

沸騰水型原子炉の液膜ドライアウト予測精度向上に向けたフィルム型光導波路による高精度多点液膜計測手法の開発

メタデータ	言語: ja 出版者: 静岡大学 公開日: 2024-06-17 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 古市, 肇 メールアドレス: 所属:
URL	https://doi.org/10.14945/0002000660

博士論文

沸騰水型原子炉の液膜ドライアウト予測精度向上に向けた
フィルム型光導波路による高精度多点液膜計測手法の開発

2023年12月

静岡大学
創造科学技術大学院
自然科学系教育部
環境・エネルギーシステム専攻

古市肇

目 次

1. 緒 言	5
1.1 背景	5
1.2 従来研究	11
1.3 研究目的	23
1.4 参考文献	27
2. フィルム型光導波路による液膜厚さの計測手法の確立	29
2.1 背景・目的	29
2.2 フィルム型光導波路の3Dレイトレーシングシミュレーションの開発	31
2.3 液膜厚さの校正方法の検討	44
2.4 信号処理手法の確立	51
2.5 結言	55
2.6 参考文献	56
3. 大気圧下の液膜厚さ計測精度及び曲面への適用性	57
3.1 背景・目的	57
3.2 液膜ドライアウト予測モデルへの影響因子	58
3.3 大気圧条件下の液膜計測試験装置及び方法	60
3.4 液膜厚さ分布及び波速度の妥当性確認結果	71
3.5 結言	86
3.6 参考文献	87
4. フィルム型光導波路を用いた凝縮伝熱管内流下液膜の多点検出性能評価	88
4.1 背景・目的	88
4.2 高温高圧環境下のSN比	90
4.3 凝縮伝熱管の液膜計測試験装置及び方法	92
4.4 試験結果	95
4.5 結言	98
4.6 参考文献	99
5. BWR 高温高圧環境下の液膜表面曲率の影響評価及び計測精度の高度化	100
5.1 背景・目的	100
5.2 誤差要因の整理	102
5.3 液膜表面曲率による計測への影響評価方法	104
5.4 評価結果	111
5.5 結言	115
5.6 参考文献	116
6. 結 論	117
謝 辞	119

記号及び略号

記号

a	-	振幅
A_i	-	乱数
b_v	m	鉛直半径
B	kg/m ² /s	蒸発量
B_i	-	乱数
C	m/s	波速度, 波移動速度
$(C_f)_i$	-	界面摩擦係数
$d\delta$	m	液膜厚さ分解能
G_f	kg/m ² /s	液膜流量
D	kg/m ² /s	液滴付着量
D_e	m	水力等価直径, 代表長さ
E	kg/m ² /s	液滴飛散量
E_i	-	入射光線エネルギー
E_t	-	透過光線エネルギー
E_o	-	センサ出力
Eo	-	エトベス数
f	Hz	
f_f	Hz	液膜表面の最大変動周波数, 撮影速度
f_{gs}	-	界面摩擦係数
Fr_G	-	フルード数
g	m/s ²	重力加速度
$i_{t,l}$	-	射出光強度分布
i_r	-	反射光強度分布
I	-	強度
j	m/s	見かけ速度
K	m ³ /kg	比例係数
L	m	濡れ縁長さ, 大きさ
M	g/mol	分子量
n	-	屈折率
\mathbf{n}	-	面の法線ベクトル
N	-	数
\mathbf{m}	-	方向ベクトル
N_A	mol ⁻¹	アボガドロ定数
Pe	m	濡れぶち長さ
Q	m ³ /s	体積流量
\mathbf{r}	-	位置ベクトル
R	-	反射率
Re	-	レイノルズ数
S	m ²	流路断面積
t	s	時間
t_l	-	媒介変数

T	-	透過率
T_p	s	ピーク時刻
u	m/s	速度
u^*	-	無次元界面摩擦速度
V	V	出力電圧値
W_p	s	ピーク幅
We	-	ウェーバー数
x	m	長さ, 位置
x'	m	長さ, 位置
X_{nrand}	-	疑似正規乱数
y_i	m	壁からの距離
y_i^+	-	無次元距離
z	m	長さ, 位置
z'	m	長さ, 位置
α	deg	角度
β	m ³	分極率
δ	m	液膜厚さ
δ_m	m	平均液膜厚さ
δ^*	m	無次元平均液膜厚さ
Δt	s	時間差
Δz	m	移動距離
ε	%	計測誤差
ϕ_i	-	乱数
η	-	速度比
κ	-	アスペクト比
ν	m ² /s	動粘性係数
θ	deg	傾き角度
ρ	kg/m ³	密度
σ	N/m	表面張力
σ_l	m	標準偏差
τ	Pa	せん断応力
τ_i^*	-	無次元界面せん断応力
Ψ	deg	偏光方向
ζ	-	反射光強度割合
ζ_0	-	出力

添え字

c	臨界
cl	クラッド
co	コア
D	じょう乱波
ex	実験
f	液膜, フレーム

<i>G</i>	気相
<i>i</i>	気液界面
<i>lg</i>	液相-気相界面
<i>L</i>	液相
<i>m</i>	平均
<i>M</i>	ミラー
<i>pl</i>	ポリイミド
<i>P</i>	P 偏光
<i>r</i>	反射光
<i>ray</i>	光線
<i>ref</i>	反射光
<i>LF</i>	液膜
<i>s</i>	出力信号
<i>S</i>	S 偏光
<i>t</i>	透過, 屈折
<i>vis</i>	可視化
<i>W</i>	壁面
<i>w</i>	壁面, 波
<i>0</i>	原点, 始点

略号

BWR	沸騰水型原子炉 (Boiling Water Reactor)
CFD	数値流体力学 (Computational Fluid Dynamics)
ESBWR	革新型単純化沸騰水型原子炉 (Economic Simplified Boiling Water Reactor)
GE	General Electric 社
GEXL 相關式	GE 社が開発した沸騰遷移相關式 (General Electric Critical Quality (X_C)- Boiling Length (L_B))
IC	非常用復水器 (Isolation Condenser)
OWF	フィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ (Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film)
PCCS	静的格納容器冷却系 (Passive Containment Cooling System)
PCV	原子炉格納容器 (Primary Containment Vessel)
PWR	加圧水型原子炉 (Pressurized Water Reactor)
RPV	原子炉圧力容器 (Reactor Pressure Vessel)
SILFEED	日立が開発したサブチャンネル解析コード (Simulation of Liquid Film Evaporation, Entrainment and Deposition)
SN 比	信号-ノイズ比 (Signal-to-Noise Ratio)

1. 緒言

1.1 背景

2020年10月に、日本政府は気候変動問題への対応として温室効果ガスの排出量を実質ゼロとする2050年カーボンニュートラル社会の実現を宣言し、同年12月に経済産業省が「2050年カーボンニュートラルに伴うグリーン成長戦略」を策定した。2021年6月にはグリーン成長戦略改訂版が公開され、脱炭素社会への長期計画に対する具体的な目標として、2030年までに温室効果ガスの排出量を46%（2013年度比）削減する方針や重点技術の社会実装を見据えた技術戦略と産業戦略を策定し、同年10月には具体的なエネルギー政策と方向性を定めた第6次エネルギー基本計画が閣議決定された。第6次エネルギー基本計画に基づくエネルギー政策では、安全の確保を前提に、安定的で安価なエネルギー供給の確保と、気候変動問題への対応と、エネルギー全体の経済性の確保を進めるS+3Eの大原則を基本としている[1]。日本のCO₂排出量の約4割を占める電力部門では、実用化段階にある再生可能エネルギーを主力電源として最大限導入しつつ、将来的には炭素回収・貯蔵・再利用技術を活用することが必要とされる。火力発電は2030年までに非効率石炭火力発電を廃止するなど依存度を限りなく下げつつも、再生可能エネルギーによって変動する需給バランスを支える調整力の観点からも、CO₂排出量を実質ゼロ化する脱炭素型火力発電を開発・実装する方針とした。原子力発電は、東京電力福島第一原子力発電所事故（福島原発事故）の経験、反省と教訓を踏まえて国民からの信頼確保に努め、安全性の確保を前提とした上で必要な規模を持続的に活用する方針である。カーボンニュートラルの達成に必要な原子力発電の電源構成割合を20～22%とし、福島原発事故を踏まえて策定された新規規制基準に適合した発電所の再稼働を進めることが示された。資源エネルギー庁による発電コスト（新たに電源を建設・運転した場合の発電量kWhあたりの費用）の評価からも原子力発電の発電コストは11.5円/kWh[2]であり、太陽光発電や風力発電の他電源に比較して安価である。

最近では再生可能エネルギーの導入拡大に伴う電力の需給バランス確保や安定的な周波数制御の課題が表面化している。2021年までに九州電力管内では、主に太陽光発電による供給量が過剰に生じ、発電事業者に対して発電量の抑制を要請する出力制御が実施されている[3]。また、2020年度の冬から、火力発電向けのLNG燃料価格の高騰を一因とする電力需給のひっ迫[4]や電力の市場価格高騰が生じている。これらの状況からも、安定電源としての脱炭素電源だけでなく、再生可能エネルギーを支持し、かつ、火力発電を代替する柔軟な電源が必要が高まっている。

以上から、エネルギー自給率の低い日本のエネルギー政策において、原子力発電はS+3Eの観点から重要な脱炭素電源であり、再生可能エネルギー導入拡大を支える電源として、さらなる安全性向上を実現した上での再稼働の推進が必要であると考えられる。

現在までに国内で商用化された原子力発電プラントは全て軽水炉に分類される。軽水炉は中性子減速材と冷却材に軽水を用いる原子炉であり、ウラン燃料の核分裂反応で生じる熱エネルギーを用いて水から蒸気を生成し、タービンで発電する。軽水炉は主に蒸気の発生方法の違いによって加圧水型原子炉（PWR：Pressurized Water Reactor）と沸騰水型原子炉（BWR：Boiling Water Reactor）に分けられる。PWRは15.4MPaまで冷却材を加圧することによって、1次系では水を沸騰させることなく、蒸気発生器を介して2次系の冷却材を沸騰させる間接サイクルである。それに対し、BWRは7MPaの1次系で冷却材を沸騰させ、直接蒸気を発生させる直接サイクルである。炉心から直接蒸気が生じるBWRでは、蒸気泡（ボイド）の存在によって、出力の自己制御性が大きい（出力が急激に上昇しても、ボイドが多く発生して核分裂反応が抑制され、出力が低下する）こ

とが特徴である。また、気相と液相の密度差を利用した特徴から、GE日立及び日立GEが開発した革新型単純化沸騰水型原子炉（ESBWR：Economic Simplified Boiling Water Reactor）[5]や小型軽水炉BWRX-300[6]では、原子炉内の冷却材の循環や非常時の冷却設備に自然循環力を採用し、炉内構造の簡素化や安全性の向上を図っている。このように、BWRでは気相と液相による気液二相流現象を制御することが最大の特徴の一つである。

原子炉の安全性として、炉心の核分裂反応を「止める」、炉心を「冷やす」、放射性物質を「閉じ込める」の考え方がある。しかしながら、2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震により、福島第一原子力発電所1～4号機では、従来の想定を超える長期の全電源喪失事故が発生した。1号機～3号機では除熱機能の喪失により「冷やす」機能を失い、炉心が溶融したほか、原子炉格納容器、原子炉建屋も損傷した。4号機では、定期検査のために炉心の全燃料を原子炉建屋上部に設置した使用済み燃料貯蔵プールに移していたため、炉心損傷は発生しなかったが、3号機から流入した水素が原因と思われる爆発により原子炉建屋が損傷した。

福島原発事故を教訓として、原子炉の安全性向上には「冷やす」機能の向上が重要である。日本国内に限らず海外においても、炉心溶融をも想定した過酷事故に対処するための設備および運用双方の安全対策を強化している。これら安全対策のうち、BWRの炉心損傷を回避する対策の有効性を評価するには、燃料集合体の一部が蒸気に露出する過程における原子炉内の流動状態の把握し、露出した燃料棒の冷却特性を適切に予測する必要がある。BWRの燃料集合体では下部の炉心入口から流入した冷却材が、核分裂反応の熱エネルギーを受けて燃料棒表面で沸騰するため、上部の炉心出口につれてボイド率が大きくなり、BWRの定格運転状態では環状噴霧流が高さ方向に支配的な流動状態となる。環状噴霧流では冷却材が壁面上に液膜として流れ、管路中央では微小液滴を伴う蒸气流が流れる。液膜が燃料棒表面から消失し蒸気中に露出する液膜ドライアウトが発生すると、急激に冷却性能が低下する。この液膜ドライアウトは、燃料集合体の設計上の熱的制限値として扱われるため、安全性向上には液膜ドライアウトを予測するためのモデル及びその高度化が重要である。また、福島原発事故のように全電源を喪失する過酷事故が生じて、電源無しに駆動して原子炉を冷却可能な安全設備の強化が必要である。図1-1に、BWRの原子炉格納容器（PCV：Primary Containment Vessel）の概略図を示す。非常時の冷却設備である原子炉圧力容器（RPV：Reactor Pressure Vessel）やPCVの加圧防止を目的とした非常用復水器（IC：Isolation Condenser）や静的格納容器冷却系（PCCS：Passive Containment Cooling System）は、ポンプなどの動的駆動機構なしでRPVまたはPCV内の蒸気をプール水中に置かれた伝熱管へ誘導し、凝縮水を重力によって戻す静的な冷却システムである[5]。安全系設備であるICやPCCSでは縦型伝熱管が採用され、これらの管内上部では膜状凝縮による伝熱形態が支配的である。膜状凝縮では液膜が伝熱面-蒸気間の熱抵抗として働き伝熱阻害要因になるため、伝熱性能は液膜厚さに依存する。液膜が薄い場合には、熱抵抗の評価に重要な液膜内温度分布を液膜内速度分布の解析から理論的に求めることで伝熱性能の予測が可能である。伝熱管下流ほど凝縮量が増加すると液膜厚さが厚くなり、液膜表面の波立ちが液膜-蒸気の気液界面での攪拌効果をもたらすため、層流理論解の適用範囲外では実験結果に基づく経験式[7,8]が構築されている。

従来、液膜厚さに関わる実験では測定値の時間平均や空間平均によって気液二相流を特徴づけ、例えば1次元の定常モデルに導入されてきた。実験結果に含まれる誤差は不確かさとして保守的に評価されるため、安全性の向上には高い精度の計測技術が必要である。また、プラントの過渡事象を想定した場合、平均値だけでなく瞬時の計測値や時間・空間分布の計測が重要になる。さらに、近年発達した数値流体力学（CFD：Computational Fluid Dynamics）の検証データとしても、多点かつ高い応答性を有する多点同時の高精度計測技術が求められる。

例えば、近年の BWR の燃料設計では、高燃焼度化による炉心構造の複雑化によって熱的余裕が低下するのを防ぐため、燃料スペーサなどの燃料構造物の変更により限界出力（沸騰遷移を起こす燃料集合体出力、熱的余裕＝限界出力－出力）を向上させ、熱水力特性を改善してきた。現行炉の限界出力の予測には GE 社が開発した沸騰遷移相関式である GEXL 相関式[9]が用いられており、この相関式は限界出力試験の熱水力データをベストフィットして構築され、燃料の許認可に使用されている。予測された限界出力に対し、相関式及び炉心流量等の不確かさと、過渡事象による限界出力の変化幅を加えた熱的余裕を予め確保して BWR 運転時の出力制限値が決定される[10]。しかしながら、燃料構造物の変更により冷却水の熱水力挙動が複雑化するため、物理現象に基づかない GEXL 相関式では、限界出力の予測結果に対する実験データの誤差を低減することが困難である。

液膜ドライアウト現象では、燃料棒周囲の液膜厚さが液膜の蒸発・沸騰により軸方向に沿って薄くなり、やがてある位置で消失または破断に至る。液膜ドライアウトが発生すると壁面が液膜を介さず直接蒸気に触れるため、冷却されないまま温度の急上昇を引き起こす。BWR 炉心において液膜ドライアウトが発生すると、燃料棒が蒸気に露出して損傷に至る恐れがある。燃料の限界出力を向上するためには、可能な限り液膜を燃料棒周囲に保持することによって冷却を維持することが重要である。図 1-2 に、BWR 燃料集合体内の流動状態を示す。図 1-2 左図に示すように、燃料集合体におけるスペーサは、燃料軸方向に複数設置され、燃料棒及び燃料棒間の流路（以降、サブチャンネル）を一定に保持する役割がある。図 1-2 右図に、サブチャンネルにおける液膜挙動の模式図を示す。スペーサの存在はサブチャンネルの流路面積を減少させるため、気相速度の増加によって液膜表面のせん断力が増加し、液膜が薄くなることが分かっている。さらに、スペーサ内部に突起のような障害物がある場合、内部では液滴の飛散を促進させるが、下流域で気流の乱れを発生させることによって液滴の付着を促進させ、液膜厚さを回復させる効果がある[11]。

BWR プラントメーカーである日立製作所は限界出力の予測手法としてサブチャンネル解析コード SILFEED (Simulation of Liquid Film Evaporation, Entrainment and Deposition) [12]を開発し、高度化を進めている。SILFEED では、燃料棒表面の冷却水量（液膜流量）を決定する液滴飛散量及び付着量に着目し、これらの相関式に基づく機構論的モデル（液膜流動モデル）[13]から限界出力を計算する。そのため、実験データをフィッティングして得られる GEXL 相関式に対して、液膜流動モデルは熱水力現象に基づく解析結果の説明性が高い特徴がある。液膜流動モデルの高度化には、燃料構造物が飛散量・付着量に与える物理的な影響を精度良く評価し、誤差の小さい相関式を構築する必要がある。しかしながら、気流に同伴される液滴量（数・大きさ・位置）を直接的に計測することは技術的に困難であるため、液膜厚さを計測し、結果的に液滴飛散量と付着量の収支を評価することが有効である。さらに、非定常流れである液膜流は、表面の波立ちにより燃料棒表面軸方向に液膜厚さの軸方向分布を形成するため、複数センサによる液膜厚さ分布計測が必要である。以上から、液膜流量の予測精度向上には、発生する波によって形成される液膜厚さ分布を精度良く計測し、液膜厚さ計測結果の誤差を低減することが必要である。さらに、BWR 燃料タイプである GE2、GE3 における GEXL 相関式による限界出力の予測誤差 3.6% [9] に対し、現行の液膜流動モデルに基づく予測モデルの誤差は約 10% である。GEXL 相関式の誤差 3.6% を全て液膜厚さの変化に置き換えると、液膜厚さの変化約 5.6% に相当する。したがって、現行の液膜流動モデルを高度化して GEXL 相関式の計測誤差 3.6% を下回るには 6.4% の液膜厚さ計測精度が必要である。

液膜流動モデルでは、垂直管内環状噴霧流における一次元の液膜流量の軸方向変化を次式によって算出する[12,13]。

$$\frac{dG_f}{dz} = \frac{P_c}{S} (D - E - B) \quad (1-1)$$

ここで、 G_f は液膜の質量流束[$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$], z は軸方向長さ[m], P_e は濡れぶち長さ[m], S は流路断面積[m^2], D は液膜への液滴付着量[$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$], E は液滴飛散量[$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$]である. B は液膜の蒸発量[$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$]であり, 非加熱体系ではゼロである. このように, 液膜流動モデルは液膜流量変化の主な要因である液滴挙動に基づいて表現される. (1-1)式のうち, 液滴付着量 D と液滴飛散量 E については実験式に基づいて評価される. 最終的には液膜流量の消失によって液膜ドライアウト及びその軸方向位置を判定する. さらに, 燃料集合体のスペーサ等の障害物の存在によって, 障害物前後で液膜厚さが急激に変化し, 液膜ドライアウトの発生位置に強く影響を与えることが知られている[11,14]. したがって, 液膜ドライアウト予測の高度化や検証には, 液膜厚さ分布を高精度に計測する必要がある.

現在の限界出力評価及び液膜流動モデルでは, 定常的な燃料の冷却特性に直接影響する基底液膜の予測を対象としている. 図 1-3 に深野らによる鉛直上昇管における環状噴霧流の流動モデル[15]を示す. 気相流速が大きい場合には, 液膜表面は大きな波(じょう乱波)を形成する. じょう乱波の間に形成される薄い液膜を基底液膜と呼び, じょう乱波は基底液膜の上部を基底液膜よりも速い速度で一時的に通過する液塊であると考えられている. そのため, 定常的な液膜厚さの予測には, じょう乱波の影響を排除した基底液膜の高精度計測が重要である.

一方, じょう乱波同士の間隔が大きくなると, その間に壁面温度が急上昇することによって基底液膜が破断し, 液膜ドライアウトに至る過渡事象が発生する. その後, 次のじょう乱波によって再び水が供給され, 壁面温度が下がる現象を繰り返す. 破断直後に壁面を再び液膜が覆うことをリウエット現象と呼び, 液膜ドライアウトの発生位置も時間的に変化する[16,17]. 過渡事象による限界出力評価の不確かさを低減するには, 燃料の健全性に影響を与えない範囲においてリウエット現象による時間的余裕をモデル化する上で重要な現象である.

以上から, BWR の熱的余裕の向上には, 熱水力現象に基づく限界出力の予測モデルを構築する必要がある. そのためには, じょう乱波の影響を排除した基底液膜の液膜厚さ分布を精度良く予測可能な計測技術を開発し, 実験データの計測誤差を低減する必要がある.

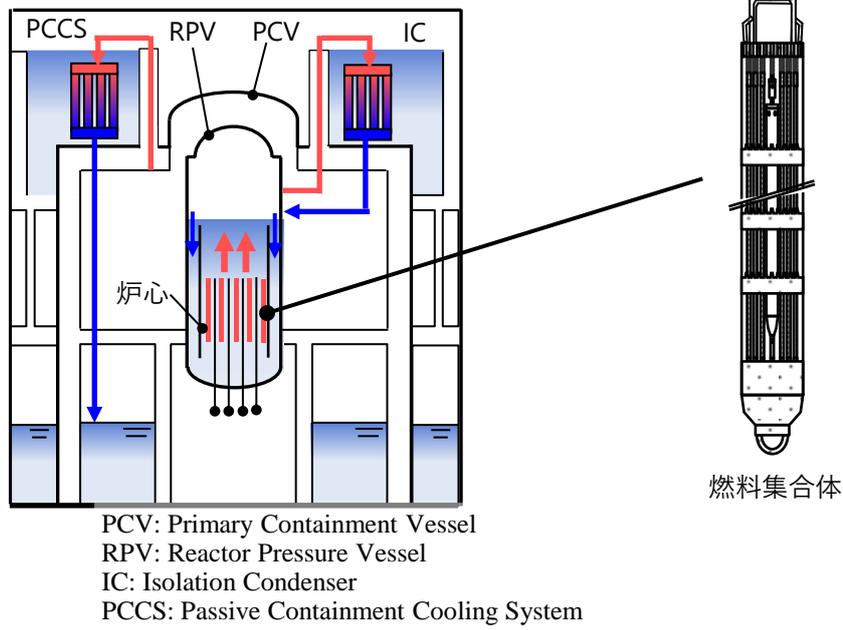


図 1-1 沸騰水型原子炉の格納容器の概略図

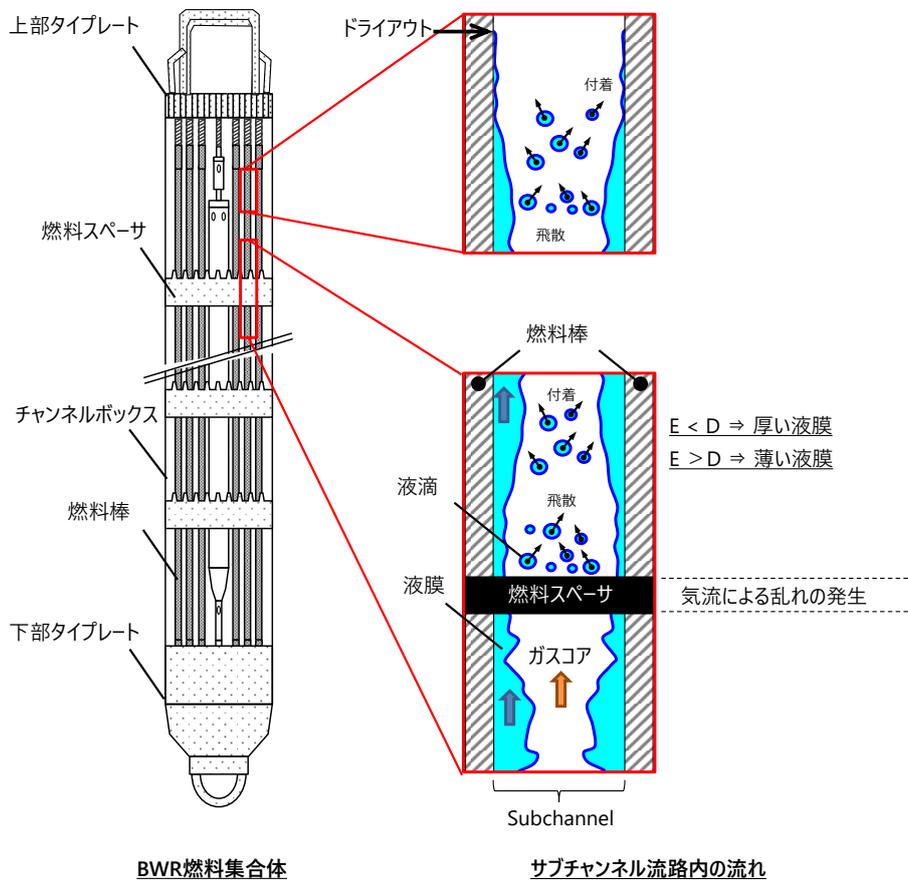
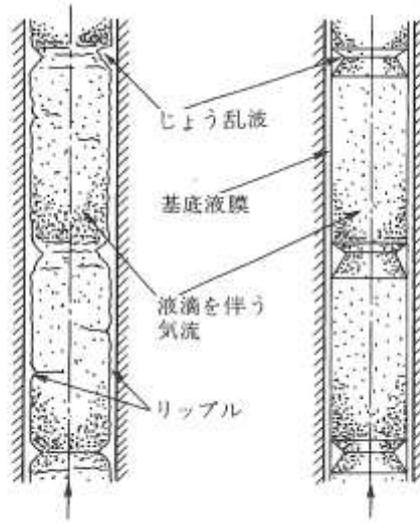


図 1-2 BWR 燃料集合体内の流動状態



(a) 実際の流れ (b) 流れのモデル

図 1-3 鉛直上昇管における環状噴霧流の流動モデル[15]

1.2 従来研究

1.2.1 液膜ドライアウト発生時の液膜厚さ

液膜ドライアウト発生時における液膜厚さ変化を実際に捉えた従来研究は数少なく、特に高温高圧の液膜厚さ変動データはほとんどない。深野ら[18]は、大気圧下の壁面加熱・非加熱条件において、局所（一か所）の液膜厚さを同時に計測し、加熱・非加熱体系に関わらず 100～600 μm の急速な液膜厚さ変動が生じることを明らかにしている。また、S. Gong[19]は、大気圧下加熱壁面における静止液膜の厚さ変化を測定し、蒸発過程で安定して存在しうる最小液膜厚さが 79 μm であることを報告している。液膜ドライアウト発生後のリウエット現象は、じょう乱波が周期的に通過することで生じる。この通過頻度によって液膜ドライアウトの発生位置が変わる[16,17]ため、液膜厚さの時間変動周期の分析が重要である。経験式[15]や環状流における深野ら[18]の計測結果によると、じょう乱波の通過周波数は 10～50Hz の比較的低周波数域である。また、C. Shinan, et al. [20]は大気圧下の水平液膜流においてレーザ誘起蛍光法[21]により液膜表面を可視化し、じょう乱波の曲率が 0.2～0.8 mm^{-1} (1.3～5.0mm)であることを評価した。

1.2.2 環状流における液膜厚さの評価

BWR 環境下の環状流の液膜厚さは気液界面に働くせん断応力から評価される。気相中の液滴の飛散・付着を無視し、平均液膜厚さを評価した。評価には以下の無次元パラメータが定義される[22]。

無次元距離 y_i^+ [-] :

$$y_i^+ = \frac{y_i}{\nu_L} \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho_L}} \quad (1-2)$$

無次元平均液膜厚さ δ^* [-] :

$$\delta^* = \delta \frac{\nu_L}{u^*} \quad (1-3)$$

無次元界面摩擦速度 u^* [-] :

$$u^* = \sqrt{\frac{\tau_i}{\rho_L}} \quad (1-4)$$

無次元界面せん断応力 τ_i^* [-] :

$$\tau_i^* = \frac{\tau_i}{\rho_L g} \left(\frac{g}{\nu_L^2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (1-5)$$

液膜レイノルズ数(無次元液膜流量) Re_f [-] :

$$\text{Re}_f = \frac{j_L D_e}{\nu_L} \quad (1-6)$$

ここで y_i は壁面からの距離[m], ν_L は水の動粘性係数[m²/s], τ_w は壁面せん断応力[Pa], ρ_L は水の密度[kg/m³], δ は平均液膜厚さ[m], τ_i は界面せん断応力[Pa], g は重力加速度[m/s²], j_G は空気の見かけ速度[m/s], D_e は水力等価直径[m]である。

(1-6)式の液膜レイノルズ数は試験条件から算出される。(1-3)式の平均液膜厚さを算出するためには液膜内の乱流速度分布が必要である。本検討では单相流の速度分布を仮定し、以下の von Karman の一般速度分布[23,24]から算出される液膜レイノルズ数と平均液膜厚さとの相関式を用いた。

$$\begin{cases} \text{Re}_f = 2(y_i^+)^2 & : y_i^+ \leq 5 \\ \text{Re}_f = 50 - 32.2y_i^+ + 20y_i^+ \ln y_i^+ & : y_i^+ \leq 30 \\ \text{Re}_f = -256 + 12y_i^+ + 10y_i^+ \ln y_i^+ & : y_i^+ > 30 \end{cases} \quad (1-7)$$

(1-4)式の界面せん断応力 τ_i [Pa] は次式で算出し、界面摩擦係数 f_{gs} [-] の算出には水平・垂直の環状噴霧流に広く用いられる Wallis の式[24]を適用した。

$$\tau_i = \frac{1}{2} f_{gs} \rho_G j_G^2 \quad (1-8)$$

$$f_{gs} = 0.005(1 + 360 \frac{y_i}{D_e}) \quad (1-9)$$

一方、界面摩擦係数の算出に用いた Wallis の式は、液膜が厚くなるほど実験結果と一致しないことが報告されている[25]. そこで、経験式の違いによる液膜厚さの感度確認のため以下の Fore の式[25]も併せて用いた.

$$\tau_i = \frac{1}{2}(C_f)_i \rho_G (u_G - C)^2 \quad (1-10)$$

$$(C_f)_i = 0.005 \left\{ 1 + 300 \left[\left(1 + \frac{17500}{\text{Re}_G} \right) \frac{y_i}{D_e} - 0.0015 \right] \right\} \quad (1-11)$$

ここで $(C_f)_i$ は界面摩擦係数[-], C は液膜界面の波速度[m/s]である. u_G は気相流速[m/s]であり, 環状噴霧流においては気相が支配的に流れるため, 本検討では気相流速を蒸気の見かけ速度とした($u_G=j_G$). また, 波速度 C については, 植田らの検討[26]と同じく $C=1.5j_L$ とした. 上式では, 気液界面に働く相対速度に気相速度と波速度の相対速度を用いている. 図 1-4 に評価手順を示す. 液膜内の速度分布から算出される界面せん断応力と, 蒸気速度分布から算出される界面せん断応力が等しくなるような液膜厚さを収束計算から算出した.

評価条件は, BWR の定格運転条件を包含する総質量流束 $1500\text{kg/m}^2/\text{s}$, 蒸気クオリティ 5~25%とした. 管直径は, 図 1-5 に示すように, 燃料棒で囲まれるサブチャンネル流路の水力等価直径 8.5mm とした. 図 1-6 に評価結果を示す. クオリティの増加により蒸気速度が増加するため液膜厚さが薄くなる. Wallis の式では平均液膜厚さ $0.4\sim 0.7\text{mm}$, Fore の式では $0.6\sim 1.5\text{mm}$ であり, 時間平均的にはサブミリオードの液膜厚さが生じる.

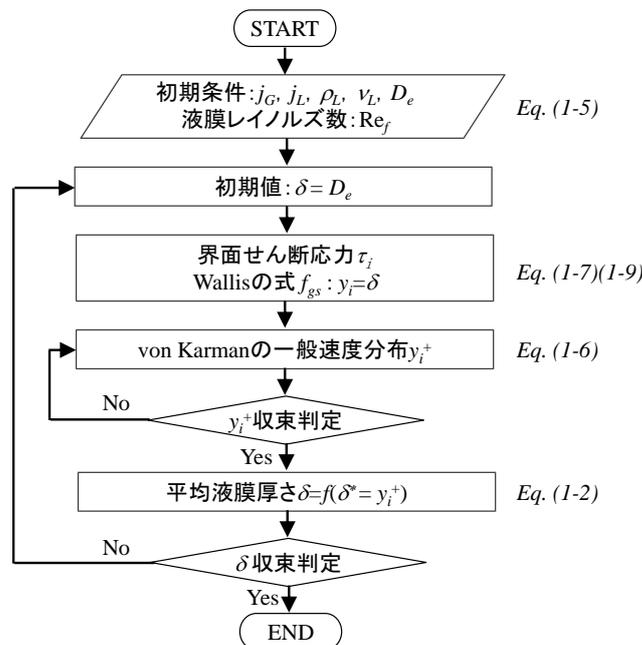
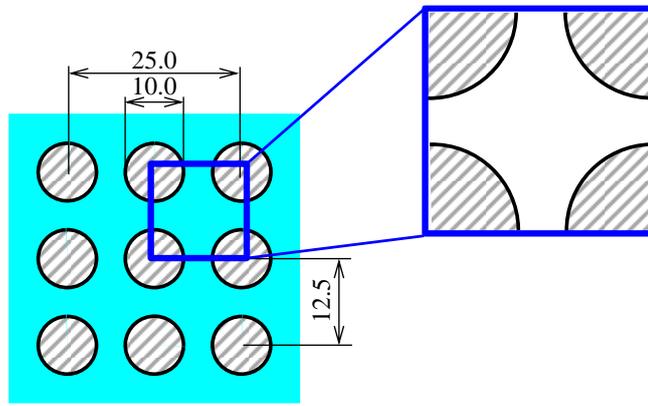


図1-4 平均液膜厚さの算出方法



水力等価直径 $D_e = 8.5\text{mm}$

図 1-5 サブチャンネル流路の概略図 (寸法は参考値)

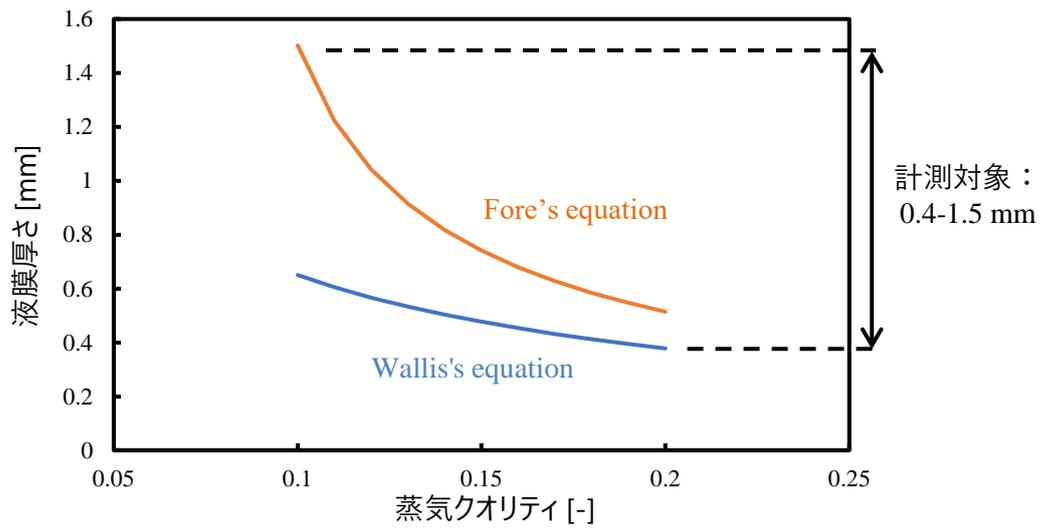


図 1-6 平均液膜厚さの算出結果

1.2.3 一般計測技術の比較

表 1-1 及び図 1-7 に液膜計測に適用可能な一般的な距離・変位センサの特徴を示す。製品化されているセンサを基準として、計測距離、計測分解能、計測領域の大きさのオーダーを比較項目とした。

ソナーに代表される音響的手法は、原理上、対象物での反射波の飛行時間（ToF：Time-of-Flight）から距離を測定するため、10m～1km オーダの中・長距離に適している。音波が減衰しにくい液体や固体を媒体とする必要がある。計測分解能は音波周波数と音速に依存するため、計測距離に対して約 100mm 程度を見込むことができる。計測領域の大きさは、音波の幅がセンササイズ以上であると仮定して、100mm 程度であると推定される。電気的手法のうちの静電容量式変位計では、静電容量を測定するための電極間距離に限界があるため、10 μ m～1mm オーダの極短距離計測に適している。また、静電容量が対象物の厚みや変位に反比例する原理から、短距離ほど Signal-to-Noise 比（SN 比）が高く、計測分解能が 1～100nm オーダと高い。計測領域はセンササイズ以上であると仮定して、10mm 程度であると推定される。光学的手法のうちのレーザ距離計は対象物での反射光の ToF 計測であり、光の直進性や SN 比の特徴から空気中での使用が可能で、中・長距離に適している。波長と光速に基づく計測限界が高いため、計測分解能は計測システムに制限されると推定される。1mm～1m はダイナミックレンジに対して 1/10000 と比較的高い。計測領域は長距離ほどレーザ光の拡がり角が必要となることから、レーザスポット直径である 1～100mm 程度である。光学計測のうち三角測距に基づくレーザ変位計は、1mm～1m オーダの比較的短距離に適している。計測分解能は受光部のカメラや受光面と対象までの幾何学的な関係で決まるため、10nm～1 μ m と高い。計測領域は短距離のため 10 μ m と高い。

表 1-1 一般的な距離・変位センサの比較

センサ	用途	原理	計測距離オーダー	計測分解能オーダー	計測領域オーダー
ソナー	魚群探知機など	音波ToF計測	10m～1km	100mm(*1)	100mm(*2)
静電容量式変位計	表面凹凸・振動測定など	静電容量	10 μ m～10mm	1～100nm	10mm(*2)
レーザ距離計	測量、レジャーなど	光学ToF計測	10m～10km	1mm～1m	1～100mm
レーザ変位計	表面凹凸・振動測定など	光学三角測距	1mm～1m	10nm～1 μ m	10 μ m

*1：音波周波数10kHzと水中音速1500m/sから推定

*2：プローブ、センササイズから推定

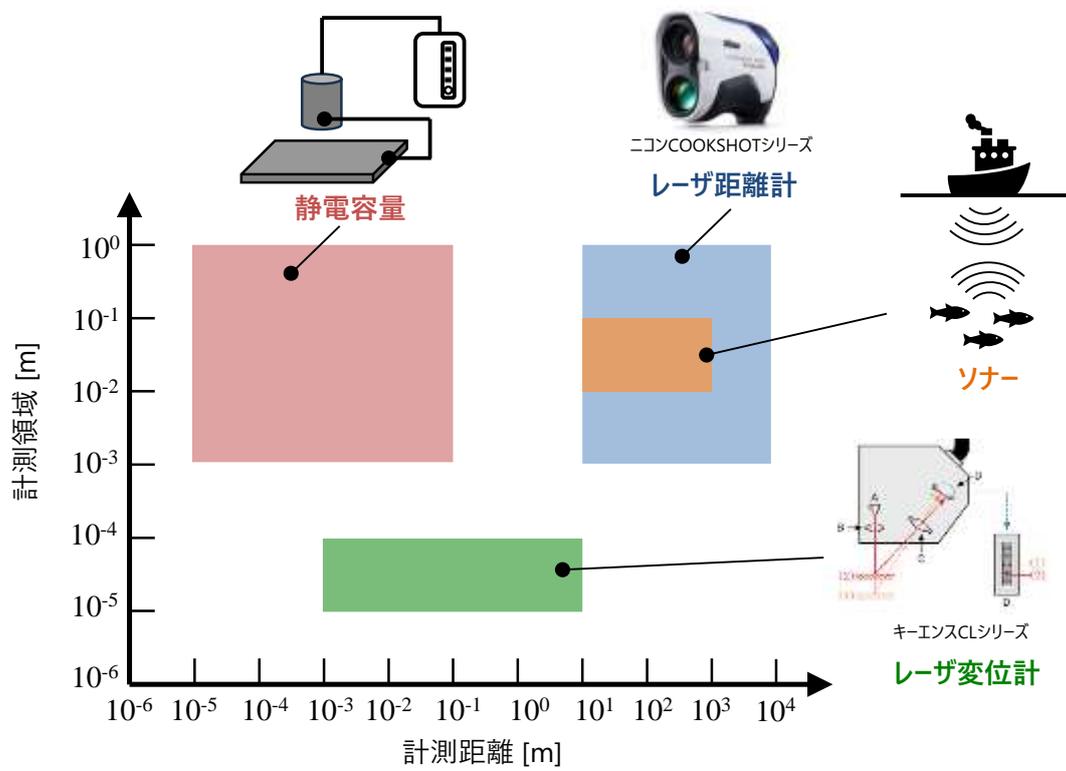


図 1-7 一般的な距離・変位センサの比較図

1.2.4 液膜厚さ分布の計測技術

液膜厚さ計測としての計測原理の検討のため、音響的、電氣的、光学的手法のうち、液膜厚さ分布の計測手段として用いられた従来研究を確認した。以下に液膜厚さの多点計測例または高温高圧環境での計測例を挙げる。

