

高温高圧プラントからの流体漏洩挙動評価  
における高速気中水噴流現象の解明

2021年 3月

渡辺 瞬

高温高圧プラントからの流体漏洩挙動評価  
における高速気中水噴流現象の解明

渡辺 瞬

システム情報工学研究群

筑波大学

2021年 3月

# 目 次

1. 緒言 .....	1
1.1 原子カプラントにおける保安全管理の要求事項 .....	1
1.2 配管の劣化破損に起因する実機での流体漏洩事象 .....	6
1.3 流体漏洩を考慮した周囲影響評価法に関する既存知見 .....	11
1.4 本研究の位置付けと目的 .....	14
2. 大気中に噴出する高速水噴流現象の理論 .....	18
2.1 高速気中水噴流の一般的なメカニズム .....	18
2.2 無次元数による水噴流様式の分類 .....	22
2.3 水噴流の流動構造に関するモデル式 .....	24
3. 配管劣化モードを考慮した破損開口パラメータの規定 .....	31
3.1 原子カプラントにおける代表的な配管条件と破損可能性 .....	31
3.2 配管劣化の評価モデルおよび評価手順 .....	34
3.3 各種配管形状における劣化傾向 .....	41
3.4 破損開口部のパラメータ整備 .....	60
4. 実機条件を模擬した気中水噴流評価実験 .....	62
4.1 実験設備の仕様 .....	62
4.2 水噴流様式マップにおける実験条件 .....	69
4.3 気中水噴流の飛沫挙動評価実験 .....	72
4.4 気中水噴流の飛沫挙動に関する実験相関式 .....	79
4.5 気中水噴流の飛沫メカニズムに関する考察 .....	90
5. 原子カプラントにおける流体漏洩評価法の提案 .....	92
5.1 流体漏洩評価における主要パラメータ .....	92
5.2 実験相関式に基づく評価法の構築 .....	95
5.3 評価法の実機適用性に関する考察 .....	96
6. 結言 .....	102

謝辞 .....	103
参考文献 .....	104
論文リスト .....	106
付録 .....	110

## 1. 緒言

国内の原子力プラントにおける機器・配管は、電気事業者による定期的な機能・性能検査によって保全がなされている。一方で、従来のプラント運転経験や既存規格の方策では想定が困難な劣化事象等に起因して、配管系統からの流体漏洩事象が事業者から報告されている。系統が破損し、保有流体が周囲に飛散し続けた場合、被水・溢水によって漏洩源周辺に存在する機器・配管の健全性や人身安全等への影響が生じる可能性がある。このような流体漏洩事象に対して、既存のガイド類による対策がなされているものの、評価法の適用範囲や物理的根拠が乏しいのが現状である。本章では、原子力プラントにおける保全の状況と併せて流体漏洩を伴う配管破損の発生事例を整理し、既存の流体漏洩評価法の課題に対する本研究の位置付けを明確にした。

### 1.1 原子力プラントにおける保安全管理の要求事項

#### 1.1.1 保全重要度に基づく管理フロー

原子力発電所における保安全管理フローの概要を図 1-1 に示す。本図は、2009 年施行の JEAC4209（原子力発電所の保守管理規程）<sup>[1]</sup>で定められている管理フローであり、図 1-1(a)のように発電所の配管・機器系統等の保全対象範囲の策定に対して「保全重要度」が設定されている。この重要度を踏まえて保全方式（予防保全もしくは事後保全）が決定され、保全の実施結果を受けて不適合な項目があれば是正処理がなされるという流れとなっている。保全重要度の設定にあたっては、図 1-1(b)のように安全機能の重要度分類指針や PRA（確率論的リスク評価）により重要度を定量的に評価できる場合がある一方で、供給信頼性や運転経験、作業安全、環境影響といった必ずしも定量化されない工学的な判断要素が含まれており、当該項目の考慮は組織の判断に委ねられている。

配管系統においては、運転条件や経年による様々な劣化事象が想定され、特に検査管理数が多い。ここでは、配管減肉の例として管理の対象箇所<sup>[2]</sup>を図 1-2 に示す。図 1-1(a)における安全機能の重要度分類指針に基づき、配管系統はクラス 1・2・3（実際にはノンクラスも存在する）に分類されている。タービン系統以降の復水・給水系統（クラス 3 およびノンクラス）においては、広い範囲で配管減肉の発生が認められており、配管減肉の進行具合は配管材質の組成や流体温度、流速等によって多様である。本来であれば、配管減肉の進行具合に対してプラントの運転経験や作業安全等の保全重要度の考慮により、高温高压系統を重点的に管理する等、保安全管理箇所に緩急がつけられるべきであるものの、現状は肉厚値基準による一律管理となっている。このように、特にクラス 3～ノンクラス系統内での保全重要度の適用が困難な状況であり、本指標の定量化が課題となっている。

#### 1.1.2 配管保安全管理に関する主な規格類

国内の軽水炉プラントにおける配管系統の保安全管理に要求される事項は、前述した原子力発電所の保守管理規程をはじめ、日本機械学会の維持規格<sup>[3]</sup>や減肉規格<sup>[4]</sup>といった技術規格で取り扱われている。

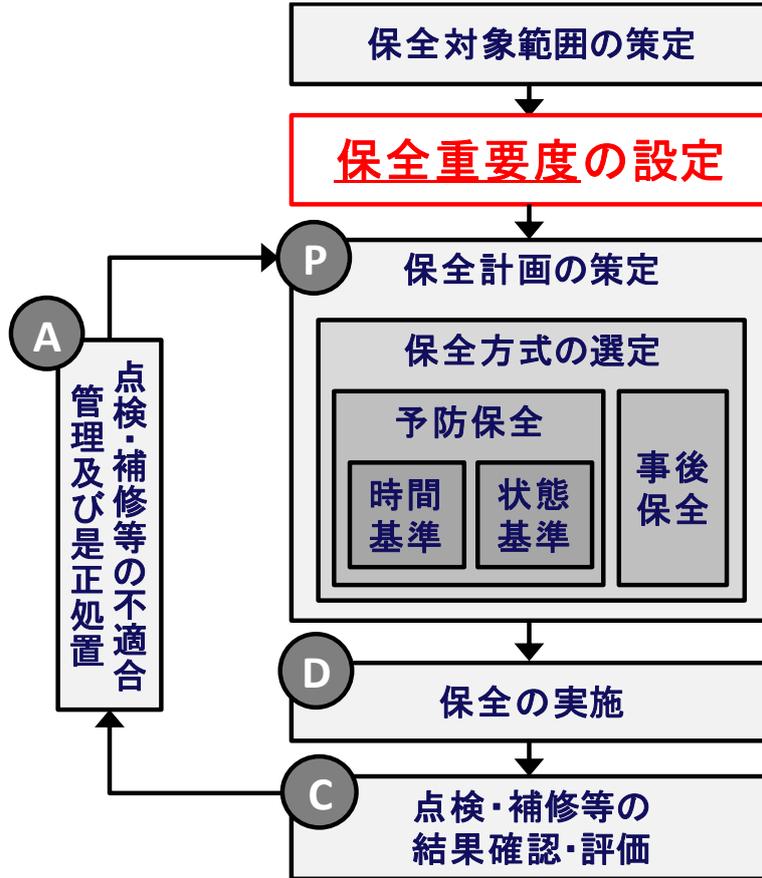
維持規格では、配管を含む原子力設備の全般的な機器・構造物に対する検査手法や、検査結果を踏まえた欠陥評価・補修方法が示されている。本規格による欠陥評価では、運転を開始した機器・配管・におい

て、供用期間中検査等により有意な欠陥指示が検出された場合には、規定された欠陥形状のモデル化および評価不要欠陥寸法に照らした判定を行い、判定結果に応じて継続使用もしくは補修・取替えを判断するとされている。維持規格では、あらゆる機器や配管において発生可能性のあるき裂や平面欠陥への対処法が規定されている一方、配管減肉に対しては、維持規格とは別枠で減肉規格が用いられる。減肉規格は、主に水単相流系統の配管内に広い腐食傾向を示す流れ加速型腐食（FAC：Flow-accelerated corrosion）と、蒸気配管系統に含まれる高速の液滴が配管壁面の壊食を引き起こす液滴衝撃エロージョン（LDI：Liquid Droplet Impingement Erosion）に適用される。本規格では、弁下流、オリフィス、エルボといった配管系統内の偏流発生部位が検査対象として取り扱われている。

### 1.1.3 国内プラントにおける配管保安全管理の状況

国内プラントの現場では、図 1-3 に示すような非破壊検査による肉厚測定が実施されている<sup>[5]</sup>。ここでは、図 1-4 に示す配管減肉管理を例として具体的な管理フローを説明する<sup>[6]</sup>。図 1-4(a)のように、前項の維持管理プロセスを踏襲した形で配管減肉管理の PDCA サイクルが設定される。検査計画の段階では、配管材質に応じて検査箇所を選定がなされるが、特に FAC の検査においては、本劣化事象が炭素鋼配管で発生することを避け、この段階でステンレス鋼や低合金が対象外になる。検査実施時期については、図 1-4(b)のように、初回検査は配管系統の流動条件に応じた初期設定減肉率を用いて算出した余寿命に基づいて、期間内に検査が完了するように実施時期が設定される。2 回目以降の検査は、その時点で算出された余寿命の 5 年前までの適切な時期を次の試験実施時期として設定される。検査は主に超音波探傷を用いて実施され、配管要素の種類に応じて測定点を設けることで、測定範囲内の最小の肉厚が特定される。配管が判定基準厚さを下回ると、測定点が追加され肉厚傾向の詳細評価がなされるが、一方で必要最小厚さを下回らない管理が求められる。つまり、配管減肉管理における継続使用の判定指標は必要最小厚さであり、この値が配管要素ごとに設定されている。

国内プラントでは、前項までに述べた保守管理規程や技術規格に則って配管の保安全管理がなされているが、基本的には肉厚値基準を一律に設定する考え方に基づいて検査が実施されている。現状、国内プラントにおいては、毎回の定期事業者検査ごとに配管系統の肉厚検査が数千点もの規模で実施されており、劣化モードの予測評価手法を用いて特に劣化が進展する箇所に集中して検査を行う米国と比べると、検査数が膨大であると言える。前述の通り、本来であれば限られた検査リソースを重点配分すべき箇所とそうでない箇所の緩急がつけられるべきであるものの、保全重要度の定量的な考慮が困難な状況により、保守的な管理方針を取らざるを得ない状況となっている。



(a) 保全管理フロー

考慮事項	補足
軽水炉の安全機能の重要度分類指針	明確に分類可能 (クラス1, 2, 3)
PRAによるリスク評価	定量的評価可能 (炉心損傷頻度等)
供給信頼性	必ずしも定量化されていない工学的な判断に基づき、各事項を組織の判断で考慮。
運転経験	
作業安全	
環境影響	

(b) 保全重要度の各種考慮事項

図 1-1 原子力発電所における保全管理フローの概要<sup>[1]</sup>

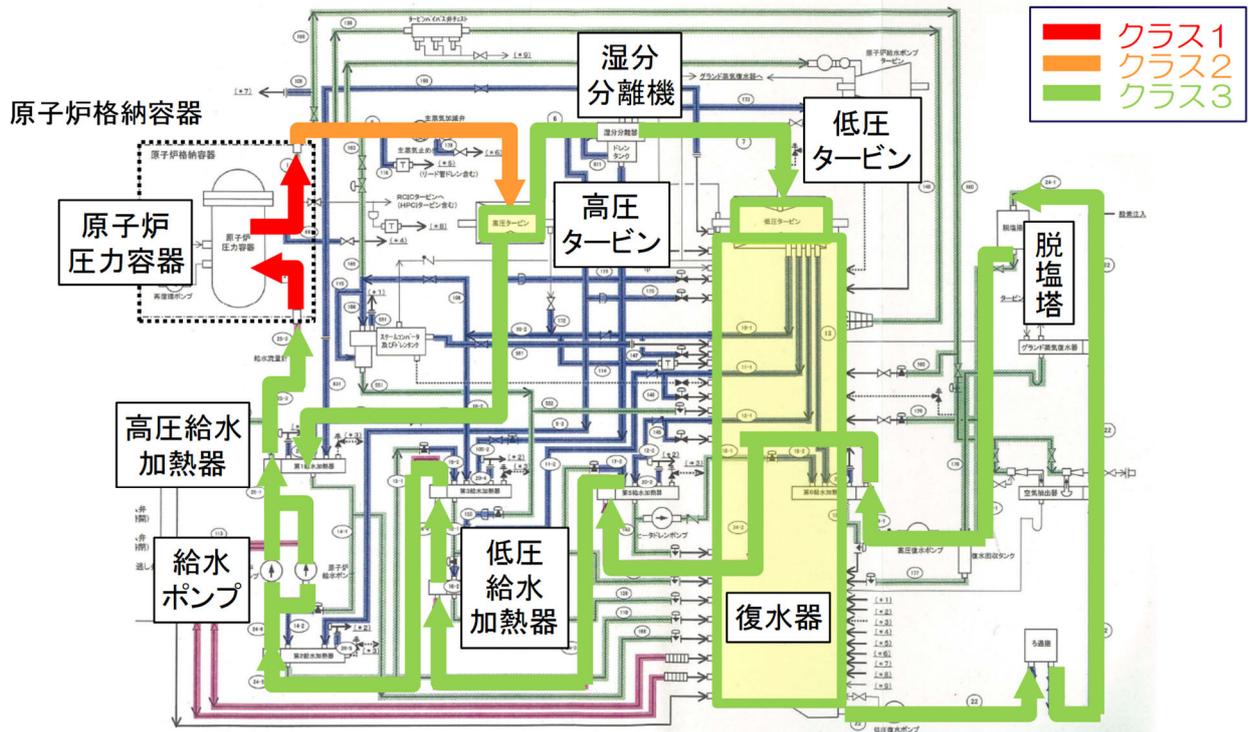
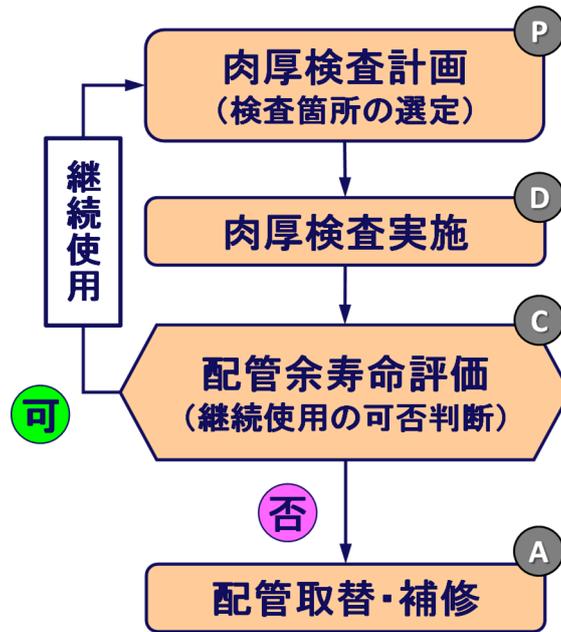


