行った. 鉛直管の長さを $L = 100 \sim 700 \text{ mm}$, 上部タンクの水位を $h = 100 \sim 600 \text{ mm}$ の範囲で変化させた. また, 鉛直管下端の面取り長さの有無の影響も調べた. その結果, 以下の結論を得た.

- (1) $L/D = 5, h/D = 5$ では上端で CCFL が発生し, $L/D \geq 15$ では h によらず下端で CCFL が発生した. $L/D = 7.5, 10$ の場合には, $h/D = 5 \sim 15$ では上端と下端で CCFL が交互に発生したが, $h/D \geq 22.5$ では下端で CCFL が発生した.
- (2) これまでのデータを含む $D = 20 \sim 51 \text{ mm}$ の範囲では, 下端における CCFL は Wallis パラメータ (J_G^*, J_L^*) を用いて整理できることを明らかにした.
- (3) 下端における CCFL では, L および h は CCFL 特性に有意な影響を及ぼさ

ないことを明らかにした。

- (4) 下端における面取り長さ(0.2 mm および 0.5 mm)は CCFL 特性に有意な影響を及ぼさなかった。
- (5) 下端における CCFL に対して、 $J_G^{*1/2}$ を $J_L^{*1/2}$ の 2 次関数で表わす相関式を導出した。 $J_L^{*1/2}=0$ での $J_G^{*1/2}$ の値を示す CCFL 定数は $C=0.73\pm 0.02$ となった。

以上、 $L/D \geq 15$ では下端で CCFL が発生したことから、約 10 m の直管部を持つ実機 SG 内の逆 U 字管では CCFL-L が生じると考えられる。また、上部タンク水位や下端における面取り長さが CCFL 特性に有意な影響を及ぼさなかったことから、SG 内の逆 U 字管下部を模擬した鉛直管下端での CCFL 相関式は、実機逆 U 字管にも適用できると考えられる。

第 2 章の参考文献

- [1] Minami, N., Nishiwaki, D., Nariai, T., Tomiyama, A. and Murase, M., “Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling (I), Air-Water Test for 1/15-Scale Model of a PWR Hot Leg,” *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 47 (2), (2010), 142-148.
- [2] Doi, T., Futatsugi, T., Murase, M., Hayashi, K., Hosokawa, S. and Tomiyama, A., Countercurrent Flow Limitation at the Junction between the Surge Line and the Pressurizer of a PWR, *Science and Technology of Nuclear Installations*, ID 754724, (2012).
- [3] Kinoshita, I., Murase, M., Utanohara, Y., Minami, N. and Tomiyama, A., Numerical Simulation of Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 47 (10), (2010), 963-972.
- [4] Bharathan, D., Wallis, G.B. and Richiter, H.J., *Air Water Countercurrent Annular Flow in Vertical Tubes*, EPRI NP-786, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, USA, (1978).
- [5] Zapke, A. and Kröger, D.G., The Influence of Fluid Properties and Inlet Geometry on Flooding in Vertical and Inclined Tubes, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 22, (1996), 461-472.
- [6] Nicklin, D.J. and Davidson, J.F., The Onset of Instability in Two-Phase Slug Flow, *Symp. Two-phase Flow*, Paper No. 4, Institution of Mechanical Engineers, London, (1962).
- [7] Murase, M., Tomiyama, A., Lucas, D., Kinoshita, I., Utanohara, Y. and Yanagi, C., Correlation for countercurrent flow limitation in a PWR hot leg, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 49 (4), (2012), 398-407.
- [8] Zapke, A. and Kröger, D.G., Countercurrent Gas-liquid Flow in Inclined and Vertical Ducts – II: The Validity of the Froude-Ohnesorge Number Correlation for Flooding, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 26, (2000), 1457-1468.

第3章 CCFLの数値シミュレーション

3.1 はじめに

第2章では、空気と水を用いた鉛直管でのCCFL実験結果と既存の研究データを比較することにより、下端におけるCCFLはWallisパラメータで整理できることおよびSG内の逆U字管下部を模擬した鉛直管下端でのCCFL相関式は、実機逆U字管長さに適用できることを示した。本章では、第2章で述べた空気と水を用いた鉛直管でのCCFL実験を対象として、数値シミュレーションを行い、CCFL計算結果を包括的に分析して、CCFL特性に影響を及ぼす流体物性値を検討する。

3.2 フラiddiing開始点とCCFL特性の関係

本節では、フラiddiing開始点を測定している既存の研究の概要、および、本研究の対象であるCCFL特性との関係について述べる。

Zapke and Kröger [1]は、液相粘性 $0.59 \times 10^{-4} \sim 2.55 \times 10^{-4} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ 、表面張力 $0.0228 \sim 0.0724 \text{ N/m}$ でフラiddiing開始点を測定し、式(3.1)で定義されるOhnesorge数 Oh_L を用いたWallis型の相関式(3.2)を導出した。

$$Oh_L = \mu_L / \sqrt{D\rho_L\sigma} \quad (3.1)$$

$$J_G^{*1/2} + J_L^{*1/2} = 0.52 / Oh_L^{0.05} \quad (3.2)$$

ここで、 ρ_L は液相密度、 μ_L は液相粘性、 σ は表面張力を示す。Zapke and Krögerの実験は、多孔質管から液相を注入しており、液相注入部から下端まで2.0 m、直径 $D = 30 \text{ mm}$ である。気相流量の増加により、液相注入部で液相が上昇を開始する条件をフラiddiing開始点と定義している。

Yonomoto ら[2]は、実機逆U字管と同一長さと同直径 ($D = 19.6 \text{ mm}$) の逆U字管を装備したROSA-IV/LSTFを用いて1, 3, 7 MPaでフラiddiing開始点を測定した。逆U字管内への蓄水による差圧増加でフラiddiing開始点を測定しているが、落下水量は測定されていないため、Yonomoto らは逆U字管の上昇流側と下降流側で凝縮量が等しいと仮定して凝縮水量を求めた。

Zapke and Kröger [1]および Yonomoto ら[2]によるフラッディング開始点を第2章で求めた CCFL 特性と合わせて図 3.1 に示す. 図 3.1 には Yonomoto らによるフラッディング開始前の条件(No-Flooding)とフラッディング発生時の条件(Flooding)を示している. フラッディング開始点は, 正確にはこれら之间存在するが, フラッディング発生時の条件を用いるため J_G を若干過大評価することになる. そのため, 以後の ROSA-IV/LSTF データにはフラッディング開始前の条件とフラッディング発生時の条件との平均値を用いる. 図 3.1 に示されるように, 第2章で求めた CCFL 特性と Zapke and Kröger [1]および Yonomoto ら[2]によるフラッディング開始点には, 顕著な相違がないことがわかる. ただし, これらの既存の研究のデータを本研究に用いる際には, 留意すべきことがある. 式 (3.2)では, 蒸気・水系では空気・水系より CCFL が緩和 (同一 J_G^* に対して J_L^* が増加) されることを示すが, 流体物性値の影響は複雑であり, 測定範囲外である蒸気・水系への適用性は明らかでない. 一方, Yonomoto らの測定値は高温高压になるほど CCFL が緩和されることを示すが, 大規模なシステム装置を用いた実験であり一般的に放熱・凝縮などによる測定誤差が大きく, 誤差の程度も不明である.

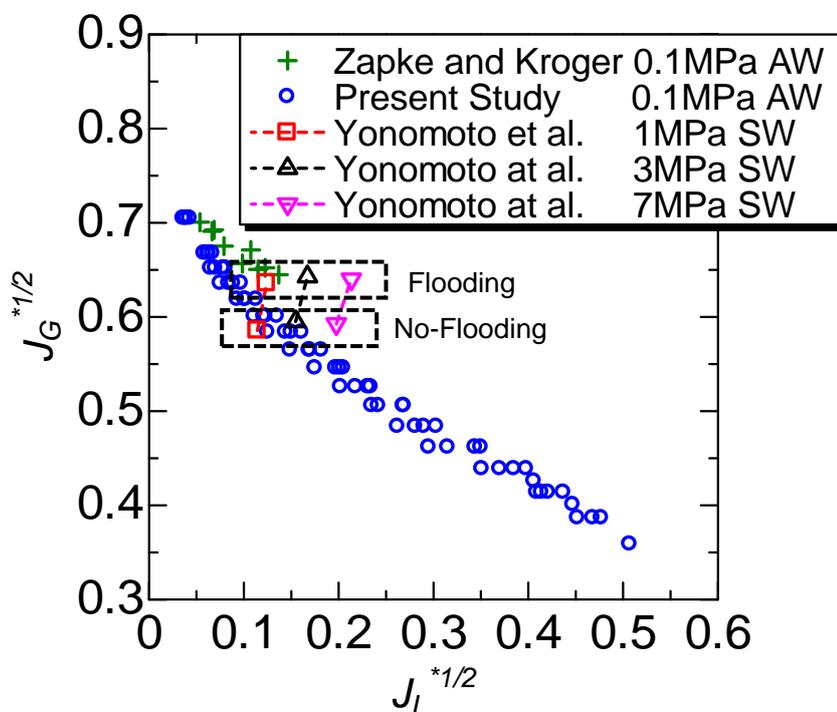


図 3.1 フラッディング開始点と CCFL 特性の比較
(AW: 空気・水系, SW: 蒸気・水系)

3.3 計算方法

水平管, エルボ, 傾斜管で構成されるホットレグにおける気液対向流を対象とする数値シミュレーション[3][4]では, 流体物性値の影響評価には流体体積 (VOF : Volume Of Fluid)法が有効であることが示されている. そこで, 本研究では, 数値シミュレーションに FLUENT 6.3.26 の VOF 法を用いることとした.

3.3.1 基礎方程式

本章では, VOF 法を用いて, CCFL 特性に及ぼす流体物性値の影響を評価する. そのため, FLUENT の VOF 法について基礎方程式を式(3.3), (3.4)に示す.

質量保存式 :

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho_m + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{u}_m) = 0 \quad (3.3)$$

運動量保存式 :

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m \mathbf{u}_m) + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{u}_m \mathbf{u}_m) = -\nabla P + \nabla \cdot \mu_m (\nabla \mathbf{u}_m + \nabla \mathbf{u}_m^T) + \rho_m \mathbf{g} + \mathbf{F} \quad (3.4)$$

ここで, t は時間, ρ_m は平均密度, \mathbf{u}_m は気液共通の速度, P は圧力, μ_m は平均粘性係数, \mathbf{F} は表面張力による力である. 平均密度 ρ_m は各相の体積分率 α_L, α_G を用いた加重平均で定義される.

VOF 法は 1 流体近似に基づくモデルであり, 解析領域の各要素に占める流体の体積率を 0 から 1 として定義し, 界面を求める方法である. 例えば, 体積率が 0 であれば気相, 1 であれば液相とする. VOF 法の特徴は, 2 つ以上の非混合流体間の界面位置を追跡できるように設計されていること, 単一運動量方程式を解き, その結果として出た速度場は全ての面で共有されること, 非定常としての解析を推奨されることが挙げられる.

3.3.2 計算グリッド

数値シミュレーションの計算グリッドを図 3.2 に示す. 試験部の直径および長さはそれぞれ 20 mm, 500 mm である. 入口部は SG 入口プレナムを模擬している. 下部タンクの寸法は第 2 章の実験装置と同じであるが, 計算の安定性を

向上するために気相流入面積を実験の約 77 倍に大きくしている．空気・水系実験での上部タンクは複数あり，**図 3.2** は水位 100 mm 一定での測定用の上部タンクを模擬している．なお，上部タンクの構造と水位は下端での CCFL 特性に影響しないことを確認している．

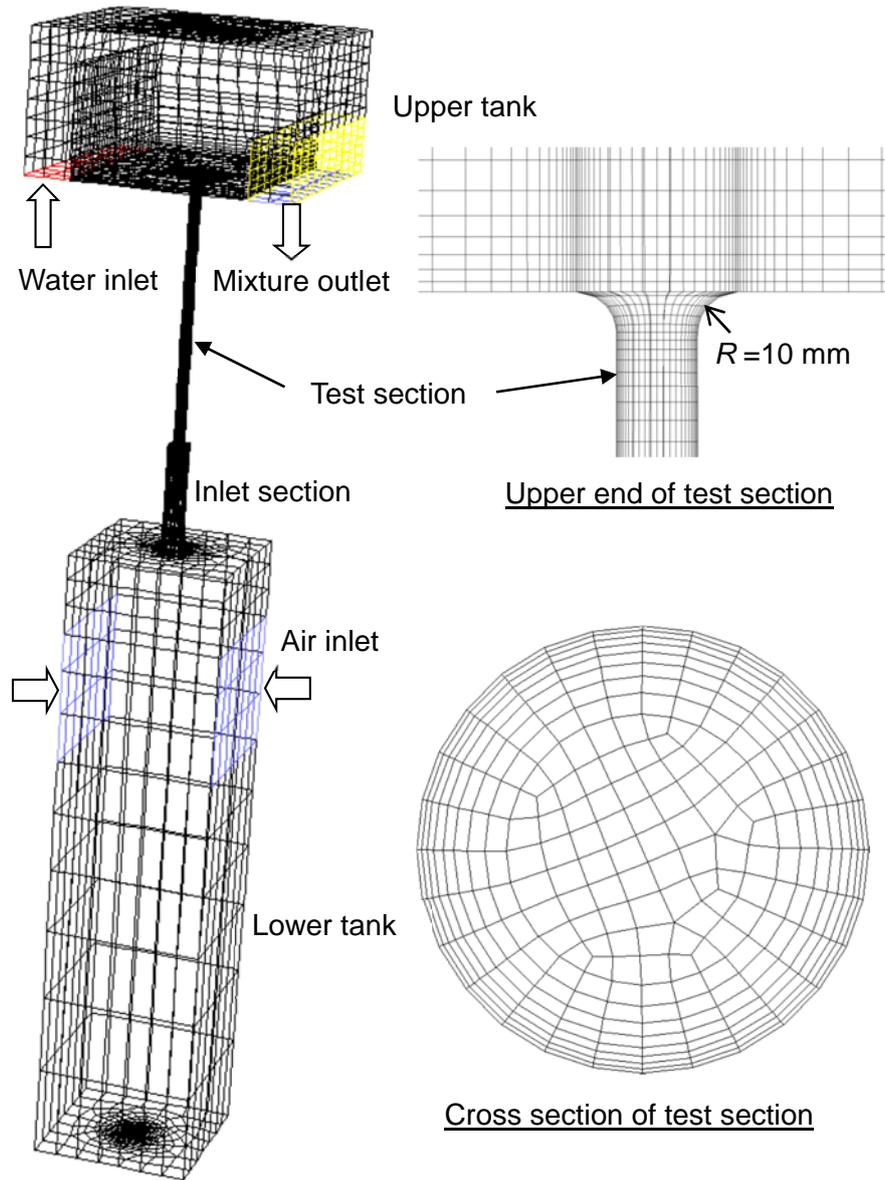


図 3.2 計算グリッド

Nusselt モデル[5]により算出された管内面を流下する液膜の厚さは， $J_L^{*1/2} = 0.1 \sim 0.5$ の時，0.2~0.6 mm である．気液対向流，特にフラッキング状態では液膜

厚さが厚くなる．そこで，壁面近傍のセル幅は Nusselt モデルにより算出された最小の 0.2 mm とした．試験部水平断面の計算セル数は 295，計算セルの総数は約 49,000 である．

気相は下部タンク側面から供給し，試験部を通過して上部タンクに流入する．液相は，鉛直管内面全体から供給し，試験部を通過して下部タンクに流入する．試験部を落下した液相の体積流量は，下部タンクの液相の体積増加率から計算した．上部タンクの気相または気相・液相の混合流体は高さ 100 mm の堰を越えて底面から流出する．

境界条件として，気相と液相入口に一定流速を，気相・液相混合流体の出口で一定圧力を与えた．液相および気相は同時に供給した．なお，上部タンクへの蓄水や計算条件変更後の過渡的变化の影響を除くため，初期 20 秒間の計算結果は用いずに，それ以降の結果を用いて CCFL 特性を評価した．

3.3.3 計算スキーム

壁面にはノンスリップ条件を用いた．運動量，体積率については，移流項計算に二次風上差分を用いると計算が不安定であったため，一次風上差分を用いて計算した．圧力と速度の連成計算には PISO 法を使用し，計算時間ステップを可変にした．

3.4 計算結果

本節では，最初に鉛直管下端でのフラッディングの再現を行う．そのうち，CCFL 計算結果を包括的に分析する．その際，計算結果を第 2 章で導出した以下の CCFL 相関式と比較する．

$$J_G^{*1/2} = (0.73 \pm 0.02) - 1.06 J_L^{*1/2} + 0.75 J_L^*, \quad J_L^{*1/2} < 0.5 \quad (3.5)$$

ここで， J は体積流束，添字の G ， L は各々気相，液相を示す．

3.4.1 CCFL に及ぼす流体物性値の影響

最初に，鉛直管下端でのフラッディングの再現を行った．計算による流動状態を図 3.3 に示す．図 3.3 に示されるように，下端での落下水制限により蓄水されることから，鉛直管下端でのフラッディングを計算で再現することができた．

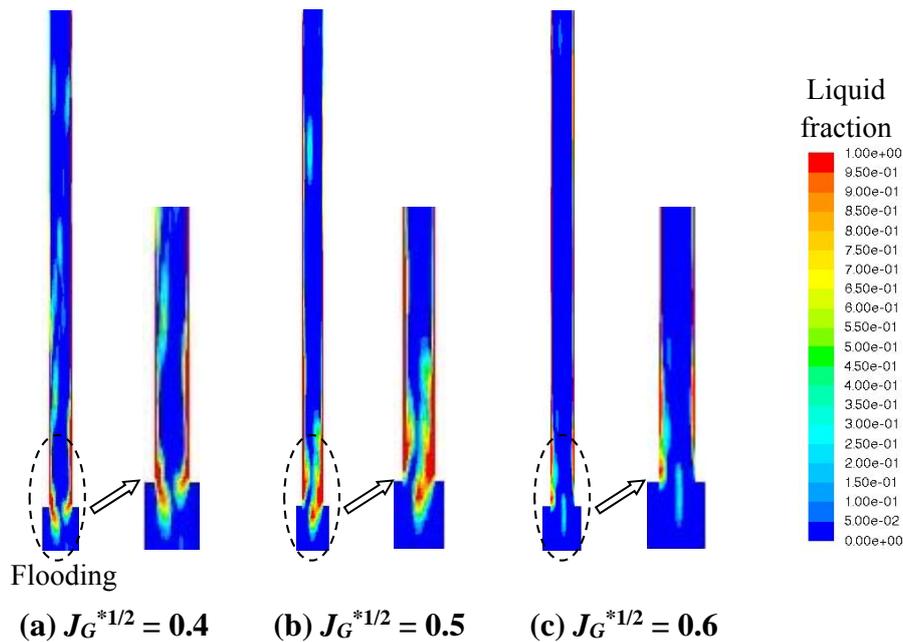


図 3.3 計算による流動状態

流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響を検討した. CCFL 計算値を空気・水系実験データと比較して図 3.4 に示す. 実験による測定値と比較して, 落下水体積流束 J_L は大幅に過大評価しているが, 定性的な傾向は一致している. これより, CCFL の定性的評価には VOF 法を使用できることが確認できた.

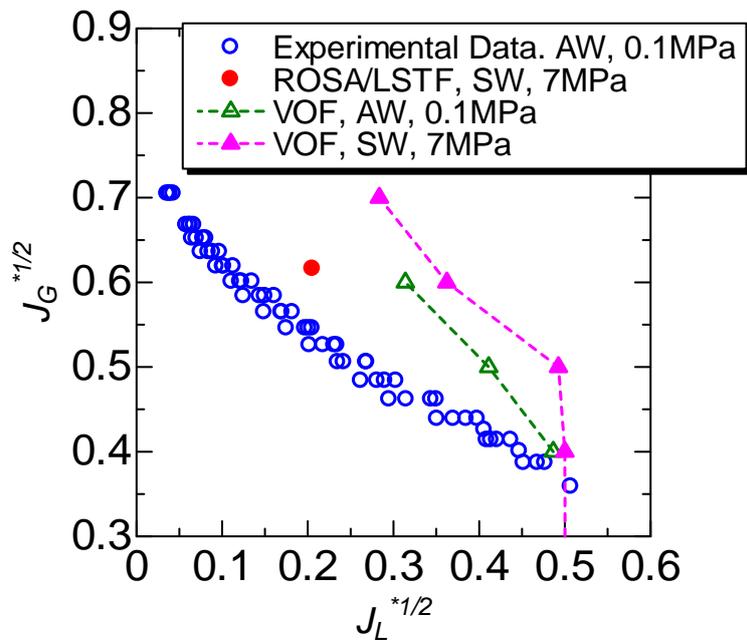


図 3.4 CCFL 特性 ($J_{Lin}^{*1/2} = 0.5$)
(AW: 空気・水系, SW: 蒸気・水系)

また、図 3.4 に示されるように、7 MPa 蒸気・水系では 0.1 MPa 空気・水系より CCFL が緩和されている。0.1 MPa 空気・水系と 7 MPa 蒸気・水系との CCFL 特性の相違の原因を分析するために、気相密度 ρ_G 、液相密度 ρ_L 、液相粘性 μ_L および表面張力 σ をパラメータとした表 3.1 に示す条件で計算を行った。Case1 では CCFL に対する密度の影響を評価するため、0.1 MPa 空気・水系の物性値から気相密度のみを 7 MPa 蒸気の密度に変更した。一方、Case2 では CCFL に対する液相粘性の影響を評価するため、Case1 の液相粘性を 7 MPa 飽和水の粘性に変更した。これらの CCFL 計算値を図 3.5 に示す。

表 3.1 計算条件

	ρ_G [kg/m ³]	ρ_L [kg/m ³]	μ_L [10 ⁻³ Pas]	σ [10 ⁻³ N/m]
0.1 MPa, Air-Water	1.19	998	1.002	72.7
Case 1	36.6	998	1.002	72.7
Case 2	36.6	998	0.091	72.7
7 MPa, Steam-Water	36.6	740	0.091	17.7

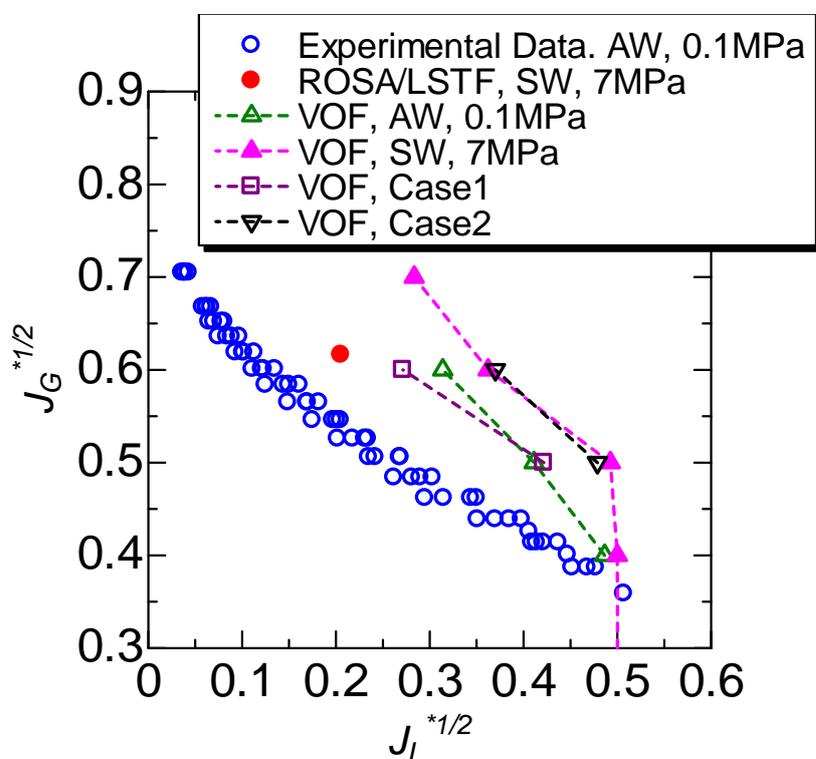


図 3.5 CCFL 特性に及ぼす流体物性値の影響
(AW: 空気・水系, SW: 蒸気・水系)