音響的手法として、T. Kamei and A. Serizawa [27]は、図 1-8 に示すような回転子付きミラーと超音波探触子を模擬燃料棒に内蔵したセンサを開発し、模擬燃料棒の周方向における液膜分布を超音波パルスエコー法を用いて計測した。超音波パルスエコー法では、模擬燃料棒表面の反射波よりも時間的に遅れて検出される液膜表面での反射波の飛行時間 (ToF: Time-of-Flight) から液膜厚さが算出される。G. Aoyama et al.[28,29]は超音波パルスエコー法を用いた液膜センサの高温高圧環境への適用性を検討し、BWR 定格運転条件と同じ温度 290°C、圧力 7MPa の条件において模擬燃料棒表面に生じる局所液膜の厚さを計測した。BWR 実温実圧条件では液膜表面での音波反射率が低下し、かつ、超音波波形が重畳化するため、図 1-9 に示すように、予め液相単相状態で得られた反射波を校正波形として用いている。古市ら[30]は、BWR 実温実圧条件で低下する音波反射率と重畳化によって 0.3mm 以下の液膜厚さ計測が困難になる課題に対し、計測データそのものから液相単相時の校正波形に相当する波形を抽出する信号処理手法を提案した。

電氣的手法として、森ら[31]は、鉛直上昇管内の加熱・非加熱体系の試験体において、管内の液膜厚さを定電流法により測定した。図 1-10 に示すような試験体において、流路壁面に電極を設置し、電極間に存在する液膜厚さに応じて電圧が変化することを利用し、液膜厚さを計測した。T. Arai, et al.[32]は、図 1-11 に示すような稠密な多点電極をフレキシブルプリント基板上に配置し、模擬燃料棒表面の液膜厚さ分布を大気圧条件下で計測した。計測原理は予め校正した電気伝導度測定に基づき液膜厚さを算出している。ボイド率分布計測に用いられるワイヤメッシュセンサシステムを応用しているため、高速のスイッチングにより、数十～数百 μ 秒間での多点データの同時取得を実現している。

光学的手法として、K. Ohba et al.[33,34]及び Yamaguchi et al.[35]は図 1-12 に示すような光ファイバを用いた液膜厚さ計測手法を提案・検討した。流路底面から液膜表面にレーザ光を射出し、液膜表面で反射する反射光強度を検出する原理のため、薄い液膜ほど感度が高く、SN 比が向上する。予め液膜厚さと反射光強度の関係を校正することで液膜厚さを計測している。また、大場ら[36]は、2 つの光ファイバを並べて、2 か所で計測することで波の移動速度計測まで実現している。H. Furuichi and Y. Mizushima [37]は、大気圧下条件下で水平管内の平均液膜厚さ及び波速度に対し、光ファイバプローブを用いた計測手法を提案している。図 1-13 に示すように、レーザ加工により 1 つの光ファイバに 2 か所のセンサ部 (S1, S2) を設けた光ファイバプローブ[38]を製作し、気液界面を 2 か所で検出することで検出時間差から波速度を評価した。さらに、計測結果の検証用途に、高速度カメラによる液膜の可視化とレーザ誘起蛍光法を組み合わせることで、液膜厚さを計測した。

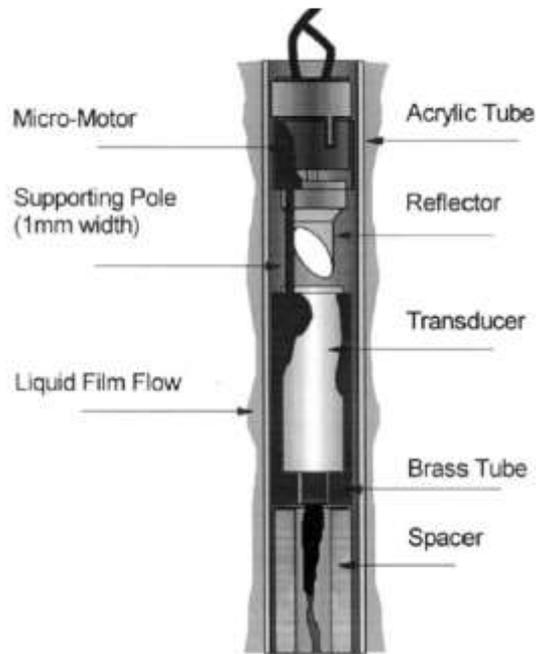


図 1-8 T. Kamei and A. Serizawa[27]の液膜センサ

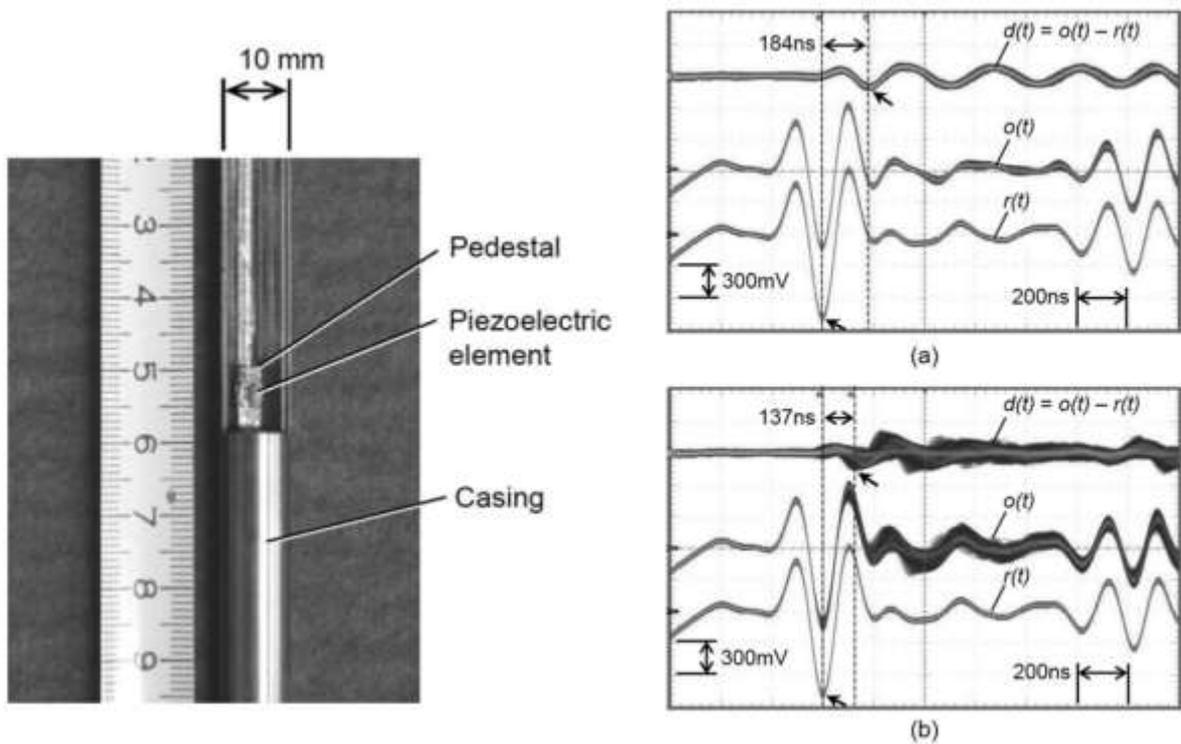
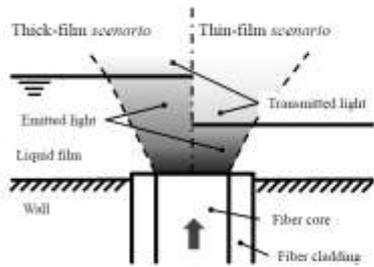
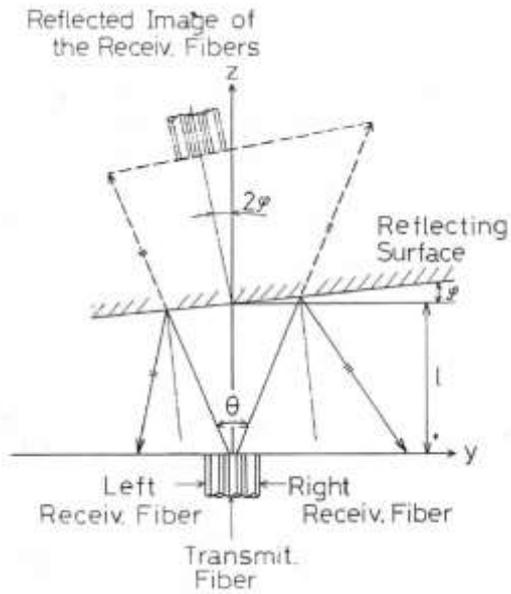
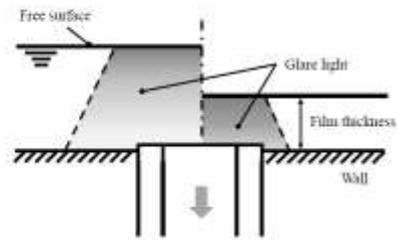


図 1-9 G. Aoyama et al. [28]の液膜センサ及び手法（右下図の $r(t)$ が校正波形）



(a) Emitted light



(b) Glare light

図 1-12 光学的手法の例（上：K. Ohba et al.[33,34]，下：Yamaguchi et al.[35]）

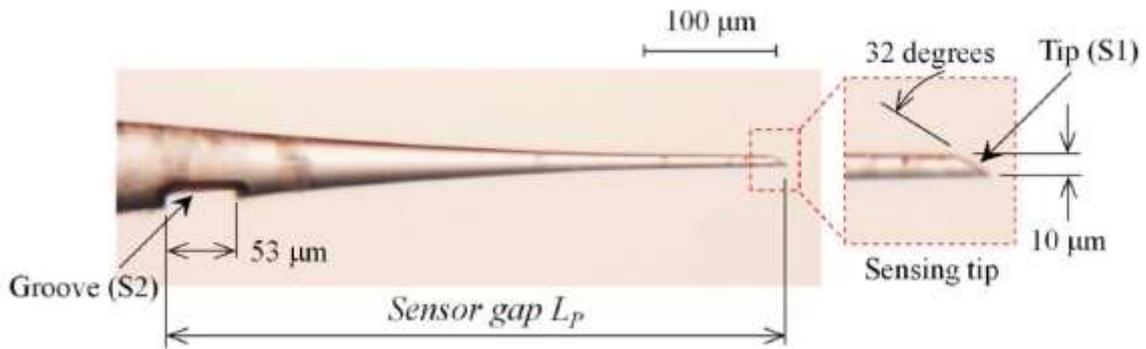


図 1-13 H. Furuichi and Y. Mizushima [36]の液膜センサ

1.2.5 じょう乱波検出に必要な時間分解能及び空間分解能

じょう乱波を検出する観点から、計測に必要な時間分解能と空間分解能を検討した。

時間分解能

定点での液膜厚さ計測を想定し、液膜厚さ変動特性を追従可能な時間分解能 dt [s]を算出した。ここで液膜変動周波数を f_w [Hz]とすると、必要時間分解能は次式で見積もられる。

$$dt = \frac{1}{f_s} = \frac{1}{f_w N_s} \quad (1-11)$$

ここで、 f_s はサンプリング周波数[Hz]、 N_s はサンプリングデータ点数の倍数[-]である。サンプリングの定理では対象周波数より2倍以上のサンプリング周波数が必要とされるため、最低限 N_s が2以上のデータ点数が必要となる。

空間分解能

図 1-14 に示すように、液膜厚さの多点計測を想定し、通過する波の形状を再現可能な計測点間距離を空間分解能 dx [m]として次式により算出した。

$$dx = \frac{u_w}{f_w N_s} \quad (1-12)$$

ここで、 u_w は波の移動速度[m/s]である。

従来研究[18]に基づくと、じょう乱波の通過周波数は～100Hzの範囲であり、波の移動速度は1～m/sであることから、 $f_w=100$ Hz、 $u_w=1$ m/sとして時間・空間分解能をそれぞれ評価した。なお、 N_s は2倍以上の $N_s=10$ とした。図 1-15 に算出結果を示す。同図から、対象の液膜変動周波数が高いほど高い時間・空間分解能が必要となることが分かる。最大 100Hzのじょう乱波の検出には時間分解能 0.001s以下、空間分解能 0.001m以下の計測技術が必要である。

以上から、従来の液膜ドライアウトに関わる液膜計測ではサブミリオーダの液膜厚さを対象としており、BWR 実温実圧環境下での環状流における液膜厚さは 0.45～1.5mm 程度の範囲となることが予測された。計測原理上、短距離計測に適するのは電気的手法及び光学的手法であり、それぞれ計測分解能にも優れ、計測空間サイズの観点では光学的手法が優れる。多点かつ高温高圧環境に適用された液膜厚さ計測技術はこれまでにほとんど無く、じょう乱波の検出には 0.001s以下、0.001m以下の時間分解能及び空間分解能を必要とする。

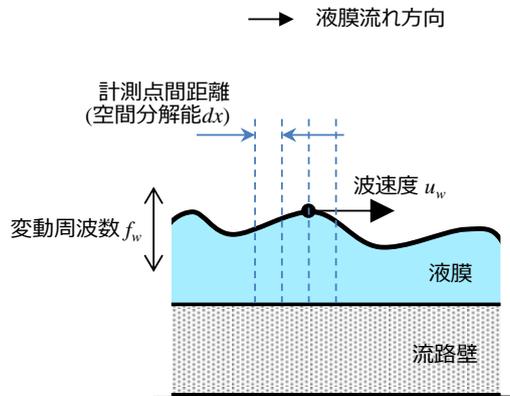


図 1-14 多点計測時の空間分解能

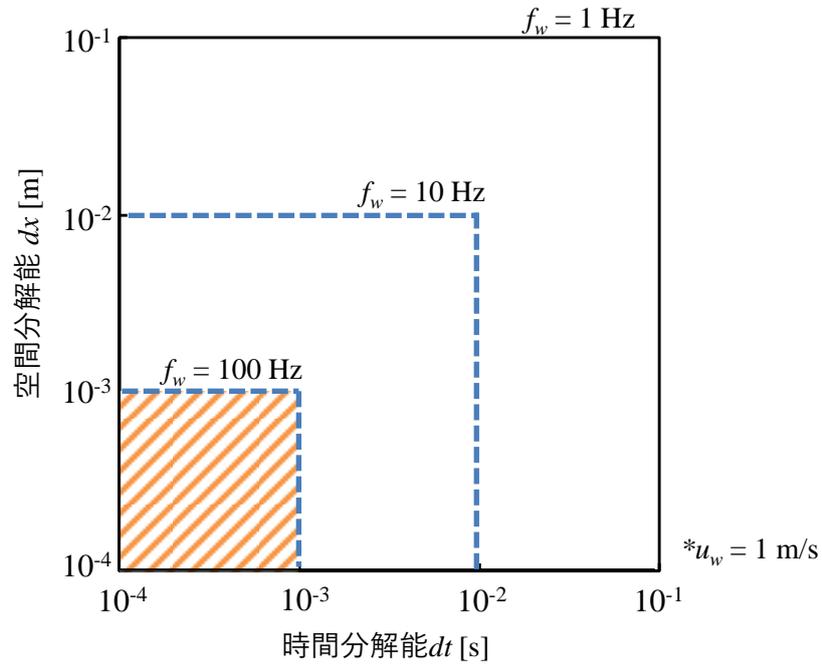


図 1-15 時間分解能と空間分解能の算出結果

1.3 研究目的

1.3.1 計測手法の選定

前節の従来研究に基づくと、液膜流動モデルの高度化に向けた計測手法には、(a)サブミリオーダーの液膜厚さへの適用性、(b)十分な時間・空間分解能の確保、(c)模擬燃料棒等の曲面狭隘流路への適用性、(d)多点計測に拡張性、(e)高温環境への適用性がそれぞれ必要である。

表 1-2 に、これらの計測要件に適合可能性の高い光学的手法のうち、光学三角測距及び光ファイバ反射光強度計測の適合性判定結果を示す。なお、同表には参考までに高速度カメラによる可視化、超音波エコー法、定電流法を記載する。光学三角測距はレーザ変位計のように、流路内へのセンサ挿入が不要な非侵襲式の手法であることから(d)多点計測への拡張性は高い一方、レーザ光が透過するために流路が透明な材質である必要がある。100°Cを超える高温環境では保温性・耐熱性から透明流路を通した計測が実現困難あることや、圧力増加に伴う流路肉厚の増加によって屈折の影響が強くなり、誤差が増加する懸念がある。また、曲面狭隘流路では流路壁面での屈折の影響を排除する校正が必要となる。光ファイバを用いた実績のある反射光強度計測は、流路壁面に貫通孔の加工を必要とする観点から、多点計測、曲率狭隘流路への適用性は低い。高温環境については、従来研究において、光ファイバで BWR 実温実圧環境下の液滴計測実績がある[38]が、高温に伴い気相と液相の密度差が低下するため、気液界面での反射率の低下し、SN 比が低下する懸念がある。以上から、光学三角測距では計測原理上の課題があるため、根本的に解決することは困難であるのに対し、反射光強度計測では技術的に解決可能性があると判断した。

そこで本研究では、反射光強度計測の高度化のため、近年注目されるフィルム型光導波路に着目した。図 1-16 にフィルム型光導波路の外観図を示す。フィルム型光導波路は、光が伝播する経路（以降、光路）を内包した透明シート状の光学用素材である。一般的には光情報通信用途で小型基板や光学機器同士の接続に利用される。住友ベークライト製のフィルム型光導波路では、光路の先端にマイクロミラー加工[40,41]を施すことが可能であり、フィルム型光導波路の垂直方向にレーザ光を誘導できるため、液膜の反射光強度計測に応用可能である。光ファイバが単一の光路であるのに対し、光導波路は複数の光路を内包し、かつ微細で複雑な経路設計を実現するため、多点計測への拡張が可能である。また、光路の大きさが約 50 μm であり、光路同士を 1mm 以下の間隔で配置できるため局所性及び空間分解能が高い。光学計測であるため応答性が高く、時間分解能が高い。素材の厚みが 1mm 以下と薄くフレキシブルに変形可能であるため、曲面狭隘流路への適用が可能である。現在普及している素材はポリイミド製がほとんどであるため耐熱性は 150°C程度であるが、石英ガラス製の開発例[42]もあることから、将来的には BWR 実温実圧環境への適用性が期待できる。表 1-2 に、フィルム型光導波路による反射光強度計測の適合性を示す。

以上から、近年注目されるフィルム型光導波路を用いれば、反射光強度による液膜計測を高度化することが可能である。

表 1-2 光学的手法の液膜流動モデルの高度化に向けた適合性判定結果

液膜計測原理	(a)サブミリ液膜厚さ	(b)時間・空間分解能	(c)曲面狭隘流路	(d)多点計測	(e)高温蒸気環境
光学三角測距	○	○	△	○	× (透明流路必要)
反射光強度計測 (光ファイバ)	○	○	△	△	△ (SN比低下)
反射光強度 (フィルム型光導波路)	○	○	○	○	△
参考：高速度カメラ	○	○	○	○	× (透明流路必要)
参考：超音波エコー法	△ (計測限界0.3mm)	× (素子サイズ)	○	△	○
参考：定電流法	○	△ (電極間距離限界)	○	○	△



図 1-16 フィルム型光導波路の外観図

1.3.2 本研究の目的

本研究は、液膜流動モデルの高度化に向け、じょう乱波を排除した基底液膜厚さ分布の高精度計測手法としてフィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサを開発することを目的とする。以降、フィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサを総称して OWF (OWF: Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film) と呼ぶ。

図 1-17 に OWF の計測原理の概略図を従来の光ファイバと比較して示す。OWF は流路表面に直接設置することで、流路一体型のセンサとしている。OWF の光路はフィルム型光導波路内に平行に位置する。光ファイバと同じくコアとクラッドから形成され、さらに保護素材であるポリイミド膜が形成されている。コアの先端にはマイクロミラー加工を施され、コアを伝播したレーザー光がミラーにて全反射して、垂直方向に射出される。射出光は液膜中を伝播し、液膜表面で反射する。射出光は光路の開口数によって射出角度を有するため、液膜反射光のうちの一部がコアに再入射する。液膜厚さが薄いほど再入射する液膜反射光強度が強くなり、液膜厚さが厚いほど再入射する液膜反射光強度が弱くなるため、この原理により、反射光強度から液膜厚さを算出可能である。

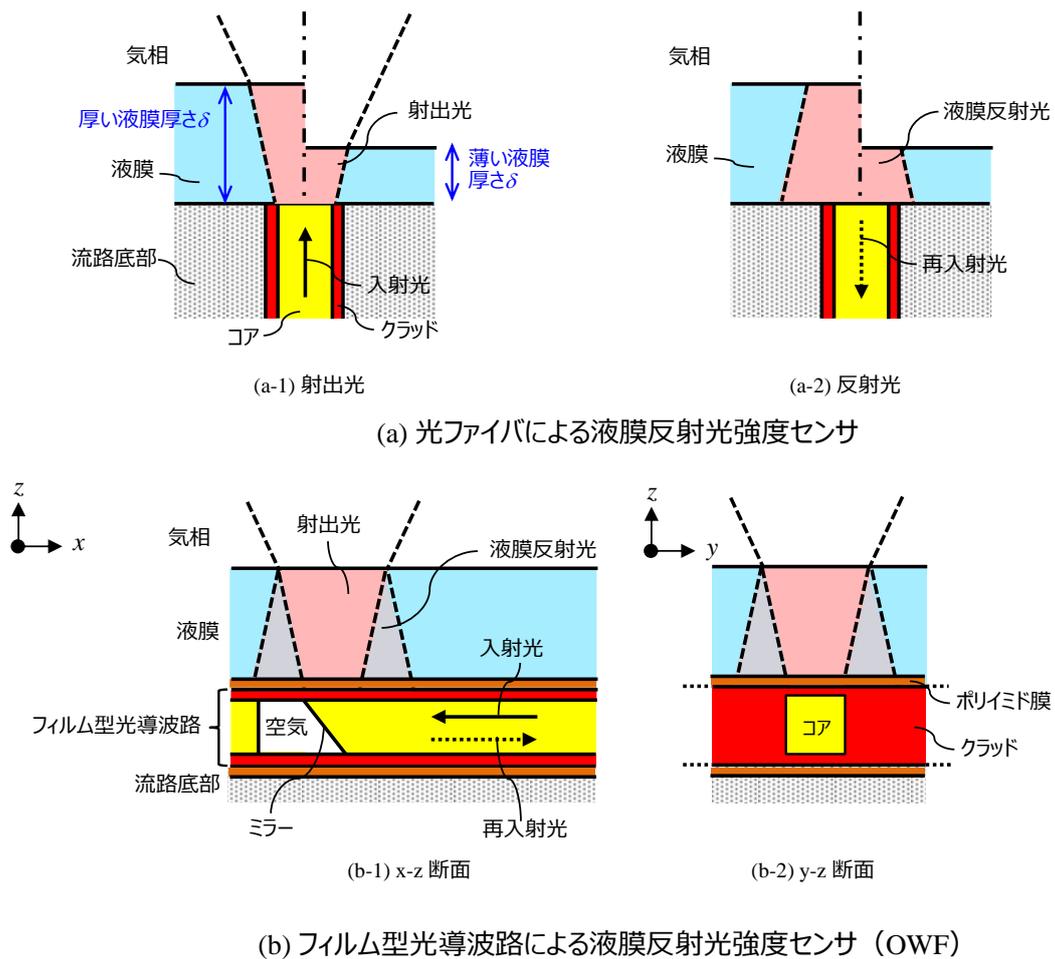


図1-17 フィルム型光導波路による液膜反射光強度センサの概要

1.3.3 開発課題及びアプローチ

OWF を実現する上で、(1)液膜厚さの計測手法の確立、(2) BWR 燃料棒を模擬した曲面上の液膜厚さ及び波速度の計測、(3)多点計測及び蒸気環境下での液膜計測の成立性確認、(4) BWR 高温高压環境下の基底液膜厚さの計測精度の高度化が必要であると考え、本研究では、これらの開発課題について以下のようなアプローチを実施した。

(1) 液膜厚さの計測手法の確立【2章】

OWF による液膜厚さ計測手法の確立のため、OWF による液膜計測時の 3D レイトレーシングシミュレーションを実施した。計測原理確認のため、数値解析結果から液膜反射光強度と液膜厚さの関係を評価した結果を、BWR 模擬燃料棒と一体型の OWF を製作し、疑似液膜を用いた校正実験結果と比較した。さらに、ランダム波形を用いた液膜厚さ計測シミュレーションにより、計測時の信号処理手法を確立した。

(2) BWR 燃料棒を模擬した曲面狭隘流路での液膜厚さ及び波速度の計測【3章】

実際の流動液膜を対象として(1)で製作した OWF により、鉛直上昇流中の液膜計測結果の妥当性を確認した。検証には比較対象の計測手法が必要であるため、表 1-2 に示した高速度カメラによる可視化を用いて、大気圧条件下の計測を実施した。大気圧下での鉛直流路内で液膜厚さを計測し、高速度カメラで得られる液膜厚さ分布と比較した。さらに、流れ方向に設置した2つの計測点で計測し、波の通過タイミングの違いから波速度を評価した。液膜厚さの精度及び波速度評価の妥当性をそれぞれ確認した。

(3) 凝縮伝熱管内流下液膜の多点検出性能の評価【4章】

高温環境では液膜表面での光の反射率が低下するため SN 比の低下が懸念される。そこで蒸気環境での液膜検出性能を確認のため、BWR 非常用冷却器を模擬した凝縮伝熱管内において流下する膜状凝縮を、OWF の多点センサで検出した。

(4) BWR 運転条件下の基底液膜厚さの計測精度の高度化【5章】

誤差要因のうち計測誤差に最も強く影響する因子として、液膜表面に形成されるじょう乱波での反射光強度の減衰に着目した。BWR 運転条件下で生じる表面曲率範囲を推定し、同範囲において液膜表面形状が液膜厚さの計測精度に与える影響を 3D レイトレーシングシミュレーションにより評価した。

1.4 参考文献

- [1] 資源エネルギー庁, 第6次エネルギー基本計画, 2021年10月22日
https://www.enecho.meti.go.jp/category/others/basic_plan/pdf/20211022_01.pdf
- [2] 資源エネルギー庁, 基本政策分科会に対する発電コスト検証に関する報告, 発電コスト検証ワーキンググループ資料, 2021年9月
https://www.enecho.meti.go.jp/committee/council/basic_policy_subcommittee/mitoshi/cost_wg/pdf/cost_wg_20210908_01.pdf
- [3] 経済産業省, 再生可能エネルギーの出力制御の抑制に向けて, 電力・ガス基本政策小委員会資料, 2023年6月27日
https://www.meti.go.jp/shingikai/enecho/denryoku_gas/denryoku_gas/pdf/063_05_00.pdf
- [4] 経済産業省, 電力需給対策について, 電力・ガス基本政策小委員会資料, 2023年5月30日
https://www.meti.go.jp/shingikai/enecho/denryoku_gas/denryoku_gas/pdf/062_03_00.pdf
- [5] IAEA, Status report 100 - Economic Simplified Boiling Water Reactor (ESBWR)
<https://aris.iaea.org/PDF/ESBWR.pdf>
- [6] IAEA, Status report 100 - BWRX-300 (GE Hitachi and Hitachi GE Nuclear Energy), 2019/9/30
https://aris.iaea.org/PDF/BWRX-300_2020.pdf
- [7] 上原春男ら, 鉛直面上の膜状凝縮熱伝達の実験的研究, 日本機械学会論文集 (B編), 49巻439号666頁 (1983)
- [8] 上原春男, 木下英二, 鉛直面上の体積力滞留の波流及び乱流膜状凝縮, 日本機械学会論文集 (B編) 60巻577号3109頁 (1994)
- [9] General Electric, General Electric BWR Thermal Analysis Basis (GETAB): Data, Correlation and Design Application, NEDO-10958-A (1977)
- [10] 日本原子力学会「原子炉における機構論的限界熱流束評価技術」研究専門委員会, 原子炉における機構論的限界熱流束評価技術の確立に向けて Part 1: 軽水炉燃料における現在の限界熱流束予測手法と課題, 日本原子力学会誌, Vol. 63(12), pp.815-819 (2021)
- [11] K. Nishida, et al., Spacer Effect on Liquid Film Flow and Critical Power in BWR Fuel Bundles, Journal of Nuclear Science and Technology, 31(3) 213-221 (1994)
- [12] A. Tomiyama, et al., Method of Critical Power Prediction Based on Film Flow Model Coupled with Subchannel Analysis, Journal of Nuclear Science and Technology, 25 914-928 (1988)
- [13] T. Okawa, et al., Prediction of the critical heat flux in annular regime in various vertical channels, Nuclear Engineering and Design, 229, 223-236 (2004)
- [14] C. Bolesch, et al., The Effect of Functional Spacers on the Liquid Film Thickness and Dryout in a BWR Fuel Bundle Model, Proc. ICONE26, ICONE26-81602 (2018)
- [15] 日本機械学会, 改訂 気液二相流技術ハンドブック, 267~273頁, コロナ社 (2006/6)
- [16] 植田辰洋, 気液二相流—流れと熱伝達—, 329~337頁, 養賢堂 (1981)
- [17] 工藤義朗, 原貴, BWR 燃料集合体の現象論的リウエット相関式の開発, 日本原子力学会和文論文集, Vol. 2(2), pp.121~129 (2003)
- [18] 深野徹ら, 鉛直上昇沸騰環状二相流におけるじょう乱波と基底液膜の特性, 日本機械学会論文集 (B編), 72巻723号2723頁(2006)
- [19] S. Gong, An Experimental Study on Micro-Hydrodynamics of Evaporating/Boiling Liquid Film, Doctoral Thesis of KTH Engineering Sciences, (2011)
- [20] C. Shinan, et al., Investigation on wavy characteristics of shear-driven water film using the planar laser induced fluorescence method, International Journal of Multiphase Flow, 118, pp.242-253 (2019)
- [21] 榎原潤, R. J. Adrian, 2色 LIF による 3次元温度計測法の開発, 可視化情報, 17巻1号333頁 (1997)

- [22] 小澤守, 網健行, 気液二相流設計計算ハンドブック, テクノシステム (2013/7)
- [23] 赤川浩爾, 気液二相流研究史と関連技術—気液二相流研究史の私感— (第3報), 混相流, Vol. 3(1), pp.2-20 (1989)
- [24] 植田辰洋, 気液二相流—流れと熱伝達—, 114~137頁, 養賢堂 (1981)
- [25] A. Saxena, Two-phase annular flow in subchannels of boiling water reactors, Doctoral Thesis of ETZ Zurich, No. 24859 (2018)
- [26] 植田辰洋, 能勢士郎, 環状気液二相流における液膜流について: 第2報, 垂直管内上昇流, 本機械学会論文集 (B編), Vol. 39, No. 325, pp.2853-2862 (1973)
- [27] T. Kamei and A. Serizawa, Measurement of 2-dimensional local instantaneous liquid film thickness around simulated nuclear fuel rod by ultrasonic transmission technique, Nuclear Engineering and Design, 184, 349-362 (1998)
- [28] G. Aoyama, et al., Preliminary Test of An ultrasonic liquid film sensor for high-temperature steam-water two-phase flow experiments. J Nucl Sci Technol., 51, 350-358 (2014)
- [29] G. Aoyama, et al., Application results of a prototype ultrasonic liquid film sensor to a 7 MPa steam-water two-phase flow experiment. J Nucl Sci Technol., 53, 537-545 (2016)
- [30] 古市肇, 上遠野健一, 安田賢一, 沸騰水型原子炉の高温高圧条件における液膜厚さ計測に向けたケプストラム差分法の適用性検討, 混相流, Vol. 34, No. 4, pp. 520-531 (2020)
- [31] 森昌司ら, 鉛直上昇流沸騰環状二相流におけるじょう乱波と基底液膜の特性, 日本機械学会論文集 (B編), Vol. 72, No. 723, pp.2723-2732 (2006)
- [32] T. Arai, et al., Concurrent upward liquid slug dynamics on both surfaces of annular channel acquired with liquid film sensor, Experimental Thermal and Fluid Science, 60 337-345 (2015)
- [33] Ohba K, et al., Multi-fiber optic liquid film sensor. I, Proceedings of 4th Sensor Symposium, 33-37 (1984)
- [34] Ohba K, et al., Multi-fiber optic liquid film sensor. II, Proceedings of 5th Sensor Symposium, 63-67 (1985)
- [35] K. Ymaguchi et al., Accurate thin-film measurement method based on a distribution of laser intensity emitted from optical fiber: Proposal of step light emitted model for ray-tracing simulation, Mechanical Engineering Letters, 6, 20-00419 (2020)
- [36] 大場謙吉ら, 液膜の局所膜厚と界面波速度の同時測定のための光ファイバ液膜センサ, 混相流, Vol. 3(1), 50-65 (1989)
- [37] H. Furuichi and Y. Mizushima, Simultaneous measurement of film thickness and wave velocity in liquid-film flow with an optical fiber probe, micro-fabricated by a femtosecond pulse laser, Chemical Engineering Science, Vol. 241(21), 116704 (2021)
- [38] T. Saito, et al., Measurement of tiny-droplets using a newly developed optical fibre probe microfabricated by femtosecond pulse laser, Meas. Sci. Technol., 20, 114002 (2009)
- [39] J.-M. Le Corre, et al., Measurements of local two-phase flow parameters in fuel bundle under BWR operating conditions, Nuclear Engineering and Design, 336, 15-23 (2018)
- [40] T. Mori, et al., Polymer optical waveguide having unique refractive index profiles for ultra high-density interconnection, Proceedings of Optical Fiber Communication Conference, 2012 March 4-8; Los Angeles, CA. paper OTu11.6
- [41] T. Mori, et al., Optical and electrical hybrid flexible printed circuit boards with unique photo-defined polyimide waveguide layers, Proceedings of SPIE OPTO; 2010; CA. 76070S
- [42] 森脇和幸, 日比野善典, 石英系光導波路スイッチとハイブリッド素子, 材料, Vol. 51(9), 979-982 (2002)

2. フィルム型光導波路による液膜厚さの計測手法の確立

2.1 背景・目的

福島第一原子力発電所事故を踏まえ、2021年10月に閣議決定されたエネルギー基本計画では、過酷事故対策を含めた軽水炉の安全性向上に資する技術や信頼性・効率性を高める技術等の開発、高いレベルの原子力技術・人材の維持・発展等が必要であるとされた。沸騰水型原子炉（BWR：Boiling Water Reactor）の安全性向上においては、炉心の冷却水の挙動の解析に必要な熱水力解析手法を高度化することが重要である。しかし、気液二相流の複雑現象となる冷却水挙動を3次元的に解析するためには、実測データに基づくモデルの構築が必要である。

液膜ドライアウトは、燃料棒表面の液膜が加熱や蒸気流によって濡れと乾きを繰り返す複雑流動現象であり、BWR燃料設計上、冷却限界指標を表す限界出力を予測するためには、液膜ドライアウトの予測モデルが重要な技術である。液膜ドライアウトはその発生位置の予測が困難であることから、液膜流動モデルによる熱水力現象に基づく液膜厚さ分布の予測精度の高度化が求められ、そのためにはサブミリオーダーの基底液膜厚さに対する高精度な計測技術が必要である。

従来の液膜厚さ分布の計測手段として、これまでに音響的、光学的、電気的手法と様々な手法が提案されてきた。例えば、T. Kamei and A. Serizawa[1]は回転子付きミラーと超音波探触子を模擬燃料棒に内蔵することで、模擬燃料棒の周方向における液膜分布を計測した。また、T. Takamasa and K. Kobayashi[2]は、レーザ変位計の原理を応用し、透明な流路上2点の局所液膜厚さ計測を実施した。T. Arai, et al.[3]は、稠密な多点電極をフレキシブルプリント基板上に配置し、電気伝導度測定により模擬燃料棒表面の液膜厚さ分布を計測した。これらはいずれも大気圧条件における空気-水体系の液膜厚さの実測例である。G. Aoyama, et al.[4,5]は、BWR燃料集合体内部の二相流挙動を把握するために、幅広い温度・圧力条件と流量条件に適用可能な液膜厚さ計測技術を開発した。しかしながら、この液膜センサは高温高压環境下で0.3mm以下の液膜計測時に超音波が微弱化・重畳化するため、液膜厚さを算出することが困難になる課題があった[6]。また、液膜厚さ分布を計測するには、センサを稠密に配置して多点化する必要があるが、同センサは圧電素子の大きさで決まる超音波ビーム径が5mmと大きいため、製作上、多点化には不向きという難点がある。

静岡大学真田・水嶋研究室では、これまでに光学的手法を用いた高精度な液膜計測技術を開発してきた[7,8]。光ファイバによる液膜表面での液膜反射光強度を計測する原理から、サブミリオーダーの基底液膜厚さの高精度かつ高時間・高空間分解能計測が可能である。また、耐熱性の観点から高温環境への適用も可能である。しかしながら、光ファイバでは流路への設置性の観点から燃料棒のような曲面上の液膜厚さを多点で計測することが困難である。

そこで本章では、光学的手法の高度化のため、フィルム型光導波路を用いた新しい液膜反射光強度センサ（以降、OWF）による液膜厚さ計測手法の確立を目的とする。フィルム型光導波路は情報通信分野で用いられるポリイミド製の小型基板であり、複数の光路を同一フィルムに内包し、ミラー部から光の入出力を行うものである。柔軟なシート状素材であるため、曲面上の流路への適用が可能である。また、複数のミラー部を稠密に配置できるため多点化へ拡張可能である。

本研究では、単一のミラー部をセンサとして利用することによって、液膜流動モデルの高度化に必要な厚さ1mm以下の液膜厚さ計測が可能かについて検討した。フィルム型光導波路と液膜の間の光挙動を検討する上で3次元の数値計算手法が必要となるため、光の伝播経路及び光エネルギーを解析可能な3Dレイトレーシングシミュレータを開発した。本来のレイトレーシングとは、光の波動特性を省略して光線の経路のみを算出する方法であるが、本研究では液膜反射光強度を計算するために、A. Sakamoto and T. Saito[9]が開発した光ファイバプローブの数値解析手法を適用

し、波動特性である偏光を考慮した。また、実際に模擬燃料棒一体型のOWFを製作し、全反射ミラーによる模擬液膜を用いた校正実験結果との比較により、計測原理の妥当性を確認した。さらに、液膜表面をランダム波で模擬した液膜計測シミュレーションにより、OWFの信号処理手法を検討した。

2.2 フィルム型光導波路の3D レイトレーシングシミュレーションの開発

2.2.1 フィルム型光導波路の構成及び液膜厚さの計測手法

図 2-1 にフィルム型光導波路の断面図を示す．フィルム型光導波路液膜流路面に設置し，光路はコアとクラッドから構成され，コアは一辺の長さ $42\mu\text{m}$ の正方形である．クラッドの厚みは $6\mu\text{m}$ である．コアの屈折率 (1.553) がクラッドの屈折率 (1.517) よりも僅かに高いため，コアに入射したレーザ光はコア-クラッド界面で全反射し，光ファイバと同じ原理でコア内を伝播する．コア先端では， 45° にミラー加工が施されており，レーザ光は垂直に全反射し．液膜中に射出される．この射出光が液膜表面で反射し，その一部が液膜反射光としてコアに再入射する．射出光が射出角と空間強度分布を有するため，液膜厚さや角度によって再入射光の強度が変化する．図 2-2 に，大場ら[10]による光ファイバの理論計算を基にした OWF の 2 次元理論モデルを示す．このモデルでは射出光強度に対する再入射光強度の比を評価するため，ミラー面を省略し，流路壁面に対して垂直方向のコア内をレーザ光が伝播するモデルとした．光源に用いる LD レーザをガウスビームと仮定して，液膜への射出光強度分布 $i_{t,l}[-]$ を次式で定義した．

$$i_{t,l}(z) = \frac{1}{\sigma_l \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{2z^2}{\sigma_l^2 L_{co}^2}} \quad (2-1)$$

ここで， z は OWF の射出面（以降，センサ面）上の位置（センサ中心： $z=0$ ） [m]， σ_l はガウス分布の標準偏差[m]， L_{co} はコアの大きさ[m] ($42\mu\text{m}$) である．液膜反射光強度を算出するため，図 2-2(a)では液膜表面を境界に鏡像を示している．同図下部の射出側を実センサ，上部の液膜表面の反射側を仮想センサとする．実センサ面上の z 軸と仮想センサ面上の z' 軸の関係は次式で表される．

$$z' = \frac{L_{co}}{2L_{ref}} z = \frac{L_{co}}{4\delta \tan \alpha_t + L_{co}} z \quad (2-2)$$

ここで， L_{ref} は仮想センサ面上の反射光の拡がり幅[m]， δ は液膜厚さ[m]， α_t は液膜中への射出光の射出角（＝液膜表面での反射角） [deg] である．さらに，同図(b)に示すように，液膜表面の傾き角度 θ [deg] を考えると，実センサと仮想センサの座標は次式で表される．

$$\begin{pmatrix} x' \\ z' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \delta(1 + \cos 2\theta) \\ -\delta \sin 2\theta \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -\sin 2\theta & \cos 2\theta \\ \cos 2\theta & \sin 2\theta \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ z \end{pmatrix} \quad (2-3)$$

ここで， x は OWF の実センサ面に垂直方向の位置（センサ中心： $x=0$ ） [m]， x' は OWF の仮想センサ面に垂直方向の位置（センサ中心： $x'=0$ ） [m] である．仮想センサ面上の反射光強度分布 $i_r[-]$ は次式で表される．

$$i_r(z') = R_{lg} i_{t,l}(z') \quad (2-4)$$

ここで， R_{lg} は液膜表面での反射率を表す気液界面の反射率[-]であり，次式で算出した．

$$R_{lg} = \frac{\sin^2(\alpha_1 - \alpha_2)}{\sin^2(\alpha_1 + \alpha_2)} \quad (2-5)$$