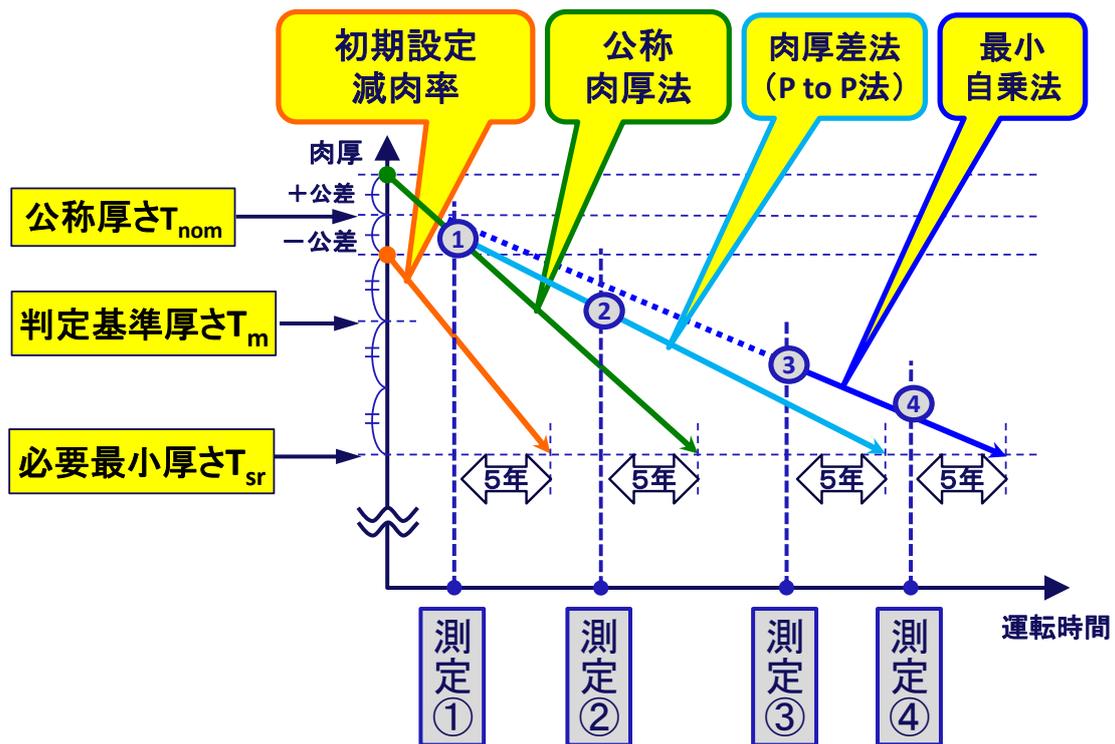
図 1-2 沸騰水型原子力発電所における配管減肉管理の対象箇所<sup>[2]</sup>



図 1-3 原子力発電所における配管肉厚検査の様子<sup>[5]</sup>



(a) 配管減肉管理のフロー



(b) 肉厚測定に基づく余寿命管理 (加圧水型原子力発電所の場合)

図 1-4 原子力発電所における配管減肉管理の概要<sup>[6]</sup>

## 1.2 配管の劣化破損に起因する実機での流体漏洩事象

### 1.2.1 原子力プラントで生じ得る配管破損形態

前節で述べたように、実機プラントにおいては配管の肉厚測定に基づく保全管理がなされているものの、従来のプラント運転経験や既存規格の方策では想定が困難な劣化事象等に起因して、配管系統からの流体漏洩事象が事業者から報告されている。図 1-5 に原子力発電所における配管破損事例を示す。図 1-5(a)は、FAC に起因する減肉による破損事例である<sup>[7]</sup>。この事象は、上流の配管要素の配置により発生した偏流がオリフィスに流入し、乱れた流れが原因で腐食が進行した結果、内圧に耐えられないほど肉厚が目減りしたものである。これにより、大口径の配管が破裂し、高温高压の内部流体が漏洩した。また、図 1-5(b)は、LDI に起因する減肉による破損事例である<sup>[8]</sup>。本配管は蒸気が送気される系統であり、蒸気中に含まれる液滴がエルボ部の背側に衝突し続け、局所的に減肉が進行した結果、ピンホール（小径穴）による貫通が発生したものである。このように、配管系統が破損し、保有流体が周囲に飛散した場合、溢水や被水によって周辺機器の健全性や人身安全等への影響が生じる可能性がある。

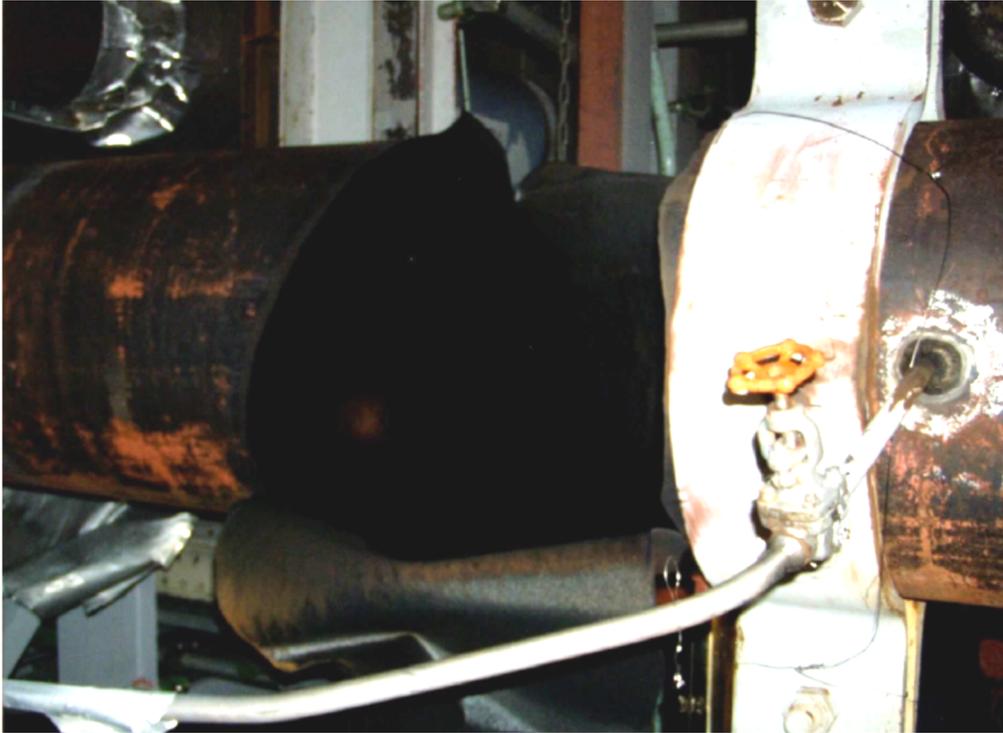
### 1.2.2 配管の劣化破損による流体漏洩事象の分析

前項の事例以外にも、配管条件（材料・形状・水化学・熱流動・負荷等）によって様々な劣化事象が想定される。図 1-6 は、各劣化事象によって破断に至る確率を示したものであり、米国電力研究所（EPRI）が米国の原子炉 2068 炉において年間で発生した 1511 件の破損事象を分析した結果である<sup>[9]</sup>。破損形態は、き裂漏洩・漏洩・破損・破断・損傷・切断の 6 タイプに分類されている。このうち前半 3 つの破損モードに分類された事象は漏洩発生事象として、後半 3 つのいずれかに分類されれば破断発生事象として取り扱われている。これらの破損を引き起こすメカニズムとしては、図 1-6 の横軸に記されている以下のものが挙げられる。

- ・ E-C : エロージョン-キャビテーション
- ・ SC : 応力腐食割れ
- ・ TF : 熱疲労破損
- ・ CF : 腐食疲労
- ・ COR : 腐食
- ・ OTH : その他
- ・ UNK : 原因不明
- ・ D&C : 設計および施工欠陥
- ・ WH : ウォーターハンマー
- ・ E/C : エロージョン・コロージョン（FAC : 流れ加速型腐食）
- ・ VF : 振動疲労

縦軸は配管破損確率、つまり 1 炉年で配管が破損する確率を表している。配管破損確率の上位を占めるのは VF（振動疲労）、E/C（エロージョン・コロージョン）、WH（ウォーターハンマー）であり、例えば、E/C（FAC）の破損確率はおよそ  $1 \times 10^{-2}$  と相対的に高い値を示している。

また、国内プラントの事例の調査結果を図 1-7 に示す。原子力施設情報公開ライブラリ「ニューシア」に掲載された国内原子力プラントにおける配管の破損事例（1996 年～2012 年）<sup>[10]</sup>を分析したところ、腐食や壊食、疲労等に起因する配管破損および流体漏洩が多数発生していることが分かった。なお、配管系統は主に図 1-2 のクラス 3 に相当する部位である。図 1-7(a)は、腐食および壊食に起因する破損事例を集約したものである。破損形態は主にき裂とピンホールであり、貫通孔のサイズは概ね 10mm 以下と小さい。これに対し、図 1-7(b)は振動疲労に起因する破損事例である。本事例の場合、破損形態はギロチン破断であり、貫通孔は図 1-7(a)に比べて大きく、10mm～60mm となっている。このような事象が発生した場合、配管系統によってはプラントの計画外停止が発生するだけでなく、配管内圧次第では漏洩した流体が周囲機器や人員に影響する可能性もある。破損が起こる配管の口径が大きいもしくは貫通孔が大きい場合、流体の漏洩量も多くなるため、上記のインパクトもより増大すると考えられる。