0.1 MPa 空気・水系と Case1 の CCFL 特性を比較すると、両者の CCFL 計算値に顕著な変化は生じなかった。また、Case2 の CCFL 計算値は、液相密度および表面張力は異なるが、液相粘性が同じ値である 7 MPa 蒸気・水系での計算値に一致した。これらの結果から、CCFL 特性に対して、気相および液相密度、表面張力より液相粘性の影響が大きく、7 MPa 蒸気・水系では 0.1 MPa 空気・水系より液相粘性が小さくなるため、CCFL が緩和されることが確認できた。

上述したように液相粘性が CCFL 特性に対して影響を及ぼすことから、液相粘性が大きく変化する低圧での蒸気・水系に対する情報が重要になる。数値シミュレーションでは、落下水量を大幅に過大評価するため定量評価には適さない。そこで、第 4 章では粘性が異なる種々の液相を用いた CCFL 実験を行い、ROSA-IV/ LSTF での蒸気・水系高圧データ[2]を含む既存の研究や数値シミュレーションによる定性的傾向を参照して、CCFL 特性に影響を及ぼす流体物性値を評価する。

3.5 まとめ

FLUENT6.3.26 の VOF 法を用いて、流体物性値が鉛直管下端での CCFL 特性に及ぼす影響の評価を行った。最初に、CCFL 計算結果を既存のデータと比較した。次に、気相密度 ρ_G 、液相密度 ρ_L 、液相粘性 μ_L および表面張力 σ をパラメータとして計算を行い、CCFL 特性に影響を及ぼす流体物性値を検討した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) CCFL の定性的評価に VOF 法を使用できることを確認した。
- (2) 密度 ρ を含む Wallis パラメータで整理した CCFL 計算結果は気相密度に依存しなかった。
- (3) Wallis パラメータで整理すると、液相密度および表面張力が異なっても、液相粘性が同じであれば CCFL 計算結果は依存しなかった。

以上、 ρ を含む Wallis パラメータのみの関数では、流体物性値の影響を適切に表すことができず、液相粘性が CCFL 特性に影響を及ぼす主なパラメータであることを確認できた。

第 3 章の参考文献

- [1] Zapke, A. and Kröger, D.G., The influence of fluid properties and inlet geometry on flooding in vertical and inclined tubes, *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 22, (1996), 461-472.
- [2] Yonomoto, T., Anoda, Y., Kukita, Y. and Peng, Y., CCFL Characteristics of PWR Steam Generator U-tubes, *Proc. the International Topical Meeting on Safety of Thermal Reactor*, (1991), 522-529.
- [3] Kinoshita, I., Murase, M., Utanohara, Y., Minami, N. and Tomiyama, A., Numerical Simulation of Countercurrent Gas-Liquid Flow in a PWR Hot Leg under Reflux Cooling, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 47 (10), (2010), 963-972.
- [4] Murase, M., Tomiyama, A., Lucas, D., Kinoshita, I., Utanohara, Y. and Yanagi, C., Correlation for countercurrent flow limitation in a PWR hot leg, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 49 (4), (2012), 398-407.
- [5] Wallis, G.B., *One-dimensional Two-phase Flow*, 332, McGraw-Hill, New York (1969).

第 4 章 CCFL 特性に及ぼす流体物性値の影響

4.1. はじめに

第 3 章では、空気と水を用いた鉛直管での CCFL 実験を対象として、数値シミュレーションを行い、液相粘性が CCFL 特性に影響を及ぼすことを示した。本章では、この結果を踏まえ、液相粘性が異なる空気・グリセリン水溶液系および飽和蒸気・飽和水系で CCFL 実験を行い、これらの実験結果と既存のデータから、CCFL 相関式の補正項に用いる流体物性値を表すのに適切な無次元数を検討する。さらに、その流体物性値の影響を表わす補正項を含む CCFL 相関式とその不確かさを導出する。

4.2. 流体物性値を表す無次元数

4.2.1. 既存の研究

既存の研究において、CCFL 相関式には表 4.1 に示す多くの無次元数が使用されている。1 ~ 4 は体積流束 J を含む主要変数であり、5 ~ 11 は流体物性値の影響を表わす無次元数である。主要変数として、原子力分野では Wallis パラメータ J_k^* もしくは Kutateladze パラメータ Kuk^* が多く使用され、化学工学分野では Wallis パラメータの 2 乗である Froude 数が多く使用されている。

表 4.1 CCFL 相関式で用いられる無次元数

Dimensionless parameter	Definition	Remarks
1. Wallis parameter: J_k^*	$\left[\frac{gD(\rho_L - \rho_G)}{\rho_k} \right]^{-1/2} J_k$ ($k=G$ or L)	Wallis [1]
2. Kutateladze parameter: Ku_k^*	$\left[\frac{g\sigma(\rho_L - \rho_G)}{\rho_k^2} \right]^{-1/4} J_k$ ($k=G$ or L)	Doi et al. [2]
3. Mass flux ratio	$\frac{\rho_G J_G}{\rho_L J_L}$	Kamei et al. [3]
4. Reynolds number: Re_k	$\frac{\rho_k J_k D}{\mu_k} \quad (k=G \text{ or } L)$	Kamei et al. [3]
5. Bond number: Bo	$\frac{(\rho_L - \rho_G)gD^2}{c}$	Kamei et al. [3]
6. Dimensionless inverse viscosity: N_k	$\frac{[(\rho_L - \rho_G)\rho_k g D^3]^{1/2}}{\mu_k}$ ($k=G$ or L)	Wallis [1]
7. Archimedes number: Ar	$\frac{c^{3/2} \rho_L}{\mu_L^2 [g(\rho_L - \rho_G)]^{1/2}}$	-
8. Ohnesorge number: Oh_k	$\frac{\mu_k}{[\rho_k \sigma D]^{1/2}}$ ($k=G$ or L)	Zapke and Kröger [4][5]
9. Kapitsa number: Ka	$\frac{\sigma}{\mu_L} \left(\frac{\rho_L}{\mu_L g} \right)^{1/3}$	Mouza et al. [6]
10. Density ratio	ρ_G / ρ_L	Kamei et al. [3]
11. Viscosity ratio	μ_G / μ_L	Kamei et al. [3]

亀井ら[3] は、鉛直管 CCFL に対して、気液の質量流量比 W_G/W_L が液相 Reynolds 数、Bond 数、逆粘性数、気液粘性比、密度比の指数関数の積に比例する相関式 (4.1) を導出している。

$$\frac{W_G}{W_L} = \frac{\rho_G Q_G}{\rho_L Q_L} = 198 \left(\frac{\rho_L J_L D}{\mu_L} \right)^{-1.225} \left(\frac{\sigma}{\rho_L g D^2} \right)^{-0.23} \left(\frac{\rho_L^2 g D^3}{\mu_L^2} \right)^{0.231} \left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.71} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0.13} \quad (4.1)$$

直径 D は Reynolds 数 (-1.225 乗)、Bond 数 (0.46 乗)、逆粘性数 (0.693 乗) に含まれ、質量流量比 W_G/W_L は直径 D の (-0.072) 乗に比例する結果 (影響は小) になっている。また、液相粘性 μ_L も Reynolds 数 (1.225 乗)、逆粘性数 (-0.462 乗)、粘性比 (-0.71 乗) に含まれ、質量流量比 W_G/W_L は液相粘性 μ_L の 0.053 乗に比例する結果 (影響は小) になっている。したがって、補助変数として何が主要な影響因子であるかは明確でない。

鈴木と植田[7] は、ベルマウス状下端でのフラッディング開始点に対して、式 (4.2) に示すように、気液間のすべり速度 (気液相対速度) を用いた Froude 数を液相 Reynolds 数、Bond 数、気液粘性比の指数関数で表わしている。

$$Fr = F \left\{ \left(\frac{\rho_L J_L D}{\mu_L} \right)^{-1/3} \left(\frac{\rho_L g D^2}{\sigma'} \right)^{1/4} \left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{2/3} \right\}, \sigma' = \sigma + 1.5 |\sigma - 0.050| \quad (4.2)$$

液相粘性 μ_L の影響を粘性比で、表面張力 σ の影響を Bond 数で表わしており、物性値の影響は明らかである。表面張力 σ は 0.050 N/m でフラッディングが最も緩和されるとしており、 σ' は修正表面張力である。式 (4.2) では表面張力 σ の影響 (-1/4 乗) は液相粘性 μ_L の影響 (-2/3 乗) より小さくなっている。ただし、式 (4.2) には Fr の速度に実際の気相および液相の速度が用いられており、液膜厚さの相関式からボイド率を求める必要があるため予測が煩雑である。

Zapke and Kröger [5] は、シャープエッジ状下端でのフラッディング開始点に対して、式 (1.2) の Wallis 相関式の定数 C を Ohnesorge 数 (Oh) の (-0.05) 乗で補正した式 (4.3) を導出している。

$$J_G^{*/2} + J_L^{*/2} = 0.52 Oh^{0.05} \quad (4.3)$$

一方, Zapke and Kröger [4]は, Fr_G と $Fr_L^{0.2}Oh_L^{0.3}$ との関係で整理することを推奨している. Ohnesorge 数を用いるのは, 常温水と比較して 8%, 15%, 28% メタノール水溶液は μ_L が大きくなりフラッディングが厳しくなるが, 常温水より μ_L , σ とともに小さい 100% メタノールは常温水よりフラッディングが厳しくなること, および常温水の $1/Oh$ が最も大きくなることを根拠にしている.

Mouza ら[6]は, ベルマウス状下端を有する $\phi 6 \sim 9 \text{ mm}$ の $30 \sim 60^\circ$ の傾斜管でフラッディング開始点を測定し, 気相 Reynolds 数(Re_G), 液相 Froude 数(Fr_L)および Kapitsa 数(Ka)を用いた相関式(4.4)を提案している.

$$\frac{Re_G}{Ka^{0.4}} = aFr_L^{-0.5} \quad (4.4)$$

4.2.2. 無次元数の絞込み

表 4.1 の 5 ~ 11 の無次元数の中から, 本研究で導出する CCFL 相関式の補正項に用いる流体物性値を表すのに適切な無次元数を検討する. 飽和状態の蒸気・水系での圧力と無次元数との関係を図 4.1 に示す. 無次元数は常温の空気・水で規格化している. また, Zapke and Krögerl [5]による相関式(4.3)を第 2 章で求めた空気・水系データ, Bharathan ら[8]による空気・水系データおよび ROSA-IV/LSTF データ[9]と比較して図 4.2 に示す. 相関式(4.3)は導出に使用された対象データ範囲が狭いため破線で示すような広い範囲への適用はできない.

液相粘性 μ_L と表面張力 σ は高温高压になるほど小さくなるが変化率が異なるため, 液相粘性 μ_L と表面張力 σ を含む Ohnesorge 数($1/Oh$), Kapitsa 数(Ka), Archimedes 数(Ar)は, 図 4.1 に示すように 1.5 MPa 付近で極大値を有する. 一方, ROSA-IV/LSTF 実験[9]では 1, 3, 7 MPa で高压になるほどフラッディングが緩和された. このため, 図 4.2 に示すように, 補正項に Oh 数を使用した Zapke and Krögerl [5]の相関式(4.3)は表面張力 σ の影響によって, 高温高压の ROSA-IV/LSTF データ[9]との一致が悪くなっている. したがって, 高温高压を含む蒸気・水系を対象とする本研究には補正項に Oh 数を適用できない. 同様に, 1.5 MPa 付近で極大値を有し, Oh 数より表面張力 σ の影響が大きい Ka 数, Ar 数も適用できない.

気液密度比 ρ_G/ρ_L は主要変数の Wallis パラメータに含まれている. また, 既存の研究から導出された相関式(4.2)~(4.4)において, 液相粘性 μ_L の影響は表面張力 σ の影響より大きい. さらに, 第 3 章では FLUENT 6.3.26 の VOF 法を用いて数値シミュレーションを行い, 定性的には 7 MPa 蒸気・水系では液相粘性 μ_L が低下することにより, 空気・水系より CCFL が緩和されることを示した. これらを

考慮して，本章では液相粘性 μ_L を主要な流体物性値として選択し，補正項に用いる無次元数として逆粘性数と気液粘性比について検討する。

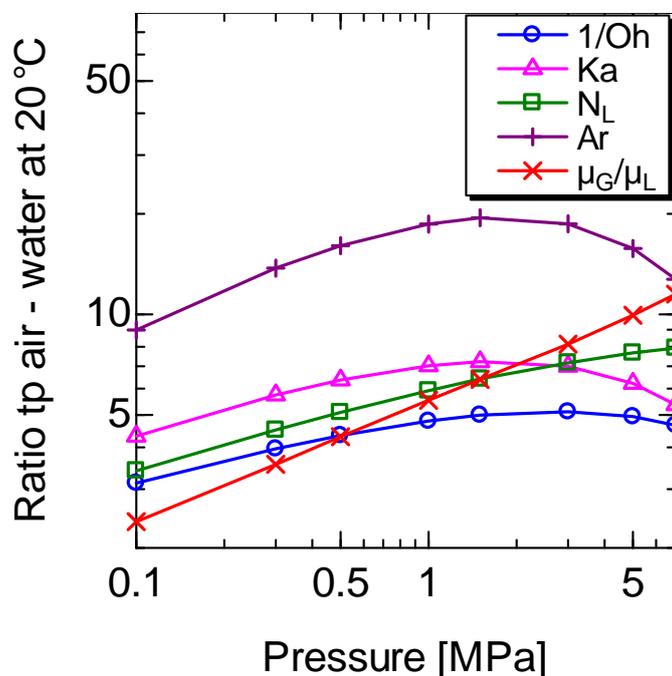


図 4.1 飽和状態の蒸気・水系での圧力と無次元数との関係

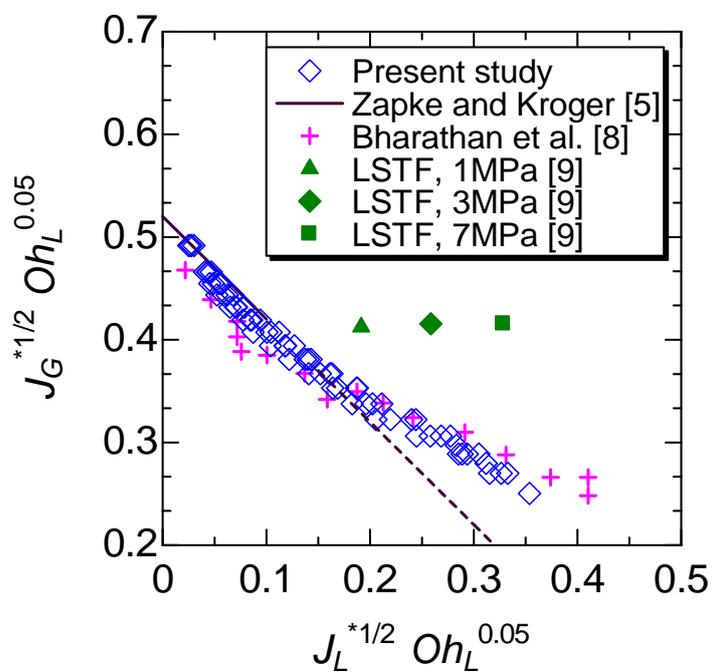


図 4.2 Zapke and Kröger [5]により提案された相関式と実験データの比較

4.3. 実験装置および条件

4.3.1. 空気・グリセリン水溶液系実験

液相粘性は高温になるほど小さくなるが、高温・高圧条件での実験は容易でない。そこで、気相に空気、液相に粘性が大きいグリセリン水溶液を用いた CCFL 実験を行い、液相粘性が CCFL 特性に及ぼす影響を調べた。空気・グリセリン水溶液を用いた CCFL 測定の実験装置を図 4.3 に示す。実験装置は、第 2 章の空気・水系実験と同じであり、上部タンク、鉛直管、流入ダクト、下部タンクおよび気相と液相の注入装置から成る。上部タンク、鉛直管、流入ダクトおよび下部タンクはアクリル製とした。気相には空気、液相に 40% および 60% のグリセリン水溶液を用いた。流入ダクトは SG 入口プレナムを模擬したものであり、流入ダクトの流路面積は実機における逆 U 字管 1 本あたりの入口プレナム流路面積に相当する。コンプレッサ (SRL-11P6AI, 日立産機システム) により、下部タンクの 4 つの流入口から気相を注入した。コンプレッサ出口にレギュレータを設置して圧力を制御した。レギュレータの下流に流量計 (FLT-N, Nippon Flowcell) を設置し、気相流量 Q_G を測定した。ポンプ (MX-F400, イワキ) によりリザーバーの液相を上部タンクへ注入した。流量計 (FLT-N, Nippon Flowcell) により注入液相流量 Q_{Lin} を測定した。実験中の下部タンクの液位変化を測定し、下部タンクに流入する液相流量 Q_L を求めた。実験は室温 (25 °C)、大気圧の条件で行った。 Q_G , Q_{Lin} , Q_L の測定精度は各々不確かさ $\pm 2.5\%$, $\pm 3.0\%$, $\pm 3.0\%$ である。

鉛直管の直径は、実機逆 U 字管の直径 19.6 mm とほぼ同じ $D=20$ mm とした。逆 U 字管の鉛直部長さは約 10 m であるが、第 2 章において鉛直管の長さ L は CCFL 特性に影響しない範囲にあることを確認していることから、 $L=500$ mm とした。鉛直管の上端は、上端での CCFL 発生を防止するために、 $R=D/2$ の曲率半径を設けた。下端は、実機逆 U 字管と同様にシャープエッジとした。上部タンク内液相高さ h は、第 2 章で CCFL 特性に影響しない範囲にあることを確認していることから、 $h=100$ mm とし、余剰水は排出口から排出される仕様とした。

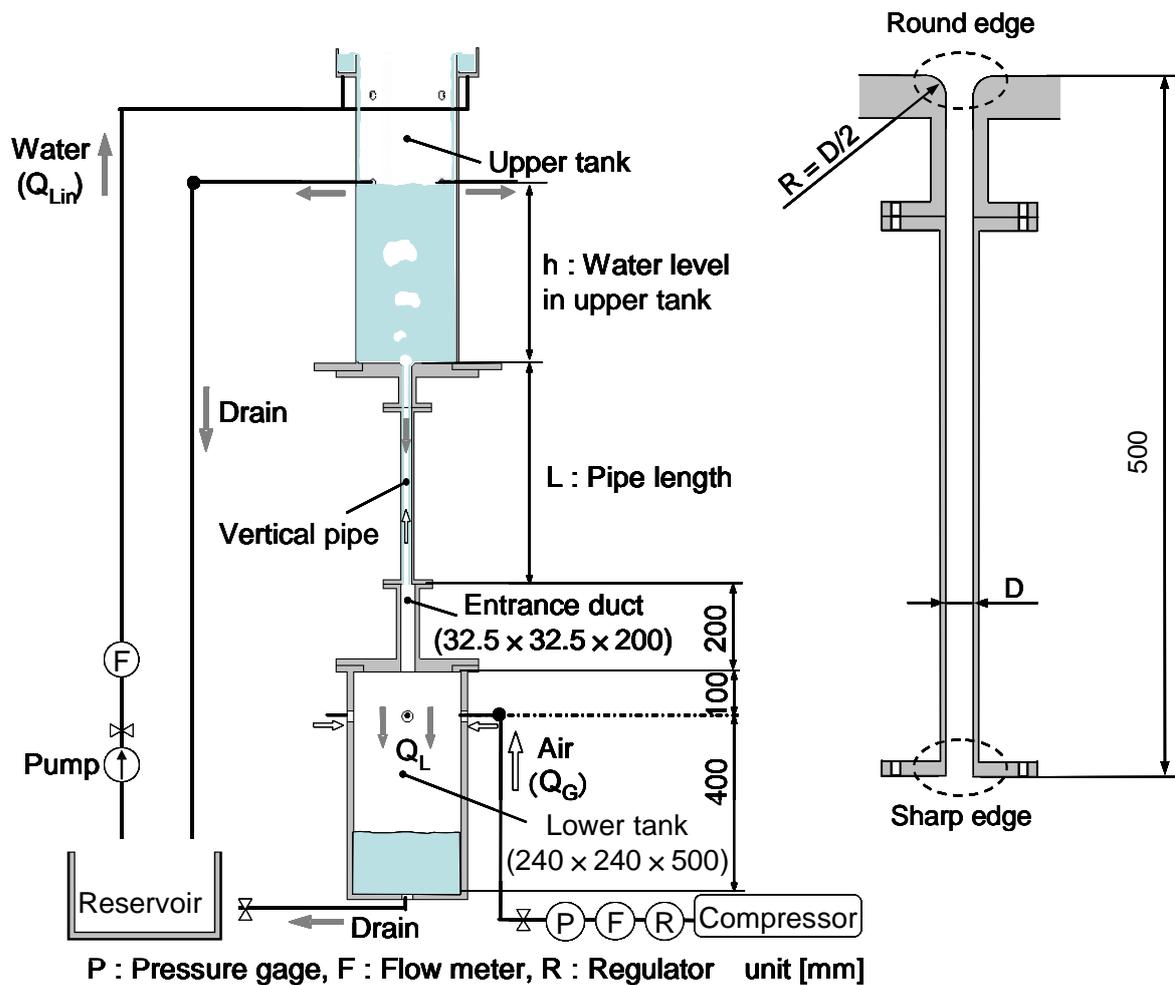


図 4.3 空気・グリセリン水溶液を用いた実験装置全体図

4.3.2. 蒸気・水系実験

蒸気発生器では蒸気と凝縮水が気液対向流を形成することから、大気圧で飽和蒸気・飽和水系の CCFL 実験を行い、CCFL 特性を調べた。また、Wallis パラメータ J_k^* に直径 D を含むため、蒸気・水系に対する Wallis パラメータの適用性を確認するため、直径 D が CCFL 特性に及ぼす影響を測定した。飽和蒸気・飽和水系実験で用いた実験装置を図 4.4 に示す。実験装置は上部タンク、鉛直管(試験部)、流入ダクト、下部タンク、貯水槽および気液供給系より構成される。流入ダクトは SG 入口プレナムを模擬している。鉛直管は内部流動を可視化するためポリカーボネート樹脂で製作した。液相には水道水を用い、ポンプ (MMP10, Sanwa) により流量計 (m-JBL-1-LT, Nippon Flowcell) を介して上部タンクに供給した。貯水槽はヒータで加熱し、上部タンク内に設置した熱電対 (1SCHS-02T,

Chino) で上部タンク水温が常に 100℃ に保たれることを確認した。気相にはボイラ (ME-10, Miura) により発生した蒸気を用い, レギュレータ (S-COS-16, TLV), 流量計 (JBH-2-FD, Nippon Flowcell) を介して下部タンクへ側面から供給した。上部タンクの水および下部タンクの蒸気は鉛直管内に流入し, 気液対向流を形成する。下部タンクへ流入した水および上部タンク内の剰余水は, 排出ラインを通して貯水槽へ戻した。