ここで、 α_1 は光の入射角[deg]である。 α_2 は屈折角[deg]であり、次式のスネルの法則[9]から算出される。

$$\alpha_2 = \sin^{-1}\left(\frac{n_l}{n_g} \sin \alpha_1\right) \quad (2-6)$$

ここで、 n_i は入射側の媒体の屈折率[-]であり、水の場合は 1.333 である。 n_t は反射側の媒体の屈折率[-]であり、空気の場合 1.000 である。(2-5)式は S 偏光成分の反射率であり、本検討では後述するように、気液の単相条件での反射光強度で正規化して評価することで反射率自体の影響は小さくなるため、P 偏光成分の反射率を無視した。

コア-クラッド境界面への入射角 α_i [deg]はコアとクラッドの屈折率から次式で算出される。

$$\alpha_i = \cos^{-1}\left(\frac{n_{cl}}{n_{co}}\right) \quad (2-7)$$

ここで、 n_{co} はコアの屈折率[-]、 n_{cl} はクラッドの屈折率[-]である。さらにコア-クラッド境界面への入射角 α_i とスネルの法則を用いれば、液膜中への射出光の射出角（＝液膜表面での反射角） α_t は次式で算出される。

$$\alpha_t = \sin^{-1}\left(\frac{n_l}{n_{pl}} \sin \alpha_{pl}\right) \quad (2-8)$$

$$\alpha_p = \sin^{-1}\left(\frac{n_p}{n_{cl}} \sin \alpha_{cl}\right) \quad (2-9)$$

$$\alpha_{cl} = \sin^{-1}\left(\frac{n_{cl}}{n_{co}} \sin \alpha_i\right) \quad (2-10)$$

ここで、 n_p 、 α_{pl} 、 α_{cl} はポリイミド膜の屈折率[-]、ポリイミド膜内の拡がり角[deg]、クラッド内の拡がり角[deg]である。

実センサから射出する射出光強度 I_i [-]と仮想センサに再入射する再入射光強度 I_r [-]は次式で算出される。

$$I_i = \int_{-L_{co}/2}^{L_{co}/2} i_{i,l} dz' \quad (2-11)$$

$$I_r = \int_{-L_{co}/2}^{L_{co}/2} i_r dz' \quad (2-12)$$

センサ出力 E_o [-]は次式で定義される。

$$E_o = \frac{I_r}{I_i} \quad (2-13)$$

入射反射光強度 I_r を反射光強度を気相単相条件下での反射光強度 $I_{r,g}$ [-] 及び液相単相条件下での反射光強度 $I_{r,l}$ [-] で正規化すると、次式で表される。

$$\xi = \frac{I_r - I_{r,l}}{I_{r,g} - I_{r,l}} \approx \frac{I_r}{I_{r,g}} \quad (2-14)$$

ここで、 ξ は反射光強度割合 [-] である。単相条件では気液界面が無いいため、実センサ面上での反射光を意味する。また、ポリイミド膜と水の境界での反射率が 2% 未満であるため、液相単相条件下での反射光強度 $I_{r,l}$ は無視できる。気相単相条件下での反射光強度 $I_{r,g}$ は、液膜厚さを $\delta=0$ とした場合の反射光強度から、次式を用いて算出した。

$$I_{r,g} = \int_{-L_{co}/2}^{L_{co}/2} |i_r|_{\delta=0} dz' \quad (2-15)$$

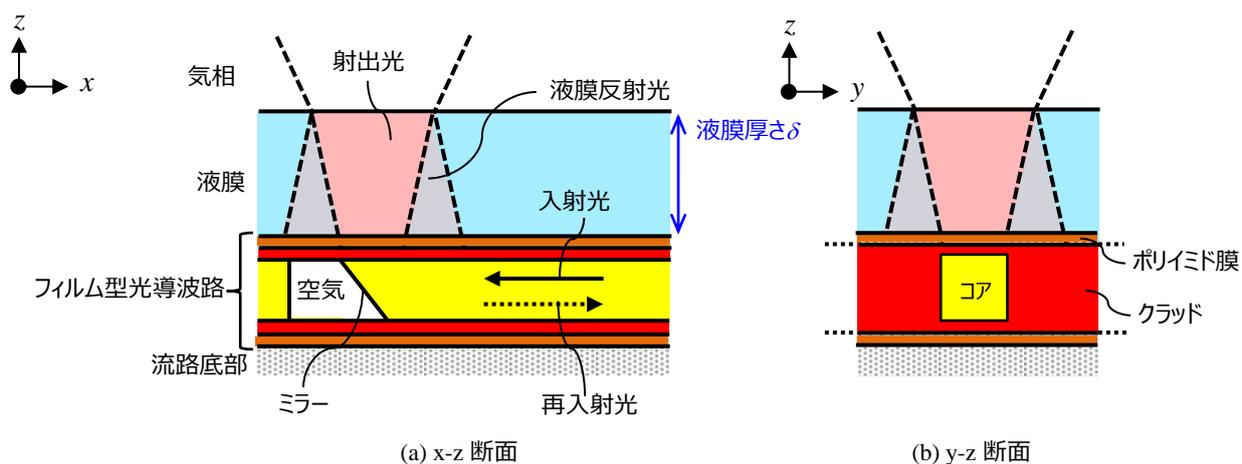
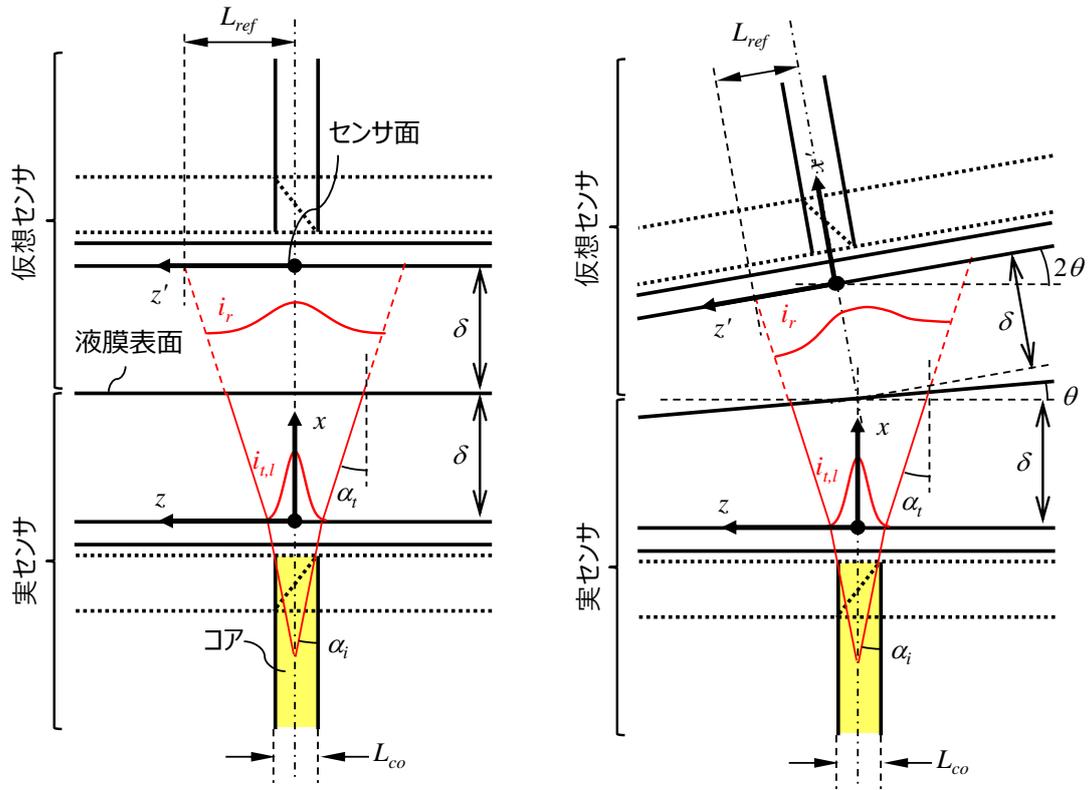


図 2-1 フィルム型光導波路による液膜反射光強度センサの断面図



(a) 水平液膜表面 $\theta = 0 \text{ deg}$

(b) 傾いた液膜表面 $\theta = 10 \text{ deg}$

図 2-2 OWF の 2 次元理論モデル

2.2.2 レイトレーシングの基礎式

液膜厚さの計測時に得られる OWF からの光信号を評価するため、数値計算手法として 3D レイトレーシングによる計算手法を開発した。レイトレーシングは古典的な光路計算手法であるが、計算機の発達した現在ではレンズ設計からリアルタイム CG 作成などに応用される[11]。図 2-1 の垂直断面図に示したように、ミラー面には 45°のミラー加工が施されること、断面が矩形であること、ミラー面が 2次元体系の軸対象にならないことから、光の伝播挙動と強度を厳密に再現するためには 3次元シミュレータが必要である。一般的なレイトレーシングでは光線のエネルギーを逐一計算することはせず、光線の数密度で疑似的なエネルギー値に置き換えることが多い。そのため、液膜表面との複雑な反射・透過の計算を必要とする OWF のシミュレータには適用できない。そこで本研究では、A. Sakamoto and T. Saito[9]が開発した単一光ファイバプローブの計算手法に基づいて、OWF のシミュレータを開発した。これにより計測時に得られる光信号の入出力比を計算し、OWF の計測精度を評価可能である。以下に詳細を説明する。

光が媒質中を伝播する際、光の波長（数百ナノメートル）よりも媒質が十分に大きい(数十マイクロメートルオーダー以上)として、光波を光線と見なす。これは媒質の表面を滑らかな面と仮定することで散乱を無視できる、という意味である。光線は媒質を構成する面で幾何学的に反射・透過を繰り返して伝播するため、レイトレーシングでは平面と線との交点を検索する。図 2-3 に示すような媒質中に存在する光線を考えると、その線分の終点は次式で表される[12]。

$$\mathbf{r} = \mathbf{r}_0 + t_l \mathbf{m} \quad (2-16)$$

ここで、 \mathbf{r} は終点の位置ベクトル[-]、 \mathbf{r}_0 は始点の位置ベクトル[-]、 \mathbf{m} は光線方向ベクトルである[-]。 t_l は媒介変数[-]であり、方向ベクトル \mathbf{m} が単位ベクトルであれば、光線の長さに相当する。始点の位置ベクトルと方向ベクトルが初期値として与えられるとすれば、光線と平面 A との交点は (2-16)式を用いて次式で表される[12]。

$$\mathbf{r}' = \mathbf{r}_0 + t_l \mathbf{m} = \mathbf{r}_0 - \frac{(\mathbf{n}_A, \mathbf{r}_0)}{(\mathbf{n}_A, \mathbf{m})} \mathbf{m} \quad (2-17)$$

ここで、 (\cdot) は内積を表現する。また、 \mathbf{r}' は交点の位置ベクトル[-]、 \mathbf{n}_A は平面の法線ベクトル[-]である。(2-17)式は直線と無限平面の交点を表すため、さらに交差判定の合否を確認する必要がある。例えば、交点が光線前方にある($t > 0$)こと、交点が平面 A を構成する 4 つの頂点に囲まれていることなどから判定する。否と判定された場合には、次の平面（例えば平面 B）との交差判定を実施する。合と判定された光線は、交点を始点とした反射光線と透過光線に分離した。図 2-4 に示すように、光線を含みかつ平面 A に垂直な面を入射面とし、入射面における光線と平面 A の法線とが成す角度を入射角 α_i [rad]とすると、反射角 α_r [rad]および屈折角 α_t [rad]は次式で求められる。

$$\alpha_r = \alpha_i \quad (2-18)$$

$$\alpha_t = \sin^{-1} \left(\frac{n_i}{n_t} \sin \alpha_i \right) \quad (2-19)$$

ここで、 n_i は入射側の媒質の屈折率[-]、 n_t は透過側の媒質の屈折率[-]である。なお、 $n_i > n_t$ の場合、次式を満たす入射光線は全反射するため、透過光線は生成されない。

$$\alpha_i > \sin^{-1}\left(\frac{n_t}{n_i}\right) \quad (2-20)$$

光線の反射角と屈折角は，生成した反射光線と透過光線の方向ベクトルとして与えられる。

反射・透過の際のエネルギー減衰過程から，液膜計測時に出力される反射光強度を算出可能である。水や光導波路の光路は透明であり，媒質中の吸光を無視できるため，反射率と透過率は次式で表される。

$$R_p = \frac{\tan^2(\alpha_i - \alpha_t)}{\tan^2(\alpha_i + \alpha_t)} \quad (2-21)$$

$$R_s = \frac{\sin^2(\alpha_i - \alpha_t)}{\sin^2(\alpha_i + \alpha_t)} \quad (2-22)$$

$$T_p = \frac{\sin(2\alpha_i)\sin(2\alpha_t)}{\sin^2(\alpha_i + \alpha_t)\cos^2(\alpha_i - \alpha_t)} \quad (2-23)$$

$$T_s = \frac{\sin(2\alpha_i)\sin(2\alpha_t)}{\sin^2(\alpha_i + \alpha_t)} \quad (2-24)$$

ここで， R は反射率[-]， T は透過率[-]である。また，添え字 P は P 偏光成分，添え字 S は S 偏光成分を表す。偏光とは光波の振動を表す。 P 偏光は入射面に対する平行成分， S 偏光は垂直成分として定義される。(2-21)～(2-24)式から，反射率と透過率は全て入射角と屈折角でのみ決まることが分かる。透過光線の P 偏光と S 偏光のエネルギー成分 E_{tp} [-]， E_{ts} [-]は次式で算出した。

$$E_{tp} = T_p E_i \sin(\psi_i) \quad (2-25)$$

$$E_{ts} = T_s E_i \sin(\psi_i) \quad (2-26)$$

ここで， E_i は入射光線の総エネルギー[-]， ψ_i は入射光線の偏向方向[deg]である。これらにより，各偏光のエネルギー減衰が計算されるため，透過光線の偏光方向 ψ_t [deg]とエネルギー E_t [-]は次式で算出した。

$$\psi_t = \tan^{-1}\left(\frac{E_{tp}}{E_{ts}}\right) \quad (2-27)$$

$$E_t = \sqrt{E_{tp}^2 + E_{ts}^2} \quad (2-28)$$

(2-25)～(2-28)式では，入射光線の偏光方向を用いて P 偏光と S 偏光のエネルギー成分に分け，それぞれの透過エネルギーを算出した後，各偏光成分の合成によって透過光線のエネルギーと偏光方向を算出している。なお，反射光線のエネルギー計算方法は，(2-21)～(2-24)式と同様であり，添え字 t を r に，透過率 T を反射率 R にそれぞれ変更する。

レイトレーシングでは入射光線の生成に乱数を用いた。次式で表すように，入射光線の入射角 α_i [deg]を，疑似正規乱数 X_{rand} [-]を用いて算出した。

$$\alpha_i = \alpha_{i,\max} X_{nrand} \quad (-1 \leq X_{nrand} \leq 1) \quad (2-29)$$

なお、入射光線のエネルギーは 1 とする．センサ出力 $E_o[-]$ は次式で表される．

$$E_o = \frac{\sum_{n=1}^{N_{o,ray}} E_{o,n}}{\sum_{n=1}^{N_{i,ray}} E_{i,n}} \quad (2-30)$$

ここで、 $N_{o,ray}$ は戻り光線の総数[-]、 $E_{o,n}$ は戻り光線 1 本のエネルギー[-]、 $N_{i,ray}$ は入射光線の総数[-]、 $E_{i,n}$ は入射光線 1 本のエネルギー[-]である．

以上のように、本来のレイトレーシングでは省略する偏光を考慮することで、入射光線に対するエネルギーの相対値を算出可能である．

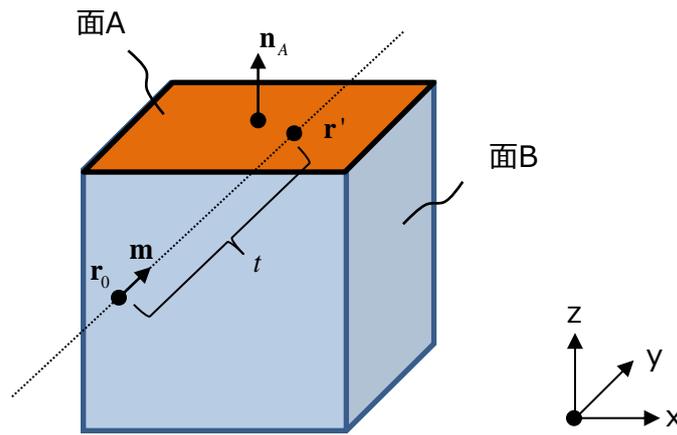


図 2-3 光線と面の関係

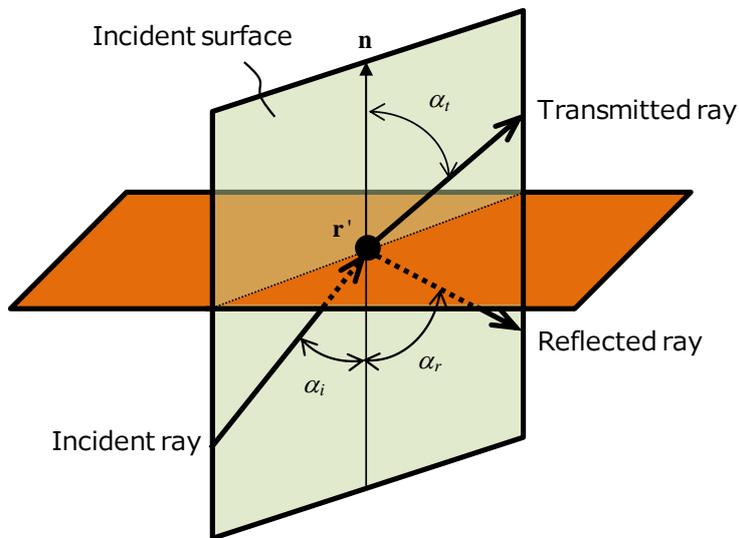


図 2-4 入射角・屈折角・反射角の関係

2.2.3 計算プログラムの検証結果

OWF の 2 次元理論モデルを用いて、基礎式を組み込んだレイトレーシングプログラムを検証 (Verify) した。理論モデルは簡略化した 2 次元体系とし、3D レイトレーシングの計算結果には理論モデルと同じ平面での結果を用いた。図 2-5 に、3D レイトレーシングにおける光線の可視化結果を示す。原点 ($x=0, z=0$) コア入射面の中心において生成された入射光線がコア先端面を透過し、液膜表面で反射する経路が分かる。図中のコンターは、(2-30)式で計算される各光線のエネルギー入出力比 E_o を示す。このように、各入射光線の反射・透過を計算し、最終的にコアに再入射した戻り光線の総和から出力を計算する。

液膜厚さ δ [m] をパラメータとした場合の理論モデルとレイトレーシングのセンサ出力を比較した。図 2-6 に、液膜厚さ δ に対するセンサ出力 E_o の計算結果を示す。入射光の強度分布が正規分布であるため、液膜が薄いほど液膜表面での反射光強度の変化が大きく、厚くなるほど反射光強度の変化が小さくなる。このように、液膜厚さ δ の増加に対してエネルギー入出力比が非線形的に変化することが分かる。同図において、理論モデルと 3D レイトレーシングの計算結果は最大 3.5% ($\delta=10\mu\text{m}$) の差異となり、良く一致することを確認した。この差異は、理論モデルにおいて(2-5)式に示す一定の反射率を与えたことが要因だと考える。差異を分析するため、レイトレーシングの計算結果から、各光線の液膜表面での平均反射率 0.0206 を算出した。この平均反射率を用いて理論モデルで再計算した結果、液膜厚さ $\delta=10\mu\text{m}$ において差異が 3.5% から 0.04% に低下することを確認した。

以上から、レイトレーシングの計算プログラムが妥当であることを確認した。

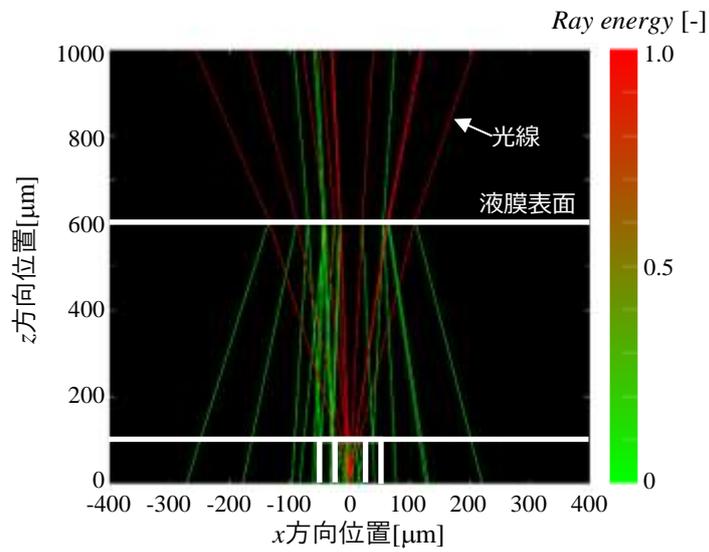


図 2-5 3D レイトレーシングの可視化

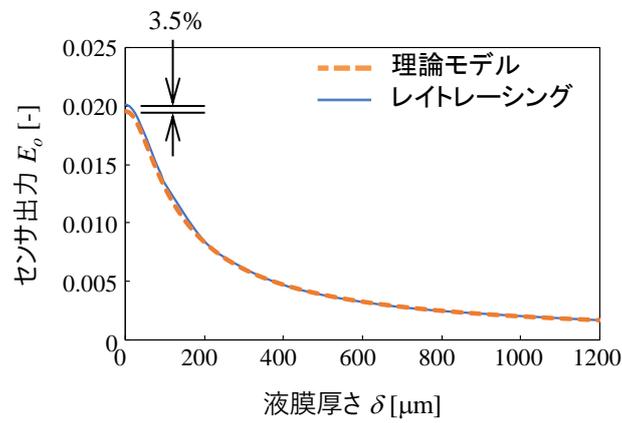


図 2-6 レイトレーシングの計算プログラムの検証結果

2.2.4 フィルム型光導波路の 3D モデルの構築

OWF と液膜の幾何学的な 3D 形状を表現したモデル（以降、3D モデル）を構築した。図 2-7 に 3D モデルの全体図を示す。また、表 2-1 に媒質の大きさと屈折率を示す。一辺 3mm の立方体を全体空間とし、コア先端のミラーが全体空間の中心に位置するように設定した。フィルム型光導波路は z 軸の中央かつ x - y 平面に対して平行に配置した。フィルム型光導波路の上側 ($+z$ 方向) には水の液膜層と、その上側 ($+z$ 方向) には空気層を配置した。フィルム型光導波路の下側 ($-z$ 方向) は壁の層とした。境界条件として、壁内への透過光線は計算結果に影響しないことから、透過光線を生成せず、壁面で反射光線のみを生成した。また、全体空間の境界面に到達した光線については計算対象外とし、反射光線・透過光線の両方を生成しない。フィルム型光導波路のコアは z - y 平面を光線の入射面とし、コア先端のセンサ面を x 軸と y 軸の中央に位置するように設定した。図 2-8 に、液膜厚さ $\delta=150\mu\text{m}$ 、液膜表面角度 $\theta=30\text{deg}$ として計算した 3D モデルを示す。同図はフィルム型光導波路のミラー近傍の拡大図である。見やすさのため入射光線数を 20 本とし、光線の色でエネルギーを表現した。同図において、入射光線がコア内部を伝播し、ミラーから z 方向の液膜中に射出していることが分かる。同図(b)に示すように、フィルム型光導波路の 3D モデルはコア、クラッド、ポリイミド膜によって層状に表現され、各層で反射・屈折が生じていることも確認できる。最終的に計算された光線数は、入射光線数 20 本から 2000 本以上に増加した。図 2-9 に、液膜表面角度 $\theta=0\text{deg}$ とした場合の 3D レイトレーシングでの入射光線数の影響を示す。液膜厚さは計測目標の最小値と最大値である $\delta=10\mu\text{m}$ 、 $1000\mu\text{m}$ とした。横軸はコアへの入射光線本数、縦軸はコアのセンサ出力 E_o である。液膜厚さ $\delta=10\mu\text{m}$ でのセンサ出力 E_o が、 $\delta=1000\mu\text{m}$ に比べて高いのは、液膜が薄いほどミラーからの射出光が拡がらず、コアに再入射する光強度が強くなるためである。また、 $\delta=10\mu\text{m}$ 、 $1000\mu\text{m}$ のどちらの場合も、10 本まではセンサ出力 E_o がゼロまたは低い。入射光線は乱数を用いて生成されるため、入射光線数が増加するにつれて、戻り光線の割合が収束することが分かる。50,000 本での割合を収束値として図中の破線で示す。5000 本以上で収束値と一致（誤差 0.1%未満）するため、本研究の検討範囲においては入射光線総数 5000 本に設定した。以上から、OWF の 3D モデルを構築し、3D レイトレーシングによって OWF のセンサ出力 E_o が計算されることを確認した。

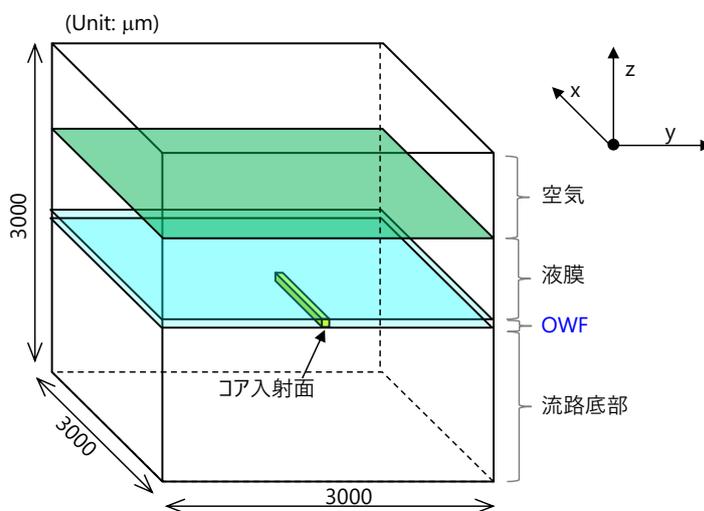
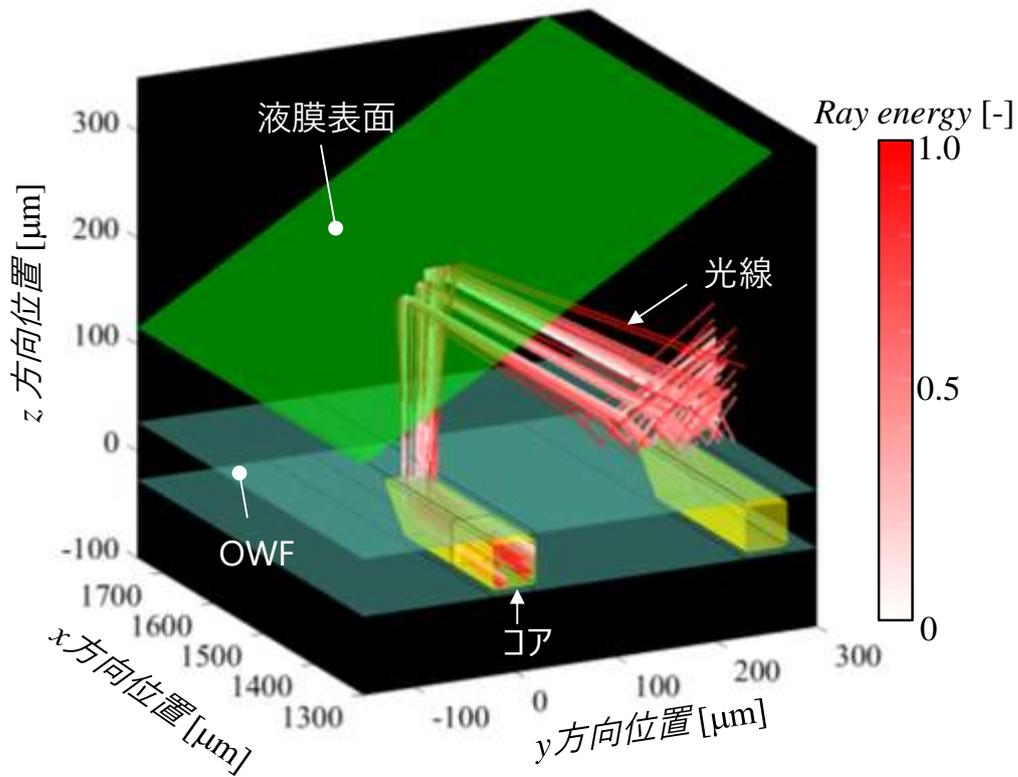


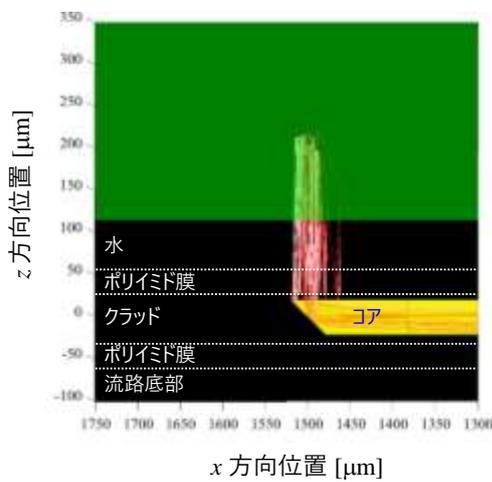
図 2-7 3D モデルの全体図

表 2-1 媒質のスケールと屈折率

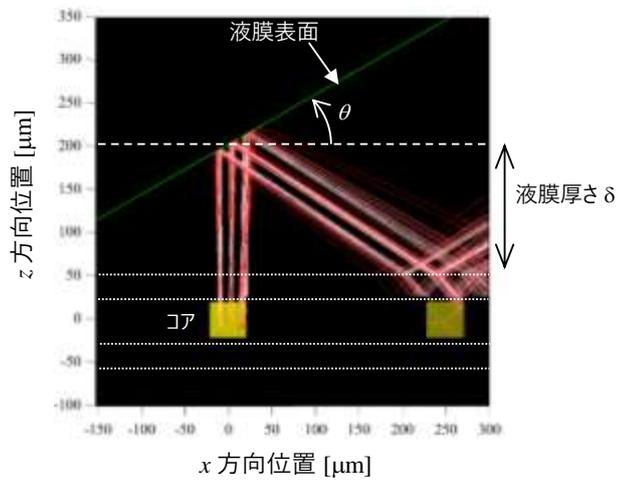
スケール	全体空間		3000x3000x3000 μm
	フィルム型光導波路	コア	断面: 42 μm 正方形, 長さ: 1500 μm
		クラッド	6 μm 厚さ
		ポリイミド膜	6 μm 厚さ
	水		パラメータ: 液膜厚さ, 表面角度
空気		液膜上部空間	
屈折率	フィルム型光導波路	コア	1.553
		クラッド	1.517
		ポリイミド膜	1.700
	水		1.333
	空気		1.000



(a) 三次元可視化



(b) x-z 断面



(c) y-z 断面

図 2-8 3D モデルでの計算結果の可視化

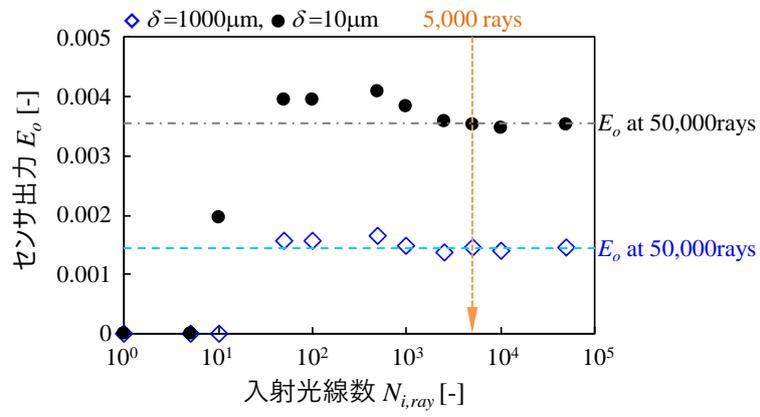


図 2-9 3D レイトレーシングでの入射光線数の影響

2.3 液膜厚さの校正方法の検討

2.3.1 模擬液膜を用いた校正実験の概要

OWF の出力から液膜厚さの算出方法を検討するため、模擬液膜を用いた校正実験を実施した。図 2-10 に概要を示す。校正実験では全反射ミラーで液膜表面を模擬した。模擬液膜表面は固液界面であるため、気液界面である実際の液膜表面とは反射率が異なるが、反射光強度割合を用いることで気液界面での反射率の影響を排除できる。理論モデルで示した(2-14)式に、(2-11)式、(2-12)式、(2-15)式をそれぞれ代入することで、次式によって反射光強度割合 ξ を表すことができる。

$$\xi \approx \frac{I_r}{I_{r,g}} = \frac{I_r}{\int_{-L_{co}/2}^{L_{co}/2} |i_r|_{\delta=0} dz'} = \frac{R_{lg} \int_{-L_{co}/2}^{L_{co}/2} i_{t,l} dz'}{R_{lg} \int_{-L_{co}/2}^{L_{co}/2} |i_{t,l}|_{\delta=0} dz'} = \frac{I_{t,l}}{|I_{t,l}|_{\delta=0}}, \quad (2-31)$$

上式では液膜表面の反射率 R_{lg} が相殺されていることから、模擬液膜を用いた校正実験結果を気液界面を用いた場合の校正結果と見なすことができる。

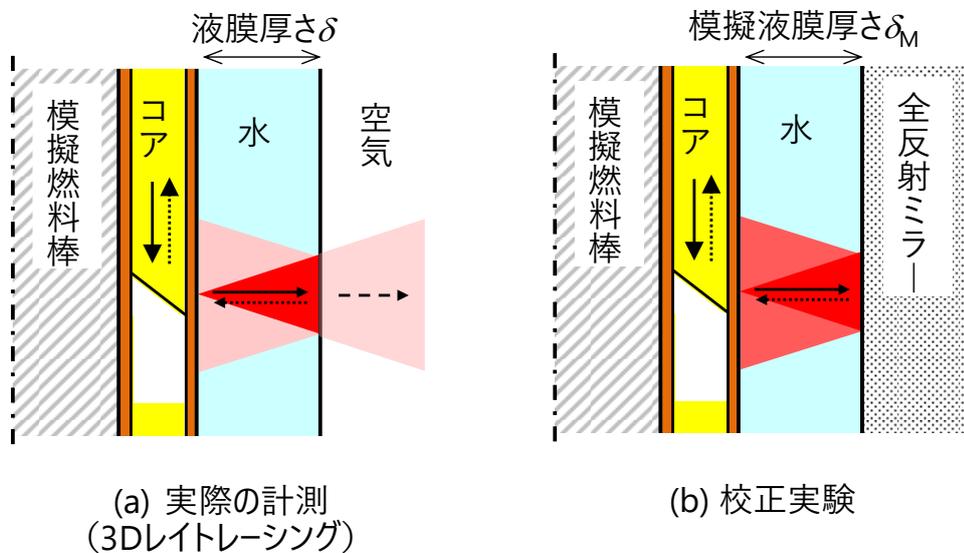


図 2-10 校正実験の概要

2.3.2 BWR 模擬燃料棒一体型 OWF の製作

校正実験には、BWR 模擬燃料棒と一体型の OWF を用いた。図 2-11(a)に、OWF に使用した住友ベークライト製のフィルム型光導波路の図面を示す。巻き付け部(1)を模擬燃料棒に貼り付けて使用する。誘導部(2)において、試験体の下流側（鉛直上方向）にコアを誘導し、流路外部に引き出す。コネクタ(3)においてフィルム型光導波路から光ファイバに切り替える。OWF では合計 24 本の光路（コア）が形成されており、光信号がコネクタ部を介して光路に入力する。図 2-11(b)は、巻き付け部の拡大図である。巻き付け部には、A～D のミラー群（6 つのミラー部の集合）を配置している。各ミラー群には、#1～#6 のコアが 2 行×3 列に配置される。行間隔（模擬燃料棒の軸方向）は 0.50mm、列間隔（模擬燃料棒の周方向）は 0.25mm である。本研究では、A のミラー群における#2 のミラーを用いた。

図 2-12 に、製作した OWF の外観（水中）を示す。図 2-12 は、図 2-11 の巻き付け部をステンレス製の模擬燃料棒表面に接着して貼り付け、図 2-11 の 24 本の光路のうちの 2 本（A のミラー群と B のミラー群）へレーザ光を誘導したものである。フィルム型光導波路の厚み(0.2mm)と接着剤の厚み(0.1mm)を考慮して、巻き付け部における模擬燃料棒は直径 9.5mm とし、設置後の OWF の直径が 10mm になるように予め調整した。図 2-12 より、2 つのミラー面から模擬燃料棒の垂直方向に射出光が生じていることが分かる。OWF ではこの射出光が液膜表面で反射する反射光強度（液膜反射光強度）を計測に利用する。

図 2-13 に、OWF の計測システムの概要図と写真を示す。(a)半導体レーザ（LDH3-635-4.5, シグマ光機）を光源とし、(b)ハーフミラー、(c)コリメータ、(d)コネクタを介して、(e)光ファイバおよび(f)光導波路にレーザ光を誘導する。(g)液膜表面での反射光は、入射経路を逆進し、(b)ハーフミラーで分離する。(h)偏光板を通過した反射光は(i)フォトディテクタ（C10439-08, 浜松フォトニクス）にて電気信号に変換され、電圧値として(j)オシロスコープ（DPO7000, テクトロニクス）にて検出・記録される。(h)偏光板は内部にスリット状の回転子を有しており、任意の偏光方向のみの偏波を通過させるフィルタの役割を担う。これにより、コリメータレンズ表面の反射光、光ファイバ端部のコネクタでの反射光などの外乱の影響を低減し、液膜界面での反射光強度をセンサ出力として検出可能である[13]。

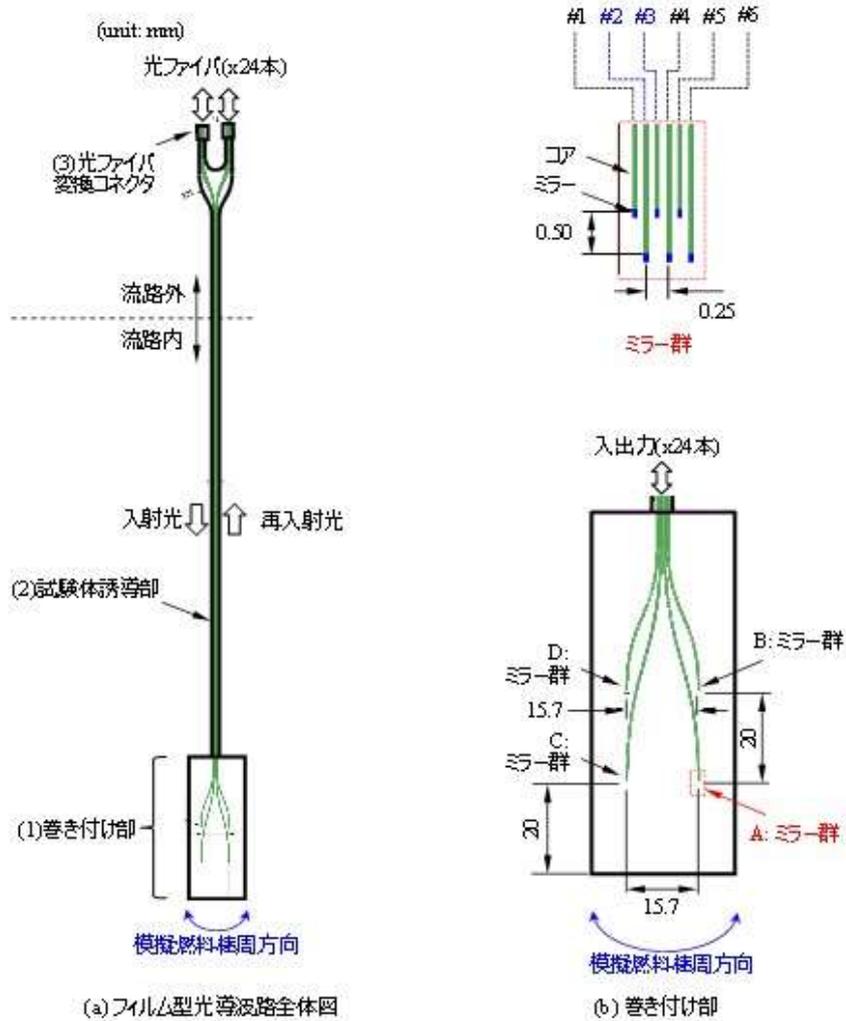


図 2-11 フィルム型光導波路の図面

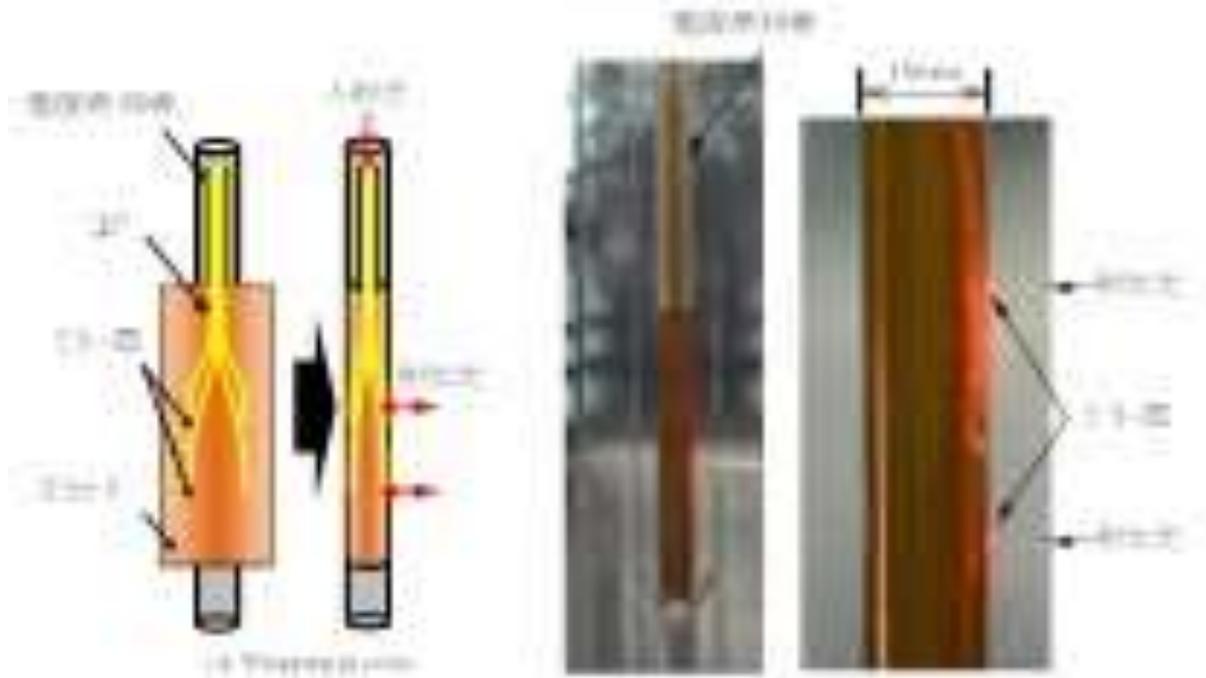


図 2-12 模擬燃料棒一体型の OWF の外観

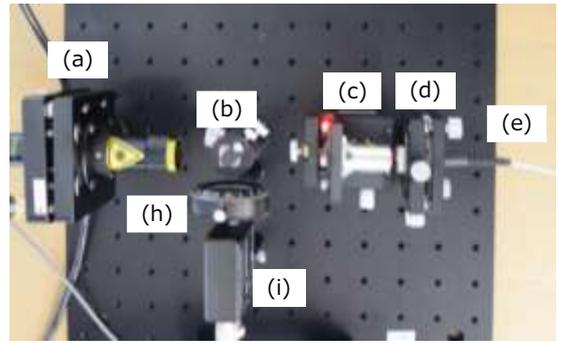
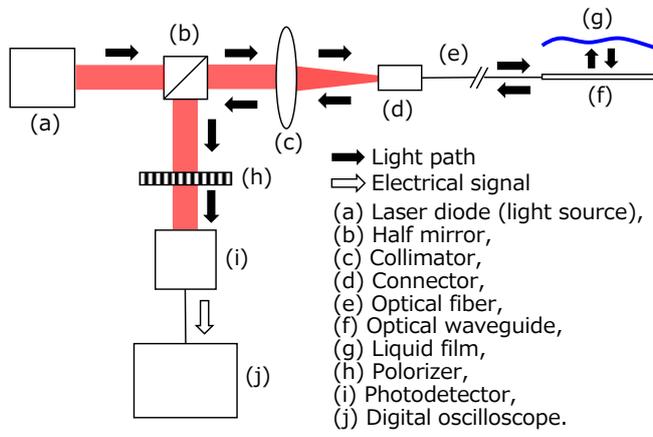