(a) 流れ加速型腐食に起因する減肉による配管破損<sup>[7]</sup>



(b) 液滴衝撃エロージョンに起因する減肉による配管破損<sup>[8]</sup>

図 1-5 原子力発電所における配管破損事例

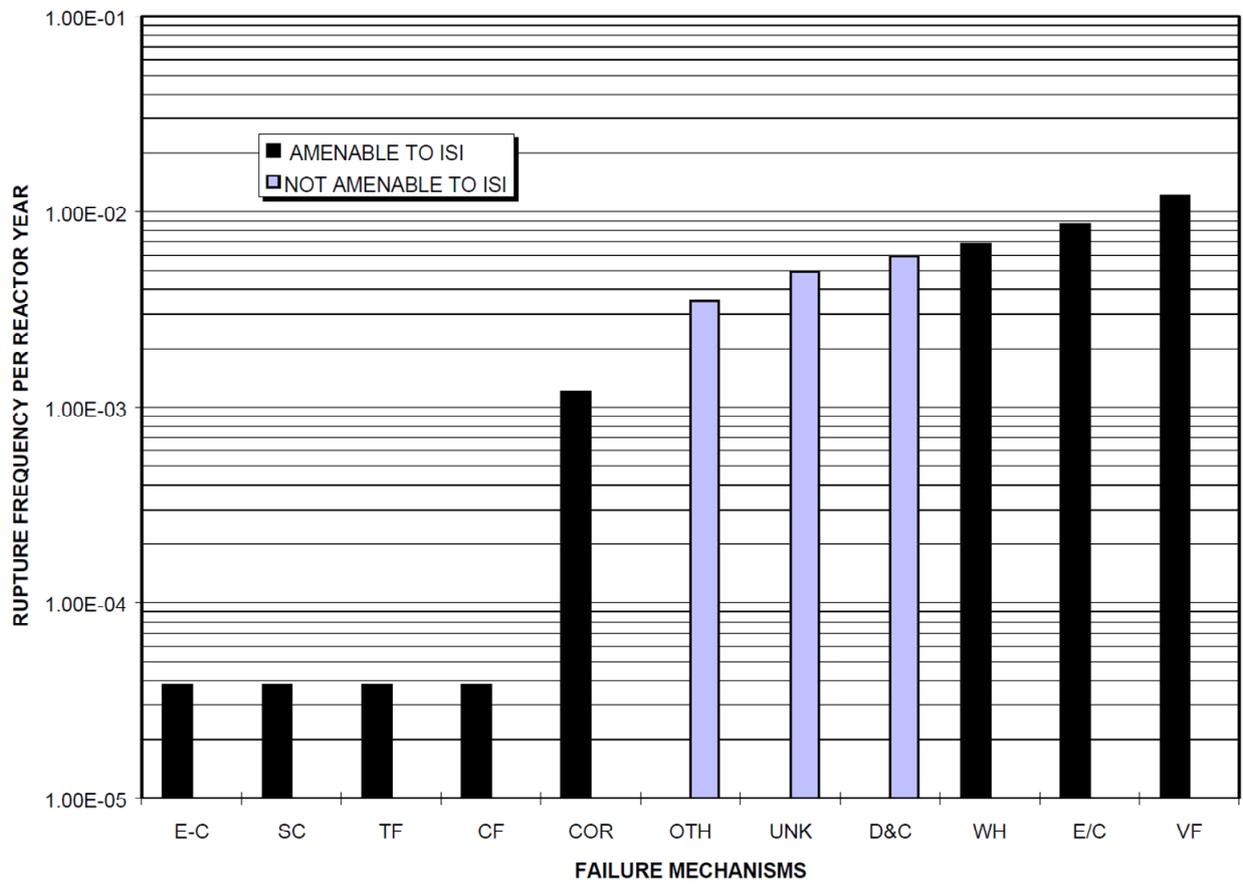
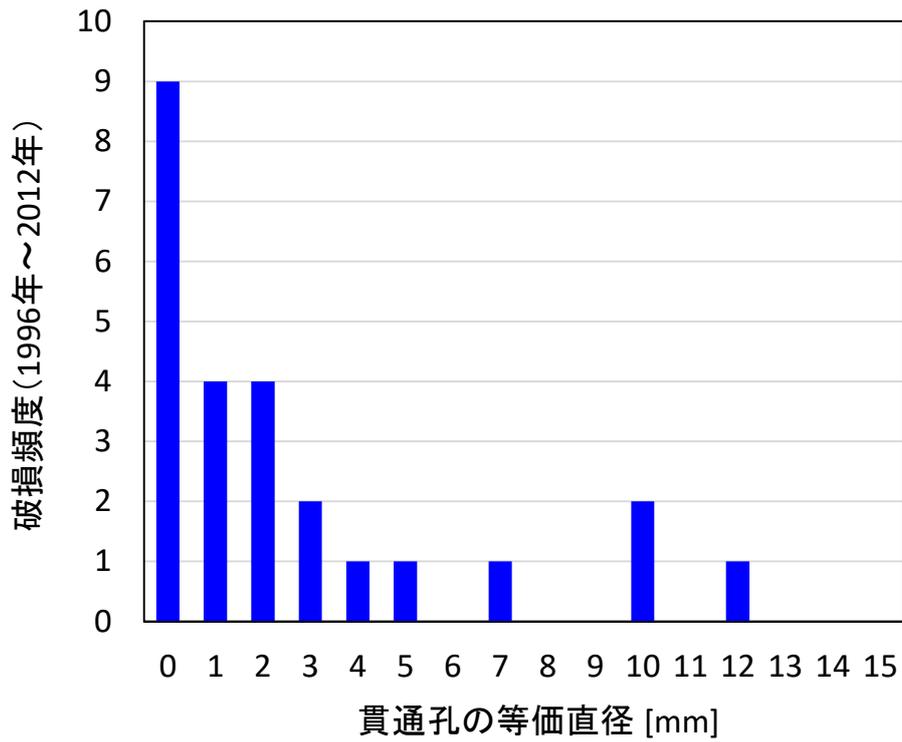
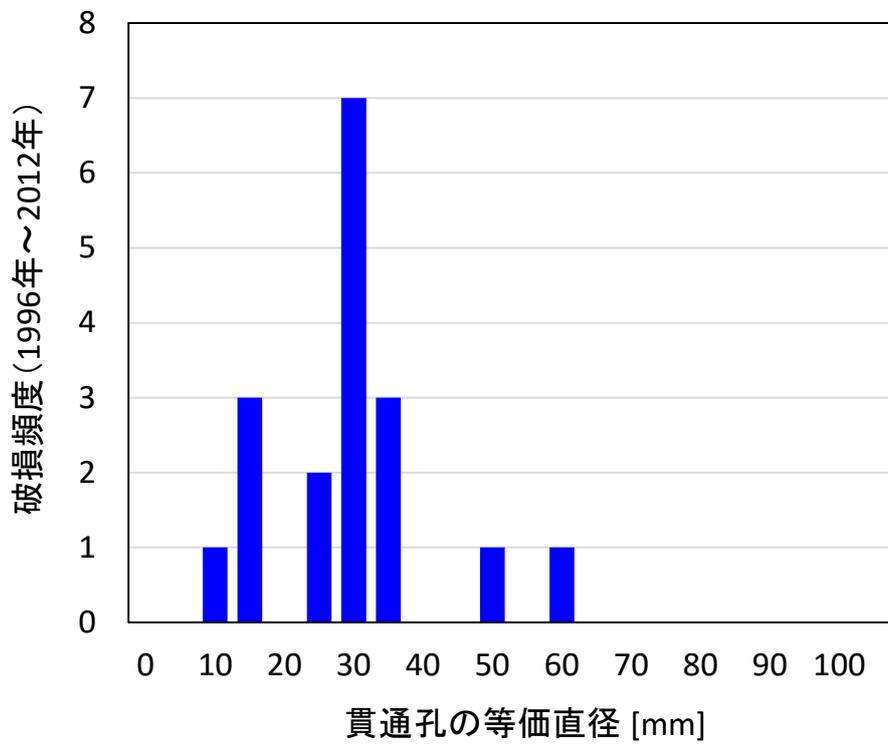


図 1-6 各劣化モードによって配管破損に至る確率<sup>[9]</sup>



(a) 腐食および壊食に起因する破損事例



(b) 振動疲労に起因する破損事例

図 1-7 流体漏洩を伴う配管破損事例<sup>[10]</sup>

## 1.3 流体漏洩を考慮した周囲影響評価法に関する既存知見

### 1.3.1 原子力発電所の内部溢水影響評価ガイド

流体漏洩時の影響評価法に関しては、原子力規制委員会が策定した「原子力発電所の内部溢水影響評価ガイド」により噴流の飛散距離を弾道軌跡として取り扱う方法<sup>[11]</sup>が挙げられる。本モデルの概要を図 1-8 に示す。漏洩源から流出した流体は理想的な質点として取り扱われ、空気抵抗の影響を受けることなく飛散するモデル（弾道モデル）である。本モデルは、質点  $m$  の運動方程式を解くことで以下のように導出される。なお、 $x$ 、 $y$  は水平方向および鉛直方向の位置、 $a_x$ 、 $a_y$  は水平方向および鉛直方向の加速度、 $t$  は時間、 $g$  は重力加速度、 $U$  は質点の初速度、 $\varphi$  は噴出角度、 $H$  は床面からの漏洩源高さである。

$$ma_x = m \frac{d^2x}{dt^2} = 0 \quad (\text{式 1-1})$$

$$ma_y = m \frac{d^2y}{dt^2} = -mg \quad (\text{式 1-2})$$

上記の方程式を解くことで質点位置について以下の式が得られる。

$$x = U \cos \varphi \cdot t \quad (\text{式 1-3})$$

$$y = H + U \sin \varphi \cdot t - \frac{1}{2} g t^2 \quad (\text{式 1-4})$$

(式 1-3) を時間  $t$  に対して整理し、(式 1-4) に代入すると、最終的に弾道軌跡は以下のようになる。

$$y = H + x \tan \varphi - \frac{g}{2U^2 \cos^2 \varphi} x^2 \quad (\text{式 1-5})$$

本ガイドでは、上記モデルにより流体の漏洩挙動を簡易的に計算し、噴流軌跡の内側に存在する機器・配管が全て防護対象とするといった評価がなされるものの、特に空気抵抗の影響が無視できない高流速条件においては実態を反映しない可能性がある。また、本来であれば噴流は飛沫過程で微粒化等により水柱の拡がりも想定されるが、モデル式の特性から本事象を表現することはできない。

### 1.3.2 配管破損防護設計規格

日本機械学会の配管破損防護設計規格<sup>[12]</sup>では、高温・高圧の流体を内包する配管に想定される配管破損に対し、破損形式を決定するにあたって破断前漏洩（LBB : Leak Before Break）の概念を適用し、安全機能を有する構造物、系統および機器を防護するための設計について定められている。LBB とは、内部流体を含む構造物中に欠陥が存在し、それが運転期間中に進展して貫通に至ったとしても、材料の靱性が十分に高いか、または作用応力が低ければ、漏洩を検知することにより破断することなしに適切な対応処理を講じることができ、全断面瞬時破断（ギロチン破断）は起こらないとする概念である。本規格の適用範囲や防護対象等は以下の通りである。

- ・適用範囲
  - 原子炉冷却材圧力バウンダリを構成するオーステナイト系ステンレス鋼管、およびフェライト鋼管
  - PWR 原子炉格納容器内の主蒸気管、および主給水管（フェライト鋼）
  
- ・防護対象
  - 原子炉停止系
  - 炉心冷却に必要な工学的安全施設および関連施設
  - 冷却材喪失事故時に圧力障壁となり、かつ放射性物質の放射に対する障壁を形成するように設計された範囲
  
- ・配管口径範囲
  - 配管破損時に防護対象への影響が大きいと考えられる呼径 25A を超える配管

本規格の中では、蒸気や減圧沸騰（フラッシング）、サブクール水の漏洩挙動についての取り扱いがあり、特にサブクール水については図 1-9 のように示されている。サブクール水が漏洩する場合は、配管口径相当の水柱が飛散するというモデルである。本規格は、周囲機器への流体衝突による荷重を評価することを主旨としており、そのため水については飛沫による拡がりは考慮されない他、小口径配管（25A 以下）は評価対象外である。

### 1.3.3 原子力産業以外における主な評価法

原子力産業以外における流体漏洩評価法の代表例としては、米国石油協会の規格（API 581）が挙げられる<sup>[13]</sup>。本規格は主に石油化学プラントの運用におけるリスク評価用いられるものである。リスクを決めるための影響度因子として、流体漏洩量が指標となっており、特に蒸気漏洩については図 1-10 に示されたように楕円型の影響範囲で評価するものとされている。影響範囲の根拠としては、高温蒸気による人身影響（火傷）の温度に基づいて設定されている。また、API 規格の内容を踏襲した国内規格（HPI Z 107<sup>[14]</sup>）も存在しており、本規格においては、影響度評価に必要な流体漏洩挙動を市販の拡散シミュレーションを用いて行うことを推奨している。