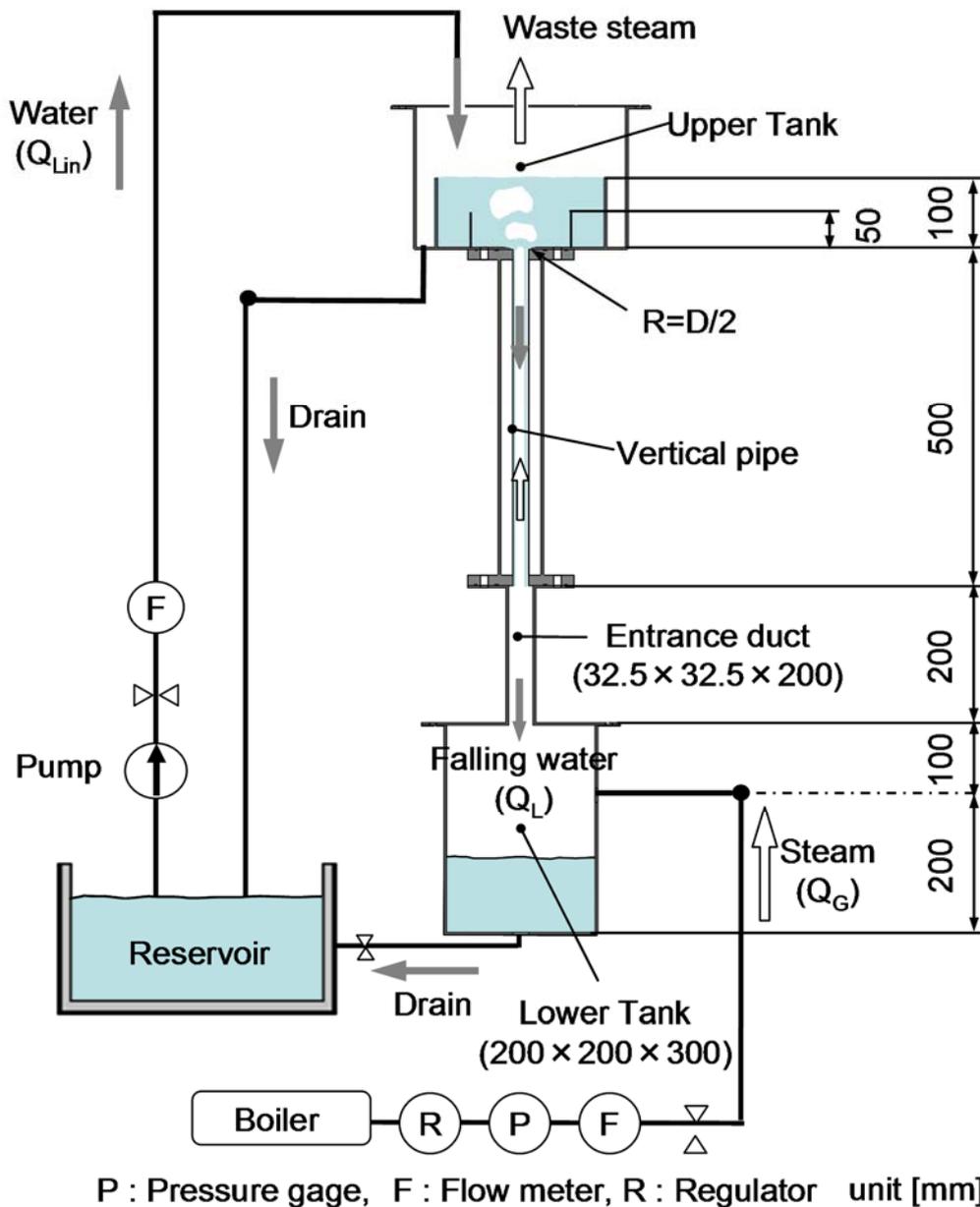


図 4.4 飽和蒸気・飽和水系実験で用いた実験装置全体図

鉛直管には SG 伝熱管の直径 19.6 mm に近い直径 $D = 20$ mm および $D = 14, 27$ mm の鉛直円管を用い，管長 L は 500 mm とした．鉛直管上端には $R=D/2$ の曲率を設けて緩やかに流路を拡大させ，鉛直管下端は SG 伝熱管と同様にシャープエッジとした．水は上部タンク上方より供給した．上部タンク内には高さ 100 mm の仕切りを設け，試験部上端から上部タンク内の液面までの高さが 100 mm となる構造とした．上部タンク底面には排水穴を設け，余剰分の水を排水した．下部タンク 4 側面および底面にシリコンラバーヒータ(1.4 kW, Mizuho Craft)を設置し，下部タンクを保温した．なお，ヒータは温度調節器により表面温度が 100 °C になるようにコントロールされている．温度は熱電対(1SCHS-02T, Chino)を設置して測定した．熱電対の測定誤差は ± 1.0 °C 以内である．

流量計(m-JBL-1-LT, Nippon Flowcell)により注入液相流量 Q_{Lin} を測定した．実験中の下部タンクの液位変化を測定し，下部タンクに流入する液相流量 Q_L を求めた．実験は大気圧の条件で行った． Q_G , Q_{Lin} , Q_L の測定精度は各々不確かさ $\pm 2.5\%$, $\pm 3.0\%$, $\pm 3.0\%$ である．

4.3.3. 実験条件

空気・グリセリン水溶液を用いた大気圧条件での CCFL 実験では，気相に空気(25 °C)，液相に 40% と 60% のグリセリン水溶液を用いた．一方，蒸気・水を用いた大気圧条件での CCFL 実験では，気相に飽和蒸気，液相に飽和水を用いた．実験に用いた気相および液相の温度 T [°C]，密度 ρ [kg/m³]，粘性係数 μ [Pa·s] および表面張力 σ [N/m] を表 4.2 に示す．表 4.2 には本実験での測定値との比較に用いた他の実験で使用された主な流体および物性値を合わせて示す．常温水および 40%，60% のグリセリン水溶液の粘性係数は，それぞれ 100 °C の水の約 3 倍，約 10 倍，約 30 倍である．また，7 MPa (286 °C) での飽和水の粘性係数は 100 °C の約 0.3 倍である．100% メタノールは液相粘性，表面張力ともに常温水より小さく，表面張力は 100 °C の水よりも小さい．

表 4.2 実験条件と流体物性値

	D [mm]	T [°C]	ρ_G [kg/m ³]	ρ_L [kg/m ³]
Air-water (Chapter 2)	20	25	1.205	996.8
Air-40 wt% glycerol water solution	20	25	1.205	1097
Air-60 wt% glycerol water solution	20	25	1.205	1151
Steam-water (0.1 MPa)	14, 20, 27	100	0.598	958.7
Steam-water (7 MPa) [9]	19.6	286	36.6	740
Air-100 wt % methanol [5]	30	22	1.196	791

	μ_G [Pa·s]	μ_L [Pa·s]	σ [N/m]
Air-water (Chapter 2)	1.882×10^{-5}	8.9×10^{-4}	7.35×10^{-2}
Air-40 wt% glycerol water solution	1.882×10^{-5}	3.18×10^{-3}	6.99×10^{-2}
Air-60 wt% glycerol water solution	1.882×10^{-5}	8.95×10^{-3}	6.85×10^{-2}
Steam-water (0.1 MPa)	1.227×10^{-5}	2.83×10^{-4}	5.89×10^{-2}
Steam-water (7 MPa) [9]	1.91×10^{-5}	9.12×10^{-5}	1.77×10^{-2}
Air-100 wt % methanol [5]	1.860×10^{-5}	5.87×10^{-4}	2.2×10^{-2}

実験における供給液相の体積流量 Q_{Lin} [l/min], 体積流束 J_{Lin} [m/s], 供給気相の体積流量 Q_G [m³/h], 体積流束 J_G [m/s] を表 4.3 に示す. J_{Lin} は鉛直管への落下水の体積流束の最大値である. 蒸気・水系実験では J_{Lin} の影響を調べるため, J_{Lin} は 0.16, 0.27, 0.40 m/s の 3 条件とした. また, すべての実験で下部タンク内の条件を合わせるため, 下部タンクへの落下液の体積流束 J_L 測定開始時の下部タンク内気相体積 V_{Lower} は 0.010 m³ とした. 蒸気・水系実験では低 J_G で J_G を一定に維持することは困難であったため, J_G 下限値 ($D = 20\text{mm}$ で 4.2 m/s) が空気・水系実験 (1.9 m/s) より大きくなっている.

表 4.3 体積流束に関する実験条件

	D [mm]	Q_{Lin} [l/min]	J_{Lin} [m/s]
Air-water (Chapter 2)	20	5	0.27
Air-40 wt% glycerol water solution	20	5	0.27
Air-60 wt% glycerol water solution	20	5	0.27
	14	3	0.32
Steam-water (0.1 MPa)	20	3, 5, 7.5	0.16, 0.27, 0.40
	27	3	0.09

	D [mm]	Q_G [m ³ /h]	J_G [m/s]
Air-water (Chapter 2)	20	2.1 - 6.6	1.9 - 5.8
Air-40 wt% glycerol water solution	20	2.1 - 6.6	1.9 - 5.8
Air-60 wt% glycerol water solution	20	2.1 - 6.6	1.9 - 5.8
	14	1.9 - 5.0	3.4 - 9.0
Steam-water (0.1 MPa)	20	4.7 - 12.3	4.2 - 10.9
	27	9.5 - 22.9	4.6 - 11.1

4.4. 実験結果

既存の研究において、CCFL 相関式の主要変数には表 4.1 の 1 ~ 4 の無次元数
が使用されている。第 2 章では鉛直管下端での空気・水系 CCFL 実験を行い、
Kutateladze パラメータ K_{uk}^* で整理するより Wallis パラメータ J_k^* で整理するの
が適切であることを示した。そのため、本章では空気・グリセリン水溶液系実験
および蒸気・水系実験の結果を Wallis パラメータ J_k^* を用いて整理した。

4.4.1. 空気・グリセリン水溶液系実験

空気・60%グリセリン水溶液系の実験で撮影した CCFL 発生時の流動状態を図
4.5 に示す。図 4.5 の白丸で示すように、鉛直管下端で液溜まりが形成された後、
液溜りが下端から上端に逆流して上部タンクに流入している。空気・40%グリセ
リン水溶液系実験でも同様の流動状態が発生することを確認した。また、CCFL
が生じているときの流動状態は J_G によらず同様であることも確認した。

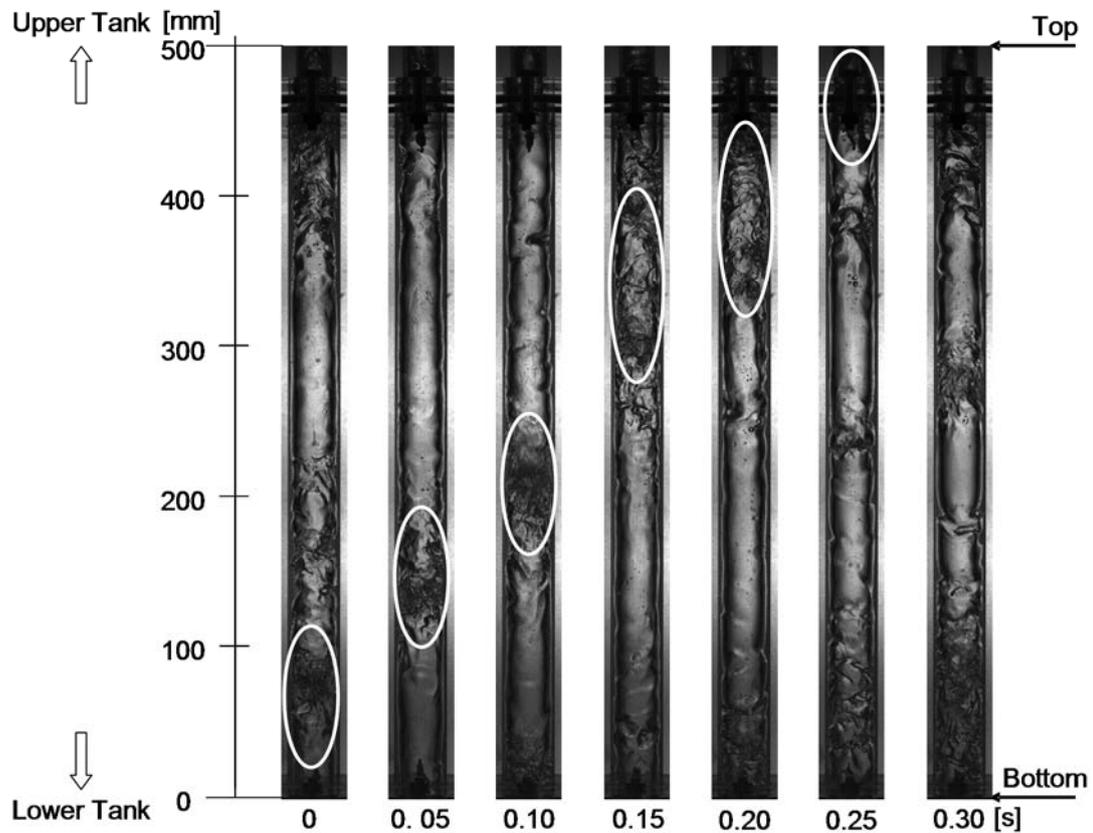
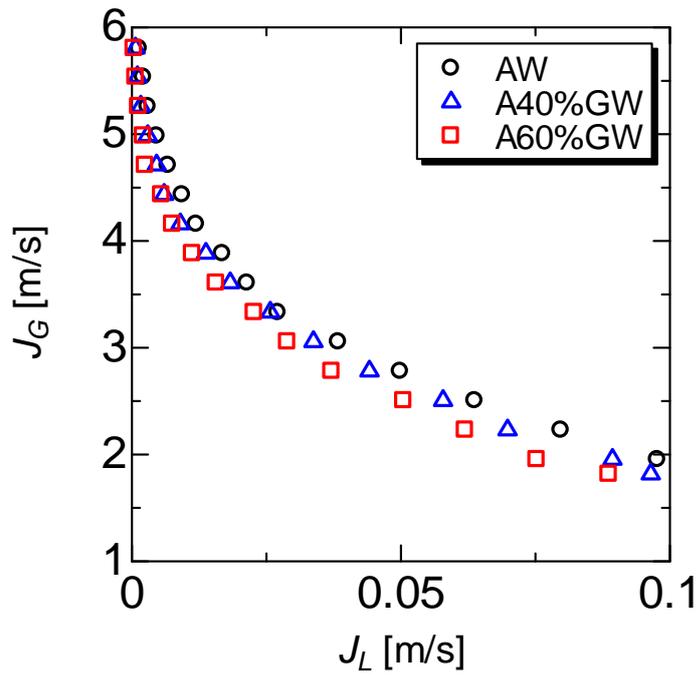
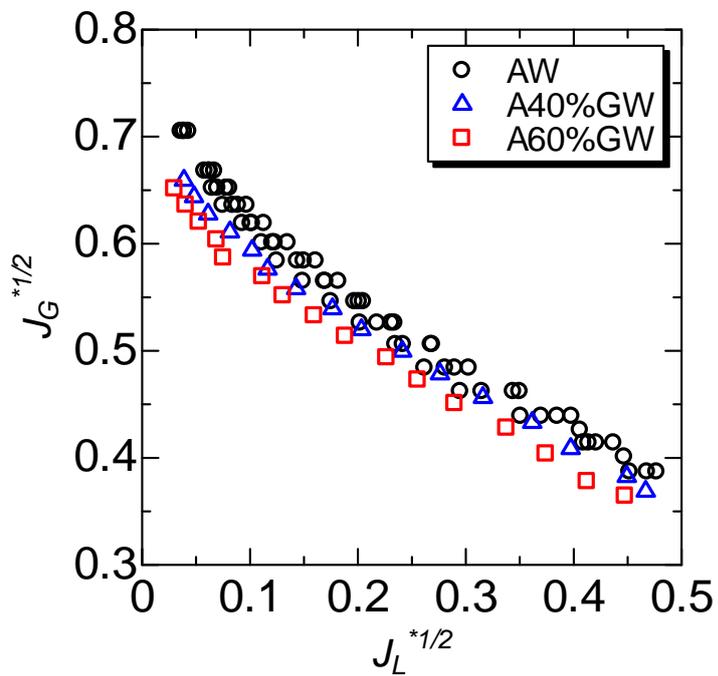


図 4.5 CCFL 発生時の流動状態
 (空気・60%グリセリン水溶液, $J_G = 5.0 \text{ m/s}$, $J_G^{*1/2} = 0.60$)

空気・グリセリン水溶液系実験結果を気相と液相の体積流束 J_L , J_G および Wallis パラメータを用いて CCFL 特性を整理したものを図 4.6 に示す. 表 4.2 および図 4.6 (a) からわかるように, 液相の密度 ρ_L および粘性係数 μ_L の増加に伴って J_L が減少している. これは μ_L の増加に伴って壁面および気液界面に働くせん断応力が増加し, 落下する液量が減少したためと考えられる. また, 図 4.6 (b) に示したように, 液相の密度 ρ_L および粘性 μ_L の増加に伴って $J_L^{*1/2}$ が減少する傾向がみられることから, 直径 D および密度 ρ を含む $J_L^{*1/2}$ もしくは $J_L^{*1/2}$ のみの関数では, 流体物性値の影響を適切に表すことができない. そのため, Wallis パラメータに流体物性値の補正項を含む CCFL 相関式を導出することが適切である.



(a) $J_G - J_L$



(b) Wallis パラメータ

図 4.6 空気・グリセリン水溶液の CCFL データ
 (AW:空気・水系, A*%GW:空気・*%グリセリン水溶液系)

4.4.2. 蒸気・水系実験

蒸気・水系実験において CCFL が生じている時の流動状態の撮影画像を図 4.7 に示す. 上部タンクから流入した液は管下端で液溜まりを形成し($t = 0$ s), この液溜まりによって界面抗力が増加し, 液溜まりが上方まで逆流した($t = 0.05 \sim 0.30$ s). その後, 再び管下端で液溜まりが形成され, $t = 0 \sim 0.30$ s の流動パターンを繰り返した. 上述のように, 蒸気・水系においても第 2 章の空気・水系実験と同様に流下水が鉛直管下端で制限されることを確認した.

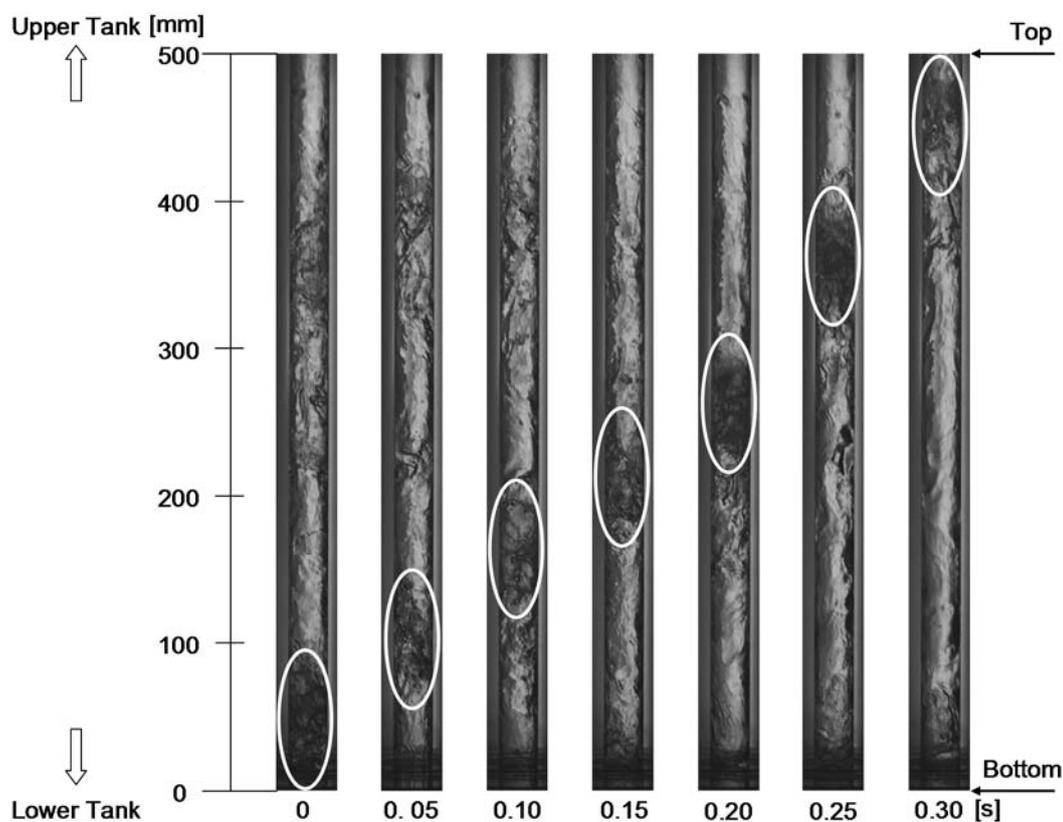
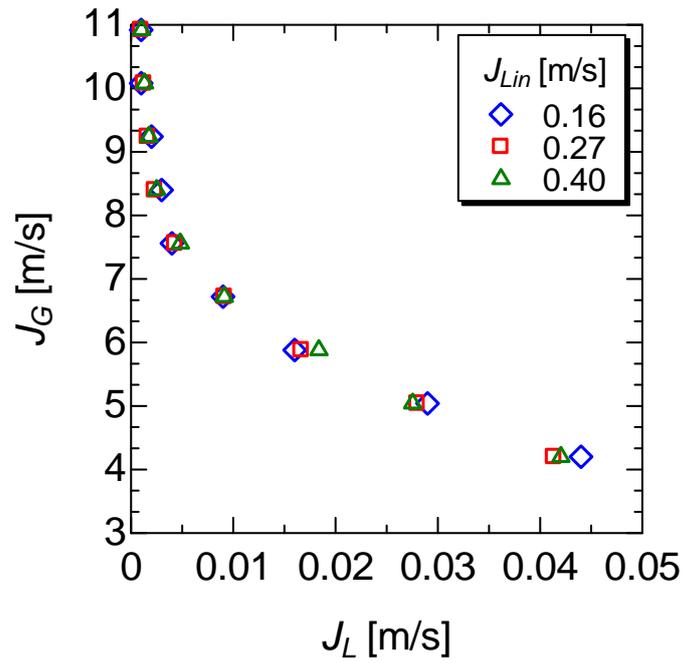
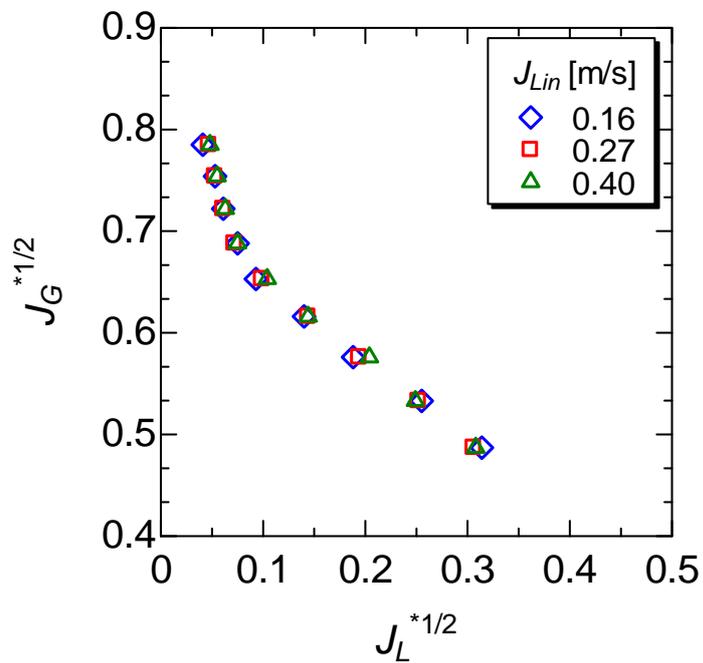


図 4.7 蒸気・水系実験における CCFL 発生時の流動状態
(蒸気・水系, $J_G = 5.0$ m/s, $J_G^{*1/2} = 0.53$)

図 4.8 に蒸気・水系実験において供給液体積流束 J_{Lin} が CCFL 特性に及ぼす影響を示す. いずれの J_{Lin} においても CCFL 特性は大きな相違はなかった. これらの実験では, J_{Lin} は J_L より十分に大きいため, J_{Lin} は測定範囲を含めて CCFL 特性に影響せず, 再現性を確認する結果になっている.