図 2-13 OWF の計測システム

2.3.3 校正実験装置及び方法

図 2-14 に実験装置の概要図を示す．模擬燃料棒一体型の OWF を水中に入れ，液膜表面を模擬した全反射ミラー（TFA-50C08-10, シグマ光機）を，OWF のミラー面（区別のため，本節ではセンサと呼ぶ）に対し垂直に置いた静止状態で出力電圧値を記録した．マイクロメータで操作可能な 2 軸ステージ（分解能 0.01 mm, TSD-251, シグマ光機）により，センサと全反射ミラー面との垂直距離を 0.01～3.00 mm の間で変化させ，出力電圧値との関係性を評価した．液膜厚さに相当する垂直距離は，CMOS カメラ（FASTCAM Nova S, フォトロン）及び顕微鏡レンズ（Z16APO, ライカマイクロシステムズ）によって，LED フラットパネル（CV-NFL-100, モリテックス）を光源としたバックライト方式で撮影することで計測した．図 2-15 に，撮影画像の一例を示す．画像の分解能は 1 ピクセル当たり 5 μm である．OWF の出力信号は 1 MHz のサンプリング周波数で 2 秒間のデータを記録した．一例として，図 2-16 に $\delta_M=500\mu\text{m}$ の出力電圧値 V を示す．全反射ミラー面が無い場合の出力電圧値 V_L に対して，センサ部と全反射ミラー面との垂直距離 $\delta_M[\text{m}]$ がゼロ（接触）の場合の出力電圧値 V_M が高く， $\delta_M=500\mu\text{m}$ の場合は V が V_L と V_M の間の値を示すことが分かる．これらの出力電圧の時間平均値を算出し，次式によって反射光強度割合 $\zeta_{ex}[-]$ を算出した．

$$\zeta_{ex} = \frac{V - V_L}{V_M - V_L} \quad (2-32)$$

ここで， V は計測時の出力電圧値[V]， V_L は全反射ミラー面を設置しない場合の水単相条件での出力電圧値[V]， V_M は全反射ミラー面接触時の出力電圧値[V]である．

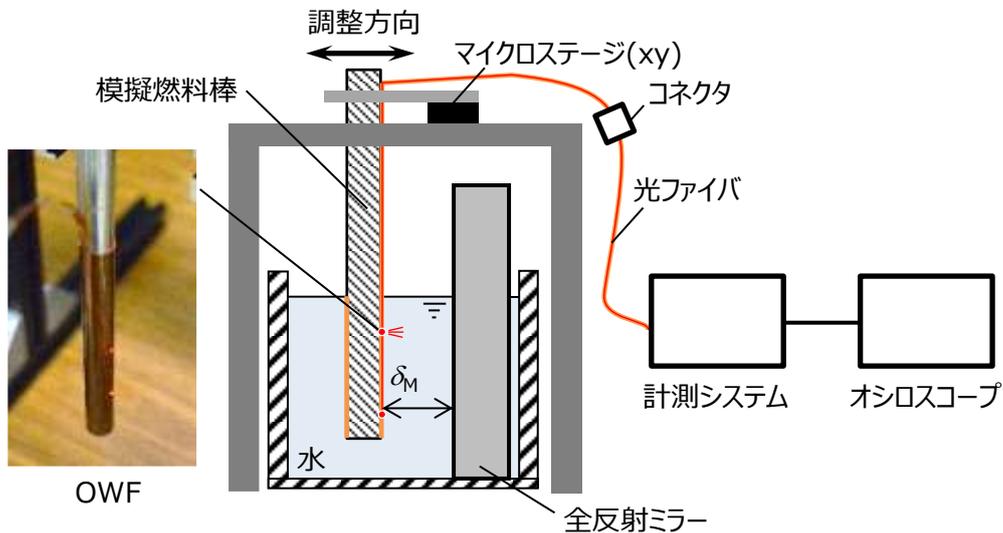


図 2-14 校正実験装置の概要図

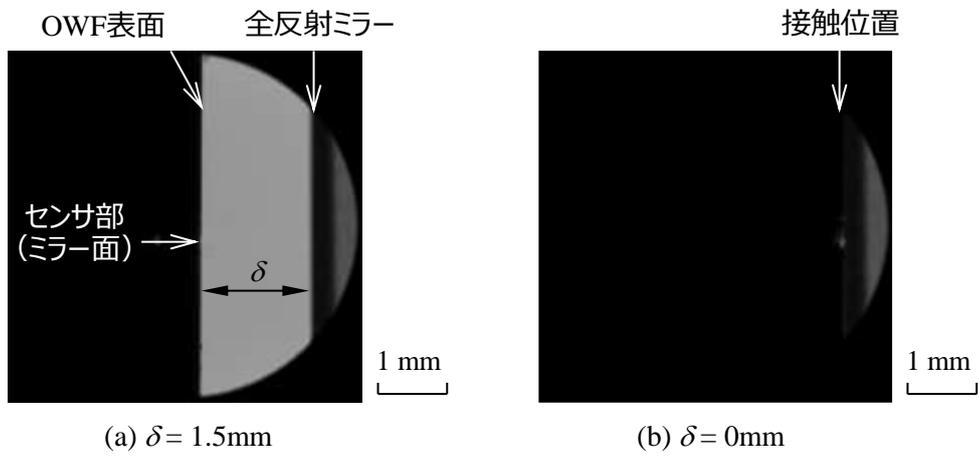


図 2-15 撮影画像の一例

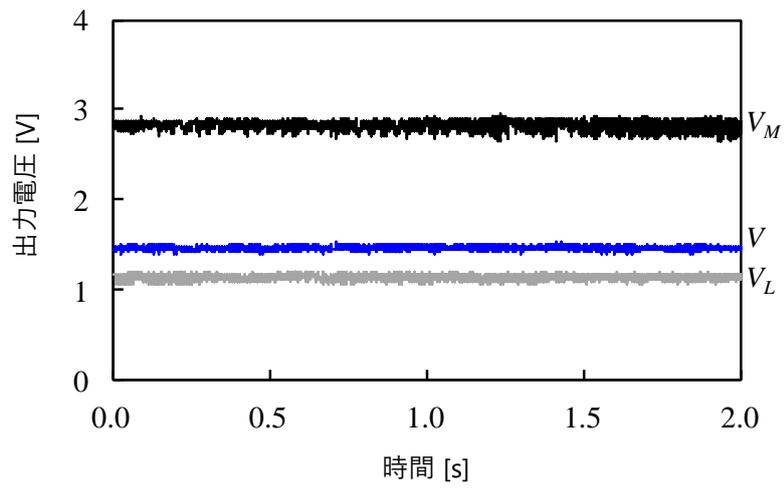


図 2-16 出力信号の一例

2.3.4 校正結果

図 2-17 に検証結果を示す。縦軸は液膜厚さ δ に相当するセンサ部と全反射ミラー面との垂直距離 δ_{SUS} 、横軸は反射光強度割合である。プロットは実験結果を、実線は 3D レイトレーシングの計算結果をそれぞれ示す。計算結果では、入射角を微調整してフィッティングした。エラーバーは出力信号の標準偏差を計測誤差として表している。同図から、実験結果は計算結果と計測誤差範囲内で一致することを確認した。液膜厚さ $10\mu\text{m}\sim 3\text{mm}$ の範囲における実験結果と計算結果の差異は $-22\sim +3\%$ である。

以上から、気液界面を用いた 3D レイトレーシングと固液界面を用いた校正実験の反射光強度割合が良く一致したため、気液単相条件の出力信号で正規化された反射光強度割合は、液膜厚さを算出するための評価値として有効である。実際の計測では、予め気液単相条件で出力信号を取得しておき、図 2-17 の関係を校正曲線として用いることで反射光強度割合から液膜厚さを算出可能である。

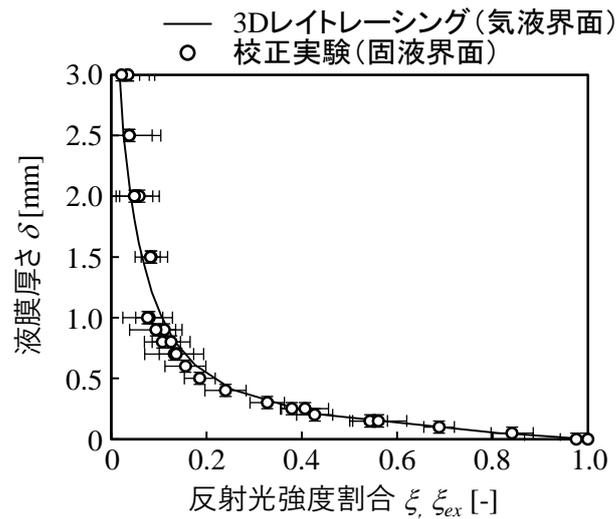


図 2-17 校正実験結果

2.4 信号処理手法の確立

2.4.1 OWF の出力信号の特性

OWF の出力信号特性を確認するため、3D レイトレーシングを用いて、液膜厚さと液膜表面角度に対する反射光強度割合 ζ を計算した。表 2-2 に計算条件を示す。入射光線数を $L_{i,ray}=5,000$ 本とし、液膜厚さと液膜表面角度をパラメータとして、それぞれ $\delta=10\sim 1000\mu\text{m}$ 、 $\theta=-35\sim 35\text{deg}$ とした。図 2-18(a)に OWF の反射光強度割合 ζ の算出結果を示す。横軸は液膜表面角度 θ 、縦軸は液膜厚さ δ である。図中のコンターは、反射光強度割合 ζ を表す。同図(a)より、原点（液膜厚さ $\delta=0\mu\text{m}$ 、液膜表面角度 $\theta=0\text{deg}$ ）を中心に、反射光強度割合 ζ が放射状に減衰することから、液膜厚さ $\delta=0\mu\text{m}$ 、液膜表面角度 $\theta=0\text{deg}$ で最も光が反射することが分かる。同図(b)は、液膜の流れ方向における液膜厚さの変化（cos 波による表面波形）を示し、点線は小さい曲率・波長の場合、一点鎖線は大きい曲率・波長の波を表している。この液膜厚さの変化を反射光強度割合マップ上で描くと同図(a)の点線と一点鎖線のような楕円形を描くことが分かる。同図(a)(b)における黒のプロットは液膜表面角度 $\theta=0\text{deg}$ を表し、液膜表面波形の極大と極小に相当する。同図(a)の反射光強度割合マップでは液膜表面角度 $\theta=0\text{deg}$ を横切るように軌跡を描くため、同図(b)の横軸を時間に置き換えれば、OWF の出力信号に相当する反射光強度割合が極大となることが推定できる。

表 2-2 3D レイトレーシングの計算条件

項目	記号	値
入射光線本数 [-]	$N_{i,ray}$	5000
液膜厚さ [mm]	δ	10,100,200,...,900,1000
液膜表面角度 [deg]	θ	-35,-30,...,0,...,30,35

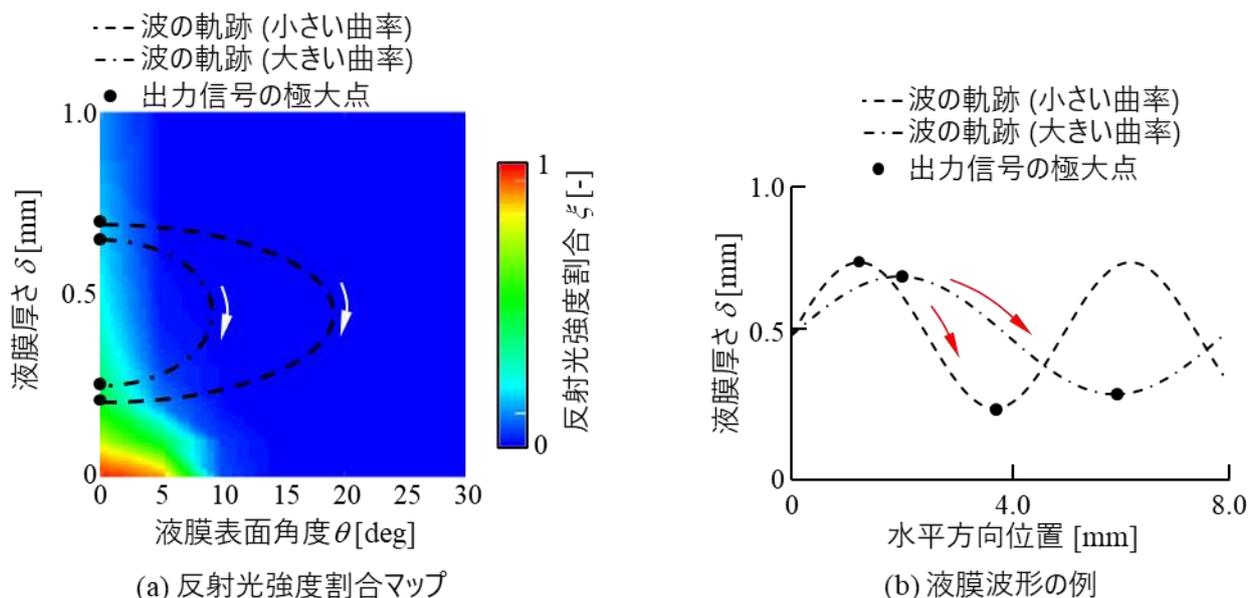


図 2-18 反射光強度割合マップの算出結果

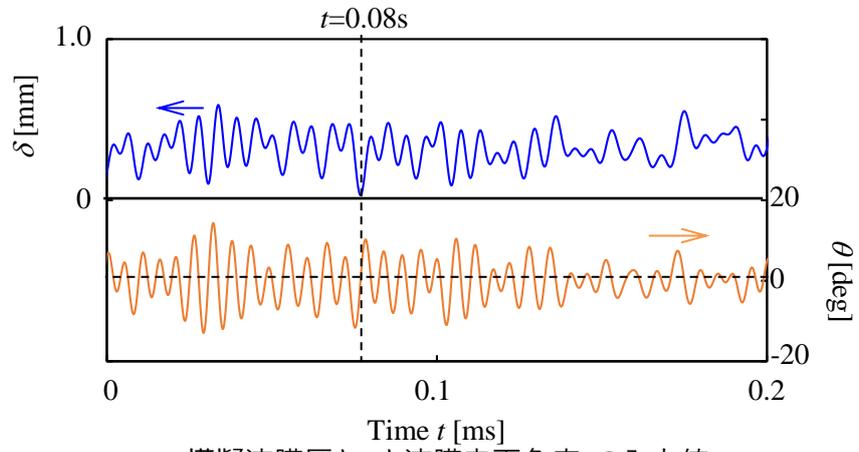
2.4.2 ランダム波による液膜計測シミュレーション

液膜厚さの校正曲線は水平な液膜表面を仮定しているため、実際の曲面を有する液膜厚さを算出可能かを確認した。ランダム波を用いて模擬液膜計測シミュレーションを実施した。模擬液膜を流れ方向へ平行移動することで、各位置の OWF 出力を取得し、一定の波速度を仮定して出力の時間変化（出力信号）に変換した。模擬液膜の入力値として、液膜厚さと表面角度を次式に従ってランダムな余弦曲線の重ね合わせにより生成した。

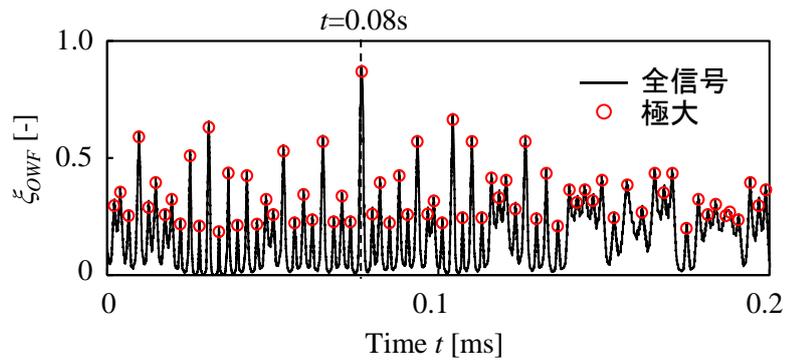
$$\delta(t) = \delta_m + \sum_{i=1}^{N_w} A_i [\cos(\pi t f_i B_i - \pi \phi_i)], \quad (2-33)$$

$$\theta = \tan^{-1} \frac{d\delta}{d(tu_w)}, \quad (2-34)$$

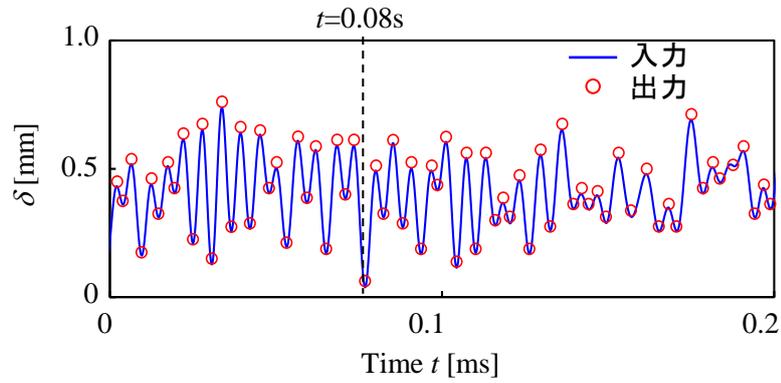
ここで、 δ_m , N_w , i , t , f_i , ϕ_i , θ_i , u_w は平均液膜厚さ[m], 重ね合わせの波形数[-], 波形番号[-], 時間[s], 液膜表面の最大変動周波数[Hz], 位相[deg], 表面角度[deg], 波速度[m/s]である。 A_i , B_i , ϕ_i は 0~1 の乱数である。平均液膜厚さ, 最大変動周波数, 波速度はそれぞれ $u_w=5$ m/s, $f=10$ kHz, and $\delta_m=0.5$ mm とした。図 2-19(a)に、模擬液膜の計算結果を示す。横軸は時間, 縦軸は入力値である液膜厚さ及び表面角度である。同図から液膜厚さ変化が極大・極小の時刻（例えば $t=0.08$ s の時刻）では表面角度が $\theta=0$ deg であることがわかる。同図(b)は、OWF の出力信号に相当する反射光強度割合である。同図(a)(b)から、液膜厚さ変化が極大・極小の時刻（例えば $t=0.08$ s の時刻）で OWF の出力信号が極大となることを確認した。信号処理を模擬して、赤い丸印のプロットに示す出力信号の極大を検出し、これを水平液膜を用いた校正曲線を用いて液膜厚さに変換した。同図(c)のプロットは、変換した液膜厚さの算出結果であり、模擬信号処理結果を示す。実線は入力で与えた液膜厚さ変化であり、模擬信号処理結果が入力値と良く一致することが分かる。図 2-20 に、模擬信号処理から算出した液膜厚さと入力値との比較を示す。両者が誤差 1%以内で一致した。以上から、OWF の信号処理手法として出力信号の極大値を校正曲線を用いて時系列液膜厚さを算出可能であることを確認した。



(a) 模擬液膜厚さ δ と液膜表面角度 θ の入力値



(b) 反射光強度割合 ξ



(c) 液膜厚さへの変換結果

図 2-19 模擬信号処理の結果

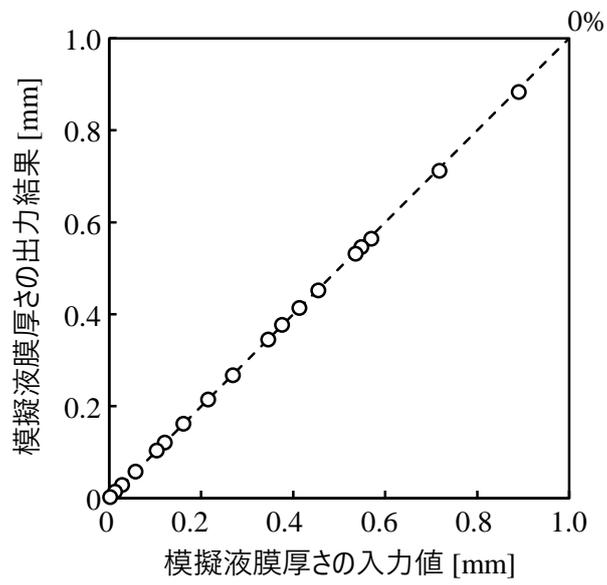


図 2-20 模擬液膜厚さの比較

2.5 結言

BWR 実温実圧環境下の液膜ドライアウト予測手法の高度化に向け、シート状のフィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ（OWF：Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film）を開発している。OWF の信号処理手法の確立のため、OWF の 3D レイトレーシングシミュレータを開発し、以下の結論を得た。

- (1) 開発したシミュレータでは、光導波路と液膜を表現した幾何学的な 3D 形状モデルにおいて反射・屈折する光線のエネルギーを計算し、センサ出力から計測システムで得られる出力信号を評価した。2 次元体系の理論モデルで算出したエネルギー入出力比をシミュレータによる計算結果と比較した結果、液膜厚さ 10-1000 μm の範囲において 3.5% の差異で一致することを確認し、プログラムの妥当性を確認した。
- (2) 液膜厚さの校正方法の検討のため、BWR 模擬燃料棒一体型の OWF を製作し、全反射ミラーを用いた模擬水平液膜による校正実験を実施した。気液単相条件の出力信号で正規化された反射光強度割合を比較した結果、液膜厚さ 10 μm ～3mm の範囲において実験結果と計測誤差内で一致した。気液界面と固液界面を用いた反射光強度割合が良く一致したため、反射光強度割合は液膜厚さを算出するための評価値として有効である。実際の計測では、予め気液単相条件で出力信号を取得しておき、本計算結果を校正曲線として用いることで反射光強度割合から液膜厚さを算出可能である。
- (3) ランダム波による時系列液膜厚さ計測をシミュレートした結果、模擬信号処理により算出した液膜厚さと入力値として与えた液膜厚さが誤差 1% 以内で一致したことから、OWF の信号処理手法として出力信号の極大値を校正曲線を用いて時系列液膜厚さを算出可能であることを確認した。

以上から、OWF により液膜厚さの計測が可能であることを確認した。

2.6 参考文献

- [1] T. Kamei and A. Serizawa, Measurement of 2-dimensional local instantaneous liquid film thickness around simulated nuclear fuel rod by ultrasonic transmission technique, *Nuclear Engineering and Design*, 184 349-362 (1998)
- [2] T. Takamasa and K. Kobayashi, Measuring interfacial waves on film flowing down tube inner wall using laser focus displacement meter, *International Journal of Multiphase Flow*, 26 1493-1507 (2000)
- [3] T. Arai, et al., Concurrent upward liquid slug dynamics on both surfaces of annular channel acquired with liquid film sensor, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 60 337-345 (2015)
- [4] G. Aoyama, et al., Preliminary Test of An ultrasonic liquid film sensor for high-temperature steam-water two-phase flow experiments. *J Nucl Sci Technol.*, 51, 350-358 (2014)
- [5] G. Aoyama, et al., Application results of a prototype ultrasonic liquid film sensor to a 7 MPa steam-water two-phase flow experiment. *J Nucl Sci Technol.*, 53, 537-545 (2016)
- [6] 古市肇, 上遠野健一, 安田賢一, 沸騰水型原子炉の高温高圧条件における液膜厚さ計測に向けたケプストラム差分法の適用性検討, *混相流*, Vol. 34, No. 4, pp. 520-531 (2020)
- [7] Y. Mizushima, A new ray-tracing-assisted calibration method of a fiber-optic thickness probe for measuring liquid film flows, *IEEE Transactions on Instrumentation & Measurement*, Vol. 70, 1-8 (2021)
- [8] K. Ymaguchi et al., Accurate thin-film measurement method based on a distribution of laser intensity emitted from optical fiber: Proposal of step light emitted model for ray-tracing simulation, *Mechanical Engineering Letters*, 6, 20-00419 (2020)
- [9] A. Sakamoto and T. Saito, Computational analysis of responses of a wedge-shaped-tip optical fiber probe in bubble measurement, *Review of Scientific Instruments*, 83, 075107 (2012)
- [10] 大場謙吉ら, 液膜の局所膜厚と界面波速度の同時測定のための光ファイバ液膜センサ, *混相流*, Vol. 3(1), 50-65 (1989)
- [11] T. Imai et al., Real-Time Screen-Space Liquid Rendering with Complex Refractions, *Computer Animation and Virtual Worlds*, 27(3-4), 425-434 (2016)
- [12] 金井孝太, 高校数学における数学的概念の関係性, *群馬大学教育実践研究*, 26号 9~15頁(2009)
- [13] Mizushima Y, Saito T. Detection method of a position pierced by a single-tip optical fibre probe in bubble measurement. *Meas Sci Technol.*, 23, 085308 (2012)

3. 大気圧下の液膜厚さ計測精度及び曲面への適用性

3.1 背景・目的

福島第一原子力発電所事故を踏まえ、2021年10月に閣議決定されたエネルギー基本計画では、過酷事故対策を含めた軽水炉の安全性向上に資する技術や信頼性・効率性を高める技術等の開発、高いレベルの原子力技術・人材の維持・発展等が必要であるとされた。沸騰水型原子炉（BWR：Boiling Water Reactor）の安全性向上においては、炉心の冷却水挙動の予測に必要となる熱水力解析手法を高度化することが重要である。しかし、複雑化する炉心の流路形状設計（部分長燃料棒・燃料スペーサ）に対して、冷却水の複雑流動現象をモデル化するためには、燃料集合体内気液二相流の詳細な実測データを取得する必要がある。

液膜流動モデルは、燃料棒表面の液膜流量分布を液滴飛散流量及び付着流量の相関式に基づき計算する機構論的モデル[1,2]であり、燃料棒表面の液膜破断・消失現象（以降、液膜ドライアウト）の発生位置を予測可能である。最新の燃料設計に対して、燃料スペーサに代表される複雑な流路形状が液膜流量に与える影響をモデルに導入するためには、冷却性能を決定する基底液膜厚さの高精度な計測データを取得し、熱水力現象に基づく液膜流動モデルを高度化することが必要である。しかし、蒸气流のせん断力によって液膜表面にはじょう乱波・リップルと呼ばれる特徴的な液膜表面波が非定常的に通過するため、これらの波が液膜厚さの時間平均値を非保守的に評価する要因になる可能性がある。

静岡大学真田・水嶋研究室ではBWR実温実圧条件における液膜流動モデルの高度化のため、じょう乱波の影響を排除した基底液膜厚さ分布の光学的計測手法を開発している。本手法はフィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ（OWF：Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film）であり、液膜ドライアウト時に燃料棒表面に生じるサブミリオーダーの液膜厚さに対して高時間・高空間分解能での計測が可能である。これまでに、OWFの3Dシミュレータを開発し、液膜厚さの校正実験及びランダム波による計測シミュレーションにより、液膜厚さの計測原理及び信号処理手法を確立した。

本章は、OWFによる液膜計測精度及び曲面狹隘流路への適用性を確認するため、OWFを実際の液膜厚さ計測に適用し、模擬燃料棒表面のサブミリオーダーの液膜厚さ分布計測の妥当性を確認することを目的とする。OWFの妥当性確認の目的から、他の計測手法を適用可能な大気圧体系にて鉛直上昇流中の液膜計測試験を実施し、高速度カメラによる可視化結果と比較した。また、じょう乱波やリップル波といった波が検出可能かを確認した。さらに、液膜ドライアウト現象把握にとって重要因子となる波の移動速度を評価し、可視化結果及び従来知見との比較から波移動速度の評価結果が評価誤差に収まるかどうかを検討した。

3.2 液膜ドライアウト予測モデルへの影響因子

3.2.1 環状噴霧流の流動モデル

BWR 炉心において液膜が破断・消失することによって液膜ドライアウトが発生すると、燃料棒が蒸気に露出して損傷に至る恐れがある。液膜ドライアウトは環状噴霧流において生じるため、液膜ドライアウト現象を把握するためには、環状噴霧流の特性を理解する必要がある。図 3-1 に垂直上昇流における環状噴霧流の流動モデル[3]を示す。環状噴霧流では、流路中心部に液滴を伴う気相が流れ、壁面に液膜が形成される。液膜では、リップルやじょう乱波と呼ばれる波立ちが生じる。リップルは、気相速度が大きい場合に形成され、波長、波高が小さく、比較的一様な形状をしていることが特徴である。じょう乱波はリップルよりも波高の高い波立ちであり、液膜表面で波立ちを起こすことによって、液膜からの液滴発生や、熱伝達率の増加を引き起こす。これらの波立ちに対しては、気相速度と液相速度によって与えられる流動条件において、波の通過速度や通過頻度に一定の傾向があることが分かっている。しかし、実験データのほとんどが円管での計測結果であり、燃料棒表面の液膜に関する知見はまだ少ない。

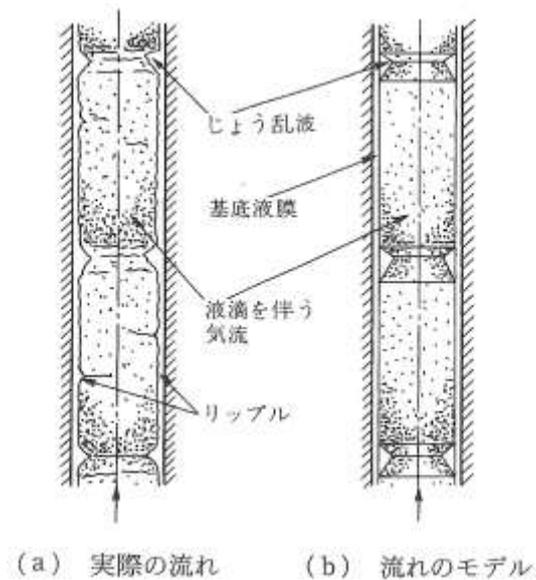


図 3-1 液膜流動モデル[3]

3.2.2 波速度に関する従来知見

気相・液相流量の低い条件では粘性波と呼ばれる、厚さ 0.2mm 以下の薄い液膜が形成され、波移動速度よりも界面速度の方が大きくなることが従来研究[3]において報告されている。気相速度 12m/s 以下で生じる液膜破断は、主にこの粘性波の発生に影響している。粘性波の特性は次式で表される。

$$a = \frac{C_w}{u_0} < 1 \quad (3-1)$$

ここで、 a は速度比[-]、 C_w は波移動速度[m/s]、 u_0 は界面速度[m/s]である。

気相流量の高い条件ではより乱れた波が発生する。円管内鉛直上昇流におけるじょう乱波の通過速度 u_D [m/s]に対して、大気圧条件下で取得された実験データに基づく相関式が世古口ら[3]によって提案されている。

$$u_D = \sqrt{gD_e} \cdot Fr_G^{0.57} \cdot Re_L^{0.23} \cdot Eo^{-0.5} (0.5 \ln Eo - 0.47) (1.57 Eo^{-0.52}) \quad (3-2)$$

$$Fr_G = \frac{j_G}{\sqrt{(\rho_L - \rho_G)gD_e / \rho_L}} \quad (3-3)$$

$$Re_L = \frac{j_L D_e}{\nu_L} \quad (3-4)$$

$$Eo = \frac{(\rho_L - \rho_G)gD_e^2}{\sigma} \quad (3-5)$$

ここで、 g は重力加速度[m/s²]、 D_e は代表長さ[m]、 Fr_G はフルード数[-]、 Re_L は液相レイノルズ数[-]、 Eo はエトベス数[-]である。フルード数、液相レイノルズ数、エトベス数はそれぞれ(3-3)式～(3-5)式で表される。 j_G は気相見かけ速度[m/s]、 ρ_L は液相密度[kg/m³]、 ρ_G は気相密度[kg/m³]、 j_L は液相見かけ速度[m/s]、 ν_L は液相動粘性係数[m²/s]、 σ は表面張力[N/m]である。円管内垂直上昇流におけるリップルの通過速度については、中里見による実験結果が報告されている[3]。世古口らの相関式と中里見らの実験結果から、じょう乱波は波高が高く気流の影響を受け易いため、リップル速度に対してじょう乱波速度が 2～3 倍大きくなることが分かっている。本研究では、じょう乱波速度とリップル速度の違いに着目して、可視化結果及び従来知見との比較から、OWF により評価される波速度の妥当性を確認した。

3.3 大気圧条件下の液膜計測試験装置及び方法

3.3.1 試験装置

図 3-2 に液膜試験装置を示す。装置は空気供給系、水循環系、試験体及び気水分離器から構成される。試験体下部より水と空気を混合して流入させ、テストセクションにおいて環状噴霧流を発生させる。試験体は SUS 製の模擬燃料棒とそれを内包するアクリル製の矩形流路で構成されており、模擬燃料棒と矩形流路との隙間に空気と水が流れる構造である。空気供給系では圧縮機 (OSP-15U5A, 日立製作所) より圧縮空気を試験体下部に流入させた。水循環系では、供給タンクの水をポンプ (25EVMS761.1, 荏原製作所) により試験体下部の模擬燃料棒表面に供給した。模擬燃料棒の周方向に均一な液膜流量を供給するため、図 3-3 に示すように入口には焼結金属を用いた。試験体上部の気水分離器にて空気を大気放出し、水を重力で供給タンクに戻した。空気流量及び水流量はそれぞれ空気流量計 (Thermal Flowcell, 日本フローセル) と水流量計 (FD-SS2A, FD-M50A, キーエンス) により混合前の直管部において計測され、データロガー (MX-100, 横河電機) に記録される。試験体の寸法は、BWR 燃料設計から、模擬燃料棒の直径を 10 mm (燃料棒ピッチ 12.5 mm, 水力等価直径 7.5mm) とした。試験では模擬燃料棒表面に形成される液膜挙動を可視化する。可視化を精度良く実施するために、矩形流路内壁面に付着する液膜を部分的に排除するリブを取り付ける必要があり、矩形流路の内寸を 22mm とした。そのため、本件試験の水力等価直径 $D_{13.6\text{mm}}$ は上述の寸法よりも大きくなるが、本試験の目的は計測手法の妥当性確認であるため、水力等価直径の違いが試験目的の達成に対して影響を与えないと判断した。

OWF は前章で校正実験に用いた模擬燃料棒一体型の OWF を用いた。OWF の設置位置は、空気流れが十分に発達する距離として試験体入口から $50D_e$ 以上離し 1000mm の位置とした。可視化には、光源を高輝度 LED (UFLS-75-12 W-UT, ユーテクノロジー) としたバックライト方式を採用し、模擬燃料棒表面の液膜厚さを側面から高速度カメラ (FASTCAM Nova S, フォトロン) で撮影した。図 3-4 に、テストセクションにおける液膜計測システムの構成を示す。OWF の計測システムは、前章と同じ光学システム及びデジタルオシロスコープから構成される。OWF による計測位置において、高速度カメラにより液膜流動を可視化した。また、信号発生器 (DG822, Rigol Technologies) からトリガ信号をオシロスコープと高速度カメラに入力することにより、OWF の出力信号の記録開始時刻と、高速度カメラの撮影開始時刻を同期させた。

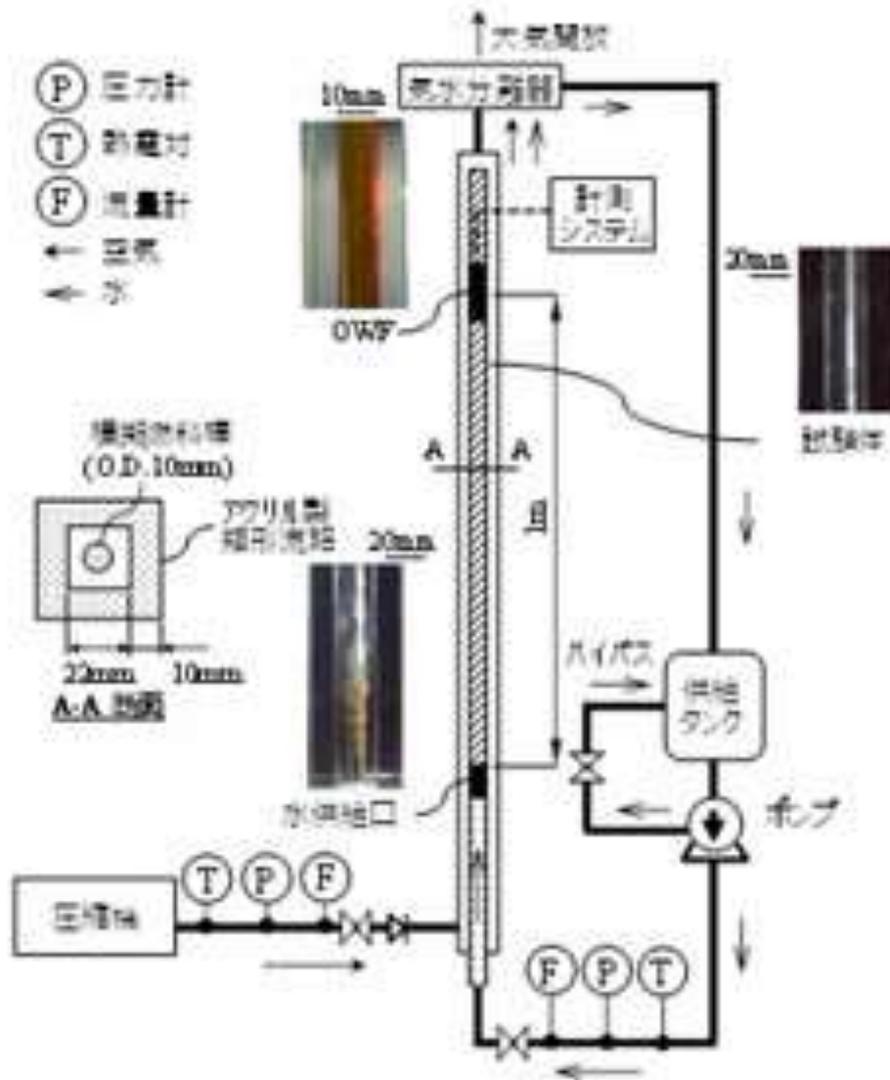


図 3-2 大気圧条件下の液膜計測試験装置の概要

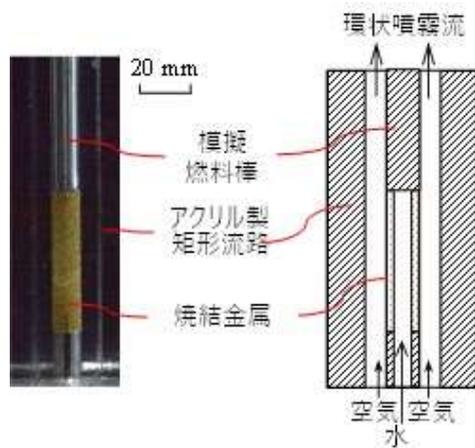


図 3-3 水供給口の詳細

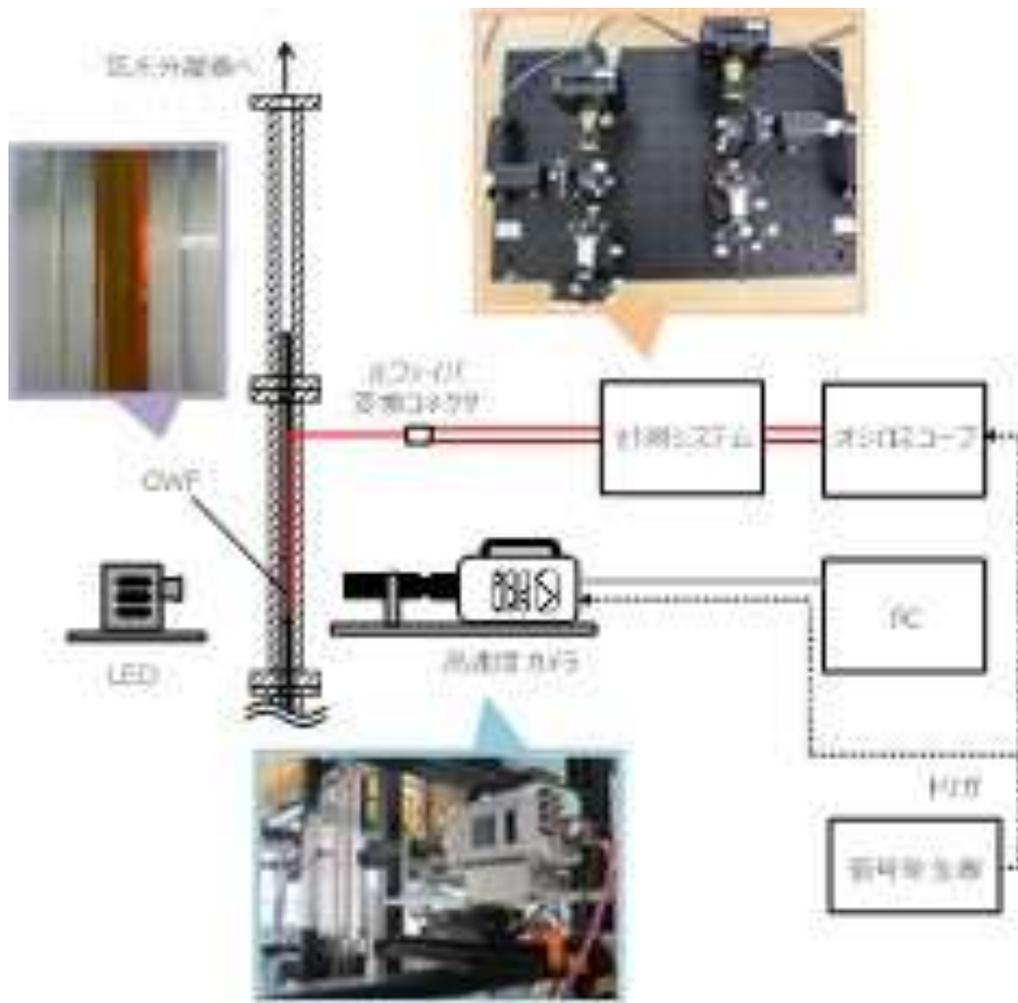


図 3-4 テストセクションの計測システム構成

3.3.2 試験条件

液膜計測試験では、液膜流が生じる流量条件として、環状噴霧流の流動様式の範囲に設定した。図3-5に、大気圧条件下における垂直上昇流の流動様式線図[3]と試験条件を示す。横軸は気相見かけ速度 j_G [m/s]、縦軸には液相見かけ速度 j_L [m/s]を示す。見かけ速度 j [m/s]は次式で算出される。

$$j = \frac{Q}{S} \quad (3-6)$$

ここで、 Q は体積流量[m³/s]、 S は流路断面積[m²]である。計測対象である液膜厚さと波速度が液相見かけ速度よりも気相見かけ速度に強く影響を受けるため、本研究では、液相見かけ速度を一定とし、気相見かけ速度をパラメータとした。BWRの定格運転条件（質量流束約1,500kg/m²s、蒸気クオリティ0.4）を想定した場合、気相見かけ速度は $j_G=22$ m/sと見積もられる。試験対象である環状噴霧流は、図3-5の”Annular flow”で記載される範囲である。また、じょう乱波やリップルに関する従来知見では、 $j_G=20\sim 50$ m/s、 $j_L=0.005\sim 0.050$ m/sの範囲の実験データが多い[3]。これらを考慮し、本研究における気相見かけ速度を $j_G=10, 20, 30, 40, 50$ m/s、液相見かけ速度を $j_L=0.01$ m/sと設定した。それぞれに相当する空気流量 $Q_G=240, 490, 730, 970, 1220$ L/min、水流量 $Q_L=0.24$ L/minを試験条件とした。表3-1に試験条件を示す。また、図3-6に、 $j_G=30$ m/s、 $j_L=0.01$ m/sにおける試験体内流動状態の一例を示す。(a)入口領域では、焼結金属から模擬燃料棒表面に流入した水によって液膜及び液滴が発生する様子が観察された。(b)計測領域の直前では、模擬燃料棒表面に液膜が形成されていることを確認した。