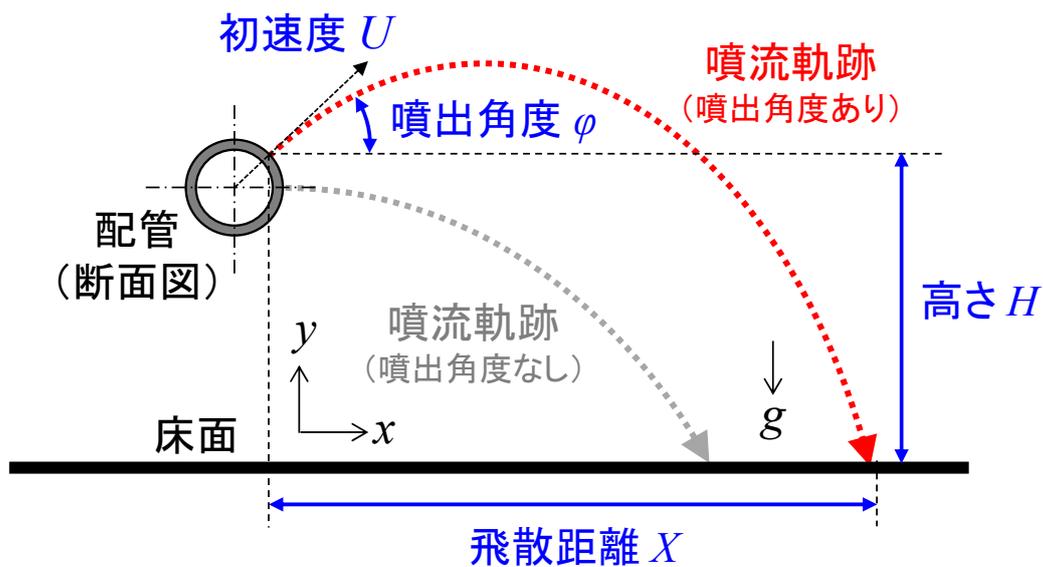


図 1-8 弾道モデルによる流体軌跡<sup>[11]</sup>

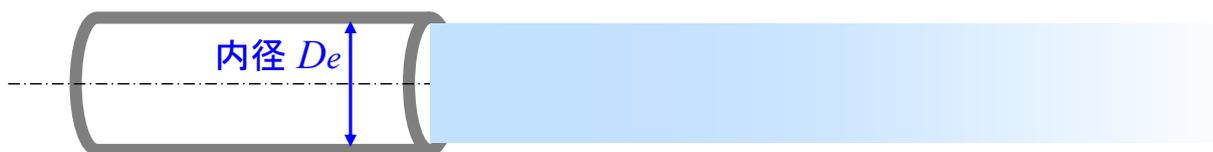


図 1-9 ギロチン破断時のサブクール水の漏洩<sup>[12]</sup>

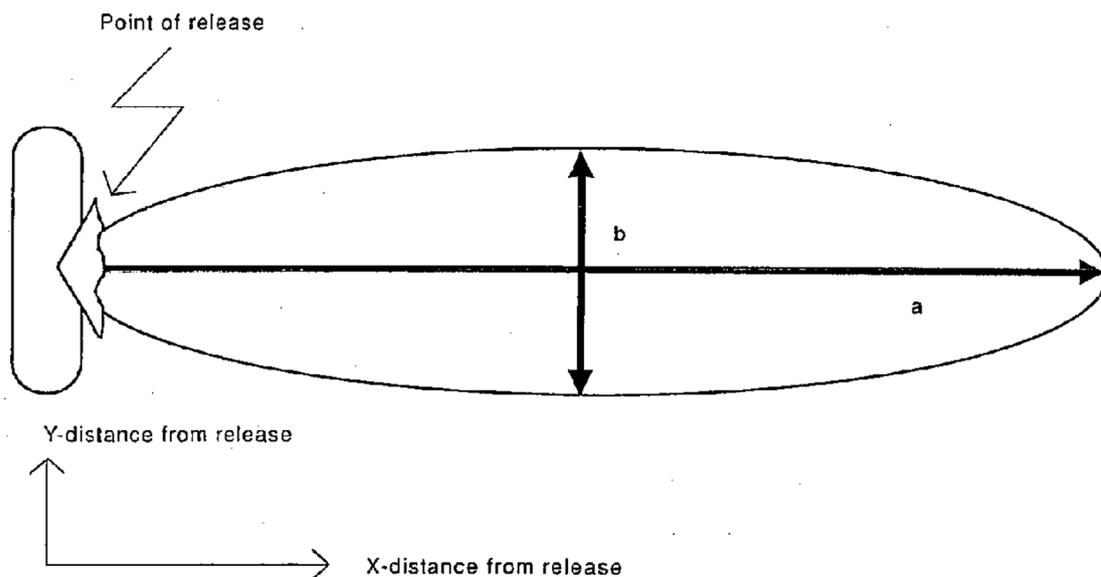


図 1-10 継続的流体漏洩事象時の影響範囲<sup>[13]</sup>

## 1.4 本研究の位置付けと目的

原子力プラントにおいては、配管からの流体漏洩により周囲機器または人員に対する被水・溢水の影響評価を行うことがプラントの安全対策の観点からも重要な課題となっている。蒸気をはじめとする気相の取り扱いについては、漏洩挙動やその影響度に関する技術的な知見が存在する。一方、水の漏洩に関する既存の評価法においては、水噴流の波立ちや微粒化による拡がりやを考慮せずに影響範囲が規定されていることから、実機プラントにおける現実的な評価にあたっては課題が残されている。水噴流現象を取り扱った従来の基礎研究によると、水噴流は周囲空気との間に自由表面が形成される気液混相流であり、ノズルから噴出した水噴流の界面に表面波が発生・増幅することで周囲空気と混合し、微粒化に至る複雑な現象とされている。また、水噴流の挙動は、漏洩源である開口部に依存すると考えられるものの、実機で想定される配管破損モードに基づく噴流評価に関する知見は乏しい。

本研究では、以上のような背景を踏まえ、原子力プラントにおいて被水・溢水に関わる流体漏洩挙動評価手法を確立するために、配管破損モードを考慮した開口部のパラメータを規定し、実機条件相当の高速気中水噴流現象を解明することを目的とした。流体可視化実験を通じて高速水噴流現象の特性を明らかにすると共に、取得した知見に基づいて実機における流体漏洩評価法を構築する。

本論文の構成を図 1-11 に示す。まずは、実機プラントの代表的な配管条件に基づき、主要な劣化事象を判定する。次に、劣化事象に起因して発生し得る配管の破損形状を選定し、開口部のパラメータ整備を行う。これらのパラメータを境界条件とすることで、高速気中水噴流の評価実験を行い、漏洩量や飛沫挙動、流体の衝突圧力等の実験的知見を得る。本研究の実験条件の範囲において噴流飛沫メカニズムを考察し、噴流のモデル式（実験相関式）を構築する。最後に、得られたモデル式に基づいて、実機プラントに適用可能な流体漏洩評価法の提案を行う。

1.1 節で述べたように、クラス 3～ノンクラス系統内での保全重要度の定量化が課題となっていることを受けて、筆者らは図 1-12 に示すような保全重要度マトリックスの導入を提案した<sup>[15]</sup>。安全重要度が低い配管系統に対する保全重要度の設定において、「劣化事象による配管破損確率（横軸）」と「配管破損時の各種影響度（縦軸）」に基づき評価されるリスクの高低に応じて、時間基準保全・状態監視保全・予測コード活用・事後保全といった緩急のある保全方式を選定するというものである。これを踏まえた主な研究要素を図 1-13 に示す。保全重要度マトリックスの定量化にあたっては、材料劣化事象による配管破損モード・配管破損確率の評価や流体漏洩挙動の評価（漏洩量、温度、圧力、拡散範囲等）、破損系統自体への影響度評価、周辺機器への影響度評価、作業安全への影響度評価が必要である。本研究によって提案される流体漏洩評価法は、水の漏洩時に想定される被水・溢水の影響度を定量化するための手段となるものであり、保全重要度マトリックスの「配管破損時の各種影響度（縦軸）」ならびに図 1-13 における「流体漏洩挙動の評価」に位置付けられる。保全重要度マトリックス導入に向けた全体像として、図 1-14 に評価フローを示す。プラントの現場確認・調査や図面参照等による評価対象系統配管の運転・環境・配置条件等の把握から始まり、各研究要素を経て配管破損時影響度のモデル化を目指すものであるが、本研究はこのうち「劣化事象の予測評価や実機データ分析による配管の欠陥メカニズムの評価」、「配管の損傷モード（き裂・ピンホール・ギロチン破断）による破損開口面積の評価」、「小規模実験および流動解析による配管破損時流体漏洩挙動の評価」に寄与する基幹的な研究要素となっている。

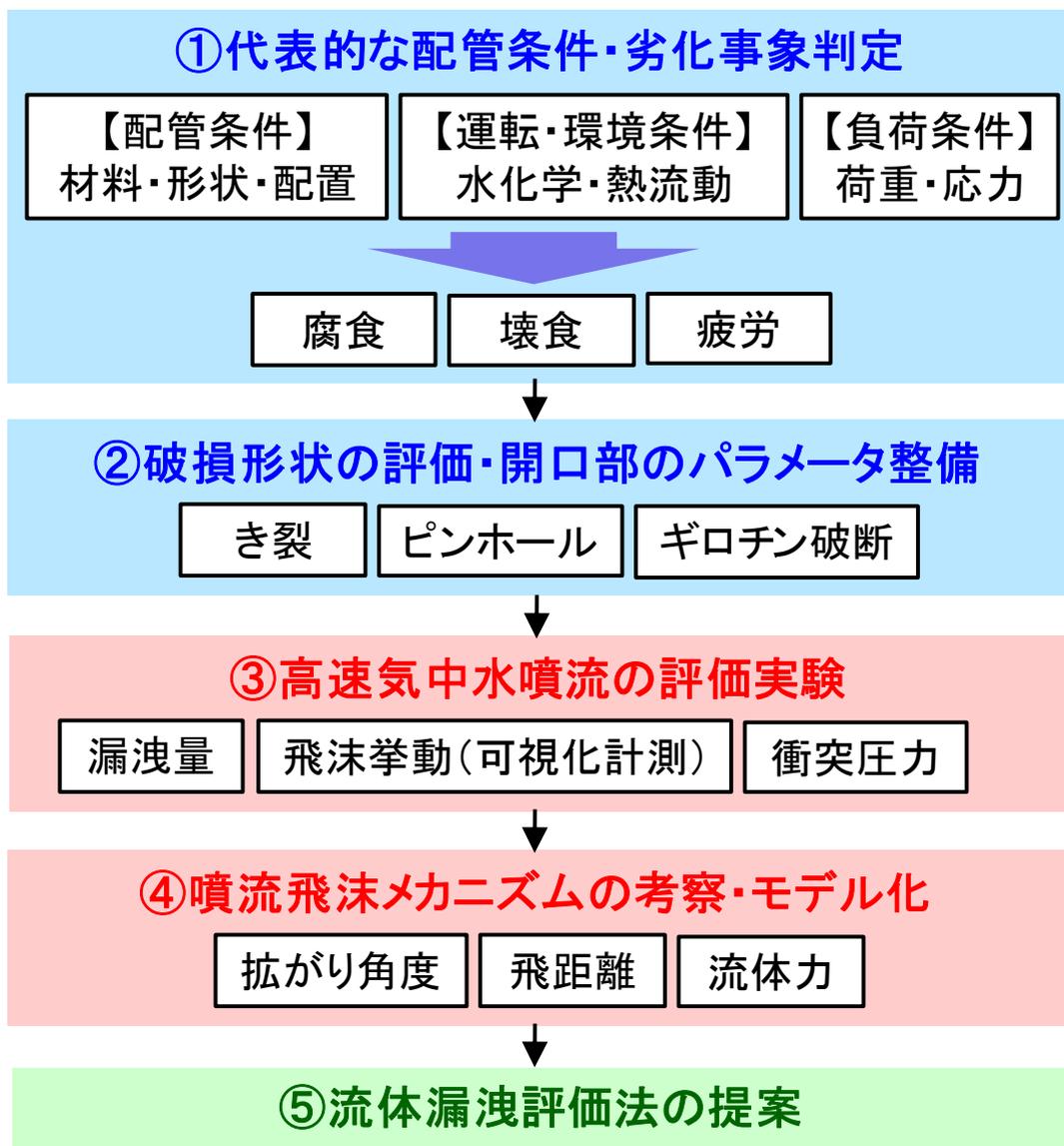


図 1-11 本論文の構成

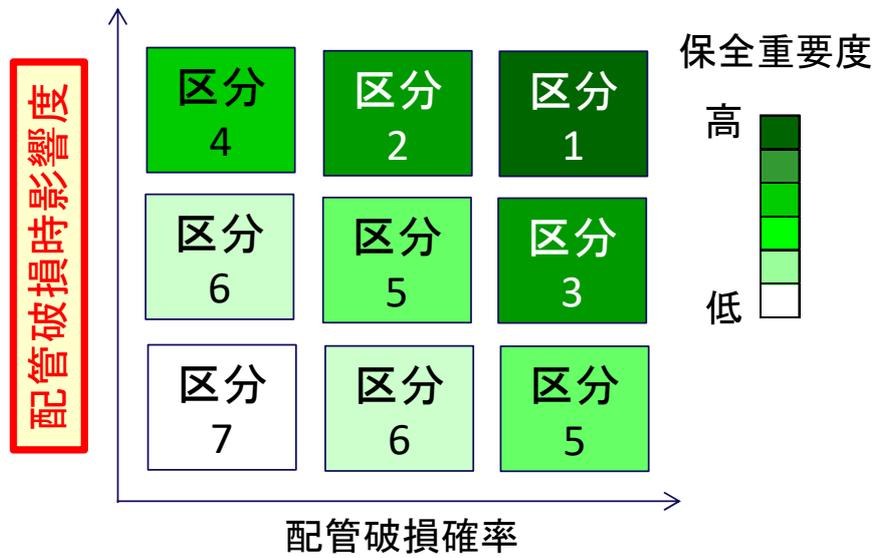


図 1-12 保全重要度マトリックスのイメージ<sup>[15]</sup>  
 (赤枠部に本研究が寄与)

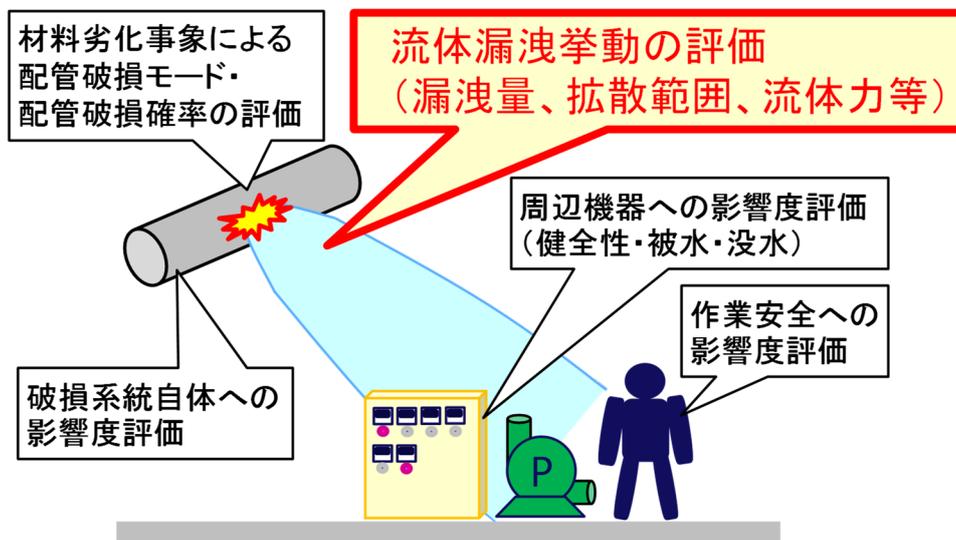


図 1-13 保全重要度マトリックス導入に向けた主な研究要素<sup>[15]</sup>  
 (赤枠部に本研究が寄与)