(a) $J_G - J_L$



(b) Wallis パラメータ

図 4.8 CCFL 特性に及ぼす供給液体積流束 J_{Lin} の影響 (蒸気・水系実験)

第 2 章では空気・水系を対象とした直径 $D = 20 \text{ mm}$ での CCFL データを Bharathan ら[8]による $D = 51 \text{ mm}$, Zapke and Krögerl [5]による $D = 30 \text{ mm}$ での CCFL データと比較して, D の影響を Wallis パラメータ J_k^* で整理できることを示した. 一方, 蒸気・水系では D が CCFL 特性に及ぼす影響については明らかにされていないため, 直径 D を変更して大気圧の蒸気・水系 CCFL 実験を行った. 蒸気・水系実験における直径 D が CCFL 特性に及ぼす影響を図 4.9 に示す. また, それらを Kutateladze パラメータおよび Wallis パラメータで整理したものを図 4.10 に示す. Kutateladze パラメータで整理すると, 図 4.10 (a)に示すように CCFL 特性が直径 D により異なっている. 一方, Wallis パラメータで整理すると, 図 4.10 (b)に示すように高 J_G^* において D の増加に伴い J_L^* がわずかに減少する傾向は見られるが, CCFL 特性は良好に整理されている. 図 4.10 (a)および図 4.10 (b)から, 空気・水系 CCFL 実験と同様に, 蒸気・水系においても Kutateladze パラメータより Wallis パラメータ J_L^* で整理するのが適切である. この結果は, 本実験データを直径 19.6 mm の一般的なプラントの SG 伝熱管だけではなく, 直径約 16 mm の古いタイプのプラントの SG 伝熱管にも適用できることを示している.

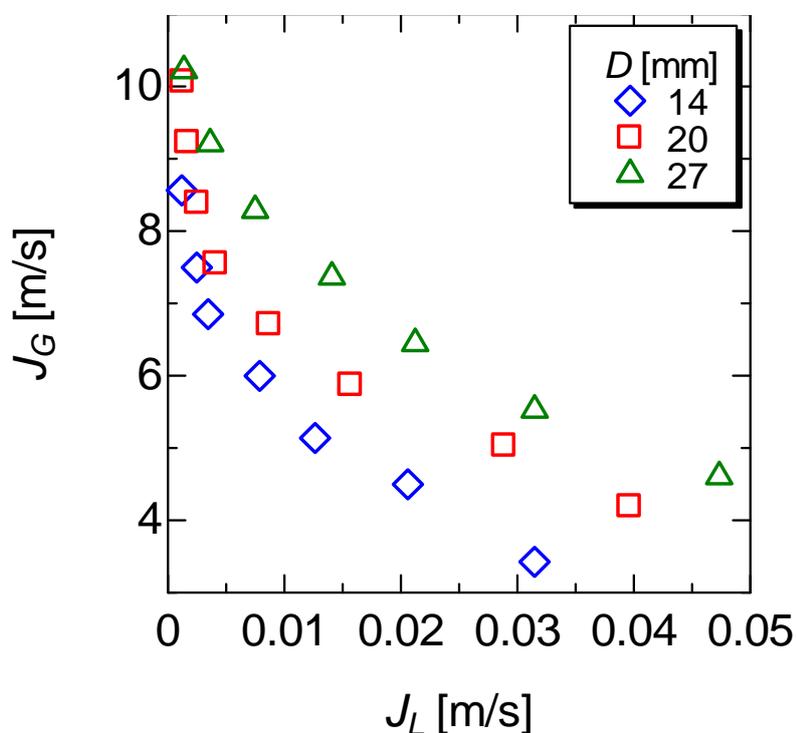
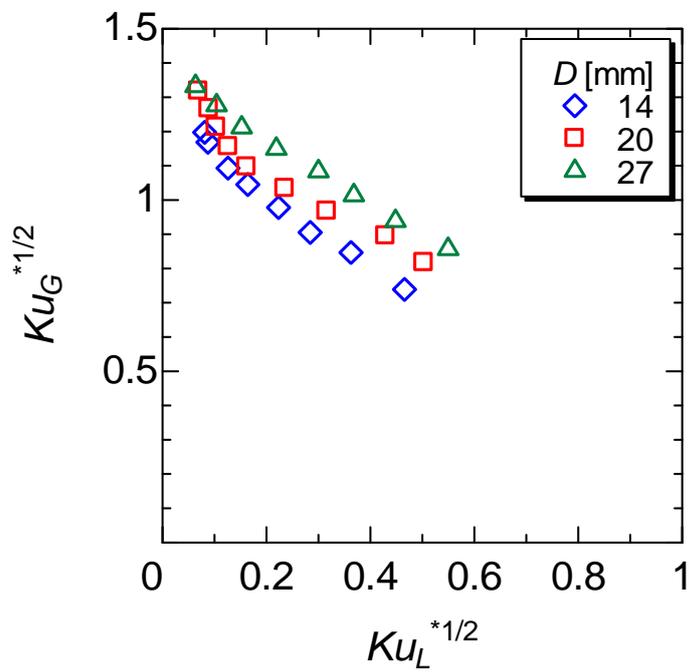
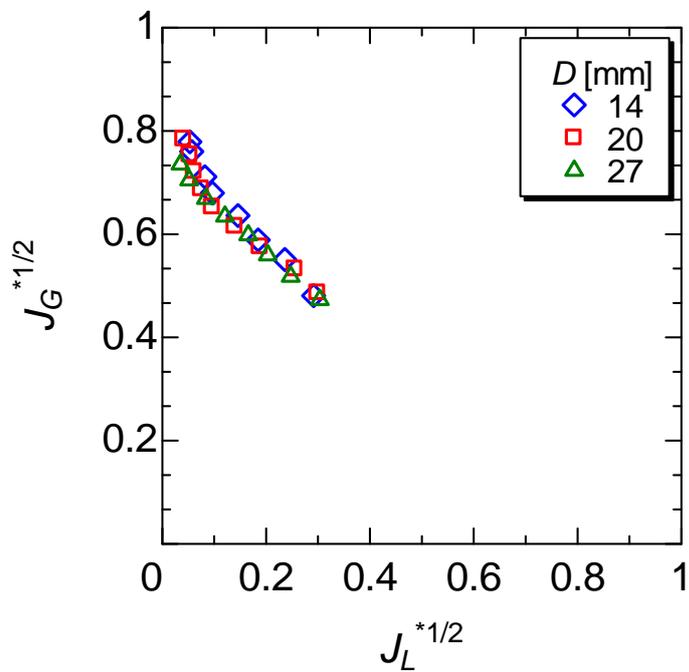


図 4.9 CCFL 特性($J_G - J_L$)に及ぼす管径の影響 (蒸気・水系実験)



(a) Kutateladze パラメータ



(b) Wallis パラメータ

図 4.10 CCFL 特性に及ぼす管径の影響 (蒸気・水系実験)

4.5. CCFL 相関式

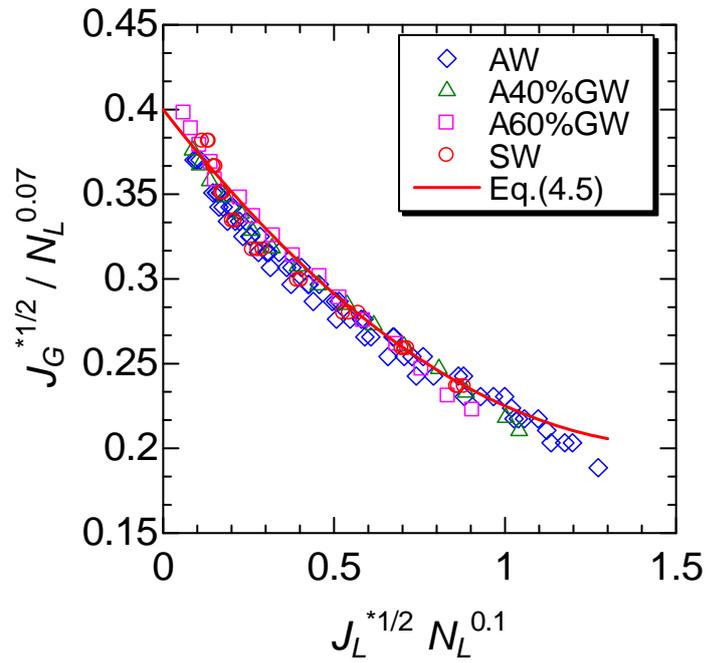
本研究では CCFL 相関式の導出において、直径の影響を適切に表せる Wallis パラメータ (図 4.10 参照) を主要変数として用いた。流体物性値の影響を表す補正項には、4.2 節で述べたように、液相粘性を主要物性値として選定し、逆粘性数 N_L もしくは気液粘性比 μ_G/μ_L を用いた。実験装置や測定方法の違いが及ぼす影響を小さくするために、相関式の導出には図 4.3 と図 4.4 に示す装置を用いて得られた測定値のみを使用した。また、実機逆 U 字管の直径 19.6 mm とほぼ同じ $D = 20$ mm でのデータのみを用いた。

4.5.1. 逆粘性数

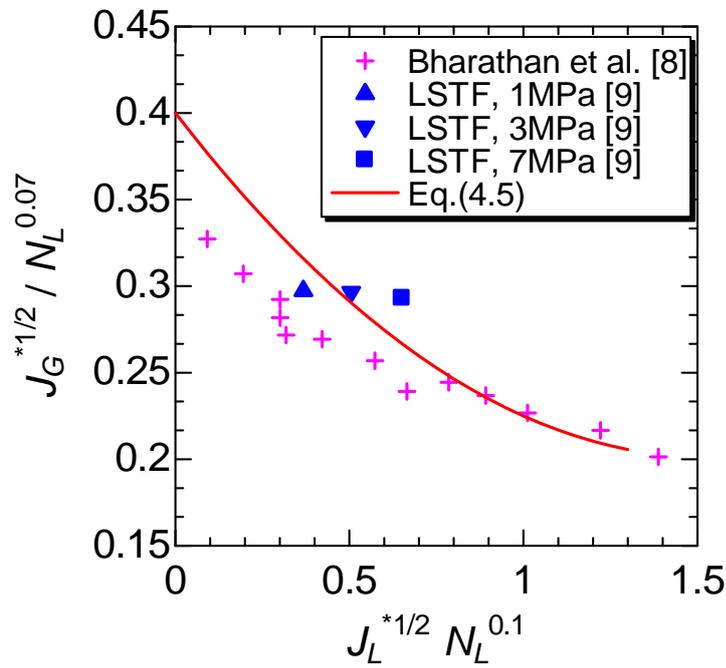
補正項に用いる無次元数に逆粘性数 N_L を用いて、次の手順で CCFL 相関式を導出した。① 全測定値を Wallis パラメータで整理した。② 各流体条件に対して最小二乗法により、 $J_G^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値である定数 C を求めた。③ 最小二乗法を用いて定数 C を逆粘性数の指数関数で表し、 $J_G^{*1/2}$ の補正項 $N_L^{-0.07}$ を求めた。④ $J_L^{*1/2}$ の補正項を逆粘性数の指数関数で表し、全測定値から最適な指数 $N_L^{-0.1}$ を選択した。⑤ 全測定値を $N_L^{-0.07} J_G^{*1/2}$ と $N_L^{0.1} J_L^{*1/2}$ で整理して最小二乗法により CCFL 相関式を求めた。

$$\frac{(J_G^*)^{1/2}}{N_L^{0.07}} = 0.39 - 0.26 [N_L^{0.1} (J_L^*)^{1/2}] + 0.085 [N_L^{0.1} (J_L^*)^{1/2}]^2 \quad (4.5)$$

導出に使用したデータと CCFL 相関式(4.5)との比較および CCFL 相関式(4.5)と既存のデータ[8][9] との比較を図 4.11 に示す。図 4.11 (a)より、CCFL 相関式(4.5)は導出に使用したデータのほぼ中央値になっている。また、図 4.11 (b)に示すように逆粘性数には直径 D を含むため、Bharathan ら[8]によるデータ($D = 51$ mm)との一致が悪くなっている。一方、ROSA-IV/LSTF データ[9]は圧力の影響が大きいためバラツキがあるが、平均的には相関式(4.5)とほぼ一致しており、図 4.2 より大幅に改善されている。



(a) 本研究データとの比較



(b) 既存の研究データとの比較

図 4.11 CCFL データと CCFL 相関式(4.5)との比較
(AW:空気・水系, A*%GW:空気・*%グリセリン水溶液系, SW:蒸気・水系)

4.5.2. 気液粘性比

図 4.11 に示したように、補正項に逆粘性数を用いると直径 D (表 4.1 参照) が悪影響を及ぼすため、気液粘性比 μ_G/μ_L を用いて CCFL 相関式を導出した。導出過程は相関式(4.5)の導出過程と同様である。全測定値を Wallis パラメータで整理したものを図 4.12 に示す。

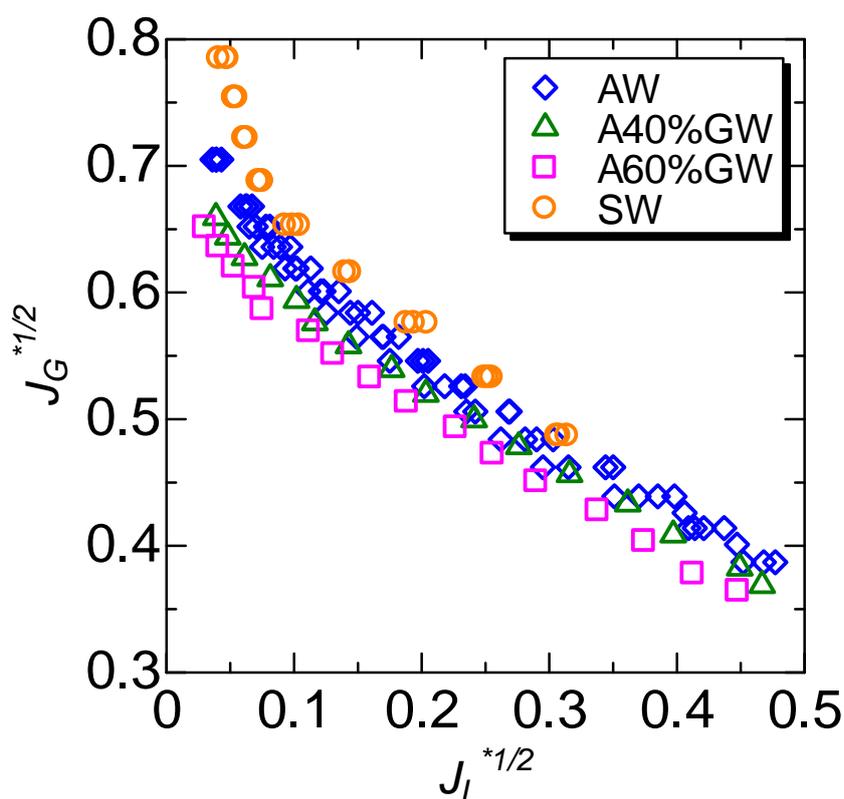


図 4.12 各実験における CCFL 特性
(AW:空気・水系, A*%GW:空気・*%グリセリン水溶液系, SW:蒸気・水系)

図 4.12 で整理した CCFL 特性を用いて、各流体条件に対して最小二乗法により CCFL 相関式を求め、 $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値である定数 C を求めた。その結果を流体ごとに図 4.13 に示す。各図の赤色の実線は最小二乗法による近似式である。

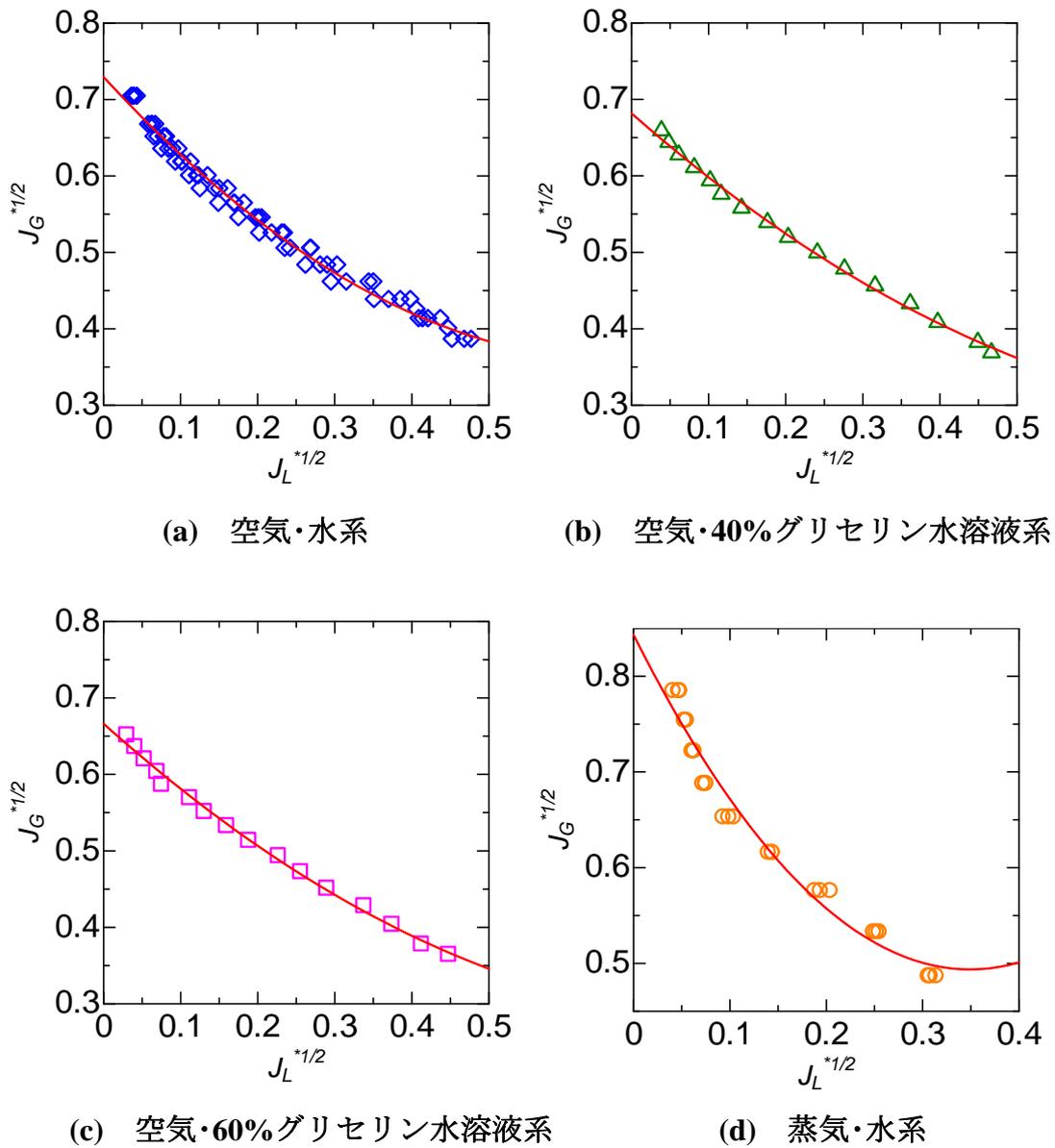


図 4.13 各実験における定数 C

図 4.13 に示した各実験における定数 C と気液粘性比 μ_G/μ_L を図 4.14 にまとめた。最小二乗法を用いて定数 C を逆粘性数の指数関数で表したのが図 4.14 の赤色の実線であり、これより $J_G^{*1/2}$ の補正項 $(\mu_G/\mu_L)^{-0.07}$ を求めた。

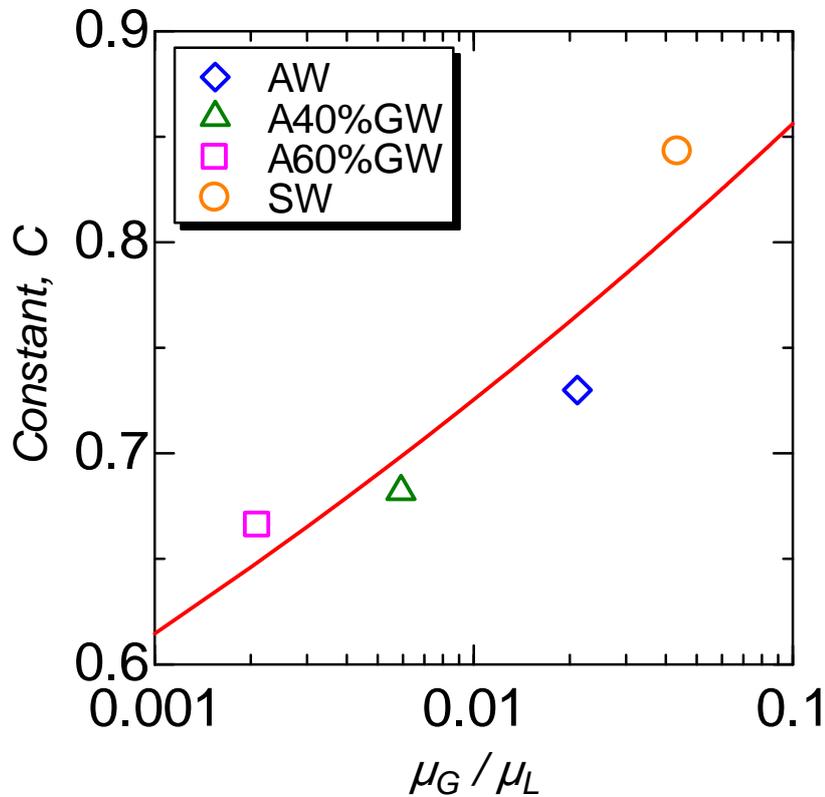


図 4.14 気液粘性比と定数 C の関係
(AW:空気・水系, A*%GW:空気・*%グリセリン水溶液系, SW:蒸気・水系)

次に, $J_L^{*1/2}$ の補正項を逆粘性数の指数関数で表し, 全測定値から最適な指数 $(\mu_G/\mu_L)^{-0.1}$ を選択した. 最後に, 全測定値を $(\mu_G/\mu_L)^{-0.07} J_G^{*1/2}$ と $(\mu_G/\mu_L)^{0.1} J_L^{*1/2}$ で整理して最小二乗法により CCFL 相関式を求めた. ただし, $J_L^{*1/2}$ の 2 次関数では図 4.11 に示すように $J_G^{*1/2}$ が高 $J_L^{*1/2}$ で極小値を持つため, $J_G^{*1/2}$ を $J_L^{*1/2}$ の 3 次関数とした.

$$\begin{aligned} \frac{J_G^{*1/2}}{(\mu_G/\mu_L)^{0.07}} &= (1.04 \pm 0.05) - 3.6 \left[\left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right] \\ &+ 1 \left[\left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right]^2 - 16 \left[\left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right]^3 \end{aligned} \quad (4.6)$$

液相粘性の影響は逆粘性数の場合（式(4.5)参照）と同じであり， $J_G^{*1/2}$ と $J_L^{*1/2}$ に対する補正項の指数は 0.07 と (-0.1) になっている．しかしながら，右辺の最終項の係数が負であり単調減少となることから，式(4.5)と異なり，高 $J_L^{*1/2}$ で $J_G^{*1/2}$ が極小値を持つことはない．