表3-2に、OWFの計測条件と高速度カメラの撮影条件を示す。OWFのオシロスコープのサンプリング周波数を十分に速い1MHzに設定した。信号処理過程でピークを検出し抽出するため、結果的に得られる液膜厚さのサンプリング周波数は約10kHzまで低下するが、じょう乱波検出に必要な時間分解能0.01sよりも十分に速い。高速度カメラは最大撮影速度6400Hzに設定した。OWFの計測空間サイズはミラー面の大きさから42μmであり、OWFの空間分解能は2つのミラー間距離0.5mmである。高速度カメラの空間分解能は1ピクセル当たりの大きさから10μmである。それぞれ2秒間のデータを記録した。

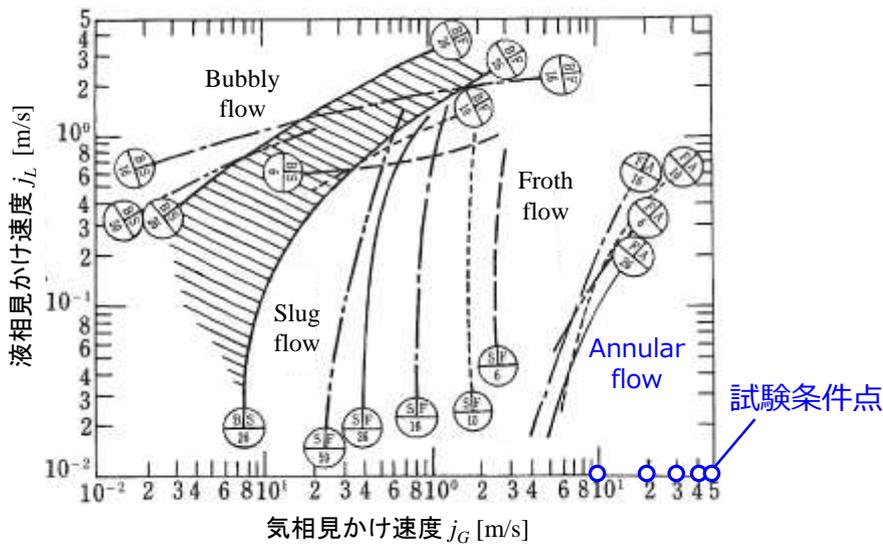


図3-5 試験条件

表 3-1 試験条件表

空気	見かけ速度	10,20,30,40,50 m/s
	体積流量	240,490,730,970,1220 L/min
水	見かけ速度	0.01 m/s
	体積流量	0.24 L/min

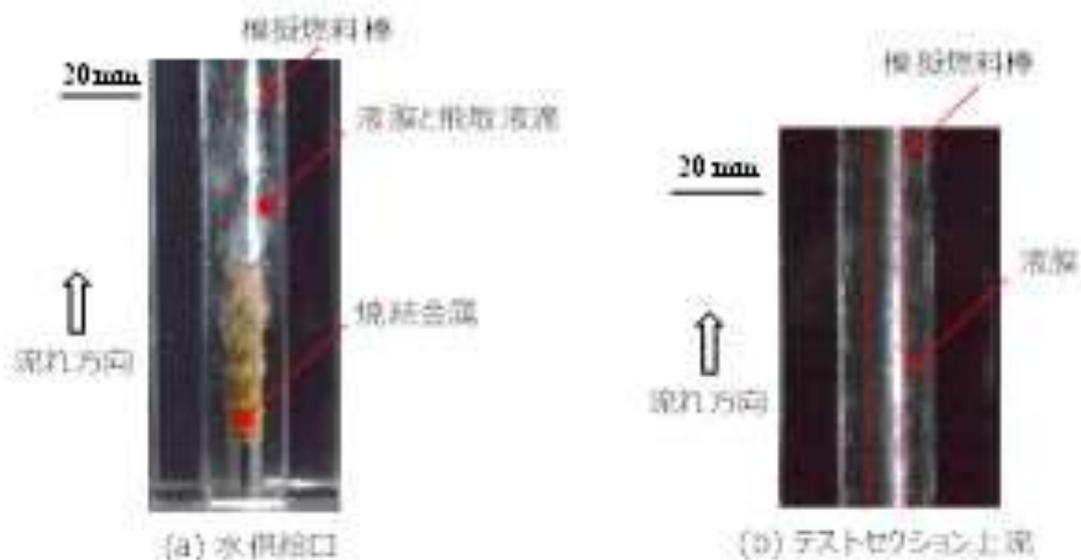


図 3-6 試験時の試験体内の様子

表 3-2 計測条件表

項目	OWF	高速度カメラ
サンプリング周波数	1 MHz	6400 Hz
計測空間サイズ	42 μm	-
空間分解能	0.5 mm	10 μm
計測時間	2 s	2 s

3.3.3 OWF による評価方法

OWF には前章と同じフィルム型光導波路を用いた。図 3-7 に、使用した住友ベークライト製のフィルム型光導波路の図面を示す。本研究では、A のミラー群における#2, #3 のミラーを用い、模擬燃料棒の軸方向において、0.50mm 異なる計測点での液膜厚さ分布を計測した。図 3-8 に、製作した OWF の外観（水中）を示す。同図より、2 つのミラー面から模擬燃料棒表面の垂直方向に射出光が生じていることが分かる。OWF ではこの射出光が液膜表面で反射する反射光強度（液膜反射光強度）を計測に利用する。

図 3-9 に、前章で評価した静止液膜厚さと液膜反射光強度の関係を示す。縦軸は液膜厚さ、横軸は反射光強度割合である。反射光強度割合は、気液単相条件の出力信号で正規化された反射光強度割合 $\zeta[-]$ であり、次式で定義した。

$$\zeta = \frac{V - V_L}{V_G - V_L} \quad (3-7)$$

ここで、 V は計測時の出力電圧値[V]、 V_L は水単相条件での時間平均出力電圧値[V]、 V_G は空気単相条件での時間平均出力電圧値[V]である。予め水・空気単相条件での出力電圧を取得しておき、液膜計測時に得られる出力電圧を正規化することで、同図の校正曲線を適用した。

前章で確立した OWF の信号処理手法では、出力信号の極大を検出することによって、気液界面が局所的に水平となる液膜表面の極大・極小を検出可能であることが分かっている。図 3-10 に OWF の信号処理のフローチャートを示す。OWF の出力電圧 V 、気液単相の出力電圧値 V_G 、 V_L を入力し、各時刻の反射光強度割合の算出によって出力信号を得る。反射光強度割合の出力信号から極大を検出し、検出した極大における出力（反射光強度割合）から校正曲線を用いて液膜厚さを算出する。図 3-11 に、(a)反射光強度割合を示す OWF の出力信号、(b)信号処理の結果をそれぞれ示す。同図(a)では、実線で反射光強度割合の出力信号を表し、赤い丸印で示す極大を検出した。(b)は校正曲線から極大値を液膜厚さに変換した結果である。液膜厚さが薄いほど、反射光強度割合が高くなる計測原理であるため、同図(a)から(b)で概ね大小関係が逆転していることが分かる。

さらに、本試験では近接した 2 つのミラーによって液膜厚さをそれぞれ計測するため、2 つの計測結果の時間差を利用して、波移動速度を評価可能である。波移動速度 C_w [m/s]は次式で算出する。

$$C_w = \frac{L_c}{\Delta t} \quad (3-8)$$

ここで、 L_c はミラー間の流れ方向距離[m]であり、0.50mm である。 Δt は 2 つの液膜厚さの時間差[s]であり、2 つの時系列液膜厚さのピーク時刻の差から算出した。

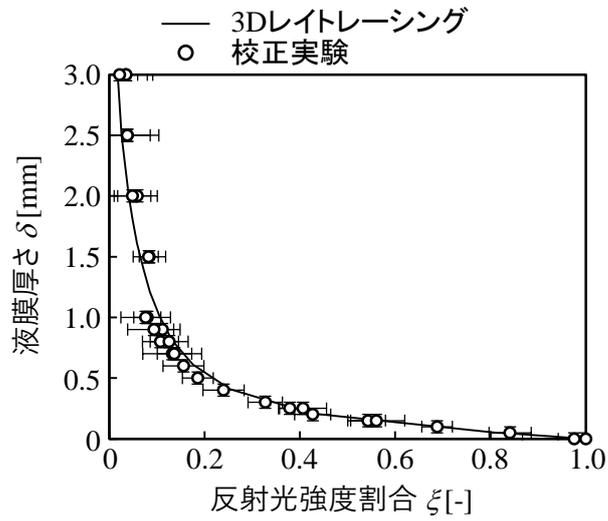


図 3-9 模擬燃料棒一体型の OWF の概要

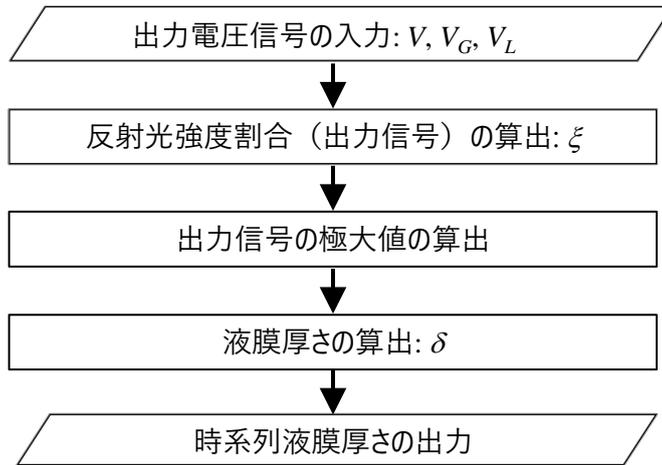
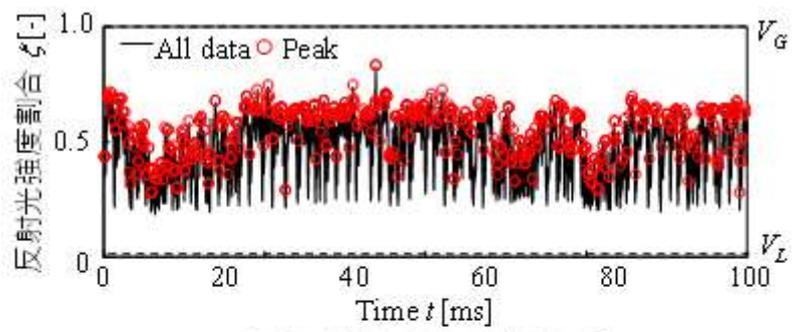
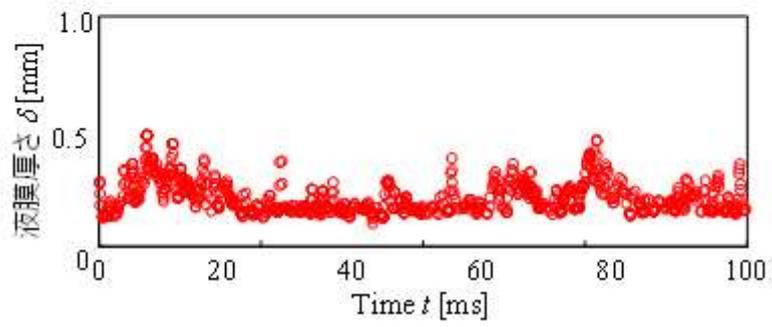


図 3-10 OWF の信号処理



(a) 反射光強度割合 (出力信号)



(b) 液膜厚さ

図 3-11 OWF の信号処理の一例

3.3.4 可視化手法

図 3-12 に高速度カメラで撮影した試験体内の撮影範囲を示す。試験体鉛直断面において、模擬燃料棒に巻き付けたフィルム型光導波路の表面を可視化した。高速度カメラの撮影範囲を、OWFのうち A のミラー群と同じ高さに設定した。図 3-13 に高速度カメラの撮影画像の一例を示す。同図は、バックライト方式により撮影した画像の一例であり、OWF から射出された射出光が液膜表面で散乱する光を捉えている。さらに図 3-14 は、バックライトを消灯した状態で撮影した画像である。OWF の 2 つのミラー部からの散乱光が確認できる。図 3-15 に、液膜の可視化結果の一例を示す。同図(a)は液膜の撮影画像、(b)は撮影画像から背景画像（図 3-13）を除去した後、二値化処理を施した画像である。これにより、液相範囲を白色で抽出した。この画像のうち、OWF のミラー位置を含む解析範囲（図中赤枠）において液膜厚さを算出した。なお、この解析範囲の幅はミラーの大きさ(0.04mm)とし、長さは背景ノイズが混入しない範囲に設定した。

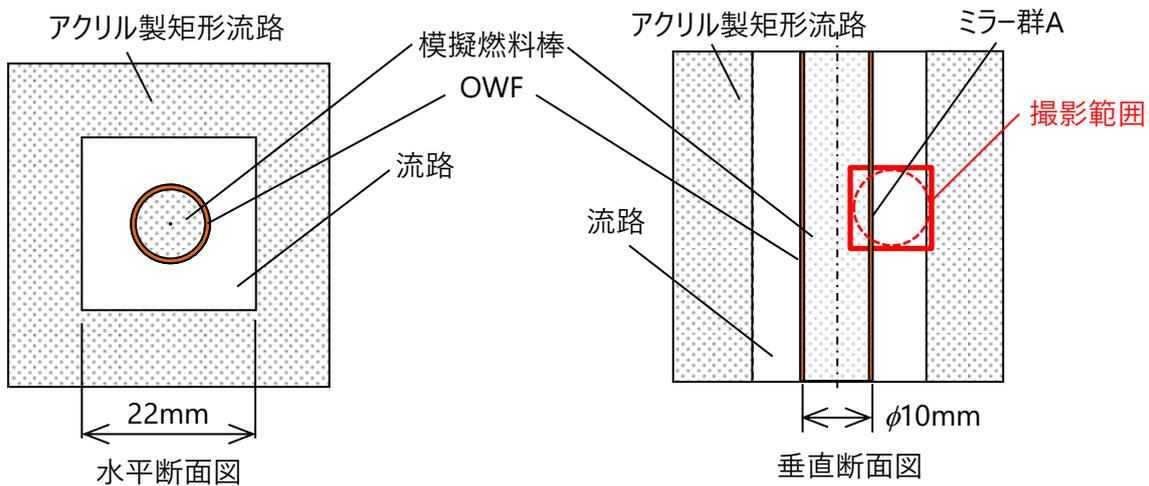


図 3-12 高速度カメラによる撮影範囲

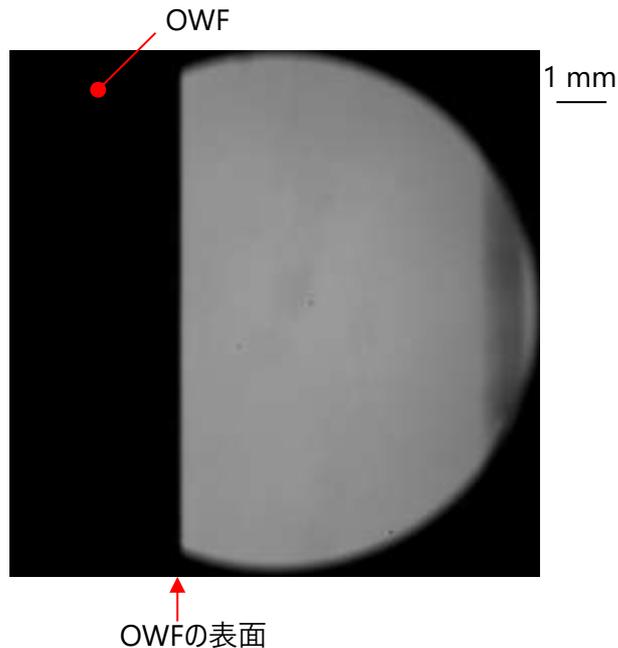


図 3-13 撮影画像の一例（液膜無し，バックライト ON）

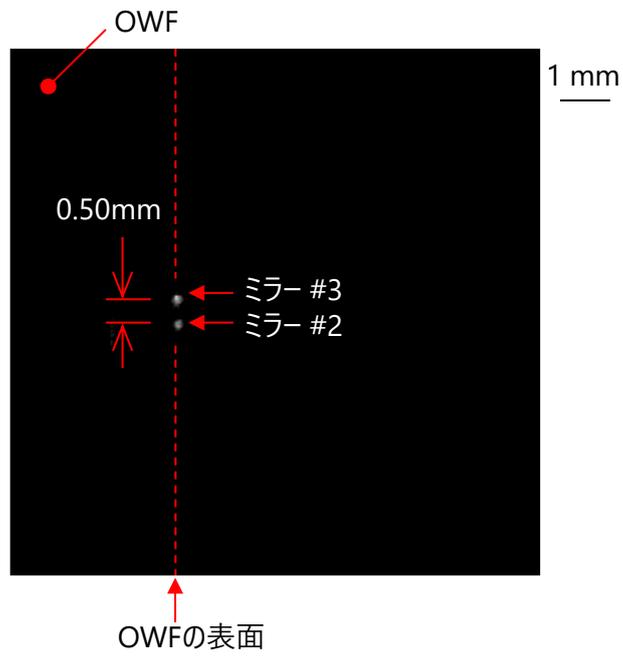
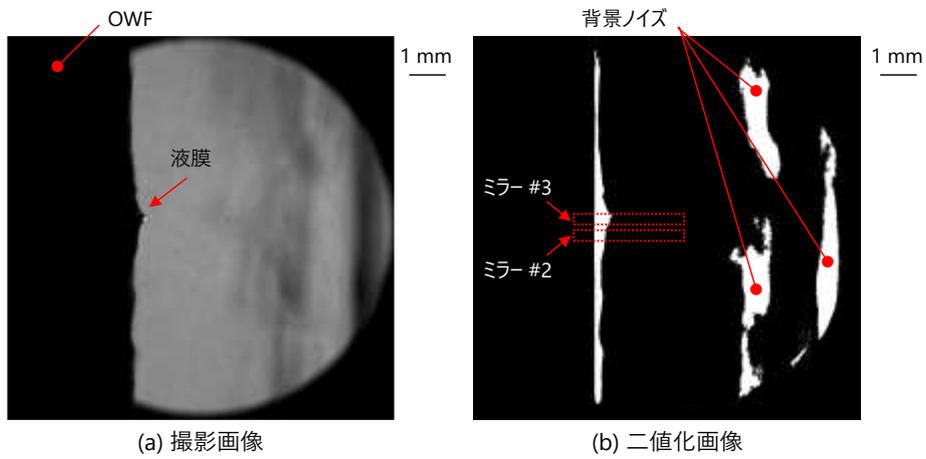


図 3-14 撮影画像の一例（液膜無し，バックライト OFF）



(a) 撮影画像

(b) 二値化画像

図 3-15 画像処理の一例

3.4 液膜厚さ分布及び波速度の妥当性確認結果

3.4.1 時系列液膜厚さの計測結果

図 3-16 に、気相見かけ速度 10~50m/s、液相見かけ速度 0.01m/s における時系列液膜厚さの計測結果を示す。どの条件においても液膜厚さが急激に変動し、気相見かけ速度が高いほど変動の頻度が高くなることから、気流による液膜表面にかかるせん断力の増加によって表面変動が増加し、波が形成されたと考える。

図 3-17(a)は、気相見かけ速度 30m/s、液相見かけ速度 0.01m/s において OWF と可視化の時系列液膜厚さの比較である。両者の液膜厚さも 0.2mm 程度であり、概ね一致する傾向にあることを確認した。特に図中(1)の時刻に液滴飛散を伴う高い波であるじょう乱波と、(2)の時刻に液滴飛散を伴わないリップル波を OWF 及び可視化からそれぞれ確認した。図 3-17(b)は、時系列液膜厚さの計測結果（図 3-17(a)）に対する確率密度関数を示す。見易さのため、縦軸を(a)と共通の液膜厚さで表す。OWF と可視化の計測結果を比較し、確率密度関数のピークが液膜厚さ $\delta=0.17\text{mm}$ （図中矢印）において一致することを確認した。確率密度関数のピークは、計測結果のうち頻度の高い液膜厚さを表し、リップルやじょう乱波による瞬時の液膜厚さ変化よりも、より一定の液膜厚さを表す。したがって、確率密度関数のピークは基底液膜に相当する厚みである可能性が高く、本試験条件では 0.17mm であることを確認した。

基底液膜厚さの精度向上に必要となるじょう乱波を周波数分離により分離可能かどうかを検討した。図 3-18 は、図 3-17 の結果から連続ウェーブレット変換により周波数 10~40Hz の液膜厚さを抽出した結果である。同周波数範囲は従来研究[3,4]で確認されるじょう乱波の周波数範囲と類似することから、周波数解析に有効である見込みを得た。

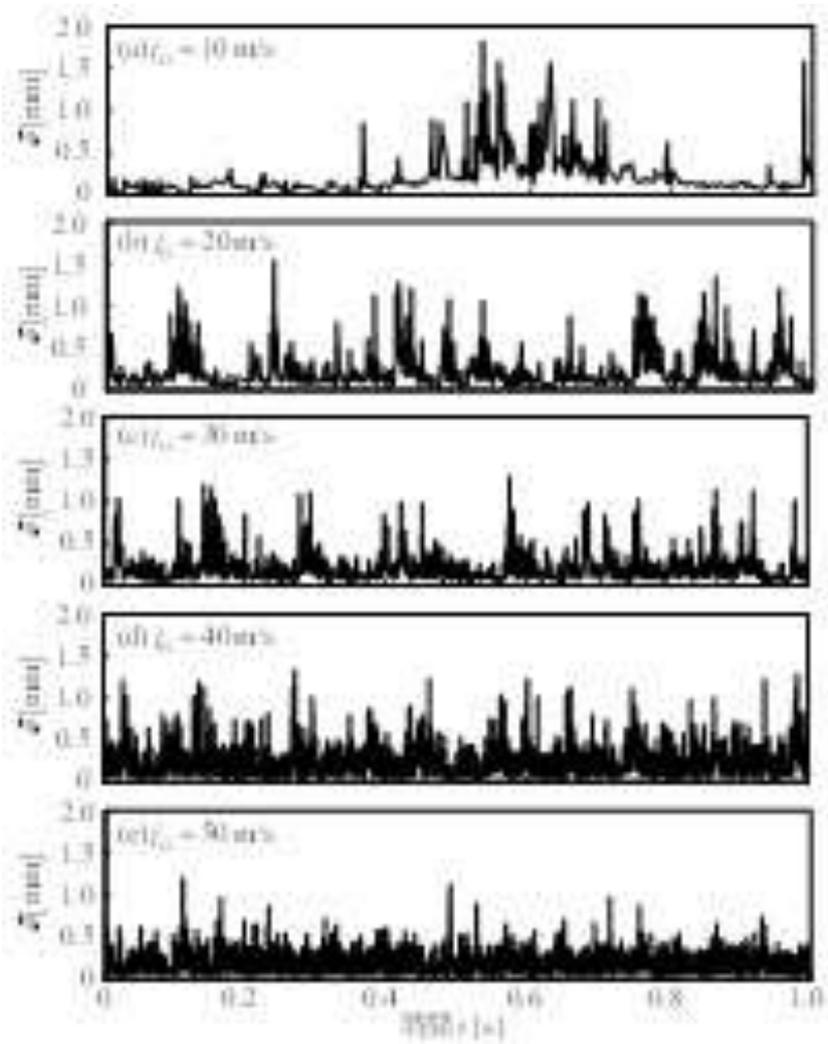


図 3-16 時系列液膜厚さの計測結果

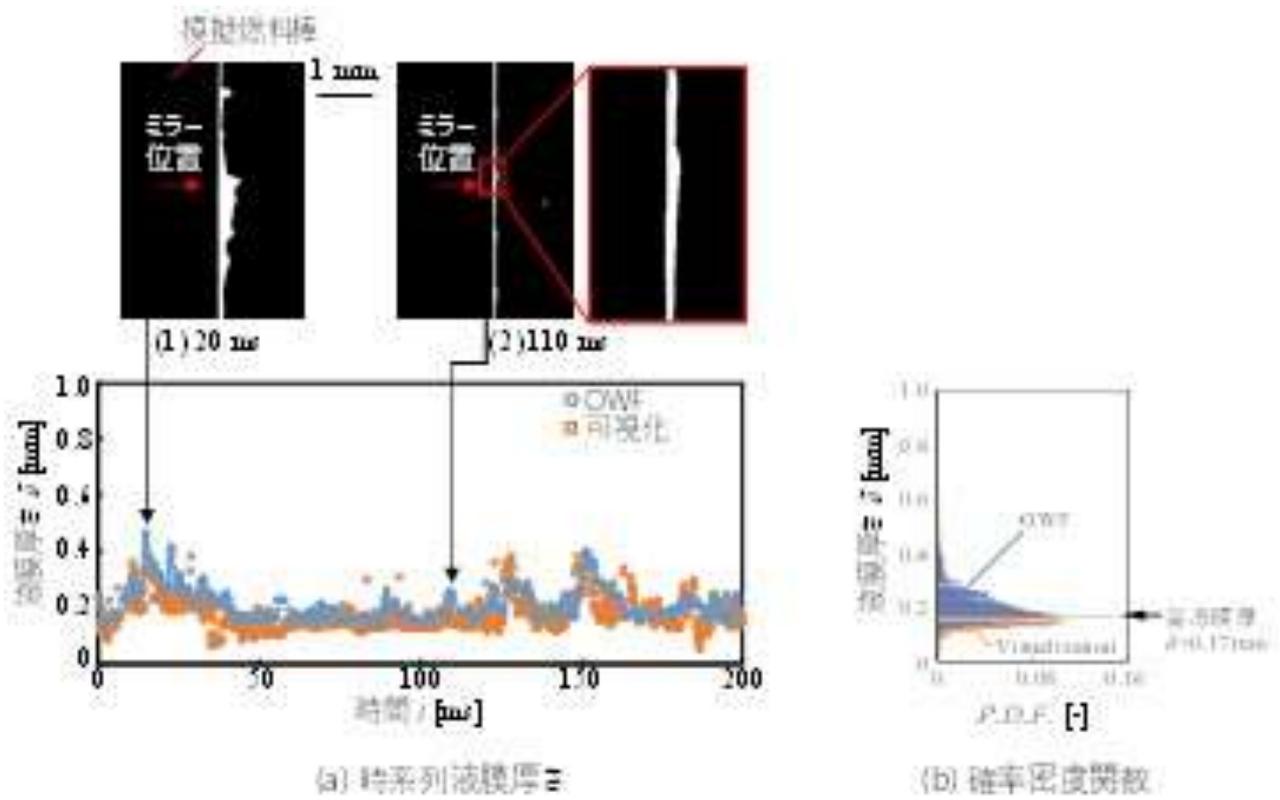
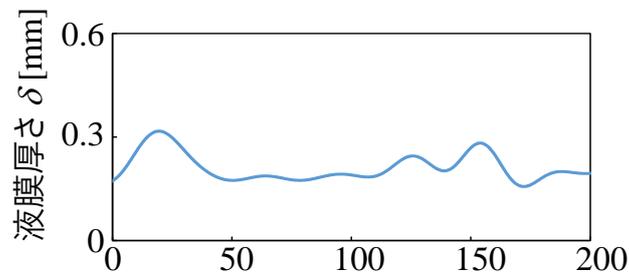
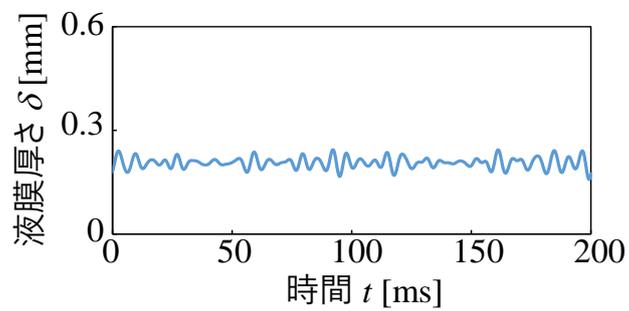


図 3-17 時系列液膜厚さの比較 (気相見かけ速度 30m/s, 液相見かけ速度 0.01m/s)



(a) 10~40Hzの抽出



(b) 100~200Hzの抽出

図 3-18 時系列液膜厚さの周波数分離結果の一例

3.4.2 平均液膜厚さの計測結果

図 3-19 に 2 秒間の時間平均液膜厚さの比較結果（横軸：可視化，縦軸：OWF）を示す。エラーバーは後述するように，画像処理（可視化），OWF それぞれの計測誤差である。OWF による平均液膜厚さの計測結果は，平均液膜厚さ 0.19mm～0.43mm の範囲において，可視化による計測結果と計測誤差の範囲内で一致し，OWF による時間平均液膜厚さの計測結果の妥当性を確認した。

図 3-20 に，気相見かけ速度 j_G に対する OWF による平均液膜厚さの評価結果を示す。液膜表面の変動の程度を評価するため，計測時間内の液膜厚さ変動量（標準偏差）を図中にエラーバーとして示す。同図から， j_G の増加に対して，平均液膜厚さが薄くなる傾向を確認した。この要因は，空気のせん断力の増加により，液膜が薄くなったためであると考えられる。また， $j_G=10\text{m/s}$ の条件では流れる液相流量が相対的に多くなるため，液膜が厚くなるのに応じて変動量も大きくなったと考える。#2 のミラーと #3 のミラーによる計測結果の差は，模擬燃料棒周方向の僅かなミラー位置の違い（0.13mm）と，校正時の单相条件での出力電圧の計測誤差によるものと考えられる。

図 3-19 に示したエラーバーのうち可視化結果の誤差では，画像処理過程で生じる液膜厚さの誤差として，二値化の際に生じる液膜表面の位置の誤差を算出した。図 3-21 に，撮影画像上の輝度分布を示す。横軸は，同図に示す撮影画像のうち，液膜表面を横切る直線 A の位置，縦軸は輝度である。液膜中では画像が暗いので輝度はゼロ，液膜から空気（左から右）に移動すると明るくなり，輝度が上昇する。液膜から空気の間には幅が存在し，これが液膜厚さを算出する上での不確かさとなる。二値化処理では，輝度閾値（75）により液膜表面位置を決定しているため，閾値からの最大距離 0.03mm を可視化による計測誤差として算出した。

OWF では計測対象の液膜厚さによって出力電圧が非線形に変化するため，電圧計測のオシロスコープの設定（垂直分解能）から計測誤差を算出する必要がある。そこで，校正曲線の関係を用いて計測誤差を算出した。計測誤差の算出に当たり，まず，反射光強度割合 ζ と液膜厚さの関係のうち，反射光強度割合 ζ を OWF の出力電圧 V に変換した。出力電圧 V は次式から算出した。

$$V = \zeta (V_G - V_L) + V_L \quad (3-9)$$

図 3-22(a) に，実際に得られた気液单相条件の時間平均出力電圧値 $V_G = 0.880\text{V}$ ， $V_L = 0.556\text{V}$ を上式に代入し，出力電圧に変換した結果を示す。なお，同図(a)はオシロスコープの電圧分解能 $dV = 0.004\text{V}$ によって離散化しており，これにより，電圧分解能 dV に対する液膜厚さ分解能 $d\delta$ が算出可能となる。同図(b)に，各液膜厚さ δ における液膜厚さ分解能 $d\delta$ を算出した結果を示す。液膜厚さ分解能は計測対象が厚くなるほど大きくなるのが分かる。計測結果毎の計測誤差を算出するために，同図(b)の関係を 4 次の多項式により近似した（図中点線）。近似線を次式で示す。

$$d\delta = 0.0568\delta^4 - 0.2025\delta^3 + 0.3194\delta^2 - 0.0539\delta + 0.0065 \quad (3-10)$$

このように，OWF による液膜厚さの計測結果を上式に代入し，図 3-19 の計測誤差（エラーバー）を算出した。

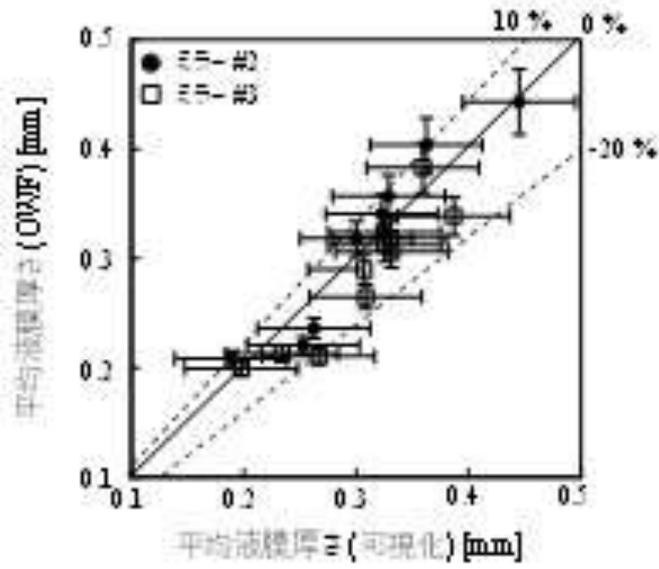


図 3-19 時間平均液膜厚さの比較

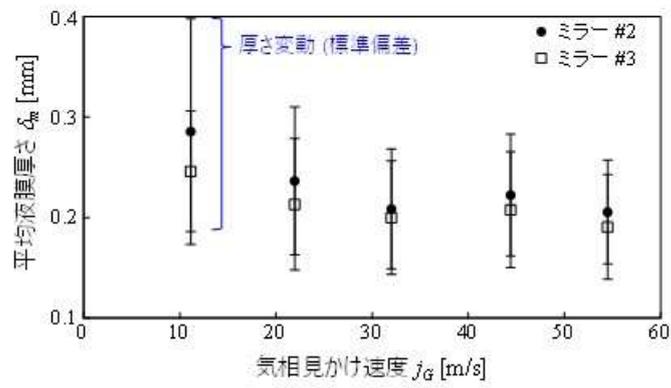


図 3-20 気相見かけ速度に対する時間平均液膜厚さ

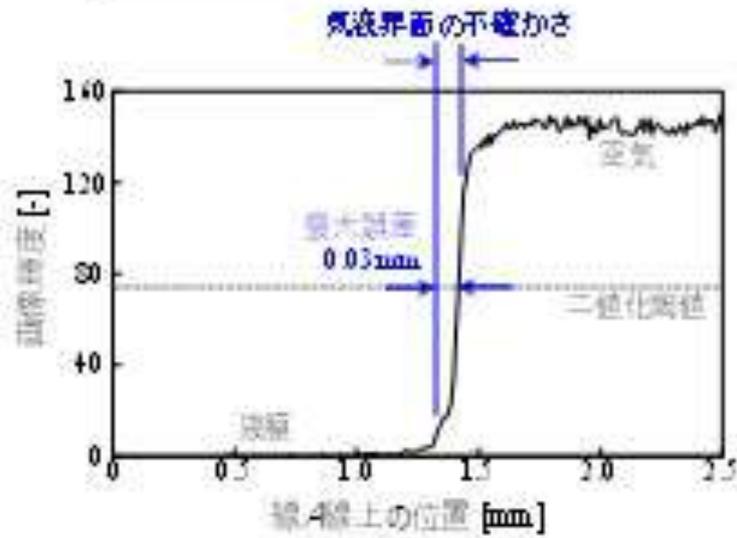
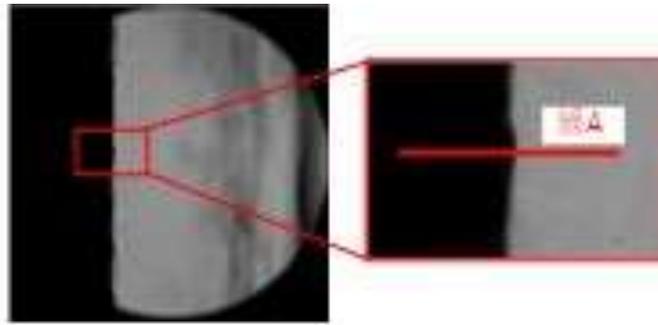
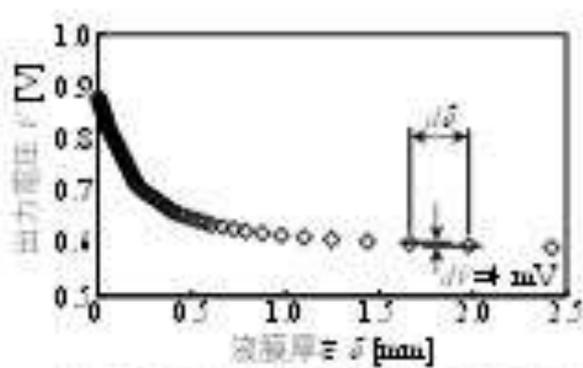
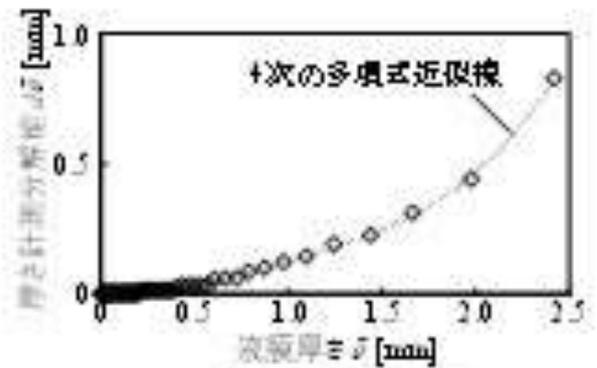