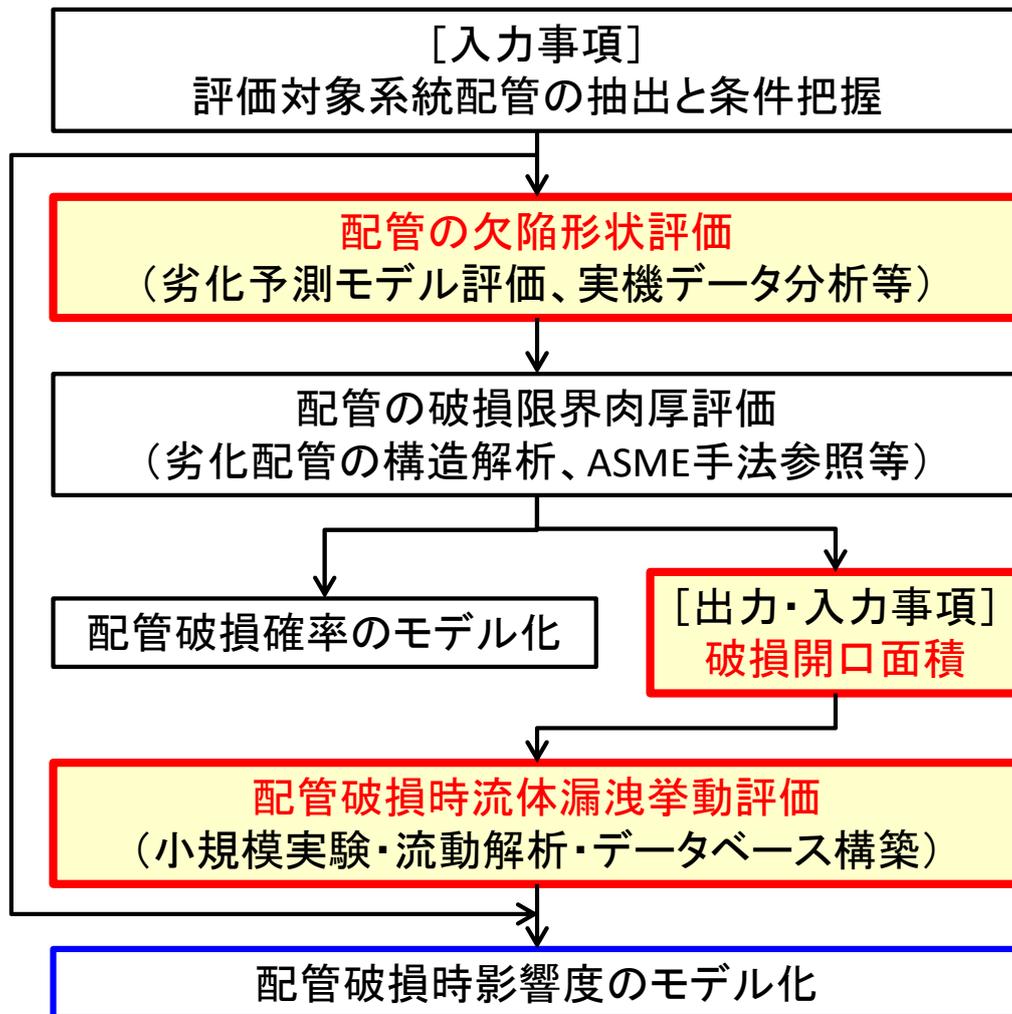


図 1-14 保全重要度マトリックス導入に向けた評価フローと本研究の位置付け<sup>[15]</sup>  
(赤枠部に本研究が寄与)

## 2. 大気中に噴出する高速水噴流現象の理論

本研究で対象とする気中水噴流は、静止した空気中に水が噴射される複雑な気液二相流現象である。本現象に対しては、実験的または解析的な研究が様々行われている。本章では、気中水噴流に関する一般的なメカニズムや既存の評価モデルを整理し、その上で本研究が解明をねらう物理現象を明確にする。

### 2.1 高速気中水噴流の一般的なメカニズム

#### 2.1.1 気中水噴流の一般的なモデル

図 2-1 に高速気中水噴流の一般的な構造を示す。気中水噴流は、静止した周囲空気からノズルから噴出した水が自由表面を形成する気液混相流現象である。水噴流の界面に表面波が発生・増幅することで渦やヘアピン状の突起を伴って周囲空気と混合し、下流では気泡の巻き込みや液滴・液塊等の微粒化が発生する複雑な現象となっている<sup>[6]</sup>。このような流動構造は、図 2-2 に示されるように領域的なモデル化がなされている<sup>[7]</sup>。ノズルの近傍においては、周囲空気との相互作用は初期段階であり、ノズル内の流速が維持されるポテンシャルコア領域が存在する。遷移領域を含めた当該部は初期領域と呼ばれ、水噴流は液柱状態を保持する。初期領域の噴流形状については、下記のようにモデル化される<sup>[7]</sup>。

$$\frac{R_c}{R_0} = 1.97 \quad (\text{式 2-1})$$

$$\frac{X_c}{D_0} = A_n - 68 \cdot 10^{-6} \cdot Re \quad (\text{式 2-2})$$

ここで、 $R_c$  は初期領域終端の噴流半径、 $R_0$  はノズル半径、 $X_c$  は初期領域の長さ、 $D_0$  はノズル径、 $A_n$  はノズル性能を表す係数 (85~112)、 $Re$  はレイノルズ数 (流体慣性と粘性の比で表される無次元数) である。このモデルによると、初期領域の範囲においては噴流の拡がり角度がノズル形状とレイノルズ数に依存する。 $X_c$  が短くなる条件 ( $A_n$  が小さいノズルでかつ  $Re$  数が大きい条件) が整った場合に、当該部の拡がり角度が大きく評価される。初期領域を含む、液滴の発生を伴わない範囲は連続流れ領域と呼ばれ、この領域の長さは噴流崩壊長さ  $X_b$  と定義される。噴流は次第に連続性を失うように崩壊し、液滴の発生を伴う液滴流れ領域に遷移する。液柱周囲に液滴を纏うような構造をしており、液滴層の境界においては流速が 0 となる。初期領域終端から液滴流れ領域終端までの範囲は主要領域と呼ばれ、下記のようにモデル化される<sup>[7]</sup>。

$$\frac{R}{R_0} = k_1 \cdot \sqrt{\frac{x_n}{R_0}} \quad (\text{式 2-3})$$

ここで、 $R$  は当該部の任意の噴流半径、 $k_1$  は拡がり係数 (0.147~0.255)、 $x_n$  は当該部の任意の軸方向位置である。さらに下流には終端領域が存在し、噴流は液滴・液塊に散り散りとなって完全に崩壊する。なお、液滴層の外周には微細液滴層が存在するが、これは主に拡散によって発生する液滴であり流速は持たない。

以上のように、噴流の各領域に対するモデル化はなされているものの、噴流幅は電氣的計測法で測定されたものであり、原理的に液柱から分離した液滴までを考慮できる体系ではないと考えられる。微粒化の挙動は、気液界面での相互作用に依存するものであり、実際には流体物性や流速等に依存すると考えられ

る。加えて、過去の基礎実験では、ノズルが終端に向かって漸近縮小する「テーパ型」を用いて、ノズル出口の流速を均一化する事例が多いが、特にギロチン破断を模擬できるのは「ストレート型」のノズルである。4.2節で後述するが、このような観点から本研究は、微粒化した液滴を含む形で主要領域の噴流拡がり角度を評価することに着眼点を置いている。

### 2.1.2 噴流界面における不安定性理論

前項で取り扱った気中水噴流モデル（液柱が液滴分離に至る過程）の背景には、気液界面におけるケルビン・ヘルムホルツ不安定性理論が存在する。これは、図 2-3 のような密度の異なる二流体が層を成す場合に、互いに異なる速度で運動することで発生する不安定性である。不安定性による発生する波立ちの波長は、流体間の流速差と密度によって決まる。本研究でも特に関わりが深いと考えられるのが、空気-水系（大気圧）の条件下において、流体界面が不安定になり得る最低のすべり速度であり、これは図 2-4（下記の式）のように表現される<sup>[18]</sup>。

$$u_G - u_L = \sqrt{2 \left(1 + \frac{\rho_G}{\rho_L}\right) \left[\frac{\sigma(\rho_L - \rho_G)g}{\rho_G^2}\right]^{1/4}} \quad (\text{式 2-4})$$

ここで、 $u_G$ は気相速度、 $u_L$ は液相速度、 $\rho_G$ は気相密度、 $\rho_L$ は液相密度、 $\sigma$ は表面張力である。水平管路の場合、(式 2-4) は約 6.8m/s と算出される。

流体界面の不安定化により、液柱で保持されていた噴流が微粒化等を伴って拡がりを持つものと考えられる。4.2節で後述するが、この流速値に関する知見を踏まえて、本研究における噴流実験の条件範囲を設定した。

### 2.1.3 噴流のジェットブレイクアップ理論

図 2-2 における噴流崩壊長さ  $X_b$  は、液滴や液塊が発生する起点と見することもできる。過去には、噴流崩壊長さを定量的に評価し、モデル化を行った研究が存在する。図 2-5 のように、噴流が液柱状態を保持できず、液滴や液塊に分離する位置が系統的に測定され、下記のモデル式が導入された<sup>[19]</sup>。

$$\frac{X_b}{D_0} = 8.51(We^{0.5})^{0.64} \quad (\text{式 2-5})$$

ここで、 $We$  はウェーバー数（流体慣性と表面張力の比で表される無次元数）である。本モデルは、噴流崩壊点が流速と表面張力のバランスによって決定されることを表すものである。