CCFL 相関式(4.6)と導出に使用したデータとの比較を図 4.15 に示す．CCFL 相関式(4.6)は，高 $J_G^{*1/2}$ でデータより若干勾配が小さいが，データのほぼ中央値になっている．また，既存の研究である PWR を縮小模擬したシステム実験[10]-[12]における $(\mu_G/\mu_L)^{-0.07} J_G^{*1/2}$ は 約 0.45 ~ 0.98 であり，図 4.15 に示す CCFL 相関式はこの範囲を網羅しており，実機へ適用できると考えられる．

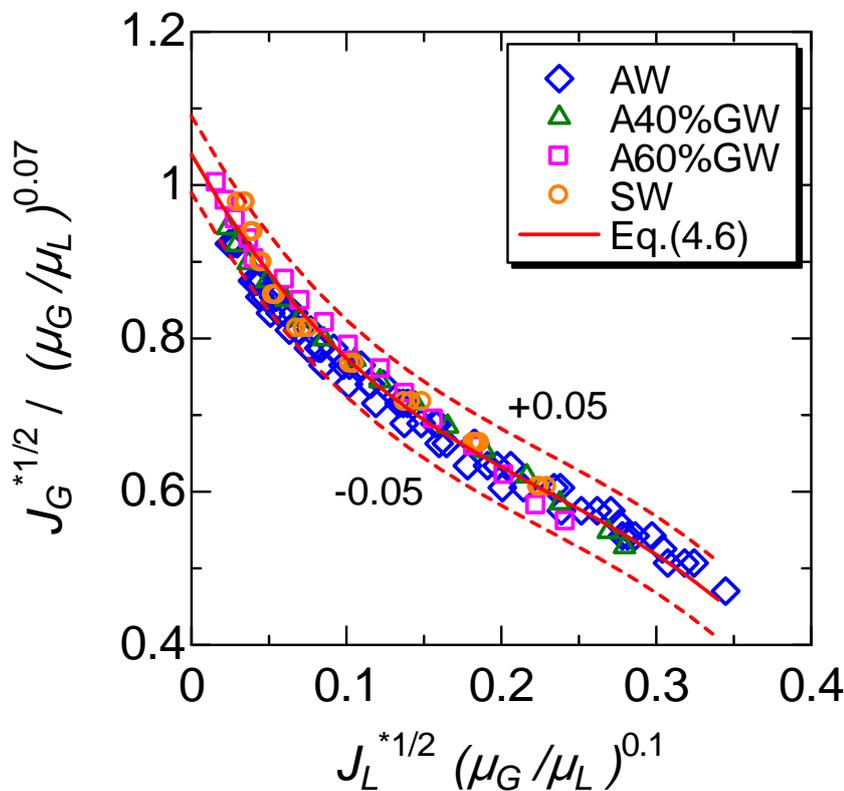
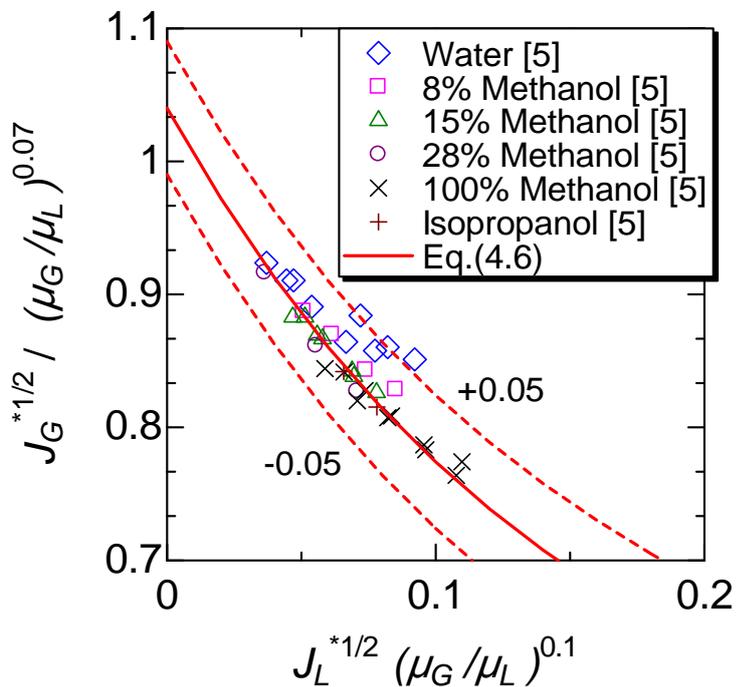


図 4.15 CCFL 相関式(4.6)と本研究データとの比較 ($D = 20 \text{ mm}$)
 (AW:空気・水系，A*%GW:空気・*%グリセリン水溶液系，SW:蒸気・水系)

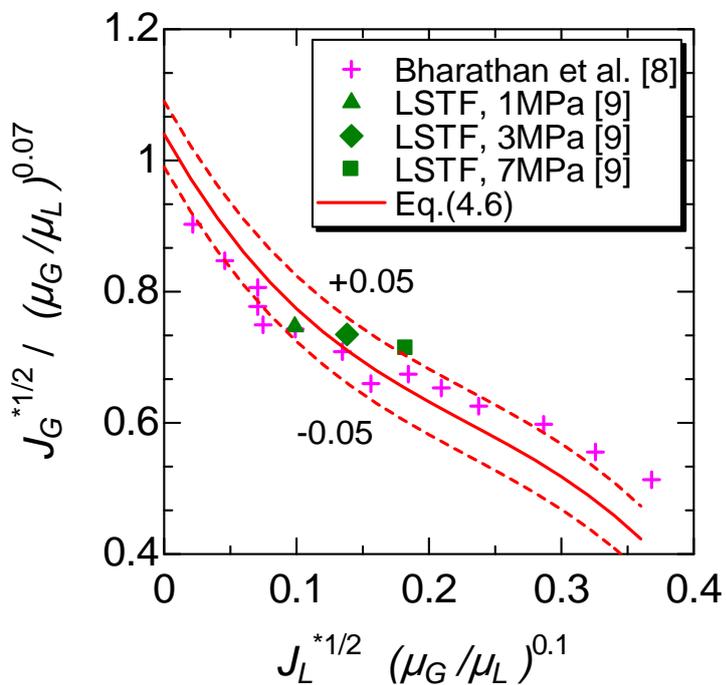
CCFL 相関式(4.6)と既存のデータ[5][8][9]との比較を図 4.16 に示す。ROSA-IV/LSTF データ[9]と Zapke and Kröger [5]はフラッシング開始点に対する測定値である。一方、本研究と Bharathan ら[8]は CCFL(準定常状態での J_G と J_L)に対する測定値である。 J_G の増加過程と減少過程とで J_L が異なるヒステリシスが生じる場合があるが、鉛直管下端 CCFL ではヒステリシスが生じないため、フラッシング開始点と CCFL 特性が一致している。

図 4.16 (a)に示したように、Zapke and Kröger [5]が用いた表面張力が 2.8 倍 (100%エタノール 0.022 N/m, 8%エタノール 0.061 N/m) の範囲にある液相での測定値が、表面張力 σ の影響を含まない CCFL 相関式(4.6)とよく一致していることから、表面張力 σ の影響はないとは言い切れないが、CCFL 特性に与える影響は液相粘性と比較して小さいと考えられる。また、空気・水系実験のみ $J_L^{*1/2}$ が ± 0.05 より若干大きくなっており、このことから Zapke and Kröger [5]は補正項に Oh 数を採用したと考えられる。

また、図 4.16 (b)より、CCFL 相関式(4.6)の不確かさ ± 0.05 は 1, 3, 7 MPa での ROSA-IV/LSTF データを含む既存のデータをほぼ包含したことから、補正項には気液粘性比 μ_G/μ_L が適していると考えられる。Bharathan らによるデータは ± 0.05 より若干出ているが本研究でのデータと勾配が異なり、双方の整合性を取るのは困難である。ROSA-IV/LSTF データに対して図 4.11 (b)より若干改善されているのは、逆粘性数に含まれる密度 (表 4.1 参照) の影響によるものである。



(a) Zapke and Kröger [5]によるデータとの比較



(b) その他のデータとの比較

図 4.16 CCFL 相関式(4.6)と既存のデータとの比較

4.5.3. 考察

図 4.16 (b)から, 1, 3, 7 MPa での ROSA-IV/LSTF データ[9]は相関式(4.6)より μ_G/μ_L の影響が大きい. つまり, 相関式と ROSA-IV/LSTF データ[9]を一致させるためには, $J_G^{*1/2}$ と $J_L^{*1/2}$ に対する補正項 μ_G/μ_L の指数の絶対値 (0.07 と 0.1) を大きくする必要がある. しかしながら, 指数の絶対値を大きくすると本実験および Zapke and Kröger [5]のデータとの相違が大きくなる.

図 4.16 (a)を分析すると, 水を除くとメタノールの濃度が大きくなるほど, つまり表面張力 σ が小さくなるほど $J_L^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{0.1}$ がわずかに小さくなっている. 一方, 図 4.15 および表 4.2 より, σ が最少である蒸気の $J_L^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{0.1}$ は中間値になっている. σ が 2 番目に小さい 60%グリセリン水溶液が, 高 $J_G^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{-0.07}$ において $J_L^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{0.1}$ が最大となっており, σ が最大である水の $J_L^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{0.1}$ が最少となっている. これらのことから, 図 4.15 においては, σ に対する $J_L^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{0.1}$ に一定の傾向は見られない. この要因としては表面張力 σ の影響より実験ごとの計測誤差やばらつきが大きいと考えられ, 表面張力 σ の影響を定式化するには, より広範囲でのデータの蓄積が必要である.

4.6. まとめ

流体物性値が鉛直管下端での CCFL に及ぼす影響を評価するために, 粘性の大きい 40%と 60%のグリセリン水溶液を用いた空気・グリセリン水溶液系実験および大気圧での飽和蒸気・飽和水系実験を行い, CCFL 相関式を導出した. その結果, 以下の結論を得た.

- (1) 鉛直管の直径 $D = 14, 20, 27$ mm での飽和蒸気・飽和水系実験より, 空気・水系実験と同様に, D の及ぼす影響は Wallis パラメータ $J_L^{*1/2}$, $J_L^{*1/2}$ で整理できることを確認した.
- (2) 本実験での液相粘性 $\mu_L = 2.83 \times 10^{-4} \sim 8.95 \times 10^{-3}$ Pa·s の範囲では, μ_L が小さくなるほど落下水の体積流束 J_L^* が増加した. 流体物性値の影響を表わす補正項に液相粘性と表面張力を含む Ohnesorge 数を用いると, CCFL 相関式と 1, 3, 7 MPa での ROSA-IV/LSTF データとの相違が著しく大きくなり, 流体物性値の影響を表わす補正項に用いる無次元数は逆粘性数もしくは気液粘性比が適切であることを示した.
- (3) 流体物性値の影響を表わす補正項に逆粘性数もしくは気液粘性比を用いた CCFL 相関式を比較すると, $D = 51$ mm での Bharathan らによるデータを含む既存のデータをほぼ包含したことから, 補正項には気液粘性

比 μ_G/μ_L が適していることを明らかにした。

- (4) 気液粘性比 μ_G/μ_L を補正項に用い, $J_G^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{-0.07}$ を $J_L^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{0.1}$ の 3 次関数で表す CCFL 相関式を導出した。 $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{-0.07}$ の値を示す定数は $C=(1.04\pm 0.05)$ となり, 不確かさ ± 0.05 は 1, 3, 7 MPa での ROSA-IV/LSTF データを含む既存のデータをほぼ包含した。

第4章の参考文献

- [1] Wallis G.B. One-dimensional Two-phase Flow. New York: McGraw-Hill, (1969), 336-345.
- [2] Doi T, Futatsugi T, Murase M, Hayashi K, Hosokawa S, Tomiyama A. Countercurrent Flow Limitation at the Junction between the Surge Line and the Pressurizer of a PWR. Science and Technology of Nuclear Installations.; Vol. 2012: Article ID 754724, (2012).
- [3] 亀井三郎, 大石純, 岡根敏夫, 濡れ壁塔における混流拡散について, 化学工業, 18-8, (1954), 364-368.
- [4] Zapke A, Kröger D.G. Countercurrent gas-liquid flow in inclined and vertical ducts - II: The validity of the Froude-Ohnesorge number correlation for flooding. International Journal of Multiphase Flow, Vol. 26: (2000), 1457-1468.
- [5] Zapke A, Kröger D.G. The influence of fluid properties and inlet geometry on flooding in vertical and inclined tubes. International Journal of Multiphase Flow, Vol. 22: (1996), 461-472.
- [6] Mouza A.A, Paras S.V, Karabelas A.J. Incipient flooding in inclined tubes of small diameter. International Journal of Multiphase Flow, Vol. 29: (2003), 1395-1412.
- [7] 鈴木新一, 植田辰洋: 対向気液二相流における液膜挙動とフラッディング. 日本機械学会論文集, 144, No.377, (1978), 164-173.
- [8] Bharathan D, Wallis G.B, Richiter H.J. Air Water Countercurrent Annular Flow in Vertical Tubes. EPRI NP-786. Palo Alto, CA (USA): Electric Power Research Institute; (1978).
- [9] Yonomoto T, Anoda Y, Kukita Y, Peng Y. CCFL Characteristics of PWR Steam Generator U-tubes. Proc. the International Topical Meeting on Safety of Thermal Reactor, (1991), 522-529.
- [10] Bazin, P., "BETHSY Data Base", SETh/LES/87-28, (1988).
- [11] Kukita, Y., Nakamura, H., Tasaka, K. and Chauillac, C., "Nonuniform steam generator U-tube flow distribution during natural circulation tests in ROSA-IV large scale test facility," Nuclear Science and Engineering, Vol. 99, No. 4, (1988), 289-298.
- [12] Shimeck, D. J. and Johnsen, G. W., Natural circulation cooling in a pressurized water reactor geometry under accident-induced conditions, (1984).

第 5 章 逆 U 字管下端での凝縮実験

5.1 はじめに

第 4 章では、液相粘性が異なる空気・グリセリン水溶液系、および、飽和蒸気・飽和水系での CCFL 実験を行い、流体物性値の影響を表わす補正項を含む CCFL 相関式とその不確かさを導出した。本章では、逆 U 字管内に流入する蒸気と凝縮水により生じる気液対向流を対象に CCFL 実験を行い、第 4 章で導出した CCFL 相関式の凝縮系への適用性を確認する。また、第 2 章および第 4 章の鉛直管における実験データ、ROSA-IV/LSTF データ[1]、本章の凝縮実験データおよび導出した CCFL 相関式からの外挿値を用いて、Wallis 型 CCFL 相関式とその不確かさを導出する。

5.2 実験

SG 伝熱管を模擬した逆 U 字管内に流入する蒸気と凝縮水により生じる気液対向流を対象に実験を行った。CCFL 特性を評価するうえで、CCFL の発生位置が重要であることから、逆 U 字管内の流動状態を調べる必要があるが、ステンレス製逆 U 字管実験では内部流動の可視化が困難であるため、第 2 章の鉛直管空気・水実験における管内差圧と流動様式の関係との比較により、逆 U 字管内の流動状態の推定を試みた。

5.2.1 実験装置

逆 U 字管を用いた実験装置の概略を図 5.1 に示す。実験装置は気液供給システム、下部タンク、流入ダクト、逆 U 字管、ドレンタンクおよび冷却タンクで構成され、いずれもステンレス製とした。蒸気はボイラ (Miura, ME-20) で発生させ、レギュレータ (TLV, S-COS-16) および流量計 (Nippon Flowcell, JBH-2-FD) を通って下部タンクの側面から供給される。下部タンクに供給した蒸気はプレナムを模擬した流入ダクトを通過した後、逆 U 字管に流入し、管内で凝縮する。流入した蒸気と凝縮水は逆 U 字管上昇流側 (蒸気流入側) の管内で気液対向流を形成する。逆 U 字管から落下した凝縮水は下部タンク内に蓄水し、排出ラインからドレンタンクに排出される。

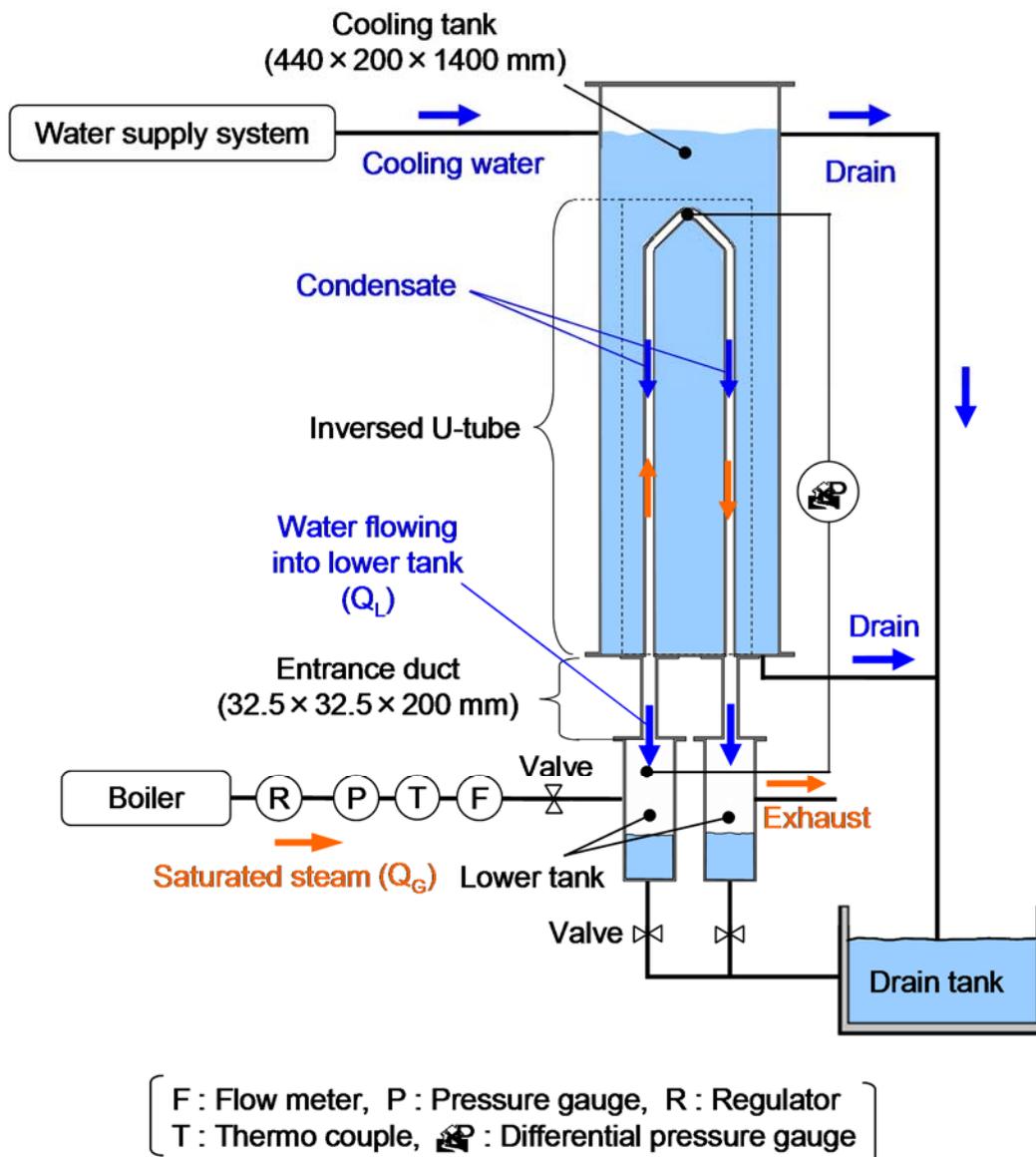


図 5.1 実験装置全体図

逆 U 字管の概略を図 5.2 に示す。逆 U 字管は、直管と 45° エルボおよび 90° エルボで構成した。逆 U 字管内径は実機（内径 19.6 mm）とほぼ同じ 18.4 mm、外径は 21.7 mm、直管部長さは 1000 mm、上流側と下流側の鉛直管部の間隔は 200 mm とした。また、蒸気が流入および流出する逆 U 字管下端（案内管との接合部）の形状は実機と同様にシャープエッジとした。

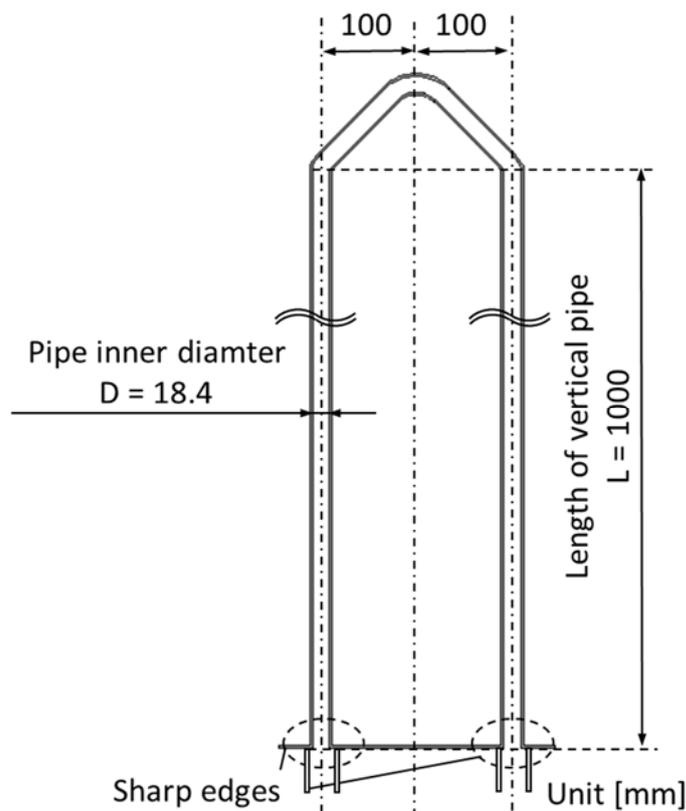
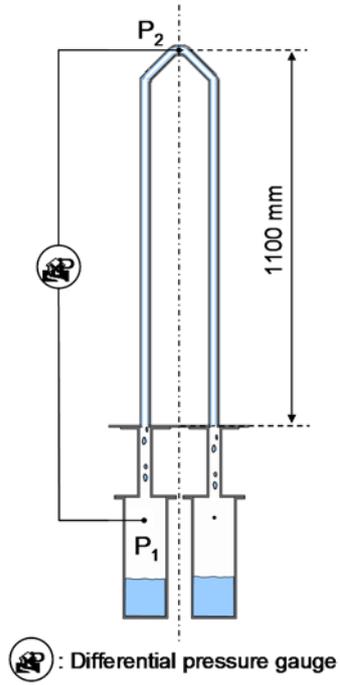