図 3-21 可視化の気液界面検出誤差



(a) 垂直分解能による出力電圧の飽和化



(b) 厚さ計測分解能

図 3-22 OWF の厚さ計測分解能の評価

3.4.3 波移動速度の評価結果

リップルとじょう乱波は混在するため、本研究では、撮影画像から液滴発生または液滴の同伴が確認された波立ちをじょう乱波、それ以外をリップルと区別し、OWF 及び可視化からそれぞれの波移動速度を評価した。OWF では 2 つの波の頂点の時間差から波の移動時間を算出し、波移動速度を算出した。可視化では高速度カメラの仕様上、サンプリング周波数（撮影速度）が足りないため、ミラー面付近での液膜厚さを評価する方法を採用せず、2 つの画像間で波の移動距離 Δz [m] と経過時間を算出し、次式から波移動速度を算出した。

$$C_{w,vis} = \frac{\Delta z f_f}{N_f}, \quad (3-11)$$

ここで、 f_f 、 N_f は撮影速度[Hz]、比較する 2 つの画像間の画像数[-]である。図 3-23 に、リップル通過時の OWF による液膜厚さ計測結果及び二値化処理画像を示す。同図から、2 つのセンサ信号による液膜厚さの変化に類似性を確認できる。また、上流側の#2 のミラーの方が#3 よりも液膜厚さのピークが早い時刻に現れることが分かる。これらの結果において、波立ちの際に検出されるピーク（図中矢印）の時間差を Δt として算出し、波移動速度を算出した。撮影画像からはリップルの頂部または底部（基底液膜との合流点）から移動量及び経過時間を算出し、波移動速度を評価した。なお、波の頂部と底部どちらの移動量もほぼ同じ値になることを確認している。図 3-24 に、じょう乱波通過時の OWF による液膜厚さ計測結果及び撮影画像を示す。じょう乱波はどの試験条件においてもリップルの出現頻度に対して少なく、 $j_G=40$ 、50m/s の試験条件では存在を確認できなかった。(a) $j_G=10$ m/s、(b) $j_G=20$ m/s では、検出し易い波の頂点を追跡することで移動量を算出した。(c) $j_G=30$ m/s では、液滴の発生及び同伴により波の頂部を確認しづらいため、波の底部を追跡して移動量を算出した。詳細は次項に記載する。

図 3-25(a)に、気相見かけ速度に対するリップル速度の計測結果を示す。エラーバーは標準偏差である。気相見かけ速度の増加に応じて液膜表面の気液界面におけるせん断力が増加し、波の推進力が増加するため、リップル速度も増加していることが分かる。図 3-25(b)は、(3-1)式を用いて速度比 a を算出した結果である。(3-1)式における界面速度 u_i [m/s] は次式から算出した。

$$u_i = 2u_m = 2 \frac{Q_L}{L\delta_m} \quad (3-12)$$

ここで、 u_m は液膜の平均速度[m/s]、 L は流路の濡れぶち長さ[m]、 δ_m は平均液膜厚さ[m]である。(3-12)式は、液膜が薄いため、液膜中の速度分布を直線（クエット流れ）と仮定し、界面速度を平均速度の二倍として算出した。平均液膜厚さ δ_m には図 3-20 の評価結果を用いた。図 3-25(b)から、 $j_G=10\sim 50$ m/s の範囲において速度比 a [-] は 1 以上であるため、波移動速度よりも界面速度が大きくなる粘性波ではないと判断できる。これは、図 3-17、図 3-23、図 3-24 の撮影画像による観察結果（じょう乱波、リップル）とも整合する。

図 3-26 に、OWF 及び可視化による波移動速度（じょう乱波速度・リップル速度）の評価結果を示す。エラーバーは時間分解能による評価誤差である。じょう乱波はリップルよりも振幅が大きく、より気流の影響を受け易いため、じょう乱波速度がリップル速度よりも 2～3 倍大きくなる従来知見[3,4]と同様の傾向が得られた。また、OWF による評価結果が可視化結果と評価誤差の範囲内で一致することを確認した。なお、(c) $j_G=30$ m/s ではじょう乱波がミラーを通過する際に崩れたため、波の頂部の追跡では OWF と比較できないと判断し、波の底部を追跡した結果を同図に示し

ている。頂部と底部の追跡結果の違いについて、詳細を次項に記載する。リップル速度については、OWFによる評価結果が可視化結果と評価誤差の範囲において一致することを確認した。

図 3-26 の評価結果に、世古口らによるじょう乱波速度の相関式[6]と、中里見らのリップル速度の計測結果[7]を重ねて示す。点線は、(3-2)式に示す世古口らによるじょう乱波速度の相関式から算出した評価結果である。+印は中里見らにより計測された円管内垂直上昇流におけるリップル速度であり、本試験条件に近いデータ ($j_L=0.008\text{m/s}$) を用いた。OWF によるじょう乱波速度の評価結果は、世古口らの相関式と同程度の値を示すことが分かった。

以上から、波移動速度をじょう乱波速度とリップル速度に分けて評価した結果、じょう乱波速度の評価結果がリップル速度よりも 2~3 倍程度大きくなる従来知見と同程度の値を示した。また、OWF によるじょう乱波速度の評価結果は、可視化による評価結果と評価誤差の範囲内において一致することを確認した。さらに、リップル速度の評価結果は、可視化による評価結果及び従来知見と評価誤差の範囲内において一致することを確認した。

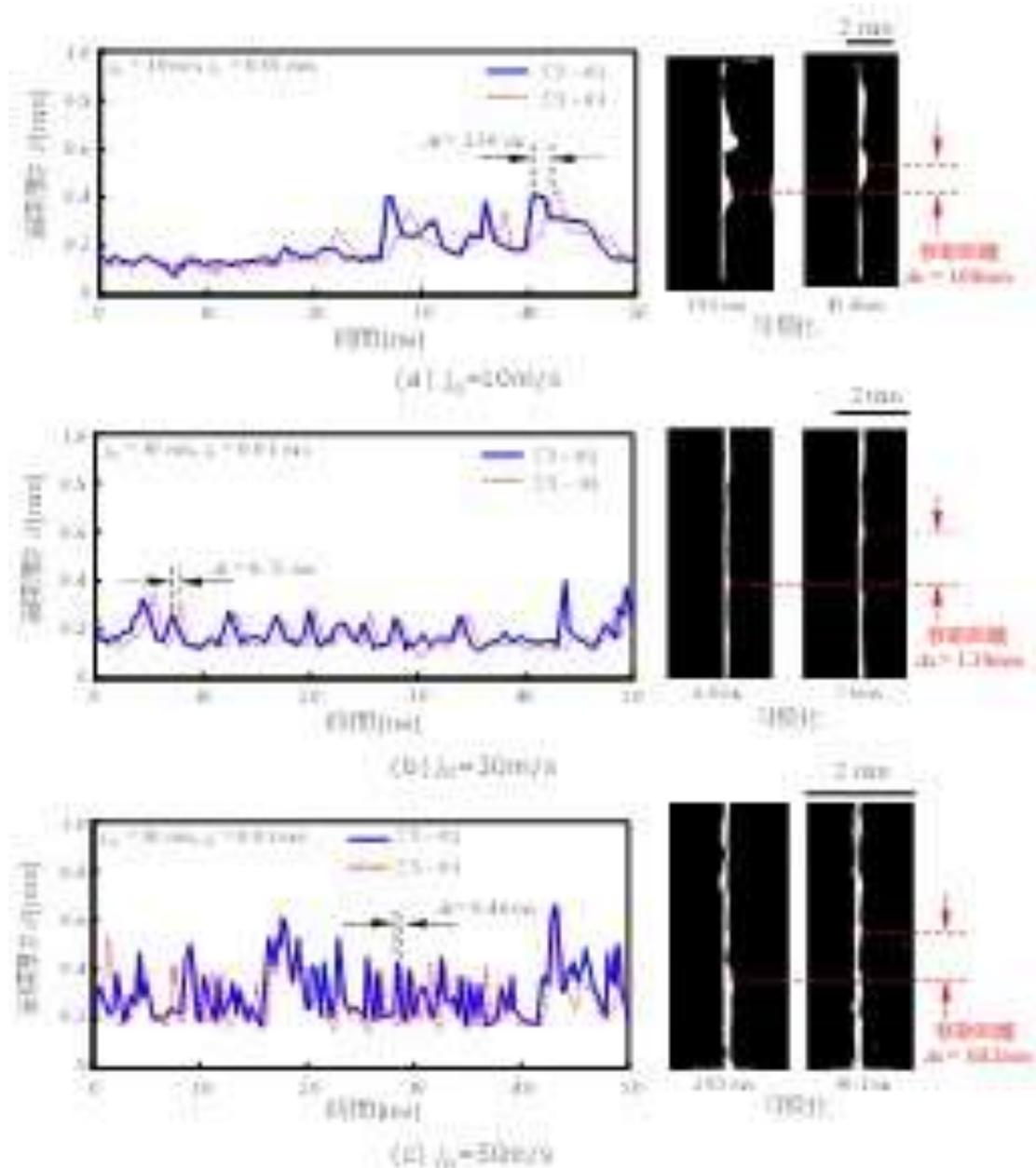


図 3-23 リップル通過時の OWF による液膜厚さ計測結果及び二値化処理画像

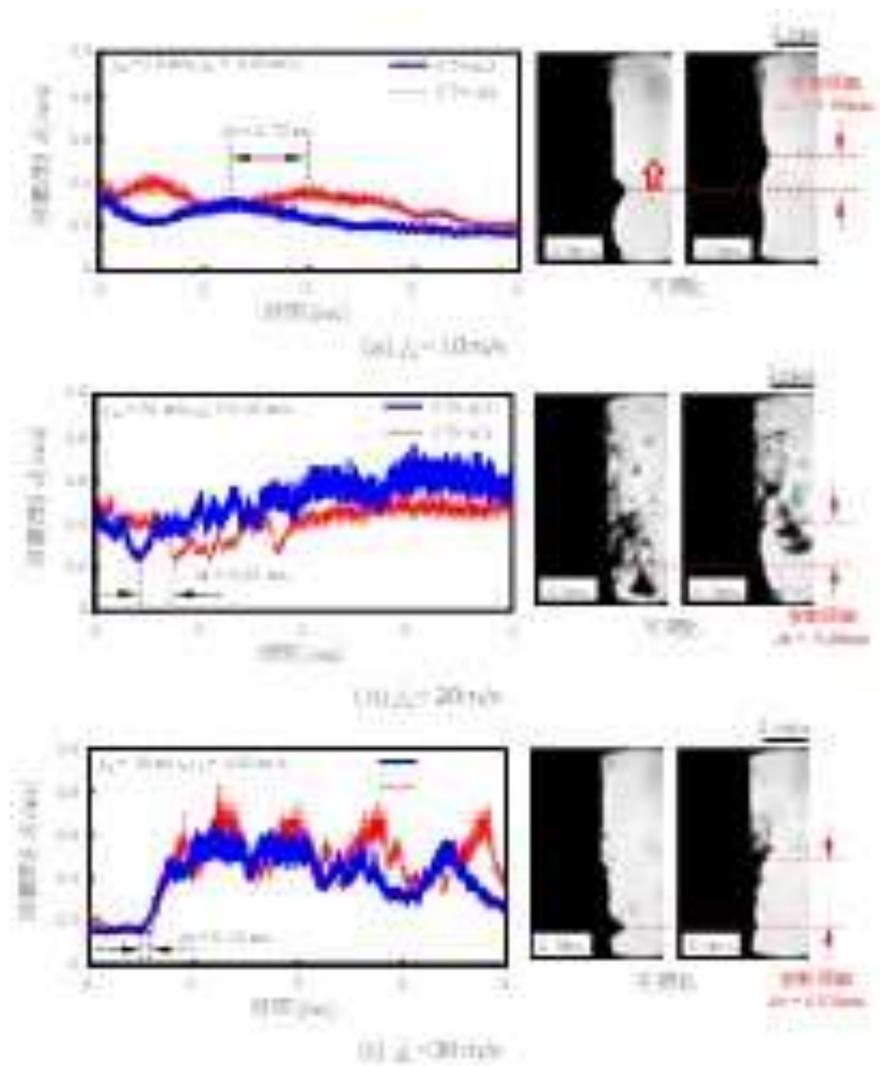


図 3-24 じょう乱波通過時の OWF による液膜厚さ計測結果及び二値化処理画像

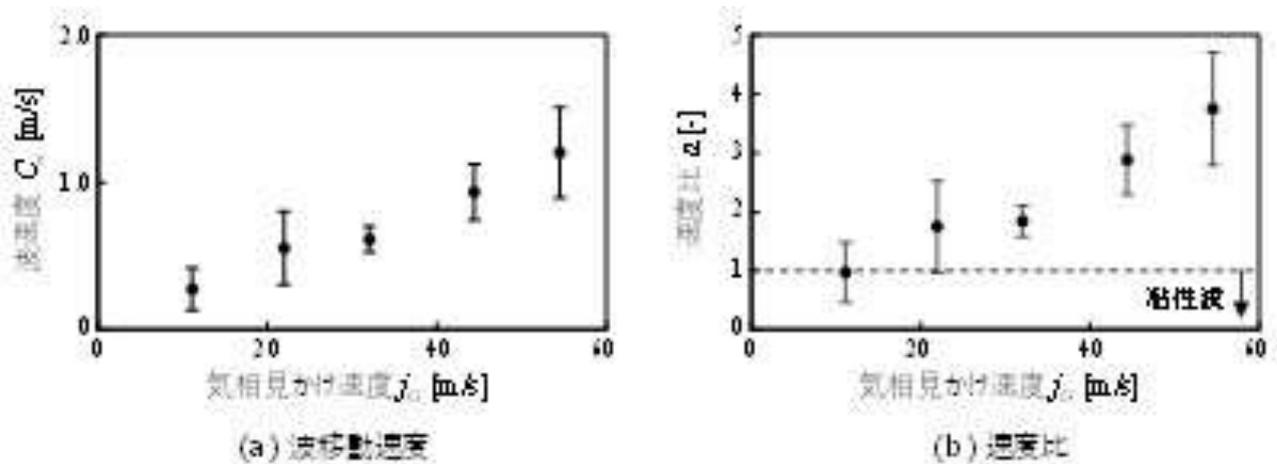


図 3-25 気相見かけ速度に対するリップル速度の評価結果

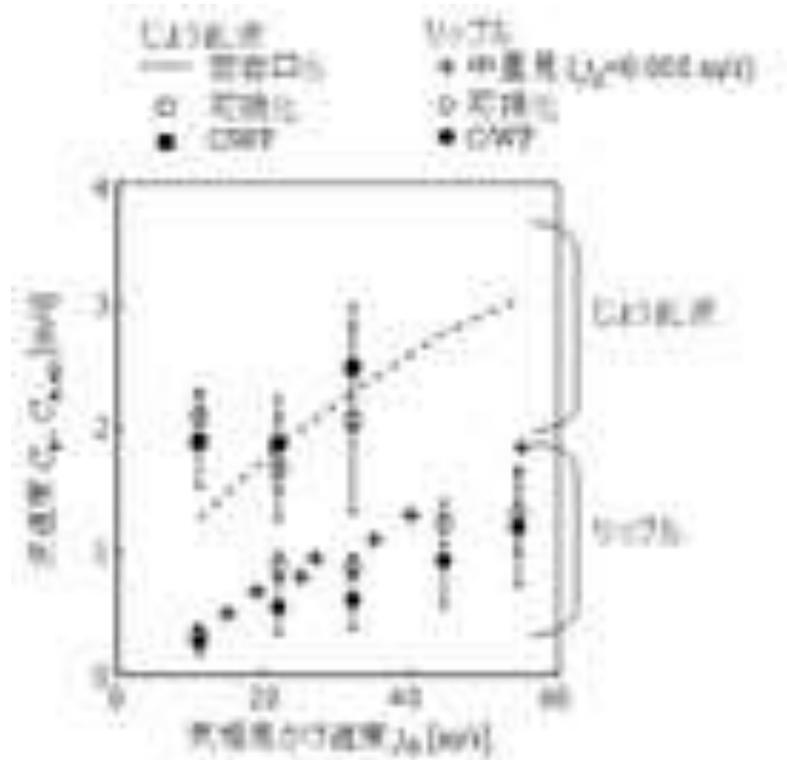
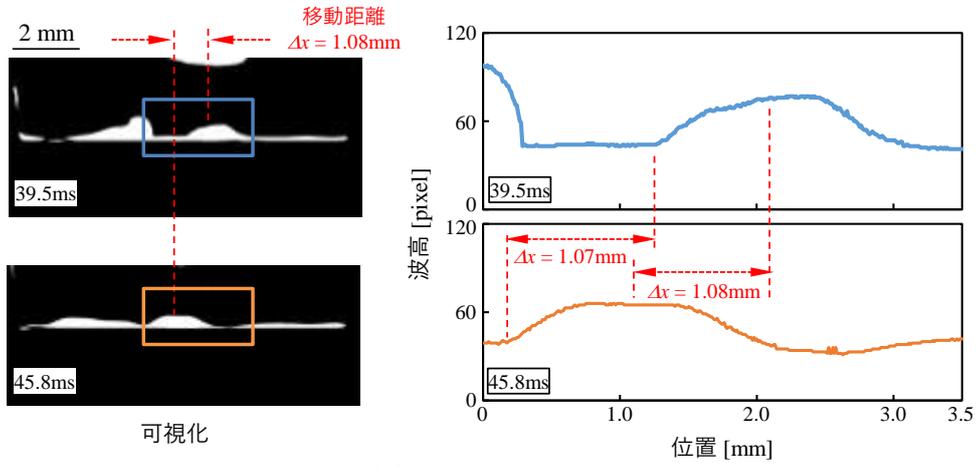


図 3-26 OWT 及び可視化による波移動速度の評価結果

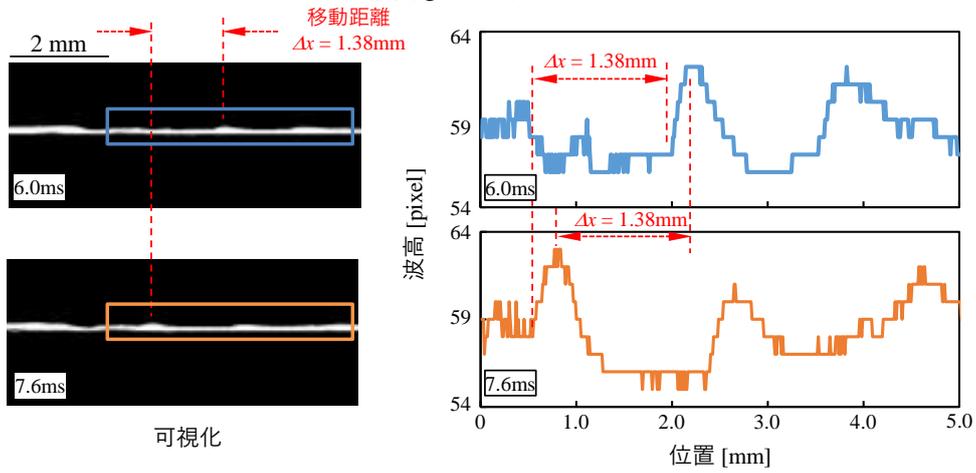
3.4.4 補足：可視化によるリップル及びじょう乱波速度の評価方法

図 3-26 に用いた、可視化によるリップル速度の算出過程を説明する。図 3-27 にリップルの移動量の算出に用いた撮影画像を示す。撮影画像の右には、枠で囲った範囲の液膜表面形状を示し、横軸は枠内の水平位置、縦軸は波高である。(a) $j_G=10\text{m/s}$, (b) $j_G=30\text{m/s}$, (c) $j_G=50\text{m/s}$ のどの試験条件においても、波の頂部と底部の移動を確認できる。頂部と底部の移動量をそれぞれ算出した結果、両者が速度算出誤差の範囲で一致することを確認した。本研究では、検出し易い頂部の追跡によるリップル移動量からリップル速度を算出した。

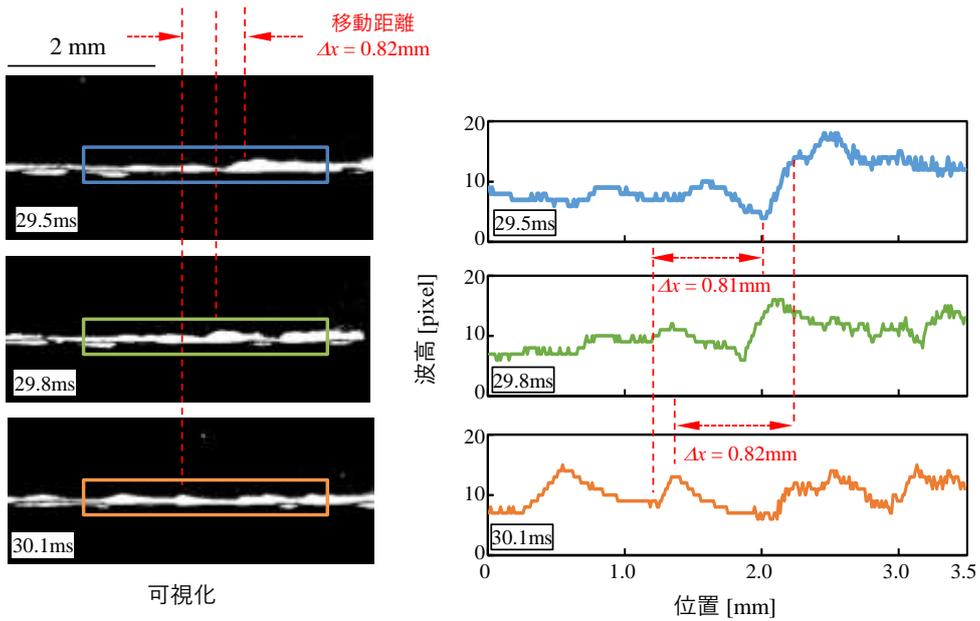
図 3-26 に用いた、可視化によるじょう乱波速度の算出過程を説明する。図 3-28 に、 $j_G=30\text{m/s}$ の条件におけるじょう乱波の撮影画像を示す。(a)はミラー面の位置を示す撮影画像、(b)はじょう乱波の頂部の位置を示し、(c)は底部の位置を示す。(a)撮影画像から、時刻(1)~(3)ではじょう乱波が垂直方向に移動する様子を確認できる。時刻(3)~(5)では、ミラー面を通過する際に気流によって崩れ、頂部は流れ方向に向かって倒れる様子を確認できる。そのため、波の頂部位置(b)は、時刻(4)(5)にかけて気流の影響で加速する(線間隔が広がる)ことが分かる。しかし、OWF は液膜形状のうち極大・極小(水平)での反射光を検出するため、曲率が大きい頂部を検出することができない。今回のケースでは基底液膜の増加点である波の底部を用いて、センサ通過時刻(3)と(4)での移動量を算出した。波の底部の位置(c)は、時刻(3)(4)においてじょう乱波が崩れる際に減速する(線間隔が狭くなる)ことを確認できる。この時間の移動量 0.49mm から速度を算出した。



(a) $j_G = 10\text{m/s}$



(b) $j_G = 30\text{m/s}$



(c) $j_G = 50\text{m/s}$

図 3-27 可視化によるリップルの移動量の算出

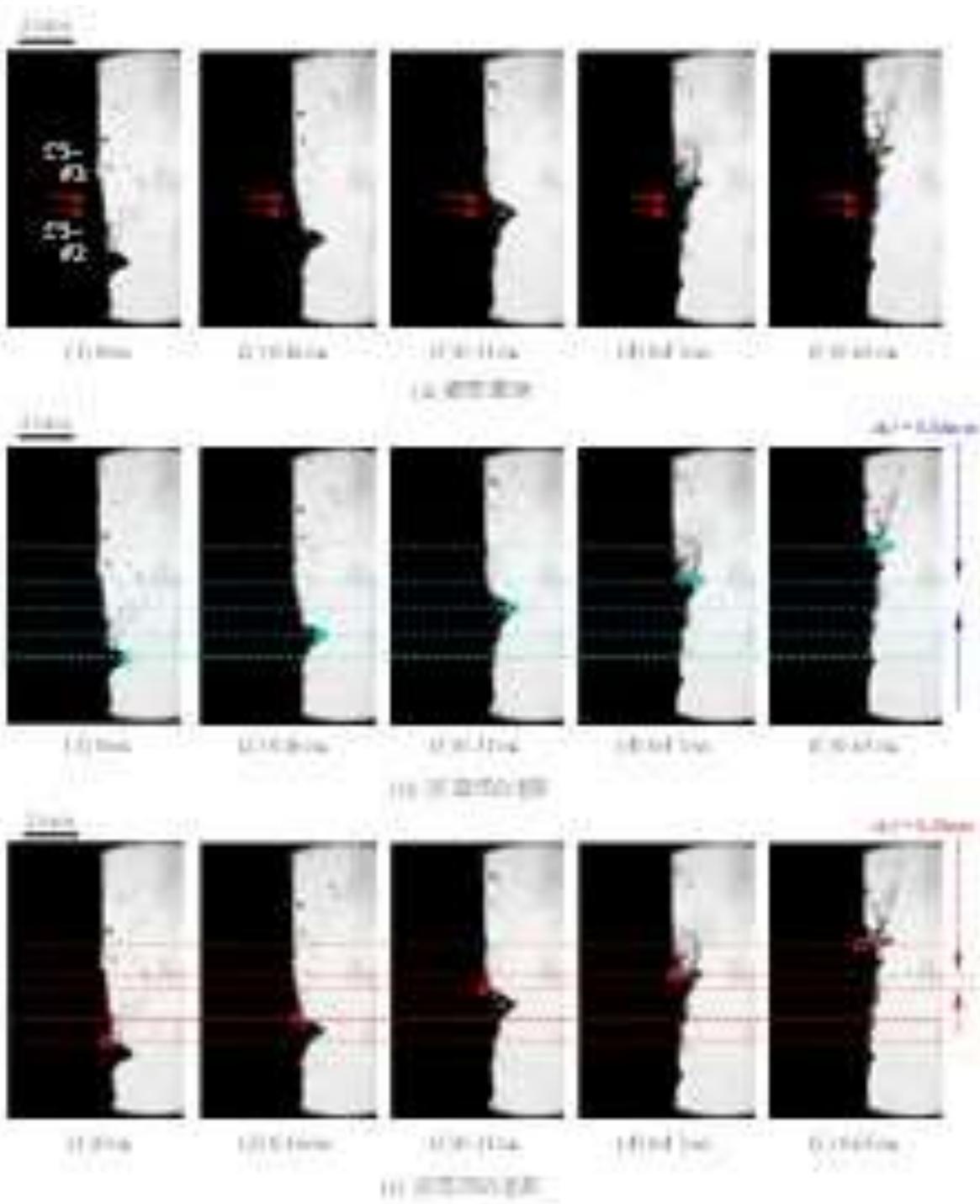


図 3-28 可視化によるじょう乱波の移動量の算出

3.4.5 OWF の計測空間サイズの考察

実際の OWF の計測空間サイズはミラー面から射出したレーザー光の直径で決まるが、射出角を有するため液膜厚さが厚いほどレーザー光直径が大きくなり局所性は低下する。計測空間サイズの評価のためミラー面からの射出光の直径を YAG レーザを用いたレーザー誘起蛍光法[5]により可視化した。図 3-29 に、可視化の概略図を示す。蛍光物質である Rhodamine-B 水溶液中に OWF を設置し、OWF の光源に CW: YAG レーザ (波長 532nm, 日本カノマックス) を用いた。射出光に Rhodamine-B 水溶液が励起されて 580nm の波長の蛍光を発する。光源の 532nm をカットするハイパスフィルタと CMOS カメラ (空間分解能 51 $\mu\text{m}/\text{pixel}$, FASTCAM Nova S, フォトロン) で撮影することで、射出光のみを撮影することができる。なお、撮影時には輝度の飽和が生じないように露光時間を調整した。図 3-30(a) は射出光の撮影画像である。OWF の表面から z 方向に射出光が広がっていることが分かる。同図(b) は OWF の表面を $z=0\mu\text{m}$ とした場合の、 $z=50\mu\text{m}$, 1300 μm , 2550 μm での画像 x 方向の輝度分布である。実線はそれぞれガウス近似による最小二乗近似線である。標準偏差が射出光直径に相当する。 $z=50\mu\text{m}$, 1300 μm , 2550 μm での標準偏差はそれぞれ $\sigma=43\mu\text{m}$, 178 μm , 332 μm である。したがって、液膜厚さ 2.5mm においても 1mm 以下の高い局所計測性能を確保できることを確認した。これらの関係を一次関数により直線近似すると、射出光直径に相当する標準偏差 σ [m] と計測対象の液膜厚さ δ [m] の関係は次式で表される。

$$\sigma_l = 0.116\delta + 3.66 \cdot 10^{-5} \quad (3-13)$$

上式から、射出光直径 $\sigma_l < 1\text{mm}$ を確保できる液膜厚さは $\delta = 8.3\text{mm}$ 、サブミリオードの液膜厚さ ($\delta < 1\text{mm}$) での最大射出光直径は $\sigma_l = 152\mu\text{m}$ である。

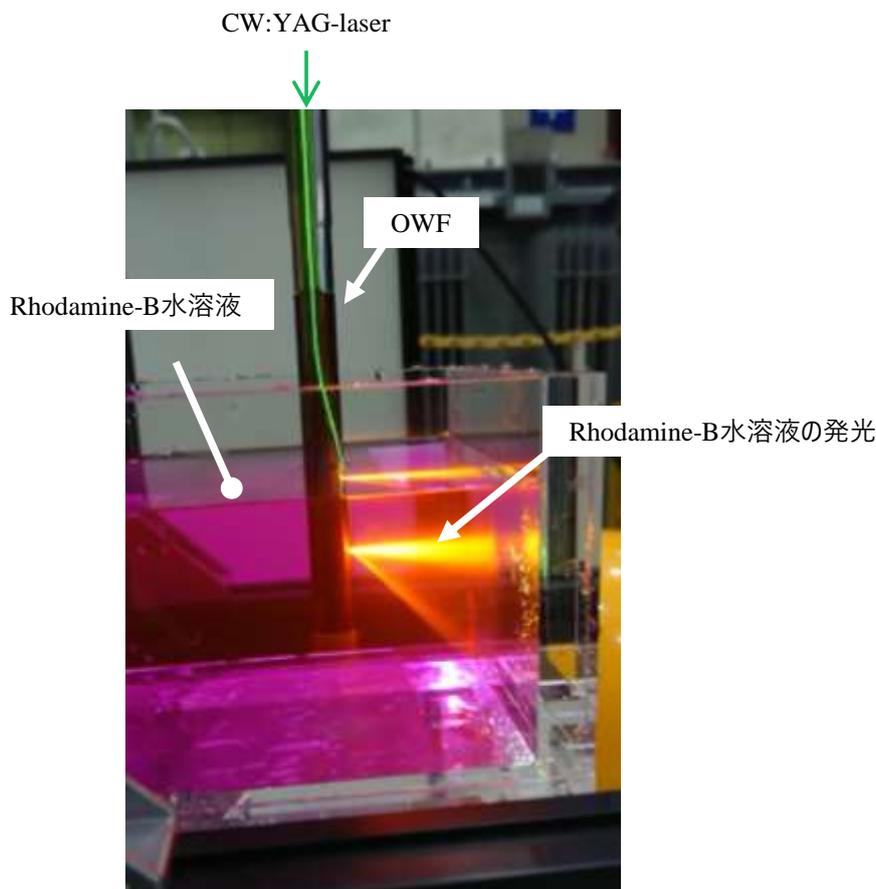
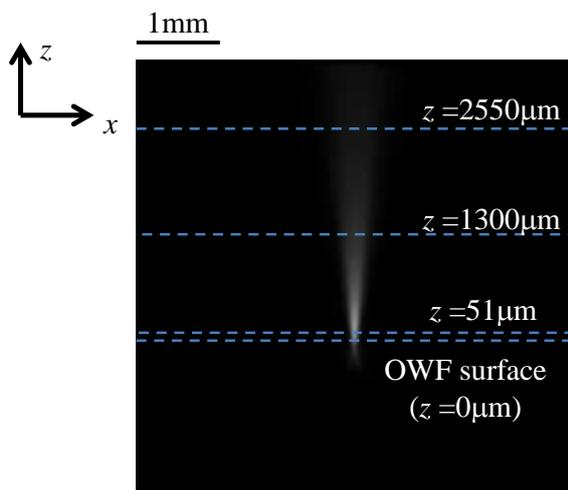
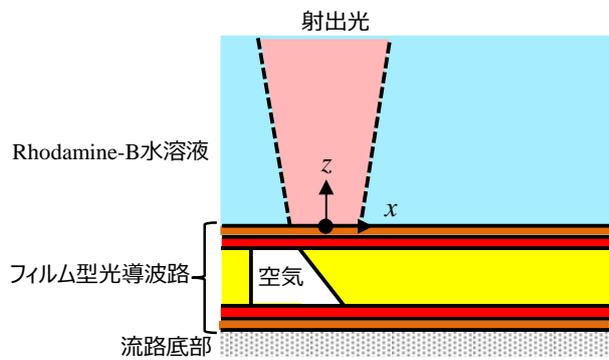
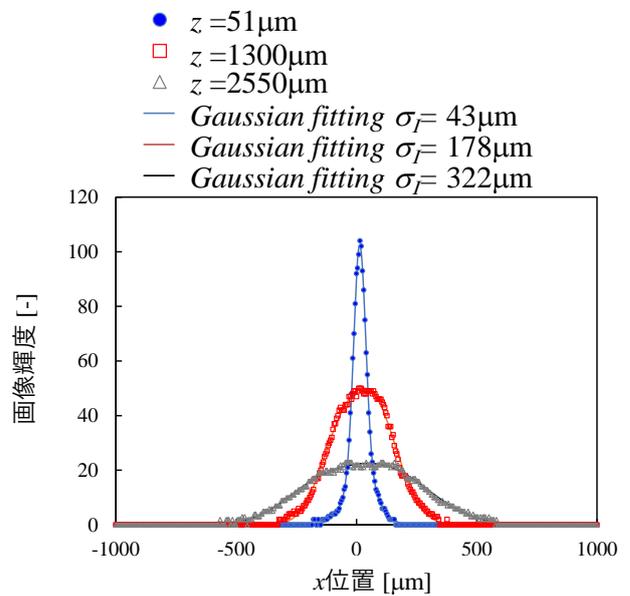


図 3-29 射出光の可視化方法



(a) 撮影画像



(b) 輝度分布

図 3-30 計測空間サイズの分析結果

3.5 結言

BWR 実温実圧環境下の液膜ドライアウト予測手法の高度化に向け、シート状のフィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ（OWF：Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film）を開発している。模擬燃料棒表面での液膜厚さ計測結果の妥当性を確認するため、高速度カメラによる可視化と比較可能な大気圧条件下の液膜試験を実施し、以下の結論を得た。

- (1) OWF による時系列液膜厚さの計測結果から、液膜ドライアウト現象を把握する上で重要なじょう乱波やリップルによる波立ちを計測できることを確認した。平均液膜厚さの計測結果は、可視化による計測結果と計測誤差の範囲内で一致することを確認した。
- (2) 流れ方向に 0.5mm の距離で近接する 2 つのセンサによる時系列液膜厚さの計測結果から波の移動時間を算出し、じょう乱波速度とリップル速度を評価した結果、じょう乱波速度がリップル速度に対して 2~3 倍大きくなり従来知見と同様の傾向を確認した。また、じょう乱波速度の評価結果が可視化結果と評価誤差の範囲内で一致することを確認した。さらに、リップル速度の評価結果が可視化結果及び中里見らの実験結果と評価誤差の範囲内で一致することを確認した。
- (3) 射出光をレーザ誘起蛍光法により可視化した結果、サブミリオーダの液膜厚さ計測では射出光直径が最大 152 μm であることから、OWF が小さい計測空間サイズを有し、局所計測性能に優れることを確認した。

以上から、OWF が高い時間・空間分解能を有し、曲面狭隘流路内のサブミリオーダの液膜厚さ計測へ適用可能であることを確認した。

3.6 参考文献

- [1] A. Tomiyama, et al., Method of Critical Power Prediction Based on Film Flow Model Coupled with Subchannel Analysis, Journal of Nuclear Science and Technology, 25 914-928 (1988)
- [2] T. Okawa, et al., Prediction of the critical heat flux in annular regime in various vertical channels, Nuclear Engineering and Design, 229, 223-236 (2004)
- [3] 日本機械学会, 改訂 気液二相流技術ハンドブック, 267~273 頁, コロナ社 (2006/6)
- [4] 深野徹ら, 鉛直上昇沸騰環状二相流におけるじょう乱波と基底液膜の特性, 日本機械学会論文集 (B編), 72 巻 723 号 2723 頁(2006)
- [5] 榊原潤, R. J. Adrian, 2 色 LIF による 3 次元温度計測法の開発, 可視化情報, 17 巻 1 号 333 頁 (1997)
- [6] 世古口言彦, 上野隆司, 田中収, 気液環状ミスト流の流動特性 (第 2 報, 主要パラメータの相関式について), 機構論, 828-1, 80-82 (1982)
- [7] 中里見正夫, 気液環状二相流の流動特性に関する研究, 学位論文 (九州大学) (1975)

4. フィルム型光導波路を用いた凝縮伝熱管内流下液膜の多点検出性能評価

4.1 背景・目的

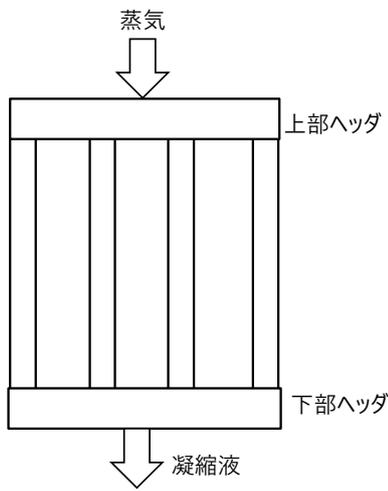
2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震により、福島第一原子力発電所1～4号機では、従来の想定を超える長期の全電源喪失事故が発生した。1号機～3号機では除熱機能の喪失により炉心が溶融したほか、原子炉格納容器、原子炉建屋も損傷した。4号機では、定期検査のために炉心の全燃料を原子炉建屋上部に設置した使用済み燃料貯蔵プールに移していたため、炉心損傷は発生しなかったが、3号機から流入した水素が原因と思われる爆発により原子炉建屋が損傷した。

東京電力福島第一原子力発電所事故（福島原発事故）を踏まえ、国内外で過酷事故に対しても十分に安全と認められる原子力発電プラントの開発が必要である。中でも福島原発事故のように全電源を喪失する過酷事故が生じて、電源無しに駆動して原子炉を冷却可能な安全設備の強化が必要である。沸騰水型原子炉（BWR：Boiling Water Reactor）の非常時の冷却設備である原子炉圧力容器（RPV：Reactor Pressure Vessel）や原子炉格納容器（PCV：Primary Containment Vessel）の加圧防止を目的とした非常用復水器（IC：Isolation Condenser）や静的格納容器冷却系（PCCS：Passive Containment Cooling System）は、ポンプなどの動的駆動機構なしでRPVまたはPCV内の蒸気をプール水中に置かれた伝熱管へ誘導し、凝縮水を重力によって戻す静的な冷却システムである[1]。また、日立製作所は電源無しに無限時間、炉心を冷却可能な水冷・空冷システム（以降、無限時間水冷・空冷システム）を開発した[2-4]。これらの非常時に静的に作動する冷却器には、RPVやPCVの急激な加圧を防止する短時間の高い伝熱性能や、事故後も発熱し続ける炉心の崩壊熱を長期間冷却する役割がある。そのため、事前評価としてのプール水が枯渇するまでの日数や熱交換器の小型化の評価のためには、伝熱管の除熱性能の予測技術が重要である。

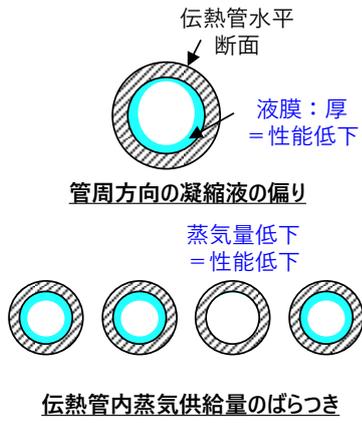
図4-1(a)に示すように、縦型凝縮器では複数の凝縮伝熱管が上下ヘッドに接続され、蒸気がヘッドから各伝熱管に流入し、膜状凝縮によって流下する。凝縮液膜は伝熱を阻害する熱抵抗となるため、ヘッドから凝縮伝熱管への蒸気流量が偏ったり、凝縮液膜が局所的に集中し局所除熱量が低下すると、図4-1(b)のように、凝縮器全体の除熱性能が低下する可能性がある。また、図4-1(c)のように、何らかの要因で凝縮液膜が下部ヘッドから排水されず滞留した場合には、伝熱管内に水位が生じるため除熱性能が低下する。従来の縦型凝縮伝熱管に関わる研究[5-7]では、膜レイノルズ数によって凝縮熱伝達率が実験的に整理されており、凝縮液膜の波立ちによる伝熱促進効果を考慮した局所熱伝達率や平均熱伝達率の相関式が提案されている。一方、これらの相関式は管周方向の凝縮量が均一であることを前提とするため、周方向に非均一な伝熱性能評価への適用は困難である。以上から、管内の凝縮液膜分布と伝熱管性能の関係を詳細に把握するためには、凝縮伝熱管内に生じる周方向液膜分布を検出可能な計測技術が必要である。

静岡大学真田・水嶋研究室では、BWR実温実圧条件における液膜流動モデルの高度化のため、液膜厚さ分布の光学的計測手法を開発している。本手法はフィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ（OWF：Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film）であり、液膜ドライアウト時に燃料棒表面に生じるサブミリオーダーの液膜厚さに対して高い時間・空間分解能での計測が可能である。Y. Miyachi, et al.[8]は、OWFを落下液滴の衝突挙動の研究に応用し、気相と液相の屈折率差に基づく反射光強度変化を利用することにより、単一液滴がOWFの多点センサに衝突する過程を大気圧下の可視化観察と比較して評価した。しかしながら、蒸気環境下では気液の密度差の低下に応じて、気液界面での反射光強度が検出する可能性がある。