2.3 節では、本モデルを活用して解析的な噴流軌跡を算出し、評価結果を弾道モデルと比較した。モデルの特性と課題点について後述する。

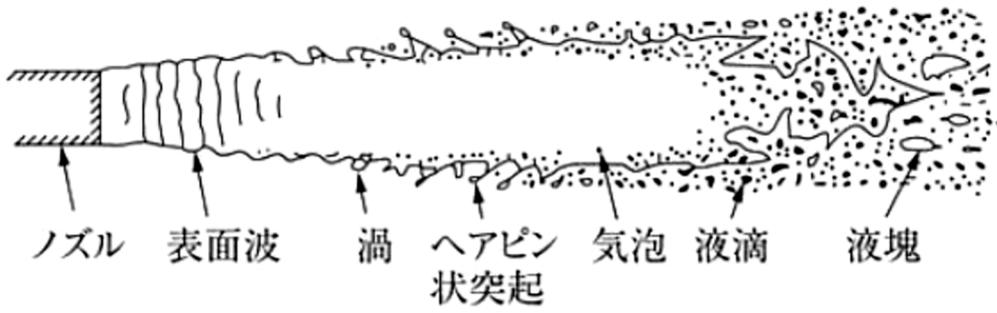


図 2-1 高速気中水噴流の一般的な構造<sup>[16]</sup>

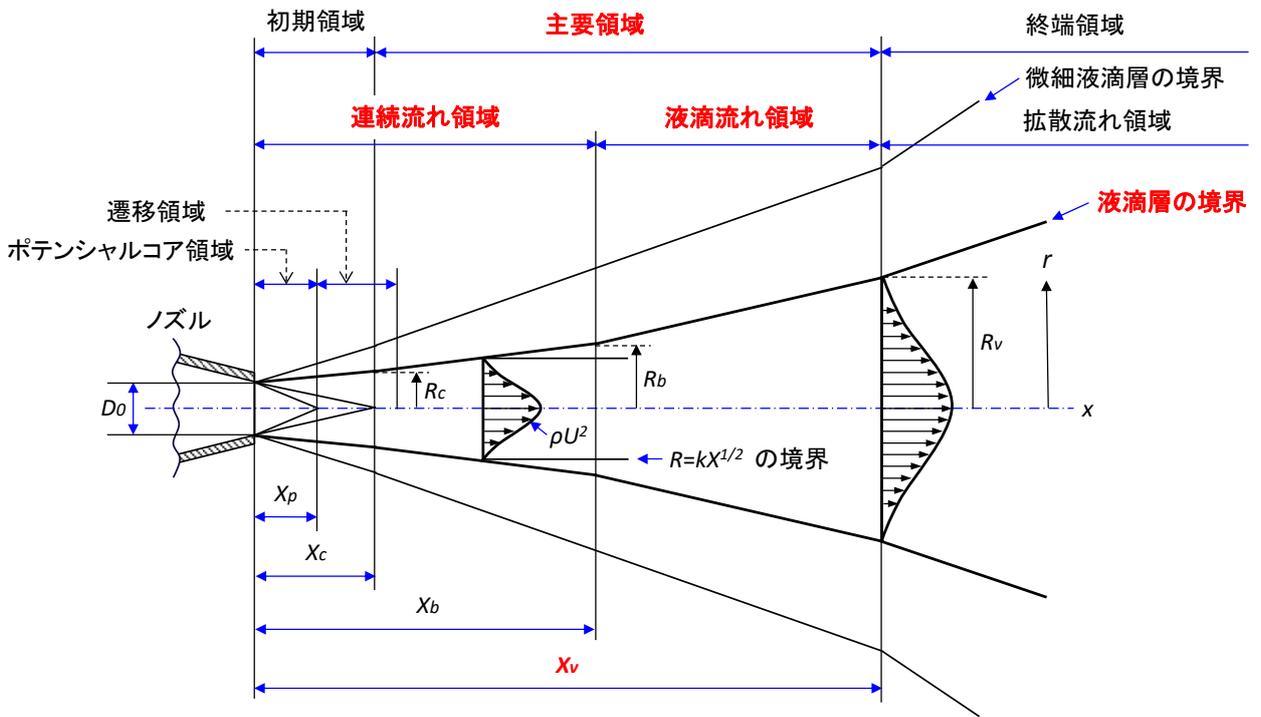


図 2-2 気中水噴流の既存モデル<sup>[17]</sup>

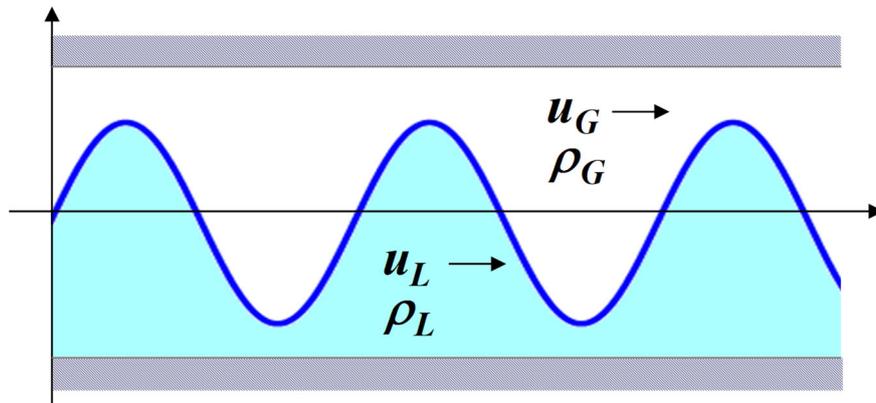


図 2-3 密度の異なる二流体の層

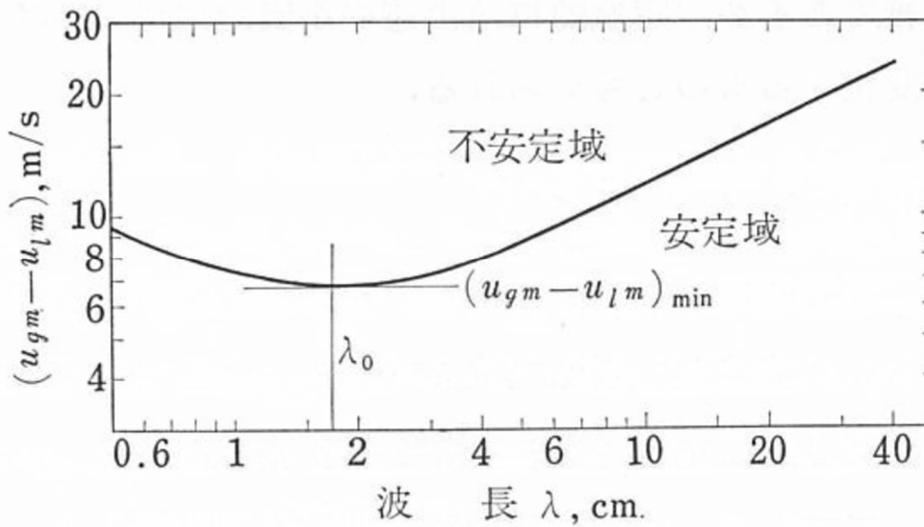


図 2-4 空気-水系（大気圧）の安定限界すべり速度<sup>[18]</sup>

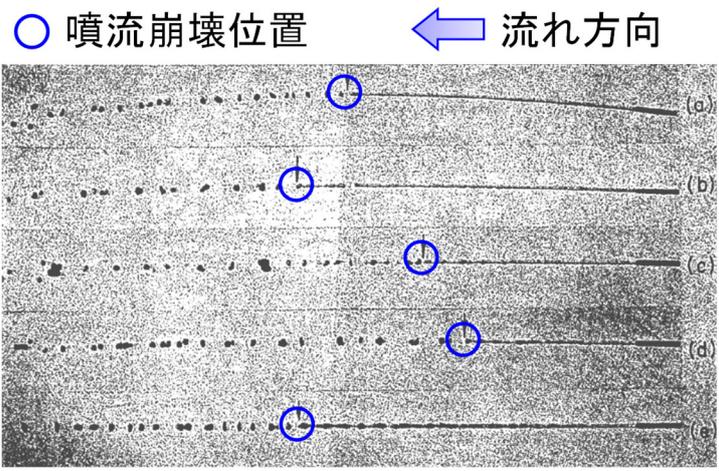


図 2-5 気中噴流の崩壊（ブレイクアップ）挙動<sup>[19]</sup>

## 2.2 無次元数による水噴流様式の分類

前節の噴流モデルや各種理論から分かったように、噴流構造は物性値や流動条件によって変化する。気中水噴流の流動様式については、図 2-6 のように  $Re$  数およびオーネズルゲ数 ( $Oh = We^{0.5}/Re$ ) によって整理できる<sup>[20]</sup>。なお、縦軸は  $We$  数でも表現することが可能であるため、本研究では  $Re - We$  の様式図を使用している。本図に従い流動構造を定性的に整理すると、大きく以下の三種類に分けられるとされている。

- ・ I : 微粒化領域

高流速によってせん断効果がより顕著となり、微小な液滴が多数発生する。

- ・ II : 波立ち領域

噴流は周囲空気とのせん断効果によって界面に表面波が形成され、波立ちの先端から液滴が分離する。

※さらに第一波立ち領域と第二波立ち領域に分けられるが、本研究では一つの領域として扱った。

- ・ III : レイリー機構領域

噴流はノズル近傍では液柱状態を維持するものの、下流では液柱が崩壊し液塊に変化する。

流体物性と流動条件が決まれば、様式マップにより上記いずれかの領域であるかを判断することができる。流動様式の境界 (I/IIならびにII/III) は、下記のように  $Re$  数と  $We$  数の合成関数で表される<sup>[20]</sup>。

- ・ 領域Iと領域IIの境界

$$We = \frac{9.4 \times 10^5}{\sqrt{Re}} \quad (\text{式 2-6})$$

- ・ 領域IIと領域IIIの境界

$$We = \frac{1.74 \times 10^4}{\sqrt{Re}} \quad (\text{式 2-7})$$

つまり、 $Re^{0.5}We$  の値が流動様式を決定付ける。本研究において実験条件を設定する際には、この合成関数を判定基準として用いることとした。

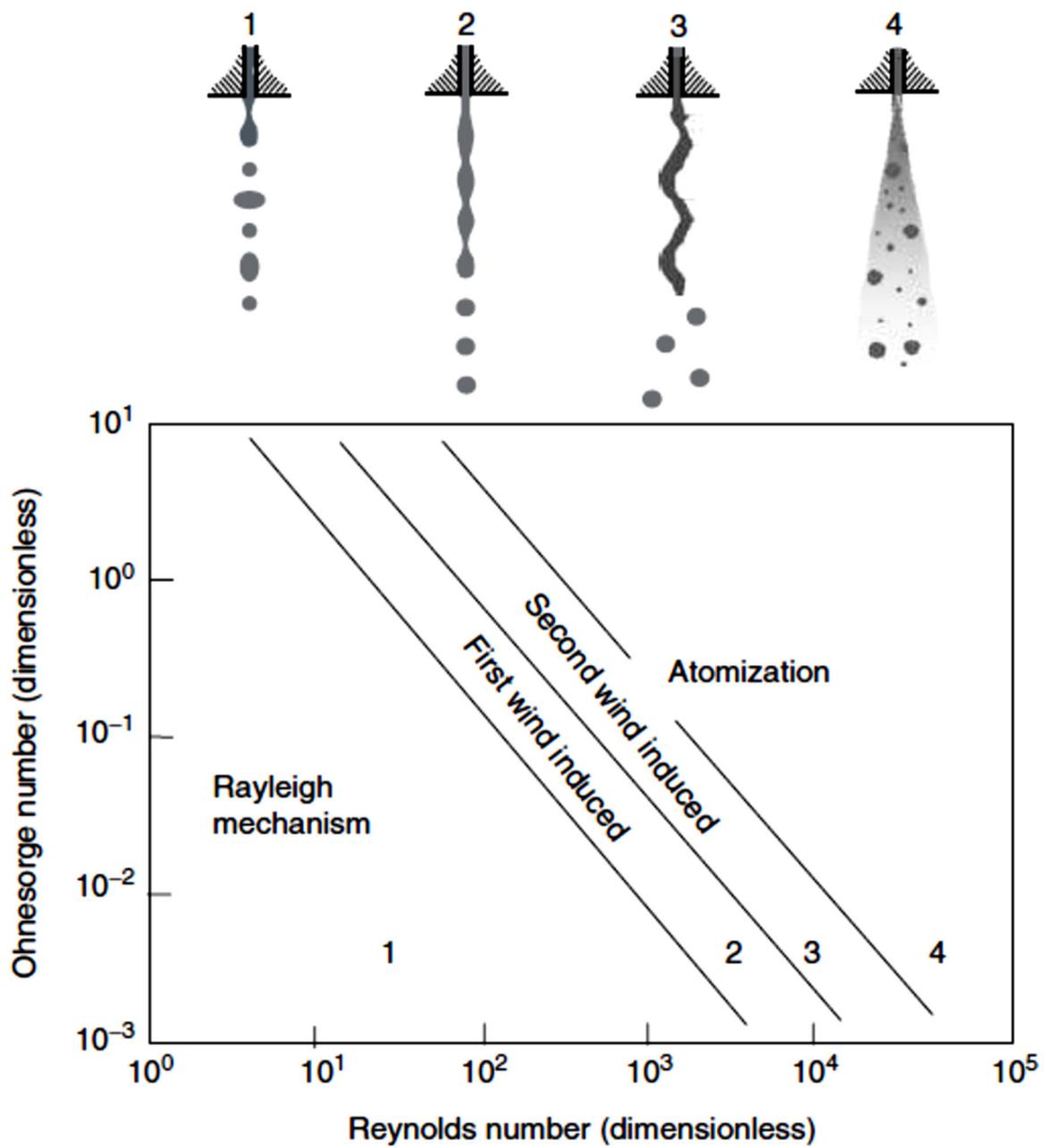


図 2-6 無次元数による噴流様式の分類（気中噴流の流動様式マップ）<sup>[20]</sup>

## 2.3 水噴流の流動構造に関するモデル式

### 2.3.1 拡がり角度に関するモデル式

気中水噴流の流動構造のうち、噴流拡がり角度に関しては、本研究で想定する体系（流体条件：空気-水系、ノズル口径：～呼び径 50A、流速値：～30m/s）における知見は乏しい。一方で、既存研究の中には、周囲流体と噴流流体の密度比によって拡がり角度がモデル化された事例が存在する<sup>[21][22]</sup>。当該研究では、窒素や空気を周囲流体として取り扱っており、流動条件としては流速が数百 m/s、ノズル口径が数 mm 以下となっている。これらの研究によりモデル化された拡がり角度の式は下記のように表される。

$$\tan \theta = \frac{1}{A_m} 4\pi \left( \frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0.5} f \left[ \left( \frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \left( \frac{Re^2}{We^2} \right) \right] \quad (\text{式 2-8})$$

ここで、 $\theta$ は噴流拡がり角度、 $A_m$ はノズル形状に依存する定数である。本モデルには  $Re$  数と  $We$  数の関数が組み込まれているものの、周囲空気の密度 $\rho_G$ と噴流流体の $\rho_L$ の比が律速する形で拡がり角度が表現される。例えば図 2-7 に示すように、密度比の増大に伴って拡がり角度も増加するという実験結果となっており、さらにその傾向はノズル形状に依存する<sup>[21]</sup>。また、流速値によって拡がり角度が整理された図 2-8 を見ると、拡がり角度に対する流速の感度が密度比ごとに異なる結果となっている<sup>[22]</sup>。図 2-8 のうち、空気-水系の密度比と最も近い条件のデータ（ $\rho_G/\rho_L=1.8 \times 10^{-3}$ ）に着目すると、モデル（式 2-8）によれば当該条件は一定値と表現されるものの、実際には流速の増大に対して拡がり角度が漸近的に増加する傾向を示していることが分かる。

### 2.3.2 飛散距離に関するモデル式

噴流の飛散距離に関する代表的な知見としては、1.3 節でも述べた「弾道モデル」が挙げられる。流体を質点と見なし、空気抵抗の無い理想的な状態として構築された（式 1-5）を  $x$  について説くと、任意の噴流到達距離が以下のように導出される。

$$x = \frac{\tan \varphi + \sqrt{\tan^2 \varphi + (2gH/U^2 \cos^2 \varphi)}}{g/(U^2 \cos^2 \varphi)} \quad (\text{式 2-9})$$

このモデルでは、噴流到達距離がノズル角度（噴出角度）と初速度によって決まる。しかしながら、特に高流速条件では、界面での微粒化に伴う噴流の拡がりや、それに伴う空気抵抗の増大分が影響するため、本モデルの適用範囲は低流速条件に限られると考えられる。

噴流の飛散距離は、2.1 節で述べたジェットブレイクアップ理論<sup>[9]</sup>を応用することでも評価が可能である。（式 2-5）を用いてブレイクアップ長さ（崩壊長さ）を計算した一例を図 2-9 に示す。流速の増大に伴い、ブレイクアップ長さがより長くなることが分かる。本モデルの特性を踏まえて、以下のような解析的な評価を試みた。

1. 水噴流が崩壊するまでは弾道モデル（式 1-5）に従うと仮定
2. 水噴流が崩壊するまでの軌道（弧）の長さ  $J_L$  を計算
3. 軌道の長さが、モデルによる崩壊長さ  $X_b$  と同じになる時点で液滴に変化と判断

4. その際の液滴径は臨界ウェーバー数  $We_c$  ( $=13$ )<sup>[23]</sup>を用いて算出
5. 噴流崩壊時点の速度をもって、液滴が重力と空気抵抗を受けて落下すると仮定

なお、水噴流が崩壊するまでの軌道（弧）の長さは以下の式で計算した。

$$J_L = \frac{2J_1x + J_2}{4J_1} \sqrt{J_1x^2 + J_2x + J_3} - \frac{J_2\sqrt{J_3}}{4J_1} + \frac{4J_1J_3 - J_2^2}{8J_1\sqrt{J_1}} \ln \left[ \frac{2J_1x + J_2 + 2\sqrt{J_1(J_1x^2 + J_2x + J_3)}}{J_2 + 2\sqrt{J_1J_3}} \right] \quad (式 2-10)$$

ここで、 $J_1$ 、 $J_2$ 、 $J_3$ は以下の通りである。

$$J_1 = \left( \frac{g}{U^2 \cos^2 \varphi} \right)^2 \quad (式 2-11)$$

$$J_2 = \frac{2g \tan \varphi}{U^2 \cos^2 \varphi} \quad (式 2-12)$$

$$J_3 = 1 + \tan^2 \varphi \quad (式 2-13)$$

また、臨界ウェーバー数  $We_c$ を用いた液滴径は以下のように定義した。

$$D_d = \frac{\sigma We_c}{U_b^2 \rho_L} \quad (式 2-14)$$

ここで、 $D_d$ は噴流崩壊時点の液滴径、 $U_b$ は噴流崩壊時点の流速である。

液滴が噴流から分離後、重力と空気抵抗を受けて落下する際の運動方程式は以下のように表される。

$$ma_x = m \frac{d^2x}{dt^2} = -\frac{1}{2} D_{drag} D_d^2 \pi \rho_L U_A U_x \quad (式 2-15)$$

$$ma_y = m \frac{d^2y}{dt^2} = -mg - \frac{1}{2} D_{drag} D_d^2 \pi \rho_L U_A U_y \quad (式 2-16)$$