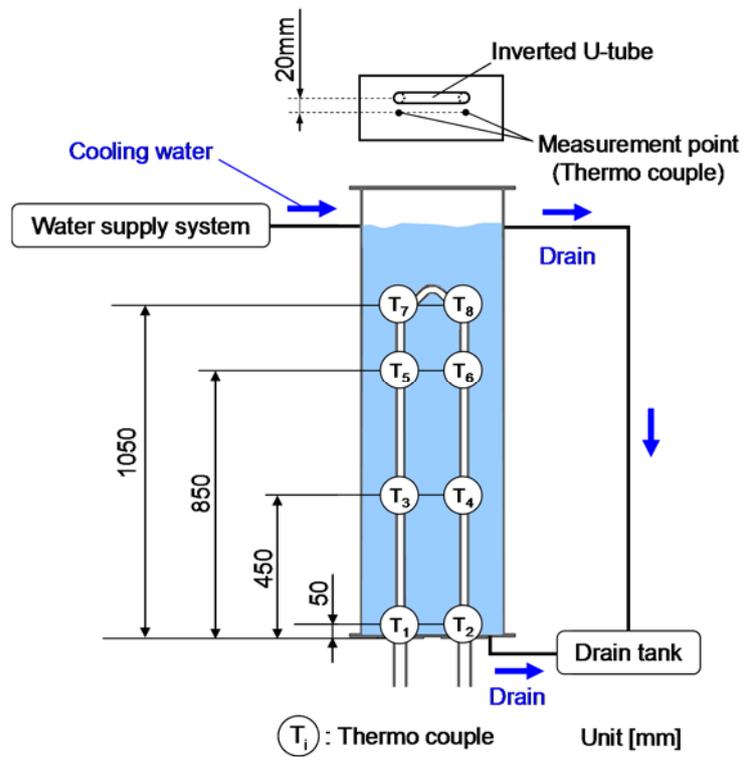
図 5.2 逆 U 字管概略図

図 5.3 (a) に逆 U 字管実験における管内差圧 $\Delta P (= P_1 - P_2)$ の測定位置を示す。逆 U 字管頂点の側面および下部タンク側面に $\phi = 0.5$ mm の穴を設け、その穴に差圧計 (Valydine Engineering, DP45) を取り付けて管内差圧 ΔP を測定した。サンプリング数は 60,000 点、サンプリング周期は 1 ms もしくは 10 ms とした。差圧計の測定誤差はフルスケール (8 kPa) の ± 0.5 %以内である。

実機 SG の 2 次側を模擬した冷却タンクには上方から水を供給し、冷却タンク内に設置した逆 U 字管を冷却する。冷却タンク内の水は攪拌棒により攪拌し、冷却水温 T_c を一定に保った。冷却水温は図 5.3 (b) に示す 8 ヶ所 ($T_1 \sim T_8$) に熱電対 (CHINO, 1SCHS-02T) を設置して測定した。使用した熱電対の測定誤差は ± 1.0 °C 以内である。測定位置は逆 U 字管の中心平面から 20 mm、逆 U 字管下端から高さ 50, 450, 850 および 1050 mm とした。サンプリング周期は 1 s とし、測定時間は CCFL 特性の測定時間と同じとした。



(a) 差圧



(b) 冷却水温度

図 5.3 測定装置

5.2.2 実験条件

供給する蒸気体積流量 Q_G を一定として、逆 U 字管上流側に取り付けられた下部タンクに流入する水の体積流量 Q_L を測定し、CCFL 特性を取得した。 Q_L は下部タンク側面に設置した透明チューブにより測定した下部タンク内水位の変化量から算出した。その不確かさは $\pm 3\%$ である。また、 Q_G は蒸気供給配管に設置した流量計で測定した。その不確かさは $\pm 2.5\%$ である。実験条件を表 5.1 に示す。逆 U 字管実験では CCFL 特性に及ぼす冷却水温 T_c (サブクール度 ΔT) の影響を調べるため、 T_c を $40 \sim 85^\circ\text{C}$ の範囲で変化させた。また、管内圧力 P が CCFL 特性に及ぼす影響を調べるため、 P を $0.10 \sim 0.14 \text{ MPa}$ の範囲で変化させた。

表 5.1 実験条件

Material of U-tube	P [MPa]	T_c [$^\circ\text{C}$]	ΔT [$^\circ\text{C}$]
SUS304	0.10 ~ 0.14	40 ~ 85	15 ~ 60

本実験では気相を蒸気、液相を凝縮水とした。実験における気相および液相のそれぞれの温度 T_s [$^\circ\text{C}$], 気相・液相密度 ρ_G [kg/m^3], ρ_L [kg/m^3], 気相・液相粘性係数 μ_G [$\text{Pa}\cdot\text{s}$], μ_L [$\text{Pa}\cdot\text{s}$] を表 5.2 に示す。ここで、添え字の G は気相、 L は液相を示す。下部タンク落下直後の凝縮水温を熱電対により測定した結果、ほぼ飽和温度であったため、管内における凝縮水温は飽和温度とみなした。

表 5.2 流体物性値

P [MPa]	T_s [$^\circ\text{C}$]	ρ_G [kg/m^3]	ρ_L [kg/m^3]	μ_G [$\text{Pa}\cdot\text{s}$]	μ_L [$\text{Pa}\cdot\text{s}$]
0.1	100	0.598	958	1.22×10^{-5}	0.28×10^{-3}
0.12	105	0.707	955	1.25×10^{-5}	0.27×10^{-3}
0.14	110	0.816	951	1.27×10^{-5}	0.26×10^{-3}

5.3 流動パターン

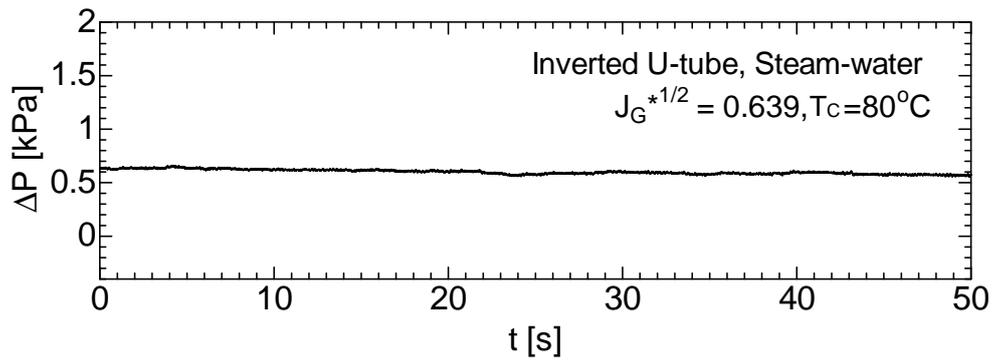
管内差圧 ΔP は二相流の流動パターンの指標としてみなすことができることから、逆U字管内の流動状態を調べるため、管内差圧 ΔP を測定し、鉛直管空気・水実験における管内差圧と流動様式の関係との比較から、逆U字管内の流動状態を推定した。その結果、逆U字管実験では4種類の流動様式 (No-CCFL, CCFL-L, CCFL-T, CCFL-P) がみられた。以下に、4種類の管内差圧と流動様式を示す。なお、供給する気相流量と落下液量の関係 (CCFL特性) は式 (5.1) で表される Wallisパラメータ J_k^* を用いて整理した。

$$J_k^* = \left[\frac{(\rho_L - \rho_G)gD}{\rho_k} \right]^{-1/2} J_k \quad (k = L, G) \quad (5.1)$$

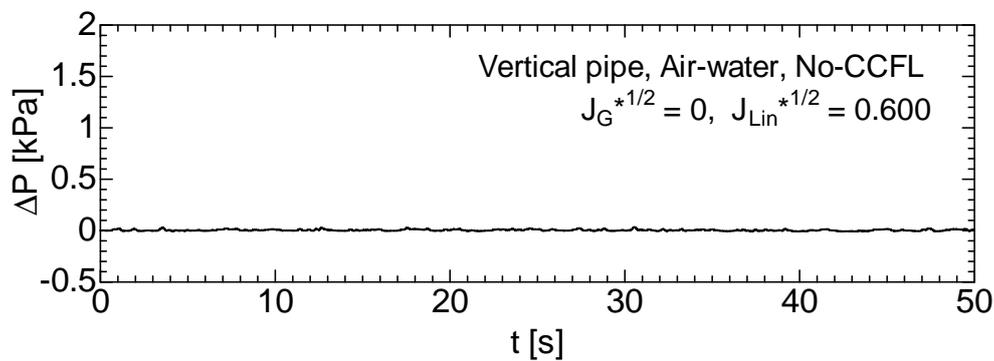
5.3.1 No-CCFL

逆U字管実験において $T_c = 80^\circ\text{C}$ の $J_G^{*1/2} = 0.639$ の条件で生じた管内差圧の時系列波形を図 5.4 (a) , 鉛直管における管内差圧を図 5.4 (b) に示す。管長が長く、 $J_G^{*1/2}$ が大きいため、逆U字管の差圧の値が鉛直管の差圧の値より大きくなっているが、この条件では管内差圧はほとんど変動しておらず、鉛直管空気・水実験における No-CCFL (CCFL は発生しない際) の差圧変動 (図 5.4 (b) 参照) と類似する。これらの関係から、逆U字管実験において上昇流側管内で CCFL は発生していないと考えられる。なお、この条件では供給した蒸気のほぼ全量が凝縮して下部タンクに落下することを確認している。

鉛直管の No-CCFL における流動状態を図 5.5 に示す。管内では液膜が形成されており、水は落下を制限されることなく管内を流下する。その際、水は管の位置によらず環状流となっており、流下する水が空気の流路を閉塞しないことから、管内差圧に大きな変動はない。



(a) 逆 U 字管 (蒸気・水)



(b) 鉛直管 (空気・水系)

図 5.4 No-CCFL における差圧 ($P = 0.1 \text{ MPa}$)

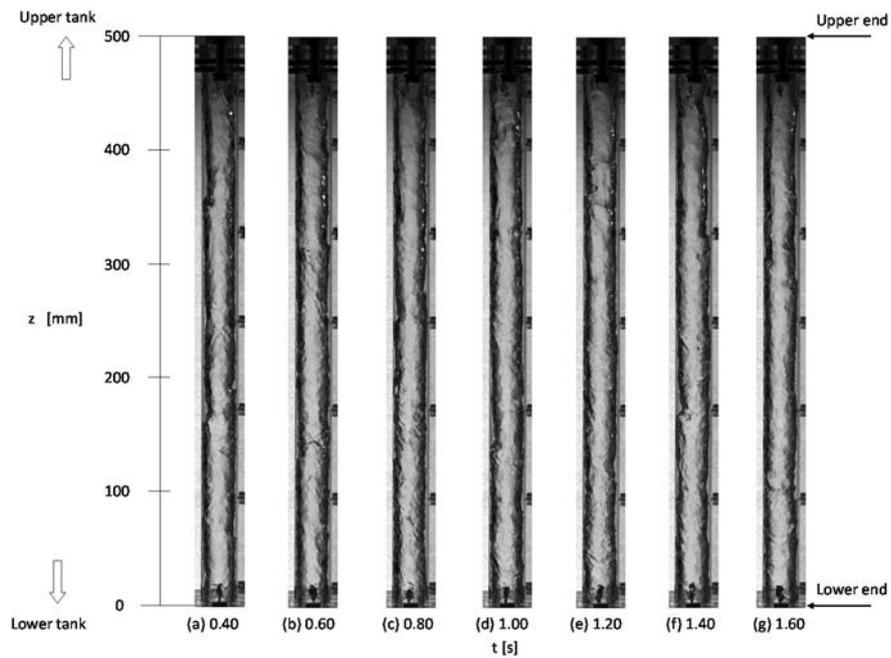


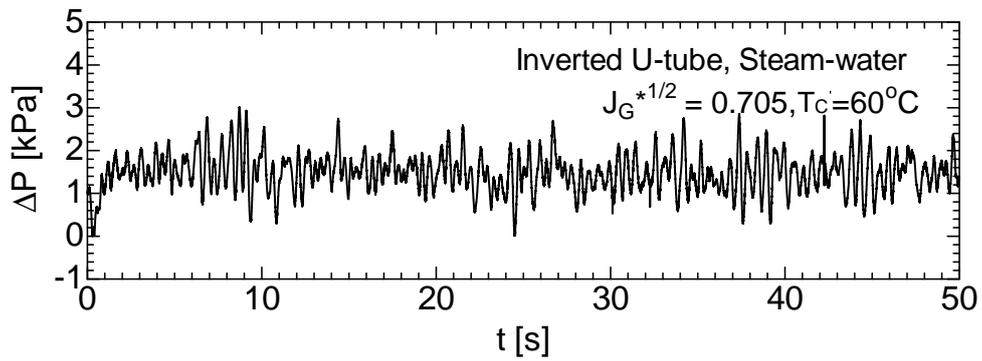
図 5.5 No-CCFL における流動パターン

($J_G^{*1/2} = 0, J_L^{*1/2} = J_{Lin}^{*1/2} = 0.600, L = 500 \text{ mm}, h = 0$)

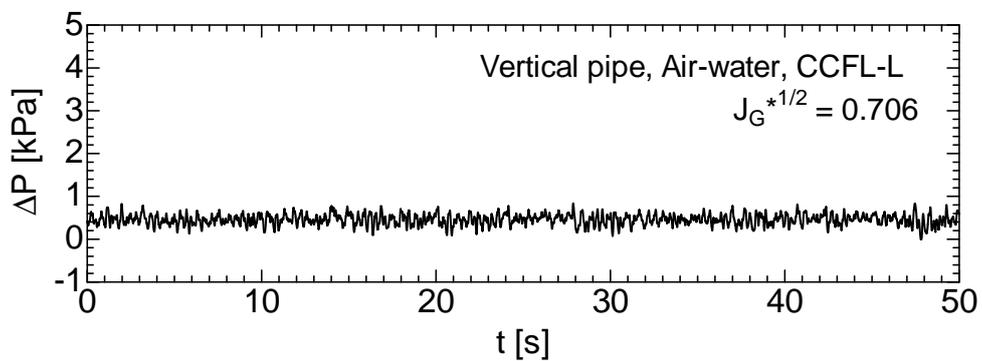
5.3.2 下端での CCFL (CCFL-L)

逆 U 字管実験において蒸気流量が大きく、冷却水温が中間の条件で生じた管内差圧の時系列波形の一例($P = 0.1 \text{ MPa}$, $J_G^{*1/2} = 0.705$, $T_c = 60 \text{ }^\circ\text{C}$)を図 5.6 (a) に示す. このように蒸気流量が大きい条件では、差圧が 0 kPa 以上の範囲において約 0.5~2.5 kPa の 2 kPa 程度の間で変動した. 鉛直管空気・水実験において管下端で CCFL (CCFL-L) が発生する際の差圧変動 (図 5.6 (b)参照) も差圧 0 kPa 以上のある範囲を変動し、この差圧変動の特徴と類似する. 以上より、逆 U 字管実験において差圧が 0 kPa 以上の範囲において 2 kPa 程度で変動する場合、流動様式は CCFL-L と判断した.

鉛直管の CCFL-L における流動状態を図 5.7 に示す. まず、管内を流下する水が管下端で落下を制限され、液溜まりが生じる ($t = 0.60 \sim 0.70 \text{ s}$). それにより管内差圧が増加し、液溜まりが管内を上昇するととも管内差圧は増加する ($t = 0.70 \sim 0.80 \text{ s}$). 液溜まりは管内を上昇するのに伴い小さくなり、管内差圧は減少し始める ($t = 0.80 \sim 0.90 \text{ s}$). その後、液溜まりが管上部に達すると管内差圧が減少する ($t = 1.10 \text{ s}$). そして、再び液溜まりが生じ、管内差圧が増加し始める ($t = 1.10 \sim 1.16 \text{ s}$). このように、CCFL-L が発生した場合、液溜まりの形成および上部タンクへの流出により管内差圧の変動が生じる. 鉛直管空気・水実験 CCFL-L と同様に、逆 U 字管実験でも蒸気流量がある程度まで増加すると、凝縮水が管下端で落下が制限され、液溜まりの形成や逆流に伴う差圧変動が生じると考えられる. この流動様式は $J_G^{*1/2} \geq 0.689$, $T_c \geq 55 \text{ }^\circ\text{C}$, $P = 0.1 \text{ MPa}$ の時に観察された.



(a) 逆U字管 (蒸気・水)



(b) 鉛直管 (空気・水)

図 5.6 CCFL-L における差圧 ($P = 0.1 \text{ MPa}$)

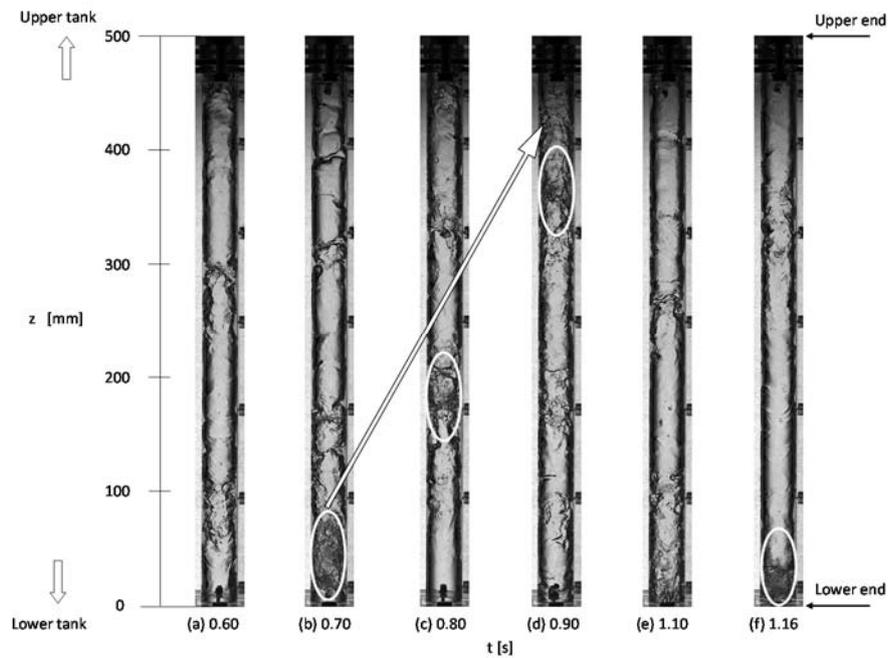


図 5.7 CCFL-L における流動パターン
 $(J_G^{*1/2} = 0.706, J_L^{*1/2} = 0.039, L = 500 \text{ mm}, h = 100 \text{ mm})$

5.3.3 上端と下端で交互に発生する CCFL (CCFL-T)

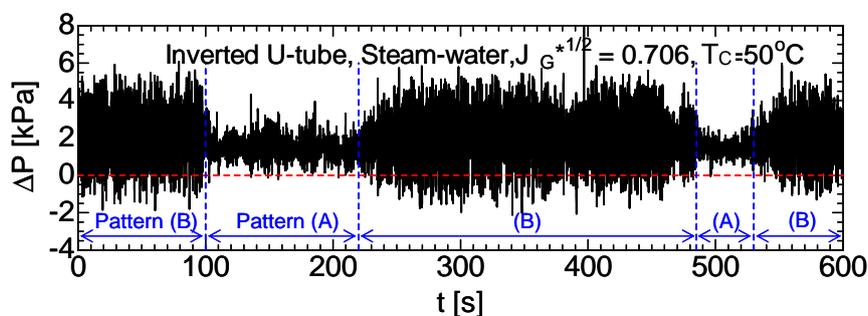
逆 U 字管実験において蒸気流量が大きく、冷却水温 T_C が低い条件で生じた管内差圧の時系列波形の一例($P=0.1$ MPa, $J_G^{*1/2}=0.706$, $T_C=50$ °C)を図 5.8 (a) に示す. 差圧変動には $t=100\sim 220$ s および $485\sim 530$ s に生じる Pattern (A) と, $t=0\sim 100$ s, $220\sim 485$ s および $530\sim 600$ s に生じる Pattern (B) の 2 種類の波形が交互に現れた.

Pattern (A) の差圧波形の時間軸 (160~210 s) を拡大したものを図 5.8 (b) に示す. Pattern (A) の差圧は 0 kPa 以上の範囲において 2 kPa 程度の間 (約 1~3 kPa) で変動しており, 上述した CCFL-L が発生する際の差圧変動 (図 5.6 (a) 参照) と類似している. このことから, Pattern (A) の差圧変動が生じる際には, 逆 U 字管内では CCFL-L が生じていると考えられる. 一方, Pattern (B) の差圧波形の時間軸 (295~305 s) を拡大したものを図 5.8 (c) に示す. 図 5.8 (c) の差圧変動は CCFL-L が生じる際の差圧変動 (図 5.6 (a) 参照) と比較して大きく, 負圧にまで達し, また周波数が小さい特徴がある. この特徴は, 鉛直管空気・水実験での CCFL-U (上端における CCFL) が発生する際の差圧変動 (図 5.8 (d)) の特徴と類似している. 以上より, 逆 U 字管実験において 0 kPa 以上のある範囲での差圧変動と負圧にまで達する大きな差圧変動が生じる場合の流動様式は, CCFL-L と CCFL-U に対応する流動様式が交互に発生する CCFL-T と判断した. また, 図 5.8 (c) と図 5.8 (d) の差圧変動の周波数はそれぞれ 2~3 Hz, 0.7 Hz であり, それらには 3~4 倍程度の差がある. この相違は気相流量および下部タンク内気相体積に起因するものである. 逆 U 字管実験での下部タンク内の気相体積 V_G [m³] に対する供給する気相体積流量 Q_G [m³/s] の比 Q_G/V_G [s⁻¹] は 6.0×10^{-1} s⁻¹ であり, 鉛直管実験での $Q_G/V_G=8.3\times 10^{-2}$ s⁻¹ の約 7.2 倍であるため, 逆 U 字管実験では下部タンク内の圧縮と膨張の周期が短くなり, 差圧変動の周波数が高くなったと考えられる.