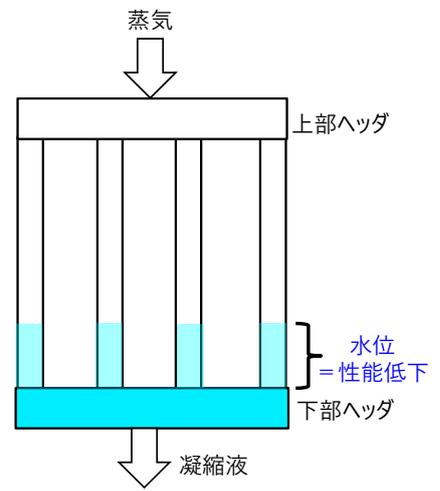
本章は、単一の凝縮伝熱管内に生じる凝縮液膜分布計測試験を実施し、OWFによる蒸気環境下の液膜の多点検出性能を確認することを目的とする。



(a) 正常作動時



(b) 偏流による伝熱性能低下



(c) 水位形成による伝熱性能低下

図 4-1 凝縮伝熱管の模式図

4.2 高温高圧環境下の SN 比

OWFの信号処理では次式の反射光強度割合 $\zeta[-]$ を評価する.

$$\zeta = \frac{V - V_L}{V_G - V_L} \quad (4-1)$$

ここで、 V は計測時の出力電圧値[V]であり、液膜表面での反射光強度である。また、 V_L は水単相条件での時間平均出力電圧値[V]（液相レベル）、 V_G は空気単相条件での時間平均出力電圧値[V]（気相レベル）である。高温高圧条件では蒸気と水の密度変化により屈折率が大気圧条件とは異なる。したがって、上式のように OWF による液膜計測では気液界面での反射光を検出するため、液膜表面での反射率が低下し、反射光強度割合 ζ が低下する可能性がある。また、気相レベルと液相レベルの差（気液レベル差）によって計測時の出力を正規化するため、気液レベル差が低下することによって、SN 比が低下する可能性がある。そこで、高温高圧条件での密度変化が OWF の出力に与える影響を評価した。

密度 $\rho[\text{kg/m}^3]$ と屈折率 $n[-]$ はローレンツ-ローレンツの式[9]から次式で表される。

$$\frac{n^2 - 1}{n^2 + 2} = \frac{4\pi N_A \alpha}{3 M} \rho = K \rho \quad (4-2)$$

ここで、 N_A 、 β 、 M 、 K はアボガドロ定数[mol^{-1}]、分極率[m^3]、分子量[g/mol]、比例係数[m^3/kg]である。分極率・分子量は分子で決まるため温度依存性がないと仮定し、比例係数 K を定数とした。図 4-2 に、(a)圧力をパラメータとした飽和状態の水と蒸気の密度と、(b)上式で算出した屈折率をそれぞれ示す。密度は蒸気表[10]から算出した。同図から水の場合は圧力の増加に伴い密度と屈折率が低下し、蒸気の場合は密度と屈折率が増加する。

液相単相、気相単相、液膜計測時のOWF出力 $\zeta_0[-]$ を次式で評価した。

$$\zeta_{0,L} = T_{co-cl}^2 T_{cl-pl}^2 R_{pl-L} I_0 \quad (4-3)$$

$$\zeta_{0,G} = T_{co-cl}^2 T_{cl-pl}^2 R_{pl-G} I_0 \quad (4-4)$$

$$\zeta_{0,LF} = T_{co-cl}^2 T_{cl-pl}^2 T_{pl-L}^2 R_{L-G} I_0 \quad (4-5)$$

ここで、 T_{A-B} は媒体 A-媒体 B の境界面の透過率[-]、 R_{A-B} は媒体 A-媒体 B の境界面の反射率[-]であり、 co はコア、 cl はクラッド、 pl はポリイミド層、 L は液相、 G は気相、 LF は液膜をそれぞれ表す。 I_0 はコア内を伝播するレーザー光の強度[-]であり、 $I_0=1$ とした。なお、物性値の影響を検討する目的のため、液膜計測時の OWF 出力 $\zeta_{0,LF}$ では射出角や光強度分布の依存性（＝液膜厚さの依存性）を考慮していない。反射率 $R[-]$ 及び透過率 $T[-]$ は P 偏光と S 偏光での平均値とし、次式で算出した。

$$R = \frac{R_p + R_s}{2} = \left(\frac{\tan^2(\alpha_i - \alpha_t)}{\tan^2(\alpha_i + \alpha_t)} + \frac{\sin^2(\alpha_i - \alpha_t)}{\sin^2(\alpha_i + \alpha_t)} \right) / 2 \quad (4-6)$$

$$T = \frac{T_p + T_s}{2} = \left(\frac{\sin(2\alpha_i)\sin(2\alpha_t)}{\sin^2(\alpha_i + \alpha_t)\cos^2(\alpha_i - \alpha_t)} + \frac{\sin(2\alpha_i)\sin(2\alpha_t)}{\sin^2(\alpha_i + \alpha_t)} \right) / 2 \quad (4-7)$$

ここで、 α_i 、 α_t は境界面での入射角[deg]と透過角[deg]である。各入射角と透過角はコアとクラッドの屈折率から算出されるコア-クラッド境界面への入射角と、スネルの法則で算出される。

図 4-3(a)に、圧力に対する気相単相条件と液相単相条件の OWF 出力を示す。圧力増加に応じて液相レベルに相当する液相単相時の OWF 出力は増加し、気相レベルは低下することが分かる。水単相の場合はポリイミド層-水の屈折率差が大きくなり反射率が増加し、蒸気単相の場合は屈折率差が小さくなり反射率が低下した。図 4-3(b)は、気液レベル差と液膜計測時の OWF 出力を示す。どちらも高圧条件ほど小さくことを確認した。特に気液レベル差の減少率が高い。OWF に混入する計測システムノイズや環境ノイズは試験圧力条件に依存せず一定と考えられるため、気液レベル差が小さくなるほど、SN 比が低下する。本研究では、蒸気と冷却水の温度差で決まる伝熱性能の保守的評価のため、蒸気温度が小さい比較的低压域 0.3MPa(A)での試験を実施した。大気圧条件の SN 比に対して、本試験圧力では最大 7%低下することが想定される。なお、BWR 定格運転時の圧力条件 7MPa では約 20%低下する。

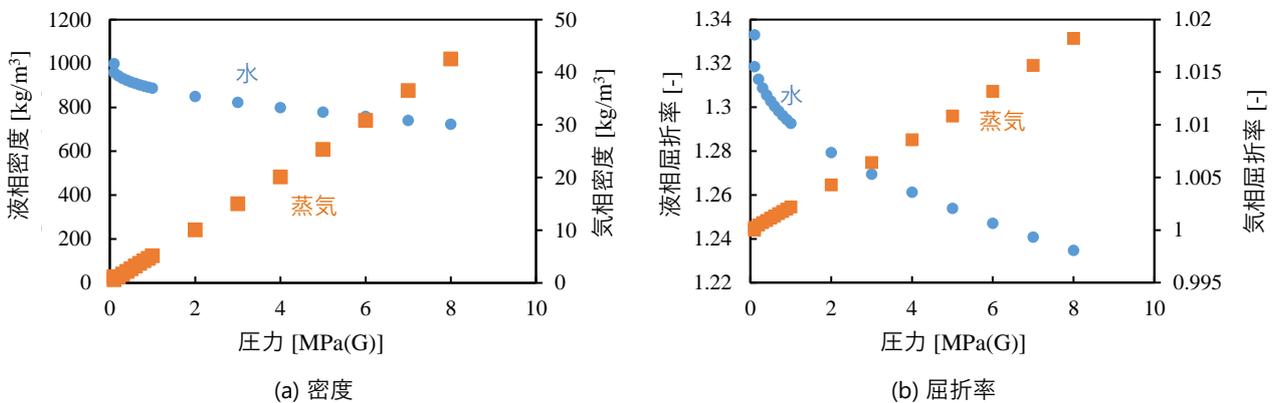


図 4-2 密度と屈折率の圧力依存性

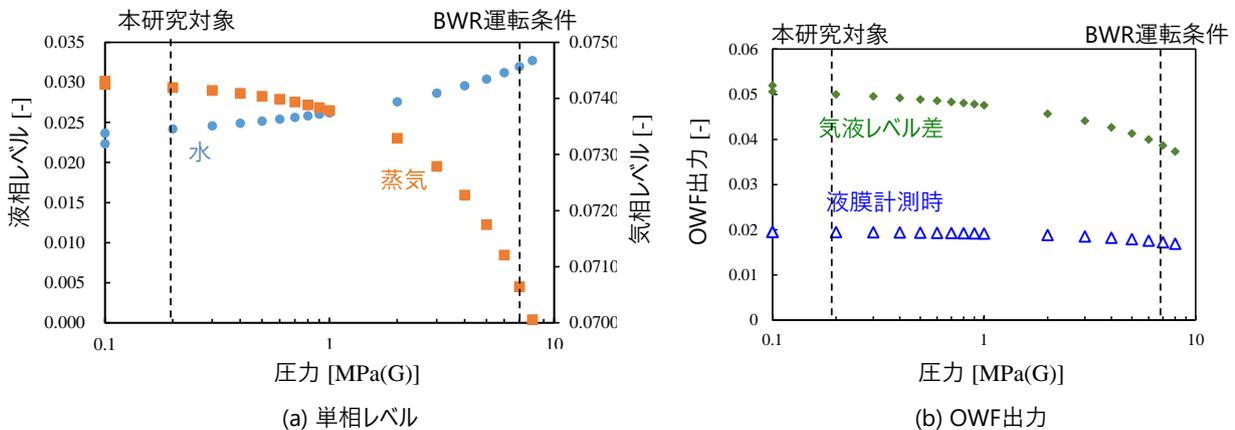


図 4-3 OWF 出力の評価結果

4.3 凝縮伝熱管の液膜計測試験装置及び方法

図4-4に凝縮伝熱管の液膜計測試験装置の概要図を示す。試験体は上部に凝縮区間と下部に計測区間を配置している。凝縮区間において凝縮して流下する凝縮液を計測区間で計測した。凝縮区間では、汎用的に用いられる内径25.4mmのステンレス製管内凝縮管を伝熱管として用いた。冷却管は伝熱管を内包した二重管構造であり、二重管の外側流路は冷却水が通過する。蒸気発生器（NBN-153, 5.0 kg/h, 直本工業）から圧力調整弁を介して伝熱管の上部に飽和蒸気が供給される。冷却水は水道管から流量調整弁・流量計を介して冷却管に供給される。凝縮区間で凝縮した凝縮液は計測区間にてOWFで検出され、タンクに回収される。本試験系統では、蒸気の供給圧力、凝縮区間の入口出口温度、冷却管入口出口温度、冷却水流量、タンク内の凝縮液水位をそれぞれ計測した。

本試験は、凝縮液膜の管内分布の検出性能確認の目的のため、伝熱管内圧力を加圧する過渡的な状態で30分の長時間計測を実施した。蒸気供給口2から試験体内へ蒸気を通気し、試験体上部の放出弁から伝熱管内の空気を排気することで、伝熱を阻害する非凝縮性ガス（窒素）の影響を低減した。十分に暖機運転を実施した後、放出弁と蒸気供給弁2を閉止し、蒸気供給弁1のみを開放する。計測は、冷却水流量を約30L/minに設定し、タンクのドレン弁を開放してタンク内の凝縮液を排水した直後から開始した。表4-1に試験条件を示す。

計測区間では、管内側にフィルム型導波路を設置したOWFにより、液膜を検出した。図4-5に、OWFのミラー位置を示す。周方向は図中(a)伝熱管水平断面において、90°方向及び180°方向にそれぞれミラー列を設置した。(b)は水平断面におけるA-A線での鉛直展開図である。同図に示すように、各ミラー列に4つずつのミラーを2.5mm間隔で設置し、それぞれセンサ番号をS1～S8とした。図4-6に液膜通過時のOWFの出力信号のイメージを示す。液膜が通過する前は気相（蒸気）に接しているため、OWFのコアから蒸気への透過光は弱く、OWF表面での反射光強度が強い。数ミリ以上の液膜または水単相が通過すると透過光が強くなるため出力信号は下がる。液膜がサブミリオータまで薄膜化すると液膜表面での反射光を検出するため出力信号は高くなり、表面形状の極大・極小の通過により出力信号は極大となる。30分の計測時間に対してこの出力信号の変動は数msのため、薄い液膜を検出した場合は出力信号は連続的なピークが現れることが推測される。以上から、出力信号から凝縮液の検出が可能である。

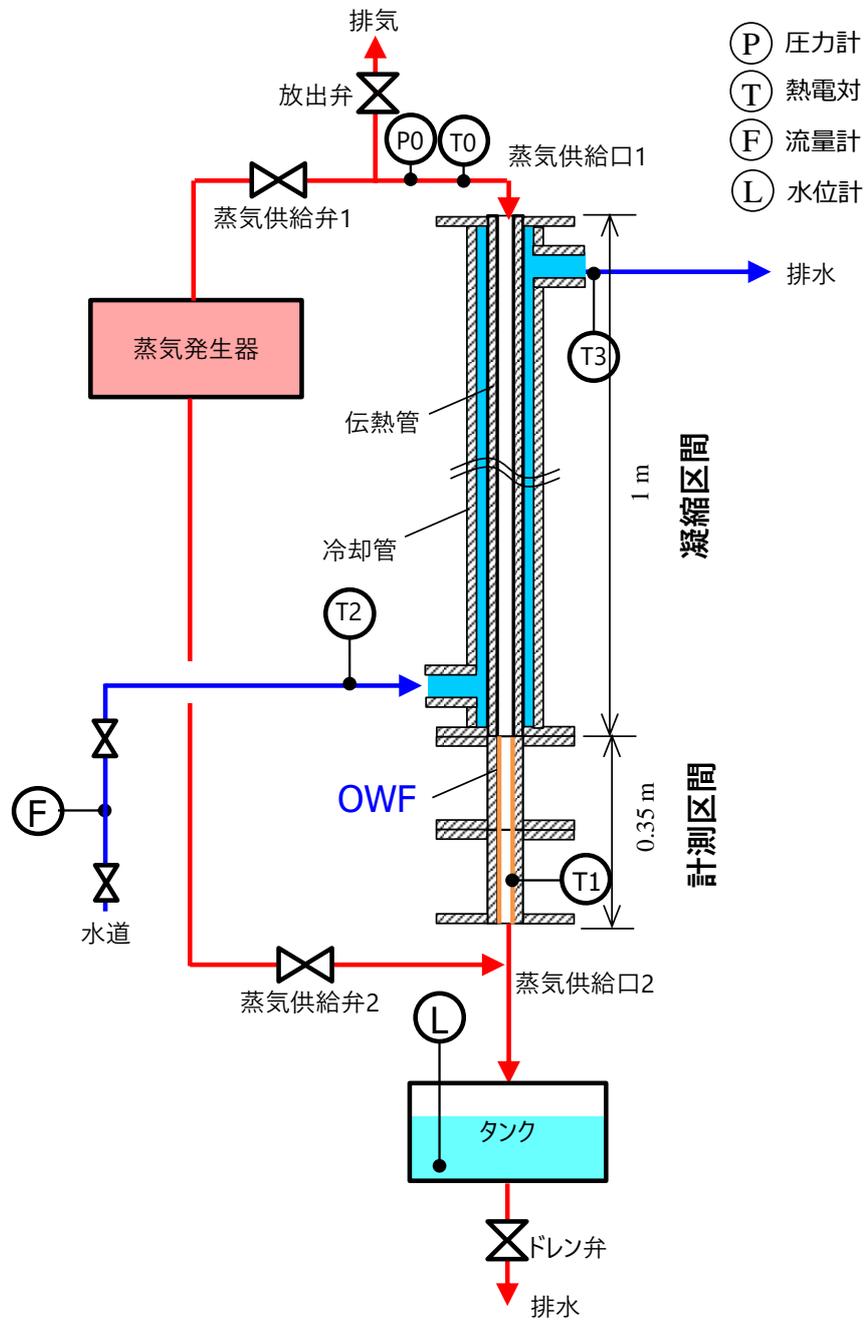


図 4-4 凝縮伝熱管の液膜計測試験装置の概要図

表4-1 試験条件

時間 [s]	2000
蒸気供給圧力 [MPa]	0.1-0.35
温度 [°C]	50-135

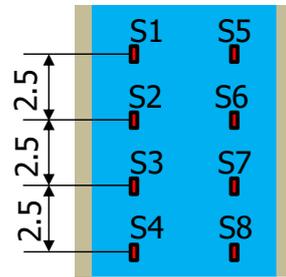
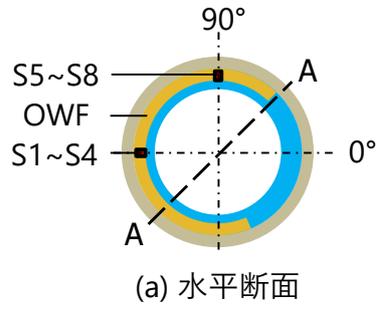


図 4-5 伝熱管内 OWF のミラー位置

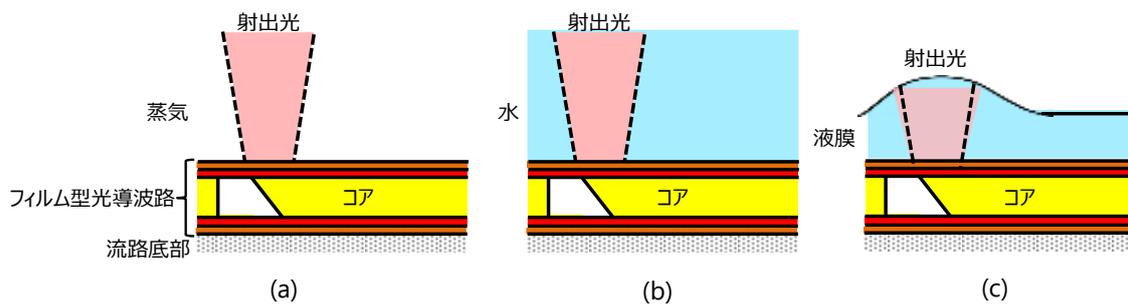
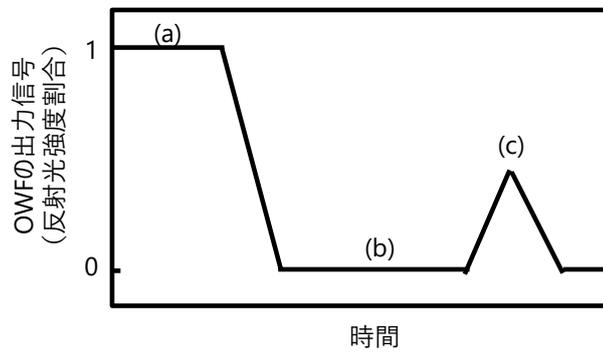


図 4-6 液膜通過時の OWF の出力信号のイメージ

4.4 試験結果

4.4.1 温度・圧力状態の評価結果

図4-7に、凝縮状態の確認のため、(a)試験体供給口1の圧力、(b)計測区間の温度、(c)タンク内の水位をそれぞれ示す。横軸は計測時間である。蒸気が供給されるにつれて(a)試験体内圧力が増加している。蒸気発生器の特性により、600～750sの区間は一時的に蒸気の供給が停止したため、圧力が一時的に低下した。供給再開後は再び圧力は増加し、1000s秒で0.3MPa(A)まで達し、0.28～0.32MPa(A)の間に保持されている。(b)では、比較のため、点線で(a)圧力から評価した飽和温度を示す。計測区間の温度は、蒸気供給開始後は除熱量が大きいいため、凝縮液が飽和温度よりも低い状態を維持する。圧力が増加し、蒸気が試験区間全体に供給されると、300sに温度が上昇する。蒸気の供給再開後、飽和温度に達し、その後は圧力に従う飽和温度と維持する。(c)凝縮量を表すタンク水位は500sまでは計測下限値を下回るため計測データを取得できていない。蒸気の供給再開後、一定の増加率で変化していることから、一定の凝縮量が維持されていると判断できる。以上から、試験時は750s以降で温度及び圧力は飽和状態であり、冷却水による除熱量（放熱）と蒸気供給量（入熱）がバランスしていることを確認した。

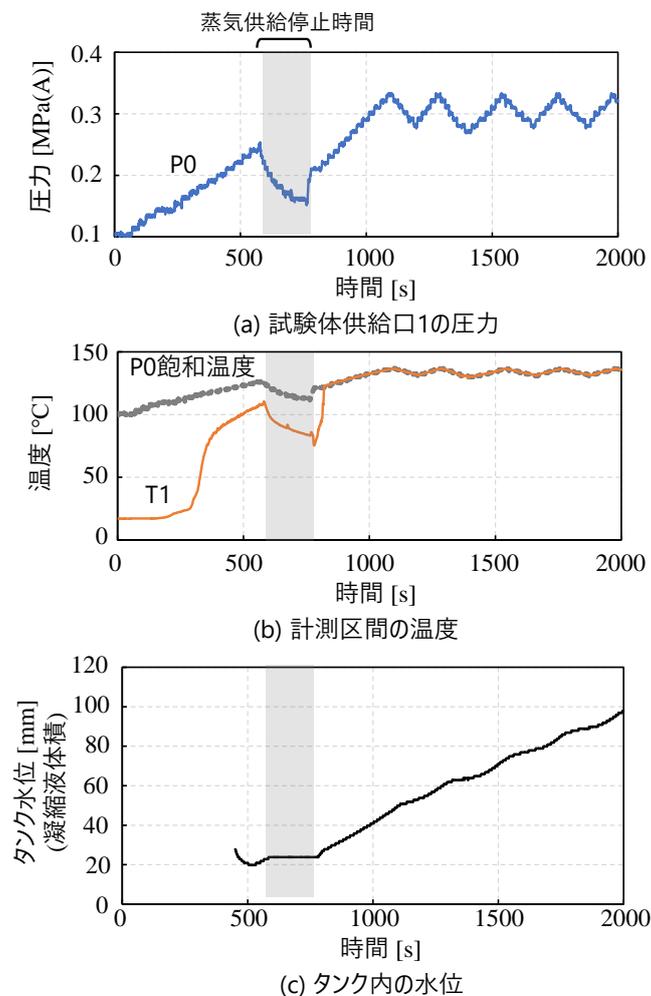


図 4-7 試験体内の凝縮状態の確認

4.4.2 OWFによる液膜検出結果

高温環境下での液膜検出性能の評価のため長時間計測におけるOWFの出力信号のトレンドを確認した。なお、OWFの出力信号の算出には、図4-8の一例に示すように、出力電圧のヒストグラムのうち2つの最頻値から液相レベルと気相レベルを決定し、反射光強度割合を算出した。図4-9に、OWFの複数ミラーS2～S4、S6～S8で得られた出力信号を示す。縦軸は反射光強度割合である。0～600sでは、蒸気供給開始直後に出力信号が低下したことから、凝縮液が通過していることが推定される。さらに多くのピークが確認できることから、サブミリオーダの凝縮液膜が生じていることが分かる。600～750sの蒸気供給停止時間では、出力信号が上昇したことが分かる。これは、蒸気が供給されずに凝縮が生じなかったことと減圧による減圧沸騰が生じたことで凝縮液が消失し、管表面が乾き蒸気単相が検出されたことが推定できる。蒸気供給再開後の750～1000sの時間帯では、出力信号は高い状態を維持されるため、蒸気単相状態が続いていることが確認できる。これは一度減圧沸騰した直後のため、昇圧過程で凝縮がほとんど生じていない。0.3MPa(A)に達する1000s以降は出力信号は低下し、さらに不定期なピークが発生していることから、凝縮液膜が安定的に生じていることが推定される。

凝縮液膜の周方向分布の状態確認のため、短時間で出力信号を評価した。図4-10は大気圧条件での出力信号の結果である。縦軸は見易さのために並べて表示した。全てのセンサで出力信号のON/OFFを確認できるため、蒸気単相とサブミリオーダ以上の凝縮液が通過していることが推定される。特に1.3s以降に着目すると、S1～S4では、S4は蒸気単相状態、S3からS1が順に蒸気単相を検出している。S5～S8では、S5から順に凝縮液が検出されていることが分かる。したがって、図4-10に示すように、円管内周方向に対して90°異なるセンサ列S1～S4とS5～S8において、180°方向では管表面が乾く挙動と、90°方向では凝縮液が検出される様子が推定された。

以上から、0.2MPa(G)、133°Cの高压高温状態において、蒸気単相、凝縮液膜の通過を推定可能な出力信号の変化を確認した。0.1MPa(G)、100°Cの短時間挙動では円管内の周方向において表面の凝縮挙動の変化を確認した。

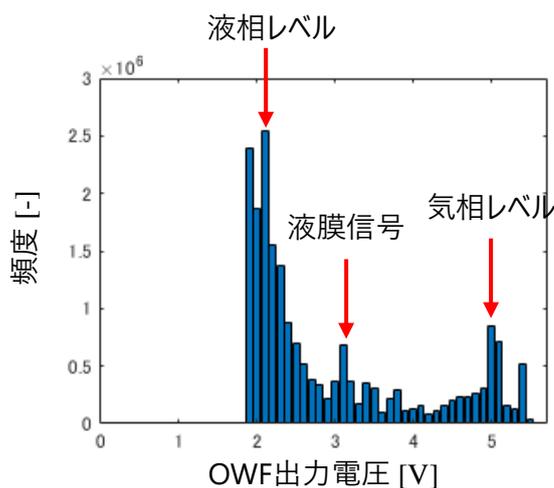


図 4-8 OWF 出力電圧のヒストグラム

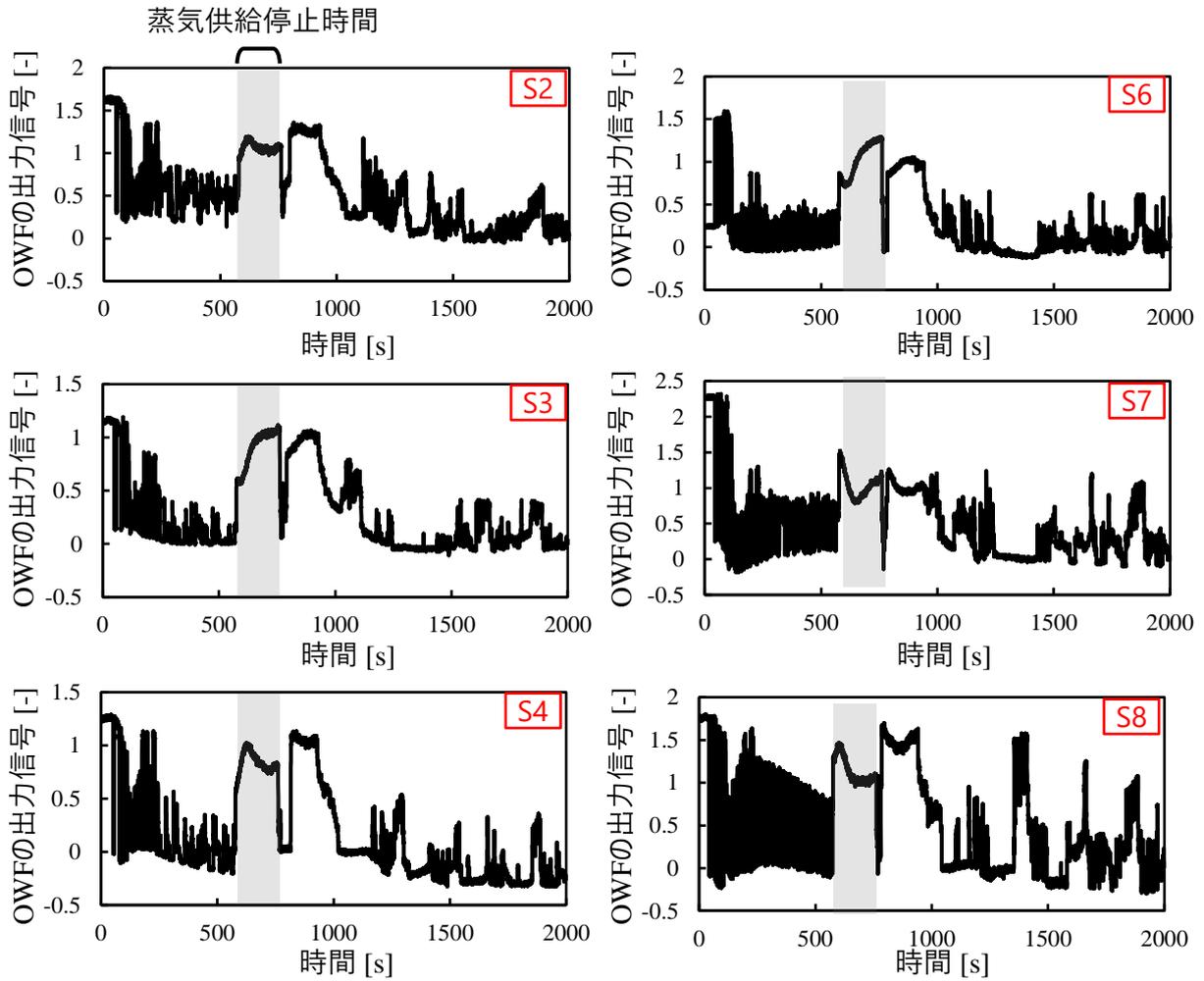


図 4-9 長時間計測時の OWF の出力信号

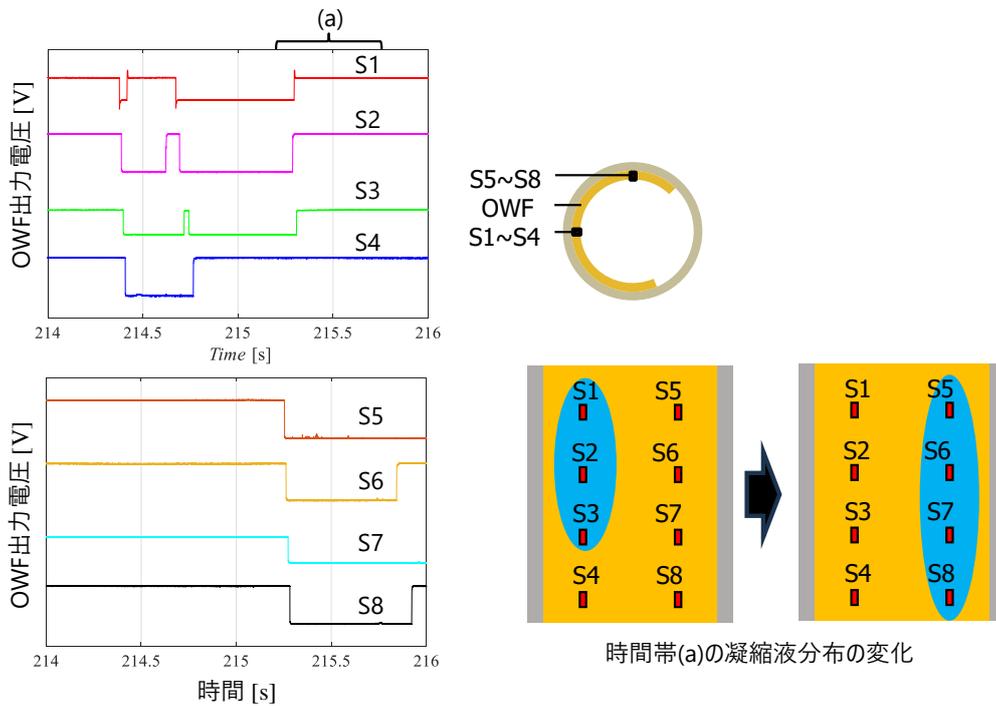


図 4-10 短時間計測時の凝縮液挙動の推定 (0.1MPa(A))

4.5 結言

BWR 実温実圧環境下の液膜ドライアウト予測手法の高度化に向け、シート状のフィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ（OWF：Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film）を開発している。高温環境下における液膜の多点検出性能の確認のため、BWR 非常用冷却器に代表される縦型凝縮伝熱管を模擬した管内凝縮液膜計測試験を実施し、以下の結論を得た。

- (1) 高温高压条件下の密度変化に伴う屈折率変化が OWF の反射光強度割合に与える影響を試算し、BWR 定格運転条件下で気液レベル差及び液膜計測時の出力が低下し、SN 比が最大 20%低下することを確認した。
- (2) 試験体の圧力温度状態から確認された 0.1～0.2MPa(G)、100～133℃の高压高温条件において、蒸気単相、凝縮液膜の通過を推定可能な出力信号の変化を確認した。短時間挙動では円管内の周方向において表面の凝縮挙動の変化を確認した。

以上から、OWF の蒸気環境下への適用性及び多点検出性能を確認した。

4.6 参考文献

- [1] IAEA, Status report 100 - Economic Simplified Boiling Water Reactor (ESBWR)
<https://aris.iaea.org/PDF/ESBWR.pdf>
- [2] Ishida, N., et al., Development of Inherently Safe Technologies for Large Scale BWRs: (2) Passive Water-Cooling System, Proceedings of the 22nd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-22), Paper No. ICONE22-31007 (2014)
- [3] Tamura, A., et al., Development of Inherently Safe Technologies for Large Scale BWRs: (3) Infinite-Time Air-Cooling System, Proceedings of the 22nd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-22), Paper No. ICONE22-30989 (2014)
- [4] H. Furuichi, Experimental Evaluation of Enhanced Heat Transfer Performance of a Vertical Condensation Tube with Liquid Film Scattering Rings, Proceedings of 10th Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS10), N10E1158 (2016)
- [5] Mori, Y., Hijikata, K., Hirasawa, S. and Nakayama, W., Optimized Performance of Condensers with Outside Condensing Surfaces, ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 103, No. 1 (1981), pp. 96-102. DOI: 10.1115/1.3244439
- [6] 上原春男ら，鉛直面上の膜状凝縮熱伝達の実験的研究，日本機械学会論文集（B編），49巻439号666頁（1983）
- [7] 上原春男，木下英二，鉛直面上の体積力滞留の波流及び乱流膜状凝縮，日本機械学会論文集（B編）60巻577号3109頁（1994）
- [8] Y. Miyachi, et al, Multipoint gas-liquid phase detection method based on a thin-film optical waveguide, Review of Scientific Instruments, Vol. 93, 065107 (2022)
- [9] 谷尾宣久ら，光学ポリマーの屈折率予測システム，高分子論文集66巻1号24～30頁（2009）
- [10] 日本機械学会：蒸気表：丸善(1999)

5. BWR 高温高圧環境下の液膜表面曲率の影響評価及び計測精度の高度化

5.1 背景・目的

近年の沸騰水型原子炉（BWR：Boiling Water Reactor）の燃料設計では、高燃焼度化による炉心構造の複雑化によって熱的余裕が低下するのを防ぐため、燃料スペーサなどの燃料構造物の変更により限界出力を向上させ、熱水力特性を改善してきた。現行炉の限界出力の予測にはGEXL相関式[1]が用いられており、この相関式は限界出力試験の熱水力データをベストフィットして構築され、燃料の許認可に使用されている。予測された限界出力に対し、相関式及び炉心流量等の不確かさと、過渡事象による限界出力の変化幅を加えた熱的余裕を予め確保してBWR運転時の出力制限値が決定される[2]。しかしながら、燃料構造物の変更により冷却水の熱水力挙動が複雑化するため、物理現象に基づかないGEXL相関式では、限界出力の予測結果に対する実験データの誤差を低減することができない[1]。以上から、熱的余裕の向上には、熱水力現象に基づく限界出力の予測モデルを構築する必要がある。そのためには液膜ドライアウトを精度良く予測可能な計測技術を開発し、実験データの計測誤差を低減する必要がある。

BWRプラントメーカーである日立製作所は限界出力の予測手法としてサブチャンネル解析コードSILFEED（Simulation of Liquid Film Evaporation, Entrainment and Deposition）[3]を開発し、高度化を進めている。SILFEEDでは、燃料棒表面の冷却水量（液膜流量）を決定する液滴飛散量及び付着量に着目し、これらの相関式に基づく機構論的モデル（液膜流動モデル）[3-5]から限界出力を計算する。そのため、実験データをフィッティングして得られるGEXL相関式に対して、液膜流動モデルは熱水力現象に基づく解析結果の説明性が高い特徴がある。液膜流動モデルの高度化には、燃料構造物が飛散量・付着量に与える物理的な影響を精度良く評価し、誤差の小さい相関式を構築する必要がある。しかしながら、気流に同伴される液滴量（数・大きさ・位置）を直接的に計測することは技術的に困難であるため、液膜厚さを計測し、結果的に液滴飛散量と付着量の収支を評価することが有効である。さらに、非定常流れである液膜流は、表面の波立ちにより燃料棒表面軸方向に液膜厚さの軸方向分布を形成するため、複数センサによる液膜厚さ分布計測が必要である。以上から、液膜流量の予測精度向上には、発生する波によって形成される液膜厚さ分布を精度良く計測し、液膜厚さ計測結果の誤差を低減することが必要である。

BWR燃料タイプであるGE2、GE3におけるGEXL相関式による限界出力の予測誤差3.6%[1]に対し、現行の液膜流動モデルに基づく予測モデルの誤差は約10%である。GEXL相関式の誤差3.6%を全て液膜厚さの変化に置き換えると、液膜厚さの変化約5.6%に相当する。したがって、現行のSILFEEDを高度化してGEXL相関式の計測誤差3.6%を下回るには6.4%の液膜厚さ計測精度が必要である。

本研究は、液膜流動モデルによる限界出力の予測精度を向上するため、フィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ（OWF：Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film）による液膜厚さ評価技術を高度化することを目的とする。OWFは、静岡大学真田・水嶋研究室で開発した液膜厚さ分布計測手法であり、液膜表面での反射光強度（液膜反射光強度）から液膜厚さを評価する。従来手法[6-9]と比較して、時間・空間分解能、耐熱性に優れるため、BWR熱水力条件に適用可能な液膜厚さ分布計測技術として期待できる。これまでに、同センサによる液膜計測シミュレーションにより計測手法を確立し、大気圧試験により液膜厚さ及び波速度の計測結果の妥当性確認、凝縮伝熱管における高温環境下の多点検出性能評価をそれぞれ実施した。

本章では、OWFの計測誤差低減のため、現状で考えられる誤差要因を整理した。誤差要因のうち計測誤差に最も強く影響する因子として、液膜表面に形成される波（曲面）における反射光強

度の減衰に着目した。液膜計測シミュレーションによりBWR実温実圧条件下で生じる表面曲率範囲を評価し、同範囲において液膜表面形状が液膜厚さの計測精度に与える影響及びOWFのBWR条件への適用性を検討した。

5.2 誤差要因の整理

図5-1に示すように、OWFは流路壁面に設置し、センサであるミラー面から液膜中に射出した光を利用する。液膜表面で反射した射出光のうち、ミラー面への再入射光を検出し、強度を電気信号に変換して取得する。取得した反射光強度を、予め作成した校正曲線によって液膜厚さを評価する。表5-1に、一般的なセンサの精度確認を目的とした場合に生じる実験上の課題を示す。1つ目は、計測結果と比較するための参照解となる計測技術の不確かさ低減である。2つ目は、物理現象及び計測システムの仕様に起因する計測誤差要因の排除である。

表5-1の后者について、表5-2にOWFの計測誤差要因を整理する。同表は、計測時の電気信号の取得、処理、液膜厚さの評価過程に沿って、ハード、ソフトの観点でそれぞれ主要な誤差要因を抽出したものである。No. 1は校正曲線作成時の不確かさに起因する計測誤差である。2章の校正実験ではOWFの電気信号の標準偏差は0.6%（平均25mm，標準偏差0.2mm）であり、目標とする液膜厚さ計測精度5.6%に対して小さい。No.2, 3はそれぞれ気液界面の形状である傾きと曲率による反射光強度の減衰に起因する計測誤差である。No.2の傾きによる影響では、水平液膜計測時にOWFの電気信号がピークとなることから、2章で示したように信号処理過程で排除できることを確認している。No.3の曲率による影響では、実現象として曲面となる気液界面において光が散乱し、減衰することで液膜厚さを過大評価することが懸念される。極端に曲率が大きい場合では、反射光が検出されず、計測不能となる。No.4～6は、SN比（Signal to Noise 比）の低下に起因する計測誤差である。No.4は、液膜内での光の多重反射によって外乱が増加する影響である。光の反射率から、反射回数に応じて光強度は指数関数的に減衰するため、OWFの検出対象である気液界面での1回反射光に対して、2回反射光による光強度増加分は0.02%（水-空気境界での反射率2.00%×OWF-水境界での反射率1.00%）であり、光強度0.02%の増加を液膜厚さの変化幅に換算すると1mm未満である。したがって、目標計測精度5.6%に対して小さい。No.5は、光検出器の感度不足により外乱が増加する影響である。計測時には光学機器を暗室に置くことによって環境光（外乱）の混入を回避しているため、計測に影響はない。No.6は、OWF内部での光損失によって外乱が増加する影響である。主にコネクタ部での光損失30%が要因であるが、計測中に変化しない（OWFの電気信号の標準偏差0.6%未満）。以上のように、整理した液膜厚さ計測誤差要因に対し、本研究では不確かさに最も強く影響すると考えるNo.3の曲率に着目し、数値解析により曲率が反射光強度の減衰に与える影響を評価した。

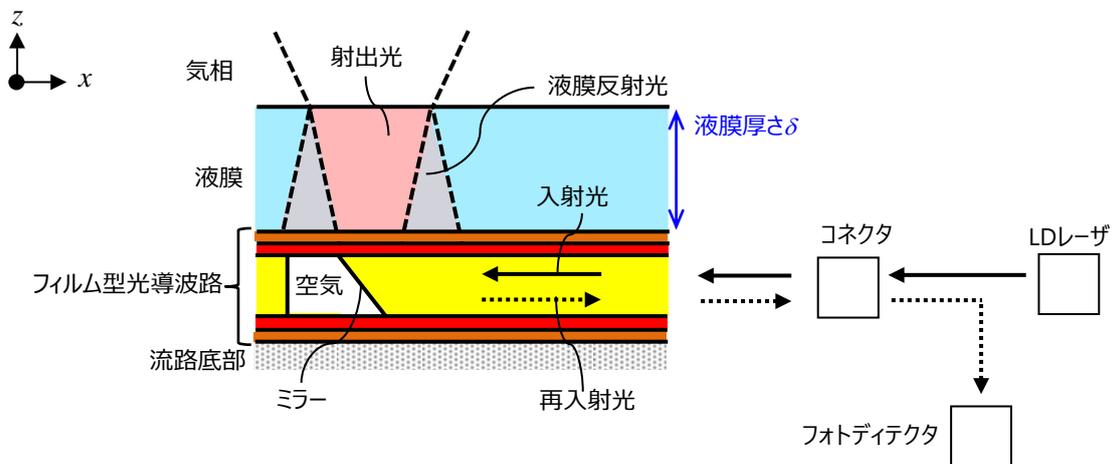


図5-1 OWFによる液膜厚さ計測システムの概要

表5-1 OWFによる液膜厚さ計測に含まれる不確かさ要因

No.	項目	詳細	備考
1	検証用の比較対象となる計測手法の不確かさ	-	限定的な検証体系での比較
2	OWF計測システム・物理現象の不確かさ	校正方法，液膜表面形状の影響，など	本研究の狙い

表5-2 OWFによる液膜厚さ計測に含まれる計測誤差要因

No.	誤差要因	理由	不確かさへの影響
1	校正曲線	校正実験時の電圧信号に含まれる計測誤差	電圧信号そのもののばらつきは小さい(標準偏差<1%)が、校正方法は今後も要検討
2	液膜表面の傾き	傾きによる反射光強度の減衰	傾いた表面からの反射光強度は信号処理過程で排除されるため影響は小さい
3		曲率による反射光強度の減衰	液膜厚さの過大評価に直結するため大きい
4	SN比の低下	液膜内での多重反射光ノイズによる計測誤差	反射の度に指数関数的に減衰するため影響は小さい
5		フォトディテクタの感度に起因する環境ノイズの混入	計測環境に依存し、暗室内で計測するため影響は小さい
6		コアでの光損失によるSN比の低下	コネクタ部での損失は実測で約30%と大きいですが、計測中に変化しないため影響は小さい。

5.3 液膜表面曲率による計測への影響評価方法

5.3.1 曲率によるOWF反射光強度への影響

OWFによる液膜厚さの時間計測では、液膜反射光強度（出力信号）のピーク検出から液膜表面を水平と見なすことのできる時刻において液膜厚さを評価する。そのため、計測結果は波の頂点（極大）での液膜厚さに相当する。図5-2に、表面曲率を有する液膜計測時の概要図を示す。OWFのミラー面から射出した光のうち、頂点にてセンサ方向に垂直反射する光と、曲面にてセンサとは異なる方向に反射する光が生じる。これにより、これまで想定してきた水平液膜の場合（図5-1）と比較して、ミラー面で検出される反射光強度が低下する。

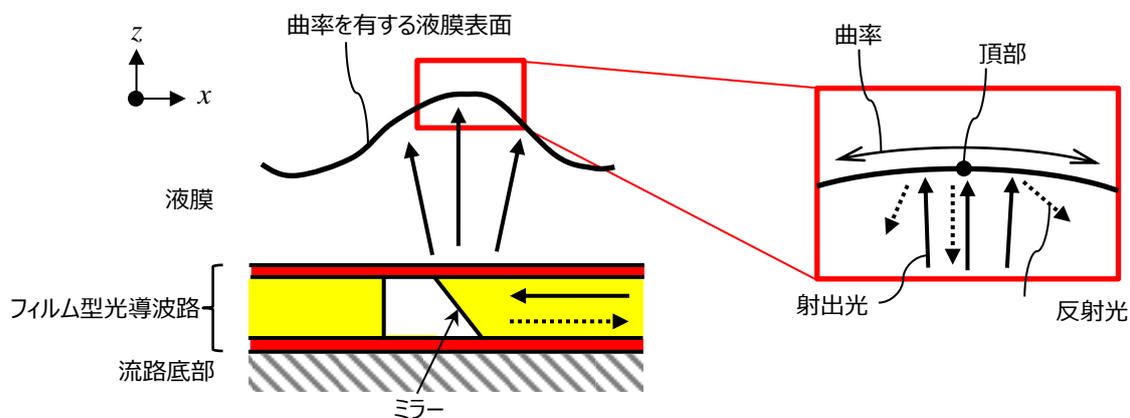


図5-2 表面曲率を有する液膜計測時の概要図

5.3.2 提案する液膜厚さの信号処理方法

図5-3に従来の信号処理のフローチャートを示す。計測時に得られた出力電圧値に対し、予め取得した気相单相条件と液相单相条件の電圧値から反射光強度割合 ζ を取得する。これまでの検討から、液膜表面の波が通過する際にOWFの信号波ピークを示すことが分かっている。出力信号の極大を検出することで、液膜表面の極大・極小がOWFのミラー面を通過する際の信号値 ζ_p を算出する。静止水平液膜の計測から得られた校正曲線を用いて液膜厚さに変換する。これらの処理を全ての時刻の出力電圧値に対し適用し、時系列液膜厚さを算出する。算出された時系列液膜厚さから時間平均液膜厚さを算出する。しかしながら、本手法では水平液膜から得られた校正曲線であるため、曲率による液膜厚さ計測誤差を含む可能性がある。

図5-4に本研究の提案手法のフローチャートを示す。従来手法に(4)(5)の処理を追加している。本手法は、液膜厚さ計測精度の低下に影響の強い出力信号を探索し、時間平均液膜厚さの算出時に排除する手法である。瞬時の液膜厚さを算出した後、液膜表面曲率 γ を推定する。液膜厚さ δ と表面曲率 γ の積がしきい値 ξ を下回る場合はその液膜厚さを記録し、以外の場合は記録せず次の時刻の出力電圧値を処理する。しきい値は誤差の小さい曲率範囲を表す。

したがって、出力信号から液膜表面曲率の推定方法としきい値を決定する必要があり、本研究ではOWFの数値解析手法を用いて評価した。

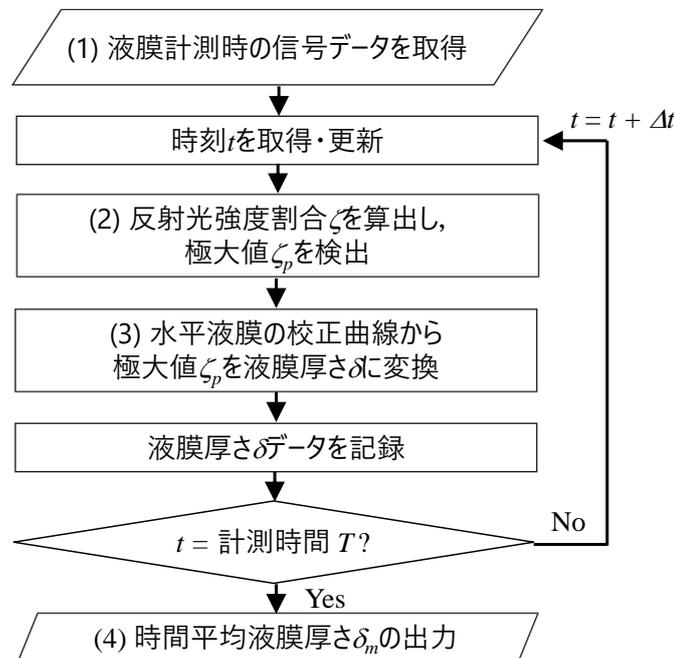


図5-3 従来のOWFの信号処理方法

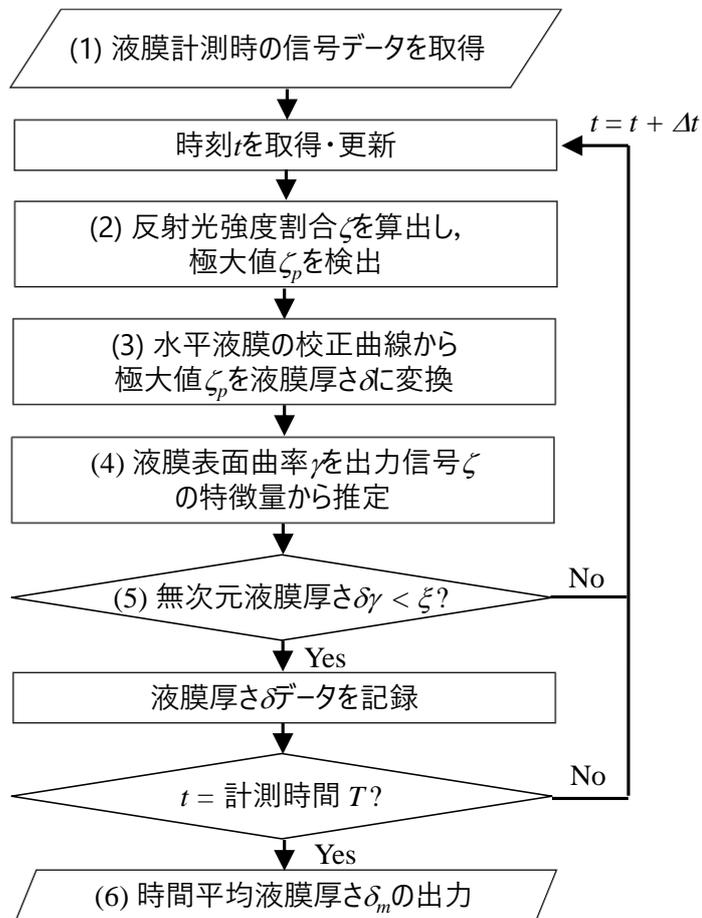


図5-4 提案するOWFの信号処理方法

5.3.3 液膜表面曲率推定のための評価量

液膜表面曲率を推定するため、波が通過する際の実出力信号 $s[-]$ を次式の2項のガウス近似により近似した。

$$s(t) = a_1 e^{-\left(\frac{t-T_p}{\sigma_1}\right)^2} + a_2 e^{-\left(\frac{t-T_p}{\sigma_2}\right)^2}, \quad (5-1)$$

ここで $t, a_1, a_2, T_p, \sigma_1, \sigma_2$ は時間[s]、第一項の振幅[-]、第二項の振幅[-]、ピーク時刻[s]、第一項のピーク幅[s]、第二項のピーク幅[s]である。図5-5に、波が通過する際の典型的な信号及び近似線を示す。プロットは得られた出力信号、実線は上式による最小二乗近似である。また、破線は右側の縦軸で示す出力信号の傾きである。従来の信号処理では、極大値に校正曲線を適用し、液膜厚さを算出していた。液膜表面曲率を推定するために、出力信号を近似した後、出力信号の特徴量としてピーク幅 W_p [s]と最大傾き $g_{r,max}$ [1/s]を次式でそれぞれ評価した。

$$W_p = \min(\sigma_1, \sigma_2), \quad (5-2)$$

$$g_{r,max} = \max\left(\left|\frac{ds}{dt}\right|\right) = \max\left\{\left|-\frac{2a_1(t-T_p)}{\sigma_1^2} e^{-\left(\frac{t-T_p}{\sigma_1}\right)^2} - \frac{2a_2(t-T_p)}{\sigma_2^2} e^{-\left(\frac{t-T_p}{\sigma_2}\right)^2}\right|\right\}. \quad (5-3)$$

表面曲率の増加につれて出力信号のピークが鋭くなることが想定されるため、ピーク幅 σ と最大傾き $g_{r,max}$ はそれぞれ減少することが考えられる。なお、出力信号 s は時間の関数のため、波の通過速度によってもピーク特性は変化する。これまでにOWFによって波移動速度 u_w [m/s]の評価が可能であることを示している[10]ため、本研究では波移動速度を計測する前提で、出力信号の時間 t は波の水平方向位置 y に変換することができる。

$$t = \frac{y}{u_w}, \quad (5-4)$$

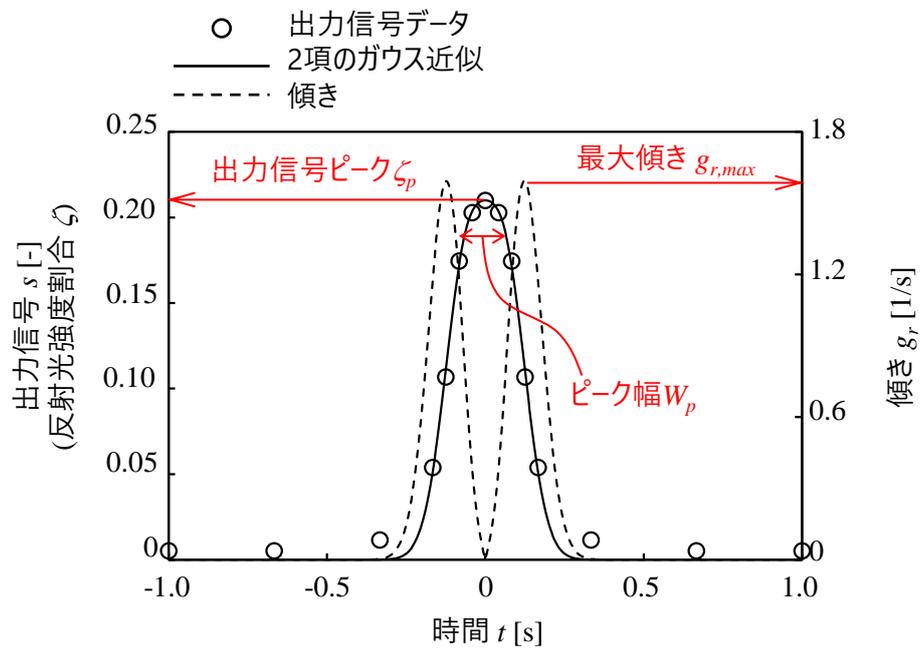


図5-5 典型的な出力信号及び評価値

5.3.4 液膜表面曲率を考慮した3Dレイトレーシングによるシミュレーション

OWFが対象とする波の頂点を中心とした近傍の表面曲率（図5-2参照）をパラメータとして反射光強度を評価した。局所的な曲面の傾きの違いを検討するため、同じ曲率でも異なるアスペクト比による楕円形状の曲面を用いた。OWFの反射光強度の評価には、3Dレイトレーシングによる数値解析手法[11]を用いた。本手法では、OWF、液膜表面の幾何形状から光線の軌跡を算出するとともに、屈折率による反射・透過エネルギーを算出することができる。OWFのミラーから射出して、気液界面で反射し、再びミラー面にて検出される光線強度から反射光強度を評価することができる。図5-6に計算した幾何形状及び光線の一部を示す。液膜形状は気流のせん断力によって変形するため、流れ方向に対して波の形状を半楕円状の2次元波とした。曲率 γ [m^{-1}]は楕円の曲率に基づき次式で定義した。

$$\gamma = \frac{\lambda}{b_z^2} \quad (5-5)$$

ここで、 λ は半波長及び楕円の水平半径[m]、 b_z は鉛直半径[m]である。(5-4)式は検出対象である波の頂点での曲率を表す。この波を流れ方向に水平移動することで、一定速度で変化する反射光強度（電気信号）を算出した。表5-3に評価条件を示す。入射光線数は、光線エネルギーの入出力比がそれ以上変化しない十分な本数とした。また入射光線分布及び偏光特性は実際の計測システムで使用する光源（半導体レーザー）の仕様とした。曲率の影響評価のため、液膜厚さは一定の0.5mmとした。曲率は範囲0.1~20.0 mm^{-1} とした。また、曲率を決定するパラメータとしてアスペクト比 κ [-]を0.5, 1.0, 1.5とした。

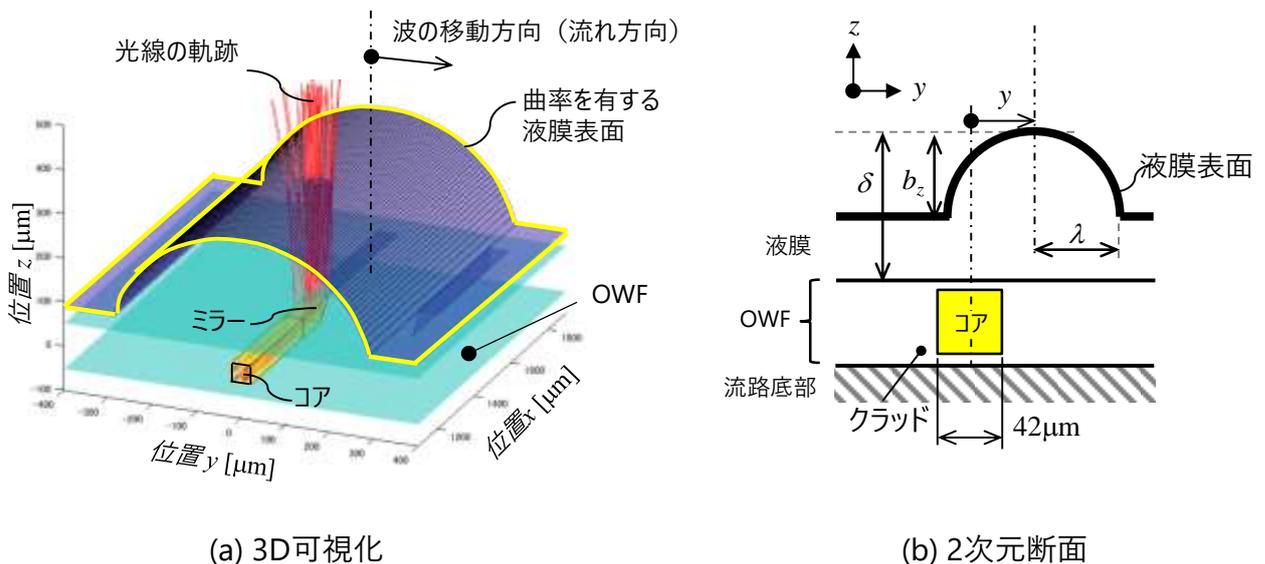


図5-6 3DレイトレーシングによるOWF幾何形状及び光線

表5-3 評価条件

入射光線本数	5,000
入射光分布	ガウスビーム
偏光	直線
液膜厚さ δ_i	0.5 mm
表面曲率 $\gamma = \lambda/b_z^2$	0.1-20.0 mm ⁻¹
アスペクト比 $\kappa = b_z/\lambda$	0.5, 1.0, 1.5

5.4 評価結果

5.4.1 液膜表面曲率によるピーク特徴量の評価結果

図5-7に、数値解析によるOWFの反射光強度の評価結果を示す。横軸は液膜表面（波の頂点）の水平位置 y [m]であり、ミラー中心がゼロである。縦軸はOWFで検出された反射光強度割合 ζ [-]である。同図から、どの曲率の場合でも、波の頂点（ $y=0$ m）で反射光強度はピークを示すことが分かる。また、曲率 $0.7, 1.3, 5.0\text{mm}^{-1}$ ではピークの反射光強度割合が $\zeta_p=0.21$ で一致することが分かる（差異0.1%未満）。 $\zeta_p=0.21$ の液膜厚さが設定値と一致するかを確認するため、図5-8を用いてピーク強度から液膜厚さを算出した。

図5-8に曲率の無い水平な液膜表面での液膜厚さと反射光強度との関係を示す。同図から、 $\delta=0.5\text{mm}$ において $\zeta=0.21$ であり、設定した液膜厚さに対して反射光強度が一致した。したがって、曲率 $\sim 5.0\text{mm}^{-1}$ の範囲では曲面での散乱光が計測誤差に与える影響を無視でき、信号処理過程でピーク検出することによって液膜厚さを評価可能である。一方、図5-7の曲率 $10.0\text{mm}^{-1}, 20.0\text{mm}^{-1}$ の場合ではピーク強度の減衰した。その原因は、曲率が大きく（曲率半径が小さく）なり、ミラー面のサイズ $42\mu\text{m}$ に近づいたことで、反射光のうち曲面での散乱光の影響が相対的に強くなったためである。散乱光以外の他の要因を検討するため光の反射面を逆解析した結果、ピーク強度のうち、気液界面での2回以上の多重反射・壁面やOWFの構成面での反射の寄与分は0%であることから、散乱光が減衰の要因であると判断した。曲率 10.0mm^{-1} のピーク強度 $\zeta=0.12$ から液膜厚さを評価すると、図5-8から $\delta=0.9\text{mm}$ となり、計測誤差80%となる。

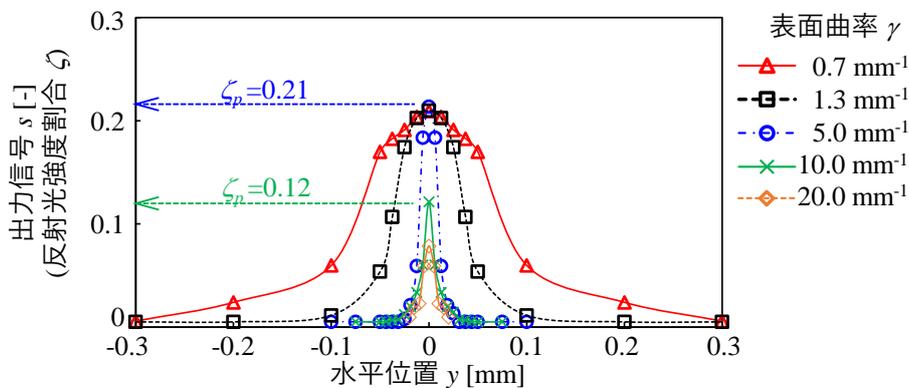


図5-7 表面曲率を有する液膜計測時のOWF反射光強度割合の計算結果

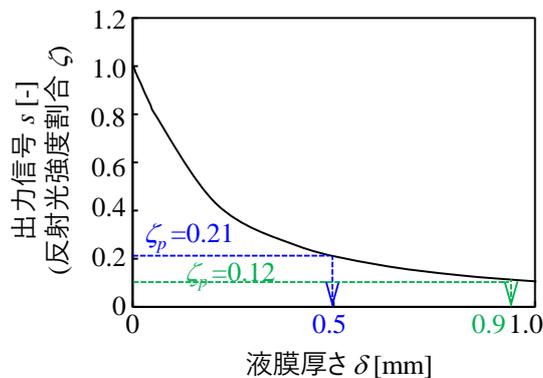


図5-8 水平液膜表面でのOWF反射光強度割合と液膜厚さの関係

5.4.2 液膜表面曲率の推定方法の検討

図5-9に曲率 $0.1\sim 20.0\text{mm}^{-1}$ の範囲における (a)最大傾き $g_{r,max}$ と(b)ピーク幅 σ の整理結果を示す. 曲率が大きくなるとピークが鋭くなるため, (a)最大傾きが大きくなるとともに, (b)ピーク幅が小さくなる. どちらの場合も, アスペクト比に関わらず, 曲率 $0.1\sim 5.0\text{mm}^{-1}$ の範囲ではピーク特徴量のみの関数として整理可能であると考えられる. しかし, 曲率 $10.0, 20.0\text{mm}^{-1}$ における図5-9(a)最大傾きは他の曲率条件より大きく外れている. 図5-6の曲率 $10.0, 20.0\text{mm}^{-1}$ において散乱光の増加によりピーク強度の減衰が生じることが分かったため, ピーク強度の減衰に伴いピークの勾配が相対的に低下したと判断できる. 一方, 図5-9(b)ピーク幅は他の曲率条件と比較して外れていないことから, 散乱光に影響されることなく検出できていることがわかる. したがって, 曲率の推定には(b)ピーク幅が有効であると判断する. 確認のため, (b)ピーク幅から作成した最小二乗近似線 (実線) を用いて曲率を次式で近似した.

$$\gamma = 1.58 \times 10^2 W_p^{-1.14}, \quad (5-6)$$

上式による推定結果は, 数値計算結果と6%の推定誤差内で一致することを確認した.

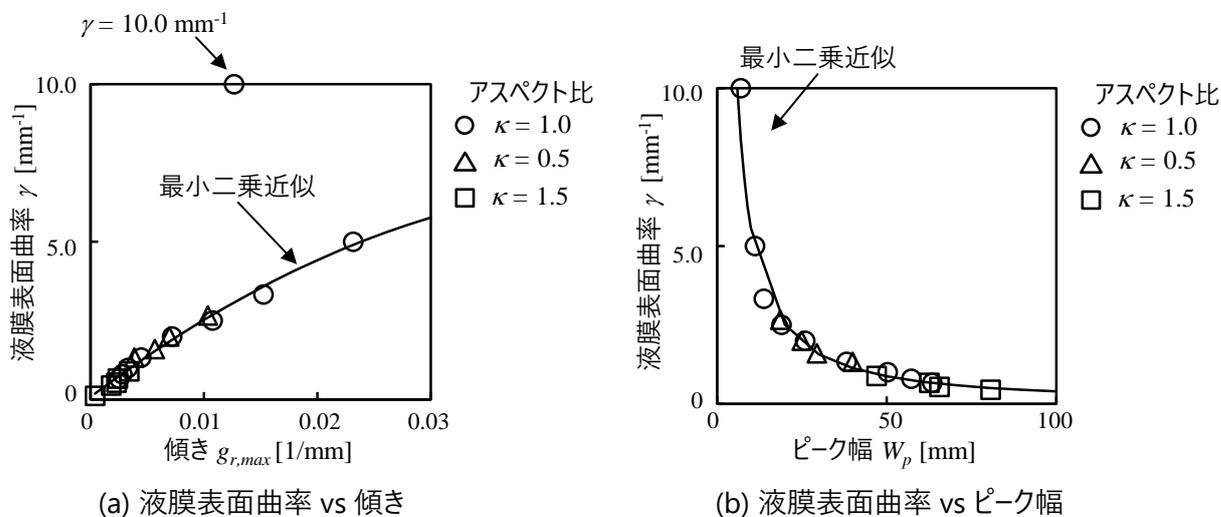


図5-9 液膜表面曲率に対する最大傾き $g_{r,max}$ とピーク幅 σ の整理結果

5.4.3 無次元液膜厚さのしきい値の評価結果

図5-4に示した信号処理方法に沿って、数値解析結果を実際出力信号と仮定して液膜表面曲率の評価結果から液膜厚さの計測誤差を算出した。提案した信号処理方法では、しきい値 ξ により計測誤差の大きい出力信号値を排除する必要がある。ここで、 $\gamma\delta$ を無次元液膜厚さ[-]と定義し、液膜表面曲率の推定誤差から、液膜厚さの計測誤差 ε [%]を次式で評価した。

$$\varepsilon = \left| \frac{\delta_i - \delta}{\delta_i} \right| \times 100, \quad (5-7)$$

ここで、 δ_i , δ は入力値として3Dレイトレーシングに与える液膜厚さ[m]、計算結果の液膜厚さ[m]である。図5-10に3Dレイトレーシングによる誤差の評価結果を示す。横軸に無次元液膜厚さ[-]、縦軸に評価誤差を示す。同図から、 $\gamma\delta = 1.12$ から 2.50 にかけて、 $\varepsilon = 7\%$ から 138% まで急激に増加することを確認した。したがって、しきい値には $\xi = 1.12$ が妥当であると判断される。

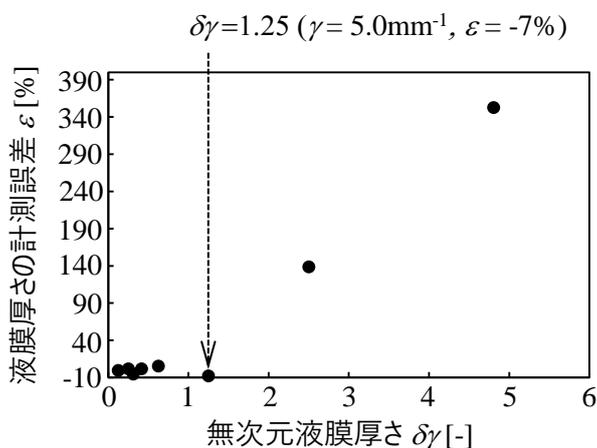


図5-10 液膜厚さの計測誤差の計算結果

5.4.4 BWR運転条件下の液膜表面曲率の考察

BWRの運転条件下で生じる液膜表面曲率範囲を推定し、提案手法が適用可能か確認した。図5-11に液膜表面曲率のイメージを示す。実際の環状噴霧流では、大きい曲率で低い波高の波と、小さい曲率で低い波高の波が混在し、気相のせん断流によって液膜表面から液滴が飛散する。そこで、次式に示すように、飛散液滴の直径 D_c [m]と液膜の曲率半径 $1/\gamma$ が等しいと仮定した。

$$\gamma = \frac{1}{D_c}, \quad (5-8)$$

ここで、 D_c は臨界液滴径[m]であり、従来研究[12]に基づき臨界ウェーバー数 We_c [-]を350として、次式から算出した。

$$We_c = \frac{\rho_G D_c v_0^2}{\sigma} = 350, \quad (5-9)$$

$$D_c = \frac{350\sigma}{\rho_G v_m^2}, \quad (5-10)$$

ここで、 ρ_G 、 σ 、 v_m は蒸気密度[kg/m³]、表面張力[N/m]、平均蒸気速度[m/s]である。上式は周囲の気相のせん断力によってこれ以上分裂しない最小液滴径を表しており、実際には飛散前の液膜表面曲率半径はより大きいことが想定されるため、本検討は保守的評価である。

表5-4に無次元液膜厚さの適用範囲の評価結果を示す。定格運転条件を含む流動条件（質量流束1000-1500 kg/m²/s、ボイド率70~90%）に対し、液膜表面曲率は0.4~2.5mm⁻¹となる。従来研究からBWR定格運転条件での平均液膜厚さは0.06mm[7]であるため、無次元液膜厚さ $\gamma\delta$ の範囲は $\gamma\delta=0.02\sim0.15$ である。前項で確認されたしきい値と比較して1.12未満であるため、本研究の提案手法は7%の計測誤差を有し、BWR条件への適用可能である。

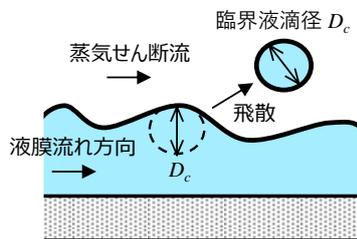


図5-11 液膜表面曲率のイメージ

表5-4 BWR運転条件下の液膜表面曲率の評価結果

総質量流束	1000~1500 kg/m ² s
ボイド率	70~90%
表面曲率範囲 γ	0.4~2.5 mm ⁻¹
平均液膜厚さ（従来研究） δ_m	0.06 mm
無次元液膜厚さ $\gamma\delta$	0.02~0.15

5.5 結言

BWR 実温実圧環境下の液膜ドライアウト予測手法の高度化に向け、シート状のフィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ（OWF：Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film）を開発している。時間平均液膜厚さの計測精度の向上のため、液膜表面曲率の影響を考慮した OWF の 3D レイトレーシングシミュレーションを実施し、以下の結論を得た。

- (1) OWFの現状課題と計測誤差要因を整理した結果、曲面での反射光の散乱が計測誤差に最も強く影響することを確認した。OWFによる液膜厚さ計測誤差を低減するために、誤差への影響の強い波を信号処理過程で排除して時間平均液膜厚さを算出する方法を考案した。
- (2) OWF の出力信号のピーク特徴量を評価し、液膜表面曲率 $0.1\sim 20.0\text{mm}^{-1}$ の範囲においてピーク幅から曲率を 6%の誤差で推定できる見通しを得た。提案した曲率の推定方法により、無次元液膜厚さ 1.12 までの範囲において計測誤差への影響が 7%に低減することを確認した。さらに、飛散直前の液滴直径を液膜表面曲率と仮定して BWR 運転条件下での液膜表面曲率を評価した結果、無次元液膜厚さが 1.12 未満であることから、本手法が BWR 運転条件へ適用可能であると判断した。

以上から、BWR 運転条件下で生じる波を排除することで、OWF による時間平均液膜厚さ計測の高精度化の見通しを得た。

5.6 参考文献

- [1] 西村章ら, BWR 高燃焼度炉心燃料の開発と適用, 日立評論, 72 巻 10 号 1011 頁(1990)
- [2] General Electric, General Electric BWR Thermal Analysis Basis (GETAB): Data, Correlation and Design Application, NEDO-10958-A (1977)
- [3] A. Tomiyama, et al., Method of Critical Power Prediction Based on Film Flow Model Coupled with Subchannel Analysis, Journal of Nuclear Science and Technology, 25 914-928 (1988)
- [4] T. Okawa, et al., Prediction of the critical heat flux in annular regime in various vertical channels, Nuclear Engineering and Design, 229, 223-236 (2004)
- [5] Y. Narushima, H. Furuichi, K. Katono, On mechanistic prediction of critical heat flux for nuclear power plants -(2)Critical heat flux prediction for BWRs -, The 12th Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS12), Paper No. N12E1072 Miyazaki, Japan, Oct 30 - Nov. 2 (2022)
- [6] G. Aoyama, et al., Preliminary Test of An ultrasonic liquid film sensor for high-temperature steam-water two-phase flow experiments. J Nucl Sci Technol., 51, 350-358 (2014)
- [7] G. Aoyama, et al., Application results of a prototype ultrasonic liquid film sensor to a 7 MPa steam-water two-phase flow experiment. J Nucl Sci Technol., 53, 537-545 (2016)
- [8] T. Arai, et al., Concurrent upward liquid slug dynamics on both surfaces of annular channel acquired with liquid film sensor, Experimental Thermal and Fluid Science, 60 337-345 (2015)
- [9] H. Furuichi and Y. Mizushima, Simultaneous measurement of film thickness and wave velocity in liquid-film flow with an optical fiber probe, micro-fabricated by a femtosecond pulse laser, Chemical Engineering Science, Vol. 241(21), 116704 (2021)
- [10] 古市肇ら, BWR 燃料集合体内における燃料棒周りの液膜挙動解明に向けた研究開発 (5) 光導波路フィルムによる大気圧条件下の液膜厚さ及び波速度の同時計測, 日本原子力学会 2021 年秋の大会, Paper No. 3J13 (web, 2021.9)
- [11] A. Sakamoto and T. Saito, Computational analysis of responses of a wedge-shaped-tip optical fiber probe in bubble measurement, Review of Scientific Instruments, 83, 075107 (2012)
- [12] 辻村光樹ら, 粒子法を用いた液滴解析における空気力のモデル化, ながれ, 38, p105 (2019)

6. 結 論

本研究では沸騰水型原子炉（BWR）の熱的余裕の向上のため、熱水力現象に基づく液膜ドライアウト予測モデルの高度化に必要な高精度液膜分布計測技術としてフィルム型光導波路を用いた液膜反射光強度センサ（OWF：Optical Reflectance Sensor based on Waveguide Film）を開発した。計測技術の必要要件である(a)サブミリオーダーの液膜厚さへの適用性、(b)じょう乱波検出に十分な時間・空間分解能の確保、(c)模擬燃料棒等の曲面狭隘流路への適用性、(d)多点計測に拡張性、(e)高温環境への適用性をそれぞれ評価し、以下の結論を得た。

(1) 液膜厚さの計測手法の確立【2章】

OWF の出力信号を計算可能な 3D レイトレーシングシミュレータを開発した。光導波路と液膜を表現した幾何学的な 3D 形状モデルにおいて反射・屈折する光線のエネルギーを計算し、センサ出力から計測システムで得られる出力信号を評価した。2次元体系の理論モデルで算出したエネルギー入出力比をシミュレータによる計算結果と比較した結果、液膜厚さ 10～1000 μm の範囲において 3.5%の差異で一致することを確認し、プログラムの妥当性確認した。

液膜厚さの校正方法の検討のため、BWR 模擬燃料棒一体型の OWF を製作し、全反射ミラーを用いた模擬水平液膜による校正実験を実施した。気液単相条件の出力信号で正規化された反射光強度割合を比較した結果、液膜厚さ 10 μm ～3mm の範囲において実験結果と計測誤差内で一致した。気液界面と固液界面を用いた反射光強度割合が良く一致したため、反射光強度割合は液膜厚さを算出するための評価値として有効である。実際の計測では、予め気液単相条件で出力信号を取得しておき、本計算結果を校正曲線として用いることで反射光強度割合から液膜厚さを算出可能である。

ランダム波による時系列液膜厚さ計測をシミュレートした結果、模擬信号処理により算出した液膜厚さと入力値として与えた液膜厚さが誤差 1%以内で一致したことから、OWF の信号処理手法として出力信号の極大値を校正曲線を用いて時系列液膜厚さを算出可能であることを確認した。

以上から、OWF による液膜厚さ計測原理及び計測手法を確立した。

(2) BWR 燃料棒を模擬した曲面狭隘流路での液膜厚さ及び波速度の計測【3章】

模擬燃料棒表面での液膜厚さ計測結果の妥当性確認するため、高速度カメラによる可視化と比較可能な大気圧条件下の液膜試験を実施した。OWF による時系列液膜厚さの計測結果から、液膜ドライアウト現象を把握する上で重要なじょう乱波やリップルによる波立ちを計測できることを確認した。平均液膜厚さの計測結果は、可視化による計測結果と計測誤差の範囲内で一致することを確認した。

流れ方向に 0.5mm の間隔で近接する 2つのセンサによる時系列液膜厚さの計測結果から波の移動時間を算出し、じょう乱波速度とリップル速度を評価した結果、じょう乱波速度がリップル速度に対して 2～3 倍大きくなり従来知見と同様の傾向を確認した。また、じょう乱波速度の評価結果が可視化結果と評価誤差の範囲内で一致することを確認した。さらに、リップル速度の評価結果が可視化結果及び中里見らの実験結果と評価誤差の範囲内で一致することを確認した。

射出光をレーザ誘起蛍光法により可視化した結果、サブミリオーダーの液膜厚さ計測では射出光直径が最大 152 μm であることから、OWF が小さい計測空間サイズを有し、局所計測性

能に優れることを確認した。

以上から、OWF が高い時間・空間分解能を有し、曲面狹隘流路内のサブミリオーダの液膜厚さ計測へ適用可能であることを確認した。

(3) 凝縮伝熱管内流下液膜の多点検出性能の評価【4章】

高温環境下における液膜の多点検出性能の確認のため、BWR 非常用冷却器に代表される縦型凝縮伝熱管を模擬した管内凝縮液膜計測試験を実施した。高温高圧条件下の密度変化に伴う屈折率変化が OWF の反射光強度割合に与える影響を試算し、BWR 定格運転条件下で気液レベル差及び液膜計測時の出力が低下し、SN 比が最大 20% 低下することを確認した。

試験体の圧力温度状態から確認された 0.1~0.2MPa(G)、100~133°C の高圧高温条件において、蒸気単相、凝縮液膜の通過を推定可能な出力信号の変化を確認した。短時間挙動では円管内の周方向において表面の凝縮挙動の変化を確認した。

以上から、OWF の蒸気環境下への適用性及び多点検出性能を確認した。

(4) BWR 運転条件下の基底液膜厚さの計測精度の高度化【5章】

時間平均液膜厚さの計測精度の向上のため、液膜表面曲率の影響を考慮した OWF の 3D レイトレーシングシミュレーションを実施した。OWF の現状課題と計測誤差要因を整理した結果、曲面での反射光の散乱が計測誤差に最も強く影響することを確認した。OWF による液膜厚さ計測誤差を低減するために、誤差への影響の強い波を信号処理過程で排除して時間平均液膜厚さを算出する方法を考案した。

OWF の出力信号のピーク特徴量を評価し、液膜表面曲率 $0.1\sim 20.0\text{mm}^{-1}$ の範囲においてピーク幅から曲率を 6% の誤差で推定できる見通しを得た。提案した曲率の推定方法により、無次元液膜厚さ 1.12 までの範囲において計測誤差への影響が 7% に低減することを確認した。さらに、飛散直前の液滴直径を液膜表面曲率と仮定して BWR 運転条件下での液膜表面曲率を評価した結果、無次元液膜厚さが 1.12 未満であることから、本手法が BWR 運転条件へ適用可能であると判断した。

以上から、BWR 運転条件下で生じる波を排除することで、OWF による時間平均液膜厚さ計測の高精度化の見通しを得た。

以上から、BWR 運転条件に相当する高温高圧環境下の液膜厚さ分布計測技術として、適用要件である(a)サブミリオーダの液膜厚さへの適用性、(b)じょう乱波検出に十分な時間・空間分解能の確保、(c)模擬燃料棒等の曲面狹隘流路への適用性、(d)多点計測に拡張性、(e)高温環境への適用性を OWF がそれぞれ満足することを確認した。

謝 辞

本学位論文の執筆にあたり、静岡大学 真田俊之教授には多大なるご指導を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。ご多忙の中でも、いつもタイムリーかつ端的に、的確なご助言をいただきました。入学前、突然訪問した私の研究提案を評価いただいた上、社会人ドクターとして受け入れくださり、本当にありがとうございます。この先の混相流分野をリードする研究室に籍をおき、経験させていただいたことを大変光栄に思います。

実験・解析方法、本質的アイデアについて、静岡大学 水嶋祐基助教には叱咤激励含めて大変心強いご助言を数多く賜りました。ありがとうございます。特に、先生の最後にまとめ上げる底力を常日頃より勉強させていただいておりました。先生と学生という異なる立場にも関わらず、在学時と変わらず同じ目標に向かう時間を共有できたことを心から嬉しく思います。

実験データの取得について、静岡大学 真田・水嶋研究室の卒業生及び在学生の皆様には多大なご協力をいただきありがとうございます。特に、川田竣哉氏、宮地慶亜氏、寺本悠二郎君には大変お世話になりました。

株式会社日立製作所 研究開発グループ 原子力システム研究部の皆様には、会社業務と大学研究とのバランスに常に配慮いただいた上、大学への出張経費や、本学位論文の方針検討にあたり、多大なサポートをいただきましたことを深謝いたします。

本学位論文の一部では、修士論文までに学んだアイデアや数値解析手法を応用しております。静岡大学 齋藤隆之 元教授 及び日本製鉄 坂本明洋氏には修士課程まで多くのご指導をいただき、感謝の念に堪えません。

会社業務と大学研究を遂行できたのは、これまで私生活を支えてくださった妻の恵、在学中に生まれた娘の杏、両親のおかげです。ありがとうございます。

最後に、関わってくださった先生方、同僚、友人、家族、全ての皆様に感謝いたします。