ここで、 $D_{drag}$ は空気抵抗係数、 $U_x$ は水位方向流速成分、 $U_y$ は水位方向流速成分、 $U_A$ は  $U_x$ と  $U_y$ の合成値である。(式 2-15) および (式 2-16) を考慮して、液滴の挙動を解析的に解いた例を図 2-10 に示す。噴流が崩壊した後は、次第に弾道モデルと乖離する傾向となっている。これにより、空気抵抗を考慮した噴流の挙動を取り扱うことが可能になる。しかしながら、評価手順の簡易化の都合上、単一液滴の分離を想定しているため微粒化挙動を取り扱うことができない。加えて、本モデルの根拠となっている実験データは流動様式I～IIの条件範囲に集中しており、流動様式III（微粒化領域）に適用できるかどうか不明である。

### 2.3.3 衝突力に関するモデル式

噴流の拡がりや飛散範囲に加えて、噴流が有する流体力（衝突力）に関するモデルについて述べる。流体力は噴流の圧力分布を測定により評価される。図 2-2 のポテンシャルコア領域における噴流の圧力分布に関しては下記のモデル式が存在する<sup>[24]</sup>。

$$\frac{P}{P_m} = \exp\left[-A_l \cdot \left(\frac{r}{R}\right)^4\right] \quad (\text{式 2-17})$$

ここで、 $P$ は噴流断面での任意圧力、 $P_m$ はノズル端での圧力、 $r$ は噴流半径方向の任意位置であり、 $A_l$ は以下の式で表される。

$$A_l = 0.009 \left(\frac{x}{D_0}\right) + 1.3 \quad (\text{式 2-18})$$

(式 2-17) で表される圧力分布は図 2-11 のようになる。噴流軸上で最も圧力が高く、その近傍では圧力が保たれるが、噴流半径方向に向かって次第に減少する傾向となる。また、噴流界面における圧力は、ノズル端からの距離が近いほど大きくなる。

図 2-2 の主要領域における噴流の圧力分布に関しては下記のモデル式が存在する<sup>[25]</sup>。

$$\frac{P}{P_m} = \left[1 - \left(\frac{r}{R}\right)^{1.5}\right]^2 \quad (\text{式 2-19})$$

(式 2-19) で表される圧力分布は図 2-12 のようになる。主要領域でも噴流軸上の圧力が最も高くなるのは自明であるが、ポテンシャルコア領域に比べて最大圧力が保たれる幅が狭いことが分かる。さらに、噴流界面の圧力については 0 に収束する傾向となる。

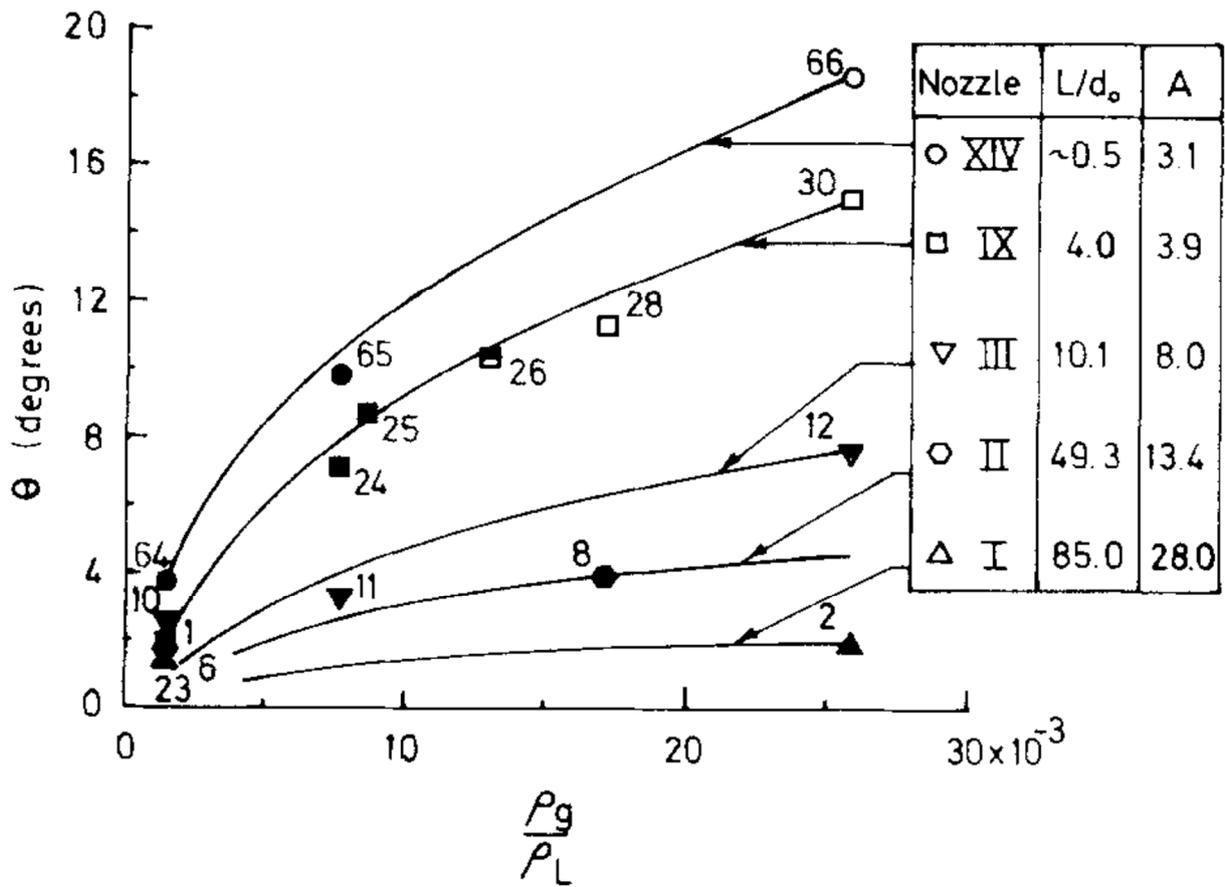


図 2-7 Reitz らによる噴流実験（密度比に対する噴流の拡がり角度の傾向）<sup>[21]</sup>

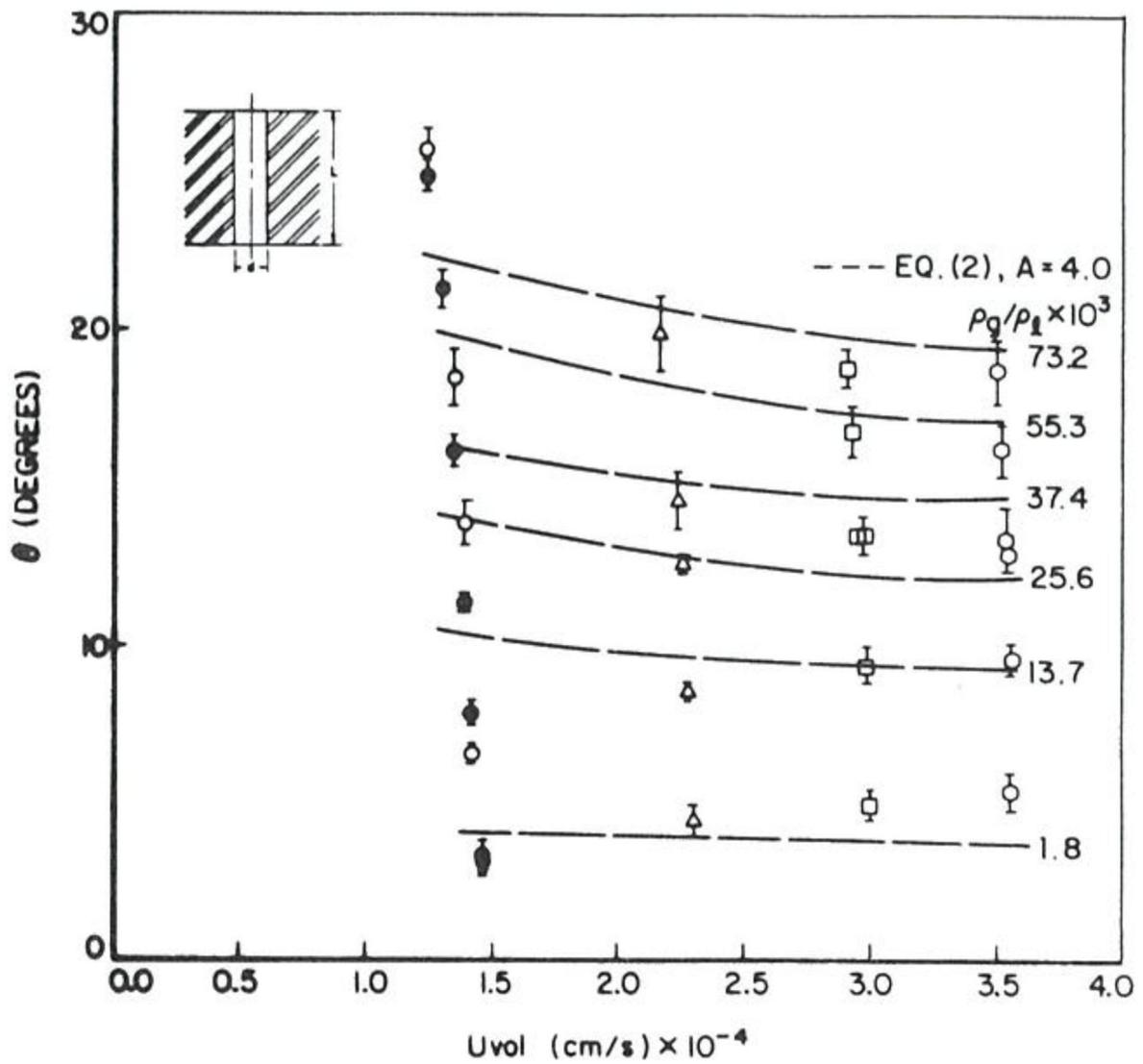


図 2-8 Wu らによる噴流実験 (流速に対する噴流の拡がり角度の傾向) [22]

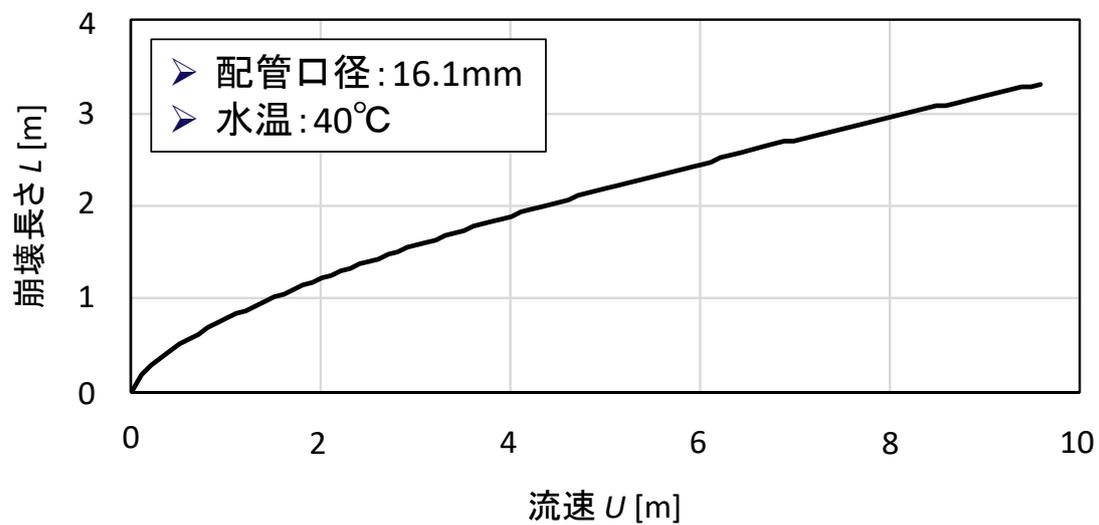


図 2-9 Grant ら<sup>[19]</sup>のモデルに基づく噴流崩壊長さの評価例

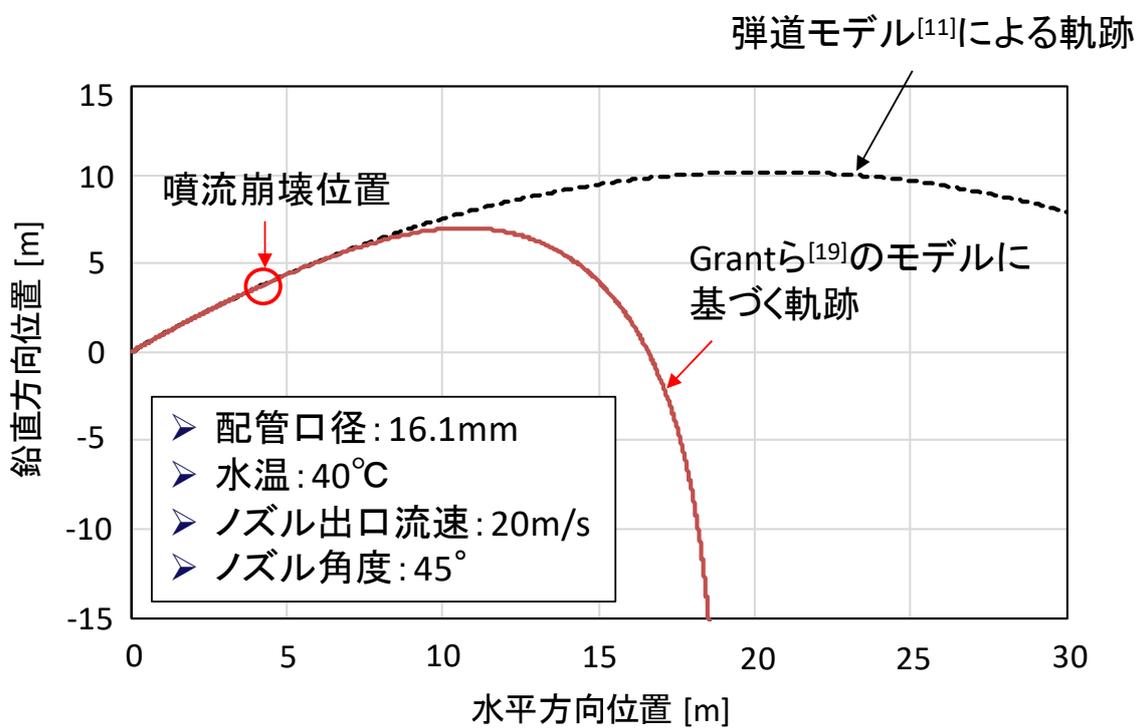


図 2-10 既存モデルを用いた噴流飛散距離の評価例

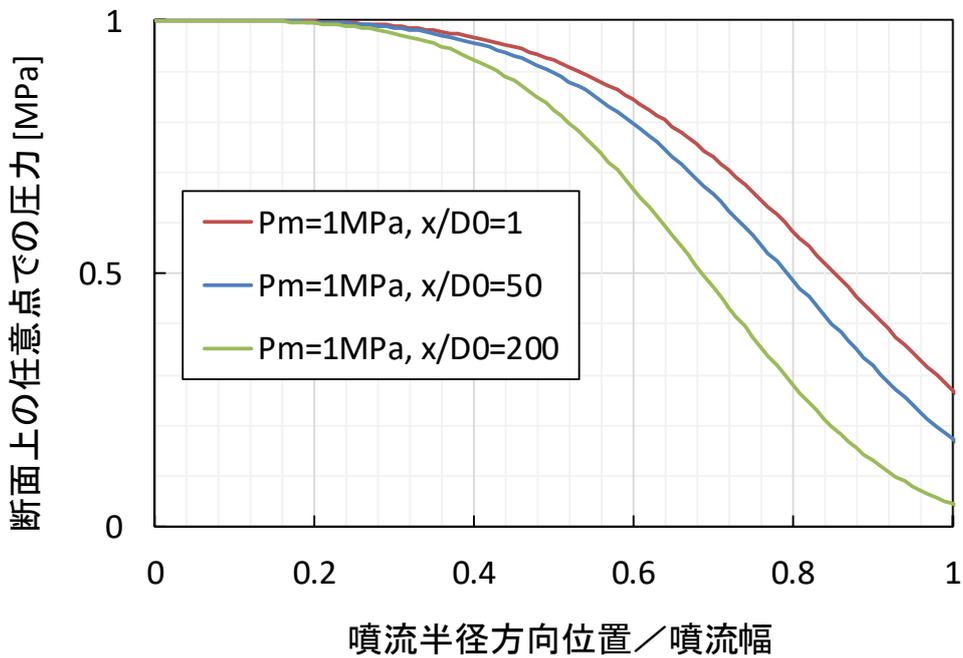


図 2-11 Shavlosky のモデル<sup>[24]</sup>に基づく噴流圧力の評価例

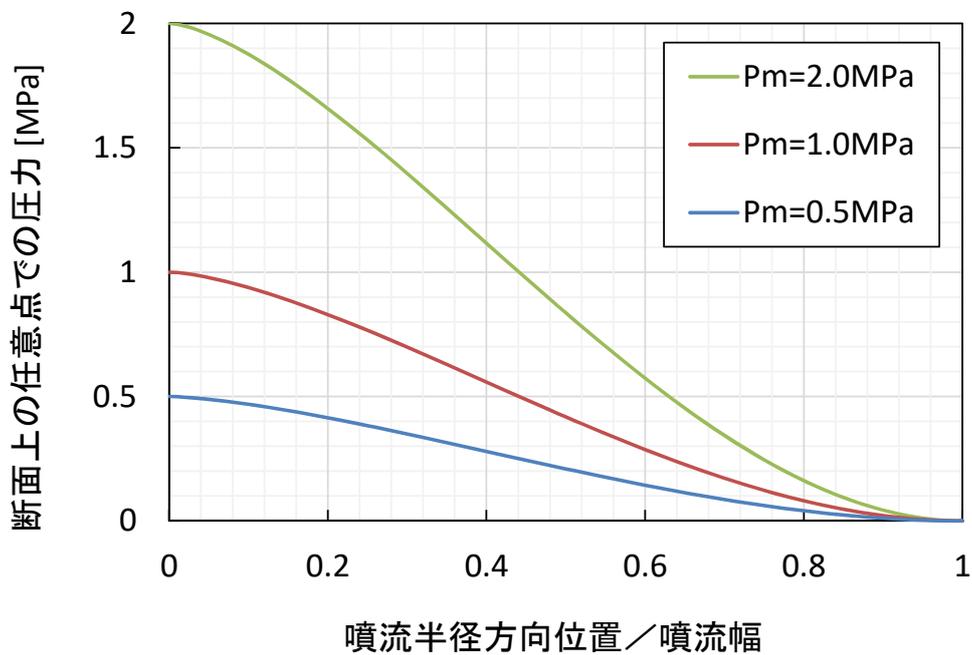


図 2-12 Schlichting の分布則<sup>[25]</sup>に基づく噴流圧力の評価例

### 3. 配管劣化モードを考慮した破損開口パラメータの規定

実機プラントの配管系統においては、配管条件（温度、圧力、水化学、荷重等）によって、腐食や疲労、壊食等の多様な劣化が発生する。過去には現象が進行した結果として配管が破損する事例も報告されている。本章では、実機プラントで発生し得る劣化モードとそれに起因する配管の破損モードの関係について整理し、破損開口部に関するパラメータを整備する。

#### 3.1 原子力プラントにおける代表的な配管条件と破損可能性

配管条件（流動・水化学・材料・荷重等）によって発生し得る劣化モードは様々である。米国機械学会（ASME）の規格においては、表 3-1 および表 3-2 のように、実機プラントで想定し得る劣化のメカニズムと発生条件が一覧で記載されている<sup>[26]</sup>。劣化メカニズムは、「熱疲労」・「熱成層（熱サイクル）」・「熱的過渡変化」・「応力腐食割れ」・「腐食」・「孔食」・「流体鋭敏」・「エロージョン・キャビテーション」・「流れ加速型腐食」・「水撃」等が取り扱われている。発生条件については、プラントの運転条件や配管性質（形状、組成）、熱流動条件、水化学条件等が具体的に示されている。例えば、エロージョン・キャビテーション（E-C）の場合は以下の通りである。

##### ・エロージョン・キャビテーション（E-C）の例

- ▶ 運転条件：運転温度 < 120°C
- ▶ 配管条件：キャビテーション発生源（絞りまたは減圧バルブまたはオリフイス）が存在
- ▶ 流動条件：流体が存在する時間 > 100 時間/年、速度 > 9.1m/s
- ▶ 無次元数条件：（下流静圧－蒸気圧）/発生源前後圧力差 < 5

ただし、本規格では、FAC について「既存のプラントの FAC プログラムに従って評価」とされており、詳細な発生条件に関する記載はない。これについては、第 1 章でも述べたように、FAC は配管内部に面的な腐食傾向の発生が伴い、配管要素によっても分布が大きく異なる現象であることから、発生条件を一義的に表現するのが難しいためであると考えられる。

劣化モードの性質を考えると、原子力プラントにおける主要な劣化モードと破損モードの相関は概ね表 3-3 のように整理できる。応力腐食割れ（SCC）は、沸騰水型原子炉（BWR）の原子炉系や加圧水型原子炉（PWR）の 1 次系で主に発生し、想定される破損モードはき裂である。FAC を含む配管減肉については、BWR のタービン系統以降～給水系統や PWR の二次系の広い範囲で発生し得る。また、想定される破損モードは、減肉の局所性を考慮するとピンホールから大開口まで幅広い。これらに対し、振動疲労と熱疲労は現象の厳密な予測の難しさと進展の速さもあるため、破損モードはギロチン破断と想定される。

FAC については、主に実機プラントの単相流の復水系・給水系における幅広い配管要素に対して確認されている<sup>[4]</sup>。このような観点から、特に FAC に関して、現象のメカニズムに基づく事前の予測把握が重要になると考えられる。

表 3-1 ASME 事例規格による劣化メカニズムと発生条件①<sup>[26]</sup>

メカニズム		発生条件
TF	TASCS	<ul style="list-style-type: none"> <li>— 配管 &gt; 公称配管径1インチ(公称直径 25mm)</li> <li>— 配管セグメントの水平方向に対する勾配 &lt; 45度(垂直配管へのエルボーまたはティー含む)、かつ</li> <li>— 高温流体と低温流体を混合する機器に接続する配管部分に低流量の可能性がある、または、弁を通過する漏洩流量(即ち、流入漏洩・流出漏洩・相互漏洩)の可能性がある、または、高温流体源に接続する行き止まり配管に対流加熱の可能性がある、または、二相流(蒸気/水)の可能性がある、または、高乱流の高温流体を含むヘッダー配管に接続する分岐管に乱流侵入の可能性がある、かつ</li> <li>— <math>\Delta T</math>の計算値または測定値 &gt; 50°F(28°C)、かつ</li> <li>— リチャードソン数 &gt; 4.0</li> </ul>
	TT	<ul style="list-style-type: none"> <li>— ステンレス鋼では運転温度 &gt; 270°F(130°C)、炭素鋼では運転温度 &gt; 220°F(105°C)、かつ</li> <li>— 高温配管セグメントへの低温流体注入、または低温配管セグメントへの高温流体注入などの相対的に急速な温度変化の可能性がある、かつ</li> <li>— ステンレス鋼に対し <math> \Delta T  &gt; 200°F(110°C)</math>、または炭素鋼に対し <math> \Delta T  &gt; 150°F(83°C)</math>、または <math> \Delta T  &gt; \text{許容}\Delta T</math>(ステンレス鋼と炭素鋼に該当)</li> </ul>
SCC	IGSCC (BWR)	— NRC GL 88-01またはこれに代わるもの(BWRVIP-075など)に基づく既存のプラントのIGSCCプログラムに従って評価
	IGSCC (PWR)	<ul style="list-style-type: none"> <li>— 運転温度 &gt; 200°F(93°C)、かつ</li> <li>— 鋭敏な材料(炭素含有量 <math>\geq 0.035\%</math>)、かつ</li> <li>— 引張応力(残留応力を含む)が存在する、かつ</li> <li>— 酸素または酸化種が存在する、または</li> <li>— 運転温度 &lt; 200°F(93°C)、上記条件を適用、かつ</li> <li>— 汚染起因物質(チオ硫酸塩、フッ化物、塩化物など)も存在する</li> </ul>
	TGSCC	<ul style="list-style-type: none"> <li>— 運転温度 &gt; 150°F(65°C)、かつ</li> <li>— 引張応力(残留応力を含む)が存在する、かつ</li> <li>— ハロゲン化合物(フッ化物、塩化物など)、または(NaOH)が存在する、かつ</li> <li>— 酸素または酸化性物質が存在する(ハロゲン化合物に関連する場合にのみ存在が必要。アルカリの場合は不必要)</li> </ul>
	ESSCC	<ul style="list-style-type: none"> <li>— 運転温度 &gt; 150°F(65°C)、かつ</li> <li>— 引張応力あり、かつ</li> <li>— 配管外側表面が起こり得る漏洩経路(弁軸など)の直径の5倍内にあり、R.G.1.36に適合していない非金属の断熱材で覆われている、または配管外側表面が濃縮塩化物保持環境(海水、汽水など)に曝されている</li> </ul>
	PWSCC	— 既存のプラントのPWSCCプログラム、および適用可能である場合には、規制当局によってエンドースされた要求事項(10CFR50.55a(g)(6)(ii)(F)<2011年6月21日>など)に従って評価
<p>[凡例]</p> <p>Thermal Fatigue (TF): 熱疲労</p> <p>Thermal Stratification, Cycling, and Striping (TASCS): 熱成層、熱サイクル、熱ストライピング</p> <p>Thermal Transients (TT): 熱的過渡変化</p> <p>Stress Corrosion Cracking (SCC): 応力腐食割れ</p> <p>Intergranular Stress Corrosion Cracking (IGSCC): 粒界型応力腐食割れ</p> <p>Transgranular Stress Corrosion Cracking (TGSCC): 粒内型応力腐食割れ</p> <p>External Chloride Stress Corrosion Cracking (ECSCC): 外部塩素誘起応力腐食割れ</p> <p>Primary Water Stress Corrosion Cracking (PWSCC): 一次系冷却水中応力腐食割れ</p>		

表 3-2 ASME 事例規格による劣化メカニズムと発生条件②<sup>[26]</sup>

メカニズム		発生条件
LC	MIC	<ul style="list-style-type: none"> <li>— 運転温度 &lt; 150F (65°C)、かつ</li> <li>— 低流量または断続流、かつ</li> <li>— pH &lt; 10、かつ</li> <li>— 有機物質の存在／侵入(源水系など)、または水源が殺菌処理されていない(燃料交換タンクなど)</li> </ul>
	PIT	<ul style="list-style-type: none"> <li