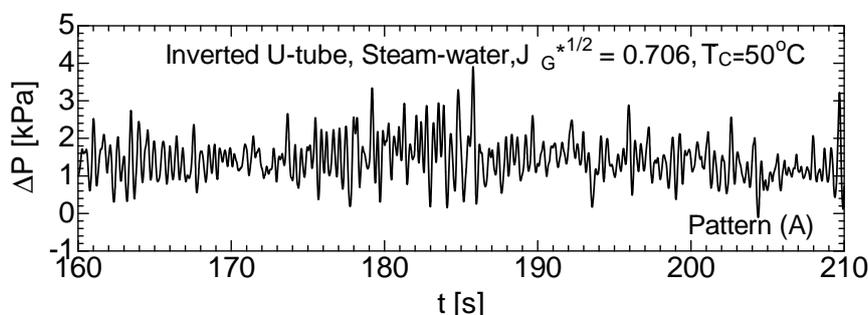
鉛直管の CCFL-T における流動状態を図 5.9 に示す. CCFL-L と CCFL-U が時間的に交互に発生する流動が生じた. フランジより上側の領域 ($z > 100$ mm) では管外壁が矩形ブロック状であるため, 屈折による歪みが小さく, 下側の管と径が異なるように見えるが, 同一径である. まず, 管下端で落下を制限された水が液溜まりを形成し ($t=0$ s), 管内を上昇する気相によって下端から上方に運ばれ, CCFL-L と同様の流動が発生する ($t=0.05\sim 0.30$ s). そして, 上部タンク内の水が管内に流れ込み, スラグ流に類似した流れを形成し, 上部タンクから流入した水が管断面を徐々に満たし, 閉塞させる ($t=0.35$ s). その水は管断面を閉塞したまま上昇し, 上部タンクへ戻され, その後再び上部タンクから水が流入し, 液塊は下部タンクへ落下する. 鉛直管空気・水実験の CCFL-U と同様の流動が発生する ($t=0.35\sim 0.45$ s). この周期的な繰り返しにより下部タンク内の空気の

圧縮、膨張が起こることが、大きな差圧変動の原因と考えられる。

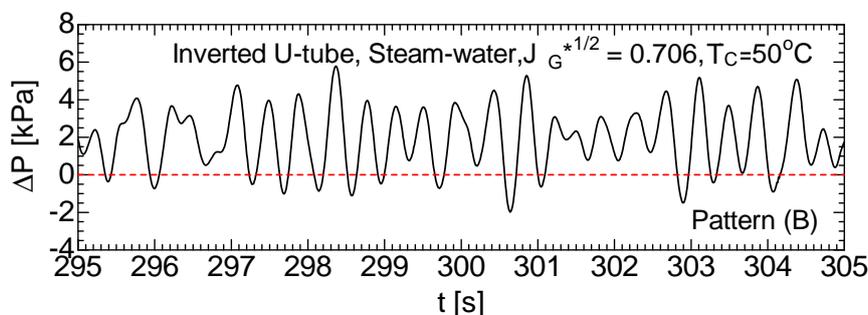
一方、逆 U 字管実験では凝縮を伴うため、管内を上昇するとともに蒸気流量は減少し、管上部では管下部と比較して界面せん断応力が減少する。 T_c が低い場合、サブクール度が大きく、凝縮に伴う蒸気流量の減少量が大きいため、界面せん断応力の減少量も大きくなり、管下部で上昇していた水が上部では下降流に変わり、管内で蓄水を形成する。鉛直管と同様に、この蓄水が管断面を満たし、鉛直管内を上昇および下降を繰り返すことで下部タンク内の蒸気が圧縮と膨張を繰り返すため、負圧にまで達する大きな差圧変動が生じると考えられる。この流動様式は $J_G^{*1/2} \geq 0.682$, $40 \leq T_c \leq 50$ °C, または $0.690 \leq J_G^{*1/2} \leq 0.715$, $T_c = 55$ °C の時に観察された。



(a) 逆 U 字管 (蒸気・水系)

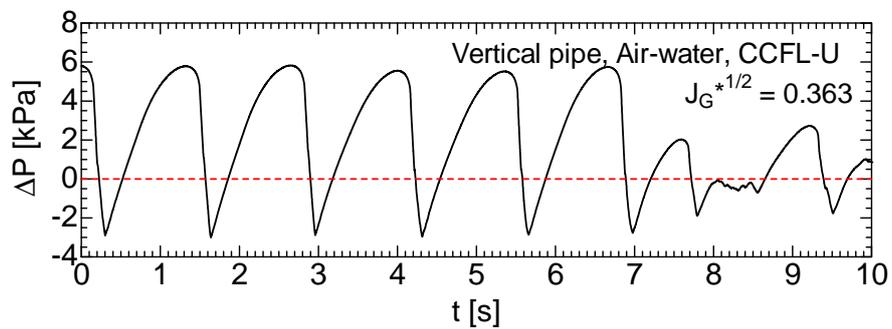


(b) 図 5.8(a) の Pattern (A)



(c) 図 5.8(a) の Pattern (B)

図 5.8 CCFL-T における差圧 ($P = 0.1$ MPa) (1/2)



(d) 鉛直管 (空気・水系)

図 5.8 CCFL-T における差圧 ($P = 0.1 \text{ MPa}$) (2/2)

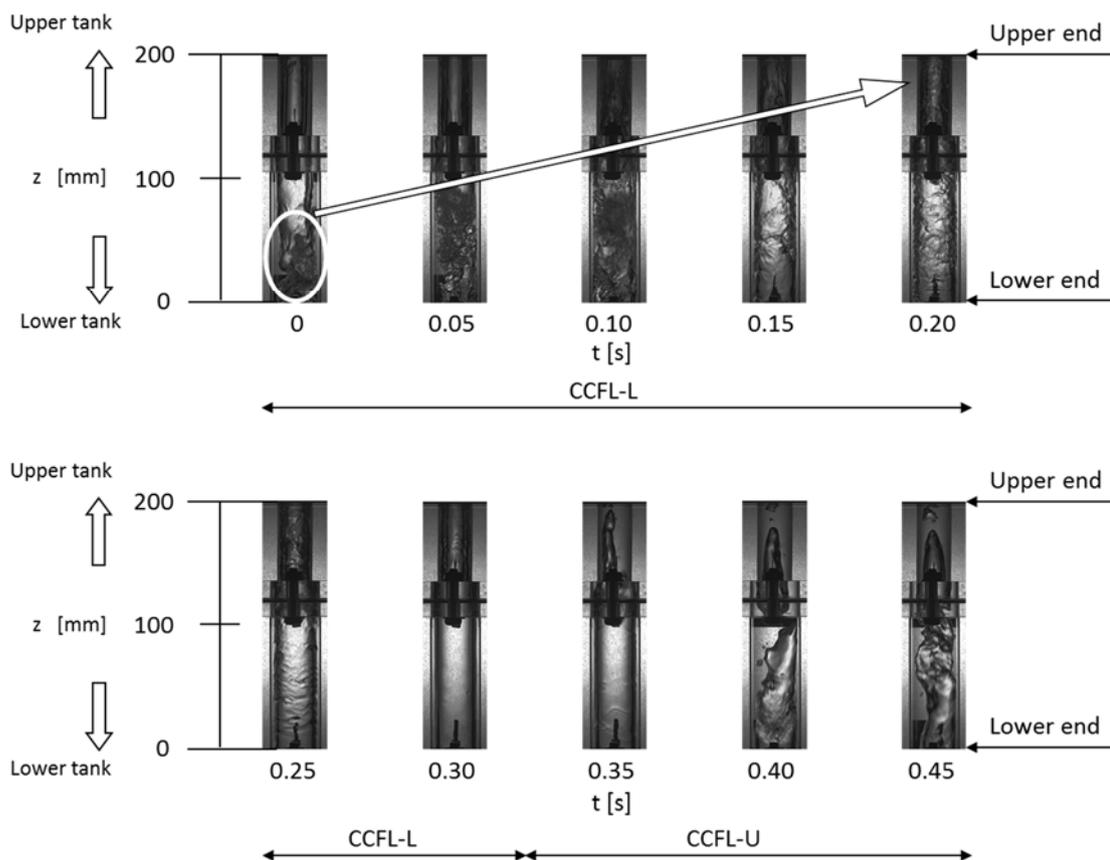


図 5.9 CCFL-T における流動パターン
 ($J_G^{*1/2} = 0.625, J_L^{*1/2} = 0.169, L = 200 \text{ mm}, h = 100 \text{ mm}$)

5.3.4 管内での CCFL (CCFL-P)

蒸気流量が大きく、冷却水温も高い条件で生じた管内差圧の時系列波形の一例($J_G^{*1/2} > 0.707$, $T_c = 80^\circ\text{C}$, $P = 0.1\text{ MPa}$)を図 5.10 に示す. 図 5.10 で管内差圧は 0 kPa 以上の範囲で変動するが, 図 5.6 (a) に示す CCFL-L の差圧変動と比較すると変動幅が小さい. これは凝縮量およびそれに伴う管内の凝縮水が CCFL-L より小さいためと考えられる. 以上より, 逆 U 字管実験において差圧が 0 kPa 以上の範囲において CCFL-L より小さい範囲で変動する場合, 流動様式は CCFL-P と判断した. この差圧変動に類似する差圧変動は鉛直管空気・水実験では観察されなかった.

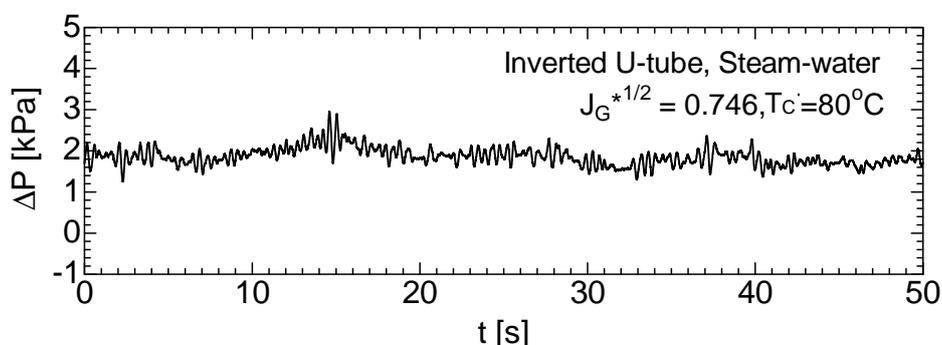


図 5.10 CCFL-P における差圧
(逆 U 字管, 蒸気・水系, $P = 0.1\text{ MPa}$)

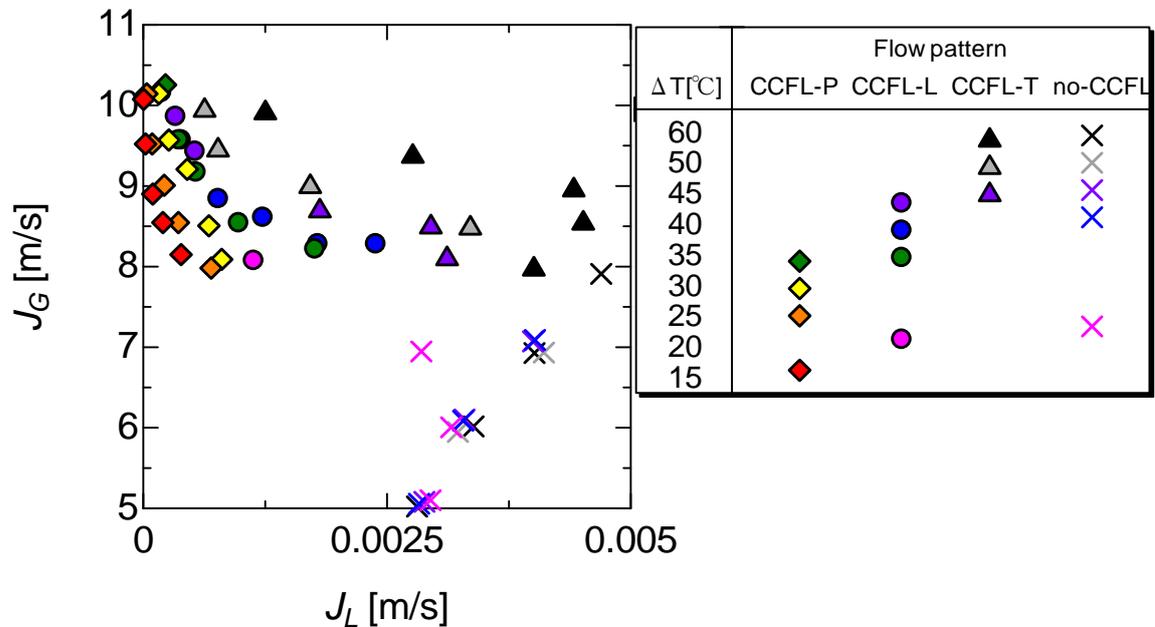
5.4 CCFL 特性

5.4.1 流動パターンの影響

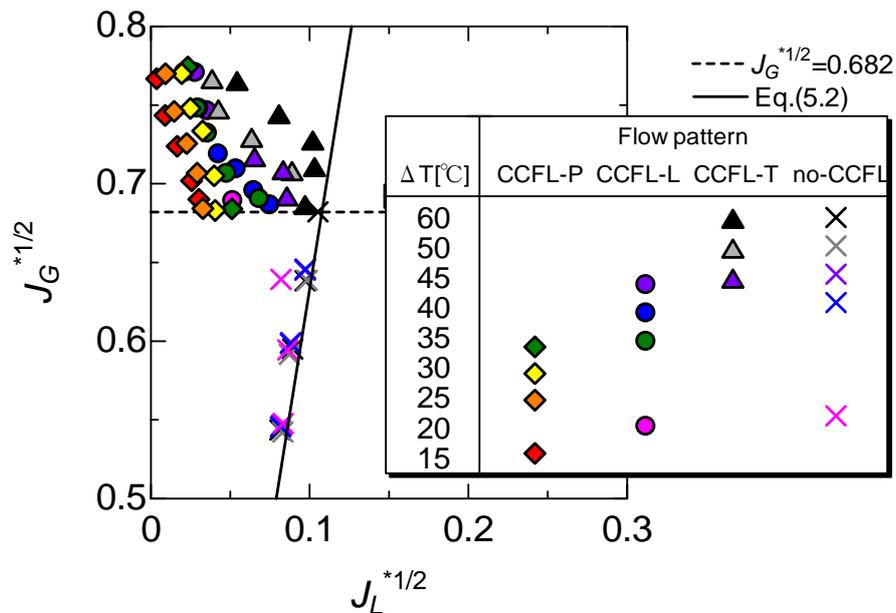
前節では逆 U 字管での落下水量の関係と管内差圧の測定結果に基づいて, 流動様式の分類を行った. その流動様式に基づき, 供給する蒸気流量と上昇流側下部タンクへの落下水量の関係を Wallis パラメータ $J_G^{*1/2}$, $J_L^{*1/2}$ で整理したものを図 5.11 に示す. また, 流入蒸気がすべて凝縮して下部タンクに落下した時の $J_L^{*1/2}$ と $J_G^{*1/2}$ の関係を表す次式も合わせて図示する.

$$J_{L,\max}^{*1/2} = \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{1/4} J_G^{*1/2} \quad (5.2)$$

図 5.11 に示すように、 $J_G^{*1/2} > 0.682$ の範囲では落水水の制限が発生していると考えられる。また、 T_c の低下、つまり ΔT の増加に伴って流動様式が CCFL-P, CCFL-L, CCFL-T へと変わることが分かる。



(a) $J_G - J_L$



(b) Wallis パラメータ

図 5.11 CCFL 特性に及ぼすサブクール度の影響

5.4.2 圧力とサブクール度の影響

圧力と冷却水温度が CCFL 特性に与える影響を調べるため、逆 U 字管を用いて $P=0.1\sim 0.14$ MPa, $T_c=55\sim 80$ °C での CCFL 特性を測定した。逆 U 字管における CCFL-L が発生した際の圧力と CCFL 特性の関係を図 5.12 に示す。

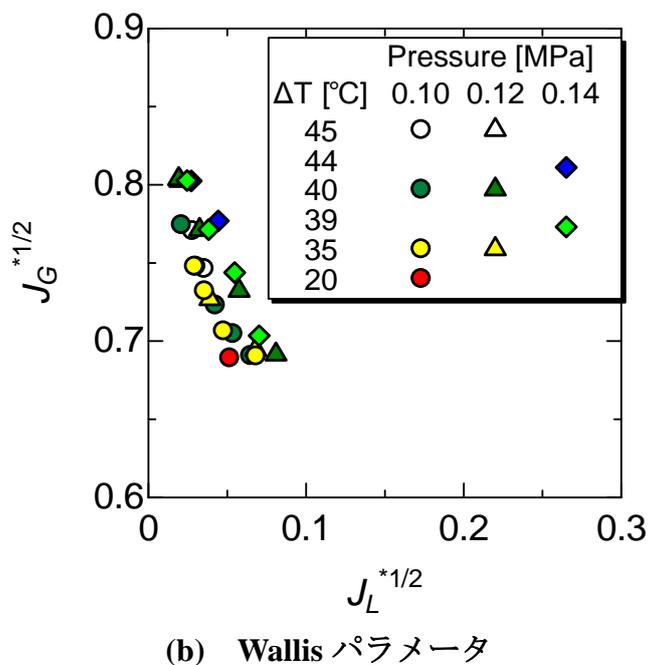
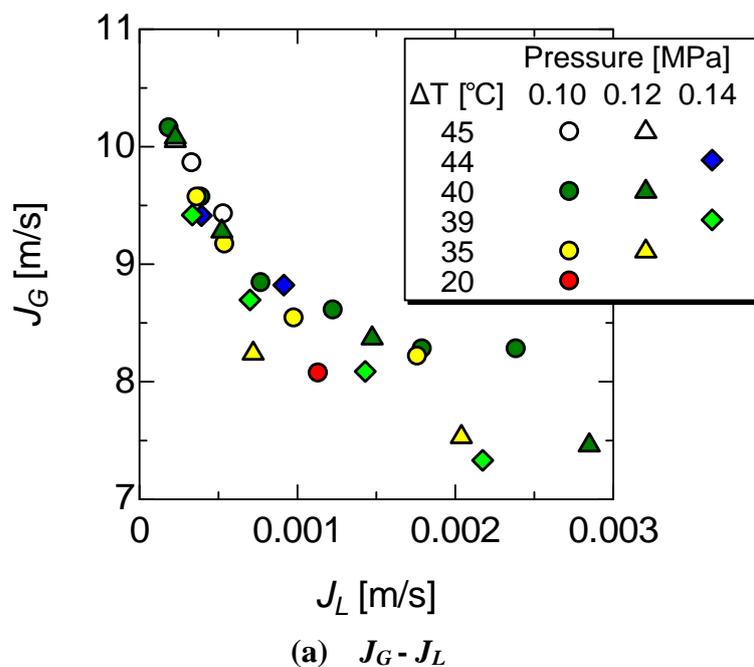


図 5.12 CCFL 特性に及ぼす圧力とサブクール度の影響

図 5.12 に示されるように、管内系圧 P の上昇に伴い J_L^* がわずかに増加する傾向がみられる。これは P の上昇に伴い液相の粘性係数 μ_L が減少し、壁面および気液界面せん断応力が減少するため落下水の制限が緩和されたと考えられる。また、CCFL 相関式に対するサブクール度の影響は小さいことがわかる。このように、圧力およびサブクール度の影響は小さいことから、Wallis 型 CCFL 相関式を導出する際にはそれらの影響を不確かさに含めることとした。

5.4.3 相変化のない鉛直管実験との比較

逆 U 字管と第 2 章および第 4 章の相変化のない鉛直管における CCFL-L が発生した際の CCFL 特性の比較を図 5.13 に示す。図 5.13 に示すように、逆 U 字管での凝縮実験の $J_L^{*1/2}$ は空気・水実験と飽和蒸気・水実験の間の値となっている。また、それらの CCFL 特性の傾向は一致している。しかしながら、逆 U 字管での凝縮実験では $J_L^* < J_{L,max}^*$ の制約があり、非凝縮実験より測定範囲が狭い。以上のことから、Wallis 型 CCFL 相関式を導出する際には、逆 U 字管実験データだけでなく、鉛直管実験データも用いることとした。

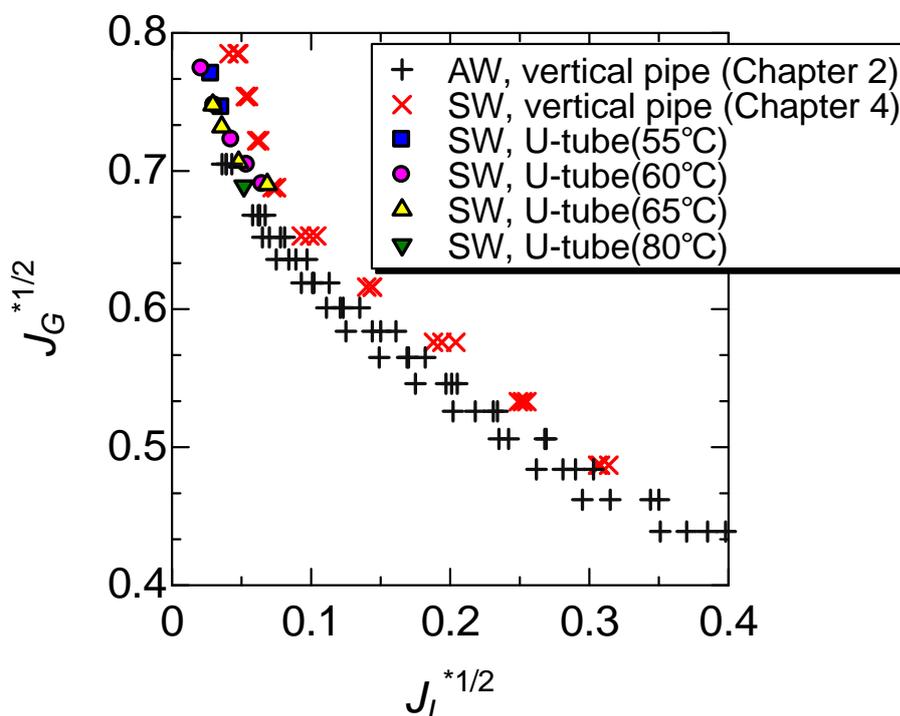


図 5.13 CCFL 特性の比較
($P = 0.1$ MPa, AW: 空気・水系, SW: 蒸気・水系)

5.5 CCFL 相関式

第 4 章では流体物性値が鉛直管下端での CCFL に及ぼす影響を評価するために、粘性の大きい 40%と 60%のグリセリン水溶液を用いた空気・グリセリン水溶液系実験、および、大気圧での飽和蒸気・飽和水系実験を行った。その結果、流体物性値の影響を表わす補正項に気液粘性比 μ_G/μ_L を用いて、 $J_G^{*1/2}$ を $J_L^{*1/2}$ の 3 次関数とした CCFL 相関式を導出した。

$$\frac{J_G^{*1/2}}{(\mu_G/\mu_L)^{0.07}} = (1.04 \pm 0.05) - 3.6 \left[\left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right] + 11 \left[\left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right]^2 - 16 \left[\left(\frac{\mu_G}{\mu_L} \right)^{0.1} (J_L^*)^{1/2} \right]^3 \quad (5.3)$$

CCFL 相関式の導出に用いたデータは非凝縮系であるため、CCFL 相関式(5.3)と凝縮系実験データとの比較を図 5.14 に示す。図 5.14 に示されるように、凝縮系実験データは CCFL 相関式 (5.3) の不確かさ ± 0.05 (約 5%) にほぼ含まれている。これより、CCFL 相関式 (5.3) は本研究の目的である凝縮系にも適用できることが確認できた。

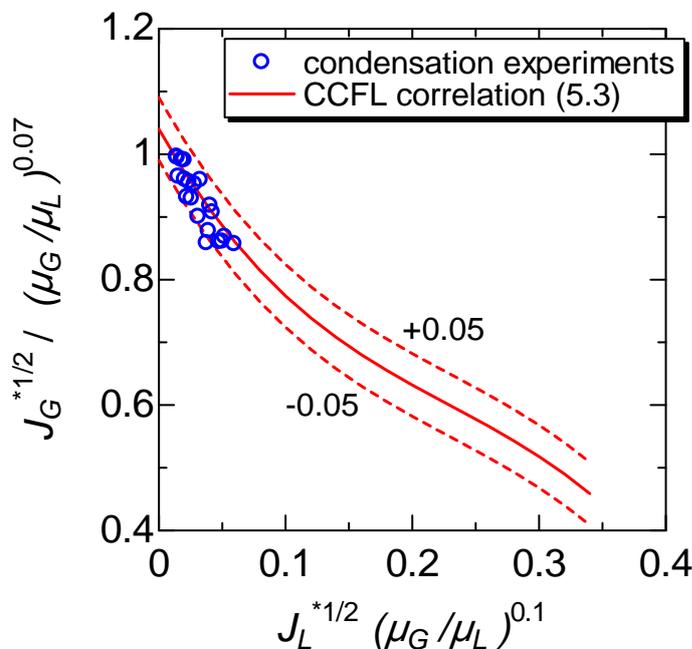


図 5.14 相関式(5.3)と凝縮系実験データとの比較

一方、統計解析で使用されている RELAP5/MOD3 コードには、式(5.4)で示されるような Wallis 型 CCFL 相関式が用いられている。

$$J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C \quad (5.4)$$

そのため、凝縮実験を含むこれまでの実験データから Wallis 型 CCFL 相関式およびその不確かさを導出した。Wallis 型 CCFL 相関式導出に用いたデータは、第 2 章の鉛直管での空気・水実験、第 4 章の飽和蒸気・水実験、逆 U 字管での凝縮実験と 1, 3 および 7 MPa における ROSA-IV/LSTF データとした。Wallis 型 CCFL 相関式を導出する目的は、0.1 ~ 7 MPa の蒸気・水に対して用いることが目的であるが、空気・水実験は相変化や熱損失の影響がなく信頼できること、そして、蒸気・水実験に比べて測定範囲が広いことから、空気・水実験データも用いた。さらに、既存の研究では、高圧の蒸気・水実験は ROSA-IV/LSTF に限られている。それゆえ、CCFL 相関式(5.3)から外挿された $P=1, 3$ および 7 MPa の CCFL データも Wallis 型 CCFL 相関式の導出に用いた。表 5.3 に外挿予測に用いた気液粘性比 μ_G/μ_L を示す。

表 5.3 CCFL 相関式 (5.3)による外挿に用いられた粘性

Pressure [MPa]	μ_G [mPa·s]	μ_L [mPa·s]	μ_G/μ_L
1	0.015	0.15	0.101
3	0.017	0.11	0.148
7	0.019	0.09	0.209

CCFL 相関式(5.3)から外挿された $P=1, 3$ および 7 MPa の CCFL 特性と ROSA-IV/LSTF データ[1]の比較を図 5.15 に示す。CCFL 相関式(5.3)を導出したデータ範囲は $0.05 \leq J_L^{*1/2} \leq 0.3$ であることから、外挿値もこの範囲とした。図 5.15 に示されるように、圧力の増加に伴い、外挿された $J_G^{*1/2}$ は増加し、ROSA-IV/LSTF データの傾向と一致した。また、外挿値は ROSA-IV/LSTF データの中間値となった。これらより、外挿値を Wallis 型 CCFL 相関式の導出に用いることとした。

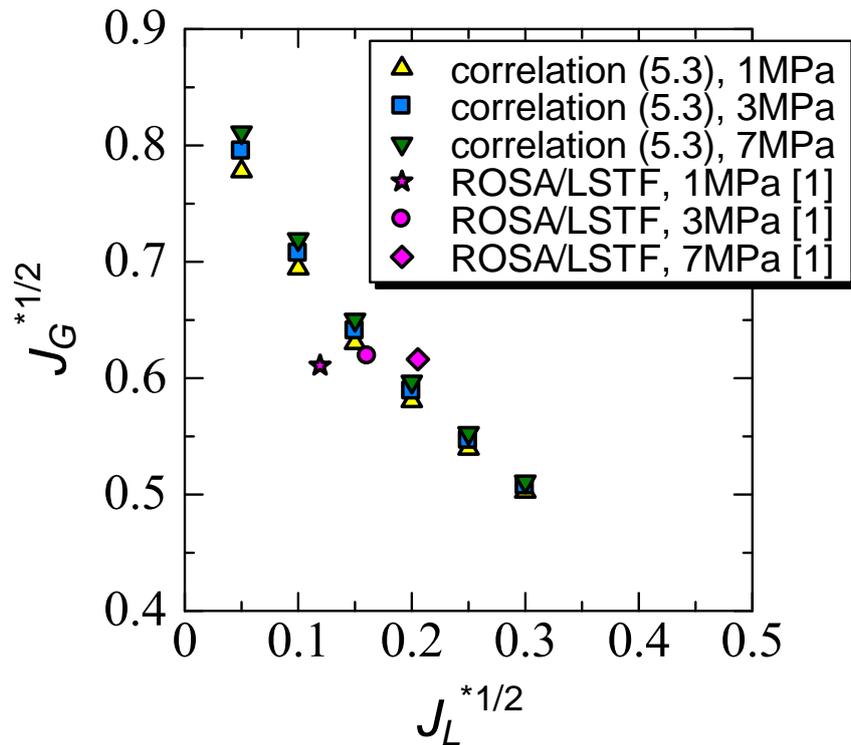


図 5.15 CCFL 相関式 (5.3)により外挿された CCFL 特性

相関式導出の手順は、①全測定値を Wallis パラメータで整理した (図 5.16 参照). ② 測定値に対して最小二乗法により, 式(5.4)の Wallis 相関式の傾き m および $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値である定数 C を求めた. これにより, 以下の CCFL 相関式を導出した.

$$J_G^{*1/2} = (0.76 \pm 0.05) - 0.88J_L^{*1/2} \quad (5.5)$$

傾き m は 0.88, 定数 C は 0.76 ± 0.05 であった. 高 $J_G^{*1/2}$ および低 $J_L^{*1/2}$ における蒸気・水実験データを除き, CCFL 相関式 (5.5) の不確かさ ± 0.05 (約 6.6%) にこれまでの実験データはほぼ含まれている.

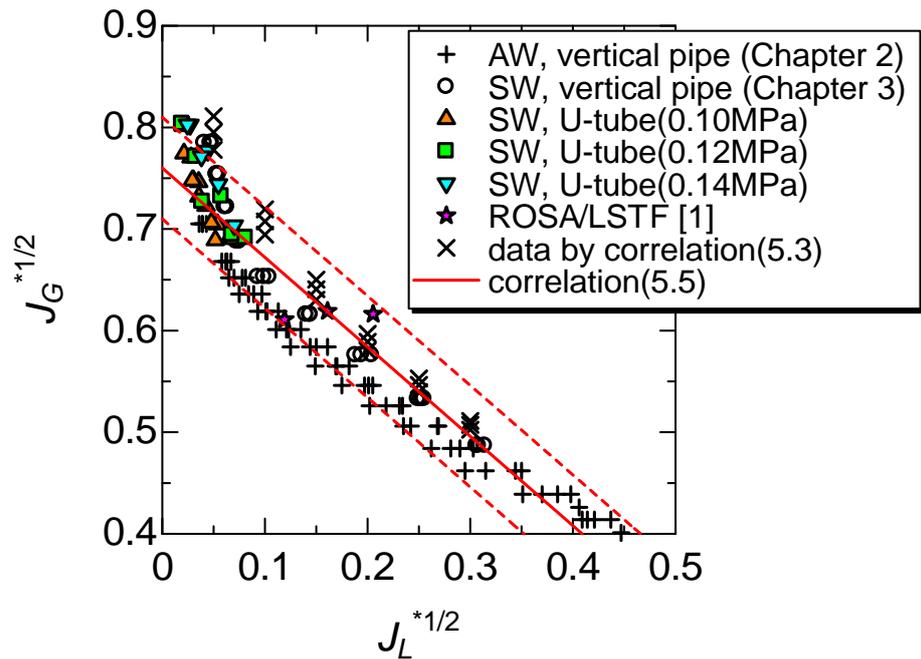


図 5.16 CCFL 相関式 (5.5) と実験データとの比較
(AW: 空気・水系, SW: 蒸気・水系)

また、CCFL 相関式 (5.5) と Bharathan ら [2] および Zapke and Kröger [3] と比較し、図 5.17 に示す。

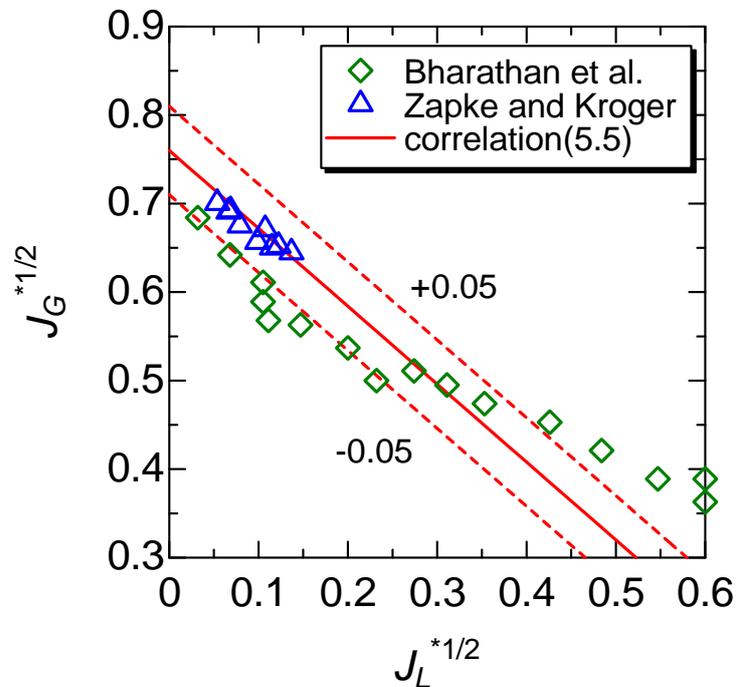


図 5.17 CCFL 相関式 (5.5) と既存のデータとの比較

高 $J_G^{*1/2}$ において Bharathan らのデータが不確かさ ± 0.05 の上限を超えているが、それ以外は CCFL 相関式 (5.5) の不確かさ ± 0.05 (約 6.6%) に既存のデータはほぼ含まれている。特に, Zapke and Kröger のデータは CCFL 相関式 (5.5) とほぼ一致している。

5.6 考察

CCFL 相関式(5.5)と既存の研究で用いられた CCFL 相関式との比較を図 5.18 に示す。既存の研究では、傾き m を評価するための十分なデータがなかったことから、傾き m は 1 を前提とされていた。Kukita ら[4]によって提案された相関式は、 $C=0.88$ であり、7 MPa での ROSA-IV/LSTF データより大きく、不確かさ ± 0.05 の上限を超えている。一方、Sloan and Hassan [5]が用いている相関式 ($C=0.725$)は、 $J_L^{*1/2} >$ 約 0.15 でわずかに不確かさ ± 0.05 の下限を超えている。Asaka ら[6]によって用いられている相関式 ($C=0.75$)は図 5.18 に示されるように、CCFL 相関式(5.5)の不確かさ(-0.05 ~ 0)の範囲内に含まれている。

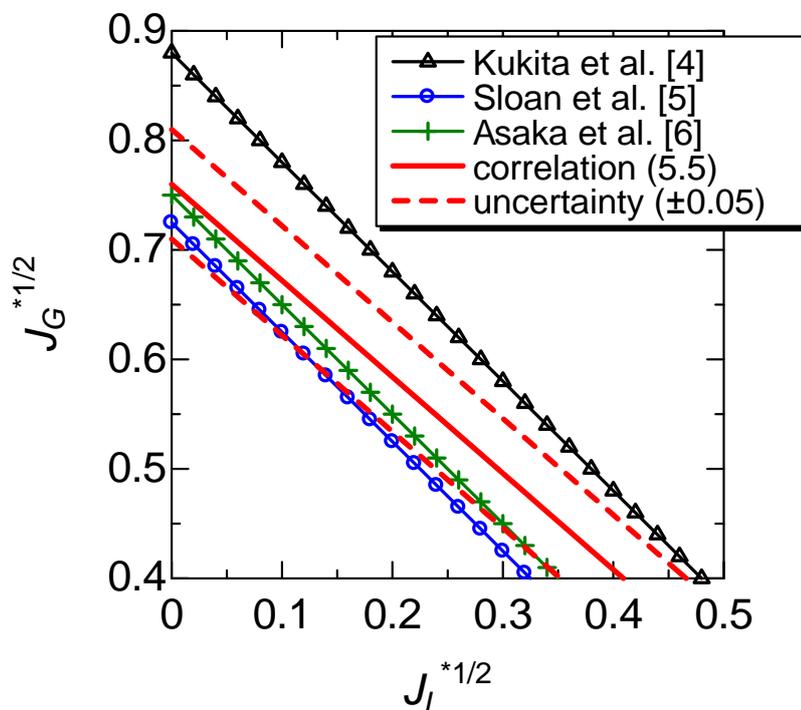


図 5.18 CCFL 相関式(5.5) と既存の相関式との比較

5.7 まとめ

SG 伝熱管を模擬した逆 U 字管実験では，逆 U 字管に流入する蒸気と蒸気の凝縮により発生した水による気液対向流実験を行い，圧力および冷却水温度の CCFL 特性への影響を評価した．また，第 4 章で導出した CCFL 相関式の凝縮系への適用性を確認した．さらに，Wallis 型の CCFL 相関式($J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$) とその不確かさを導出した．その結果，以下の結論が得られた．

- (1) 逆 U 字管内で生じる対向流制限状態は CCFL-P (管内での CCFL)，CCFL-L (下端での CCFL) および CCFL-T (上端と下端で交互に発生する CCFL) の 3 種類に分類できる．
- (2) 凝縮を伴う逆 U 字管において CCFL-L が発生する際の CCFL 特性は，管内圧力およびサブクール度の増加に伴い J_L^* が増加する傾向がみられる．
- (3) 逆 U 字管の凝縮実験において CCFL-L が発生する際の CCFL 特性は，非凝縮系の空気・水および飽和蒸気・水実験から導出された CCFL 相関式の不確かさの範囲内になった．
- (4) 0.1 ~ 7 MPa まで適用できる Wallis 型 CCFL 相関式を導出した．傾き $m = 0.88$ ， $C = 0.76 \pm 0.05$ であった．

第 5 章の参考文献

- [1] Yonomoto T, Anoda Y, Kukita Y, Peng Y. CCFL Characteristics of PWR Steam Generator U-tubes. Proc. the International Topical Meeting on Safety of Thermal Reactor, (1991), 522-529.
- [2] Bharathan, D., Wallis, G.B. and Richiter, H.J., Air Water Countercurrent Annular Flow in Vertical Tubes, EPRI NP-786, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, USA, (1978).
- [3] Zapke, A. and Kröger, D.G., The Influence of Fluid Properties and Inlet Geometry on Flooding in Vertical and Inclined Tubes, International Journal of Multiphase Flow, Vol. 22, (1996), 461-472.
- [4] Kukita Y, Anoda Y, Tasaka K. Summary of ROSA-IV/LSTF first-phase test program –Integral simulation of PWR small-break LOCAs and transients –, Nuclear Engineering and Design 1991;131:101-111.
- [5] Sloan M.S, Hassan Y.A. A study of RELAP5/MOD2 and RELAP5/MOD3 predictions of a small-break loss-of-coolant accident simulation conducted at the ROSA-IV large-scale test facility, Nuclear Technology 1992; 100: 111-124.
- [6] Asaka H, Anoda Y, Kukita Y. Experiments and analyses on secondary side depressurization during PWR small-break LOCA: Symmetric and asymmetric depressurization effects. Fifth International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-5); 1997 May 25-29; Nice, France.

第6章 結 論

加圧水型原子炉(PWR : Pressurized Water Reactor)の事故時には、炉心冷却手段の一つとして蒸気発生器(SG : Steam Generator)によるリフラックス冷却が期待されている。しかしながら、リフラックス冷却時には、逆 U 字管の上昇側やホットレグにおいて炉心で発生した蒸気と凝縮水が対向して流れることから、気液対向流制限(CCFL : Counter-Current Flow Limitation) が生じる可能性がある。これまで鉛直管の CCFL 特性に関して、多くの実験が行われており、Wallis パラメータを用いた実験相関式が提案されている。ただし、既存の研究では、気液対向流挙動に対する鉛直管の形状や流体物性値の影響に関して十分な検討は行われておらず、既存の CCFL 相関式の実機逆 U 字管条件への適用性は明確でない。

そこで本論文では、PWR プラントの SG 内の逆 U 字管上昇側の下端に対する CCFL 相関式の信頼性を向上させ、その不確かさを小さくするため、0.1~7 MPa の範囲に適用できる逆 U 字管下端における CCFL 相関式とその不確かさを導出することを目的とした。

第2章では、SG 内の逆 U 字管下部を模擬した鉛直管下端での CCFL 特性に対して影響を及ぼす鉛直管の形状の因子、および、CCFL 特性を適切に表す主要変数を明らかにすることを目的とした。そのために、管長 L 、上部タンクの水頭 h および鉛直管下端面取り長さ Z をパラメータとして、空気と水を用いた鉛直管での CCFL 実験を行った。取得した実験データと既存のデータ(異なる管径 D)を用いて鉛直管下端に対する CCFL 相関式を導出した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) $L/D = 5$, $h/D = 5$ では上端で CCFL が発生し、 $L/D \geq 15$ では上部タンクの水頭によらず下端で CCFL が発生した。 $L/D = 7.5, 10$ の場合には、 $h/D = 5 \sim 15$ では上端と下端で CCFL が交互に発生したが、 $h/D \geq 22.5$ では下端で CCFL が発生した。
- (2) 既存のデータを含む管径が 20~51 mm の範囲では、下端における CCFL は Wallis パラメータを用いて整理できることを明らかにした。
- (3) 下端における CCFL では、管長および上部タンクの水頭は CCFL 特性に有意な影響を及ぼさないことを明らかにした。
- (4) 下端における面取り長さ(0.2 mm および 0.5 mm)は CCFL 特性に有意な影響を及ぼさなかった。
- (5) 下端における CCFL に対して、 $J_G^{*1/2}$ を $J_L^{*1/2}$ の 2 次関数で表わす相関式

を導出した。 $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}$ の値を示す CCFL 定数は $C = 0.73 \pm 0.02$ となった。

以上、導出した CCFL 相関式は、実機逆 U 字管長さ約 10 m ($L/D \doteq 500$) に適用できると考えられる。

第 3 章では、FLUENT6.3.26 の VOF 法を用いて、流体物性値が鉛直管下端での CCFL 特性に及ぼす影響の評価を行った。最初に、CCFL 計算結果を既存のデータと比較した。次に、気相密度、液相密度、液相粘性および表面張力をパラメータとして計算を行い、CCFL 特性に影響を及ぼす流体物性値を検討した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) CCFL の定量的評価に VOF 法を使用できることを確認した。
- (2) 密度 ρ を含む Wallis パラメータで整理した CCFL 計算結果は気相密度に依存しなかった。
- (3) Wallis パラメータで整理すると、液相密度および表面張力が異なっても、液相粘性が同じであれば CCFL 計算結果は依存しなかった。

以上、密度を含む Wallis パラメータのみでは、流体物性値の影響を適切に表すことができず、液相粘性が CCFL 特性に対して影響を及ぼすことを確認できた。

第 4 章では、流体物性値の影響を表わす補正項を明らかにするとともに、逆 U 字管下端部における CCFL 相関式とその不確かさを導出することを目的とした。そのために、気相に空気、液相に粘性の高い 40% と 60% のグリセリン水溶液を用いて、鉛直管で CCFL 実験を行い、流体物性値が CCFL 特性に及ぼす影響を調べた。合わせて、大気圧で気相に飽和蒸気、液相に飽和水を用いて鉛直管で CCFL 実験を行った。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 鉛直管の直径が 14, 20, 27 mm での飽和蒸気・飽和水系実験より、空気・水系実験と同様に、直径の及ぼす影響は Wallis パラメータで整理できることを確認した。
- (2) 本実験での液相粘性が $2.83 \times 10^{-4} \sim 8.95 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ の範囲では、液相粘性が小さくなるほど落下水体積流束が増加した。流体物性値の影響を表わす補正項に液相粘性と表面張力を含む Ohnesorge 数を用いると、CCFL 相関式と 1, 3, 7 MPa での ROSA-IV/LSTF データとの相違が著しく大きくなり、流体物性値の影響を表わす補正項に用いる無次元数は逆粘性数もしくは気液粘性比が適切であることを示した。

- (3) 流体物性値の影響を表わす補正項に逆粘性数もしくは気液粘性比を用いた CCFL 相関式を比較すると、CCFL 相関式と管径の異なる Bharathan らによるデータを含む既存のデータをほぼ包含したことから、補正項には気液粘性比 μ_G/μ_L が適していることを明らかにした。
- (4) 気液粘性比を補正項に用い、 $J_G^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{-0.07}$ を $J_L^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{0.1}$ の 3 次関数で表す CCFL 相関式を導出した。 $J_L^{*1/2} = 0$ での $J_G^{*1/2}(\mu_G/\mu_L)^{-0.07}$ の値を示す定数は $C=(1.04\pm 0.05)$ となり、不確かさ ± 0.05 ($\pm 4.8\%$) は 1, 3, 7 MPa での ROSA-IV/LSTF データを含む既存のデータをほぼ包含した。

第 5 章では、第 4 章で導出した CCFL 相関式の凝縮系への適用性を確認すること、さらに、統計解析に用いる過渡・事故解析コードでは Wallis 型の CCFL 相関式($J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$) が用いられていることから、Wallis 型の CCFL 相関式とその不確かさを導出することを目的とした。そのために、SG 伝熱管を模擬した逆 U 字管内に流入する蒸気と蒸気の凝縮水により生じる気液対向流を対象に CCFL 実験を行った。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 逆 U 字管内で生じる対向流制限状態は CCFL-P (管内での CCFL)、CCFL-L (下端での CCFL) および CCFL-T (遷移状態での CCFL) の 3 種類に分類できる。
- (2) 凝縮を伴う逆 U 字管において下端での CCFL-L が発生する際の CCFL 特性は、管内圧力およびサブクール度の増加に伴い J_L^* が増加する傾向がみられた。
- (3) 逆 U 字管の凝縮実験において CCFL-L が発生する際の CCFL 特性は、非凝縮系の空気・水および飽和蒸気・水実験から導出された CCFL 相関式の不確かさの範囲内になり、非凝縮系での実験データを凝縮系にも適用できることを明らかにした。
- (4) 0.1 ~ 7 MPa まで適用できる Wallis 型 CCFL 相関式($J_G^{*1/2} + mJ_L^{*1/2} = C$)を導出した。傾き $m = 0.88$ 、定数 $C = 0.76\pm 0.05$ ($\pm 6.6\%$)であった。

以上、蒸気発生器逆 U 字管下端での気液対向流制限について、CCFL 実験および数値計算により CCFL 特性を調べ、0.1 ~ 7 MPa の範囲に適用できる逆 U 字管下端における CCFL 相関式とその不確かさを導出した。導出した CCFL 相関式を用いて実機条件における CCFL 特性をより精度よく予測できた。さらに、導出した Wallis 型 CCFL 相関式を例えば過渡・事故解析コード RELAP5/MOD3 に組み込むことにより、プラントの事故解析の信頼性およびその精度を向上させることができる。

謝 辞

本研究の遂行ならびに本論文の作成にあたり、神戸大学大学院工学研究科 富山明男教授には、終始、懇切なるご指導とご鞭撻を賜りました。最初は不安な気持ちでいっぱいでしたが、時には厳しくも温かいご指導に大変勇気づけられました。富山教授のご指導を通して、有益な研究を行うことができたこと、そして、自分自身を成長させることができましたこと、心より感謝致します。

また、ご多忙の中、本論文の丁寧な査読をしていただいた神戸大学大学院工学研究科 山根隆志教授、大村直人教授に謹んで感謝の意を表します。

研究の遂行にあたり、貴重なご意見を賜りました神戸大学大学院工学研究科 細川茂雄准教授、林公祐准教授、大阪大学大学院工学研究科 高田孝准教授（現 日本原子力研究開発機構）に深く感謝の意を表します。

本研究は（株）原子力安全システム研究所と神戸大学大学院工学研究科エネルギー環境工学研究室にて実施したものです。一緒に研究を行った土井大我氏（現 トヨタ自動車（株））、藤井雄基氏（現 三菱重工（株））、野末貴大氏には実験を担当していただき、本研究の基礎となる実験データを提供いただきました。提供いただいた実験データのおかげで、本論文を纏めることができましたこと、心より御礼申し上げます。

学位取得のチャンスを与えてくださった（株）原子力安全システム研究所技術システム研究所 三島嘉一郎所長、田中秀夫副所長、藤村公也前副所長に深く感謝致します。また、中村晶リーダー、吉田至孝氏をはじめとする技術支援研究プロジェクトの皆様には、業務配慮をしていただき本研究や論文執筆を行う環境を整えていただきましたこと感謝致します。

また、二相流の基礎だけではなく、論文の執筆方法に至るまでご指導、ご助言いただくとともに、時には会社を離れ、お酒を酌み交わしながら叱咤激励していただきました村瀬道雄氏に深く感謝の意を表します。村瀬氏のような素晴らしい師に出会えたことは私の人生の宝物となりました。さらに、共同研究者として論文執筆に協力していただいた辻峰史氏（現 関西電力（株））および様々な面でサポート頂いた研究所の皆様感謝致します。

最後に、著者が研究を行うことを常に応援し続けてくれた妻の奈津子、両親に深く感謝致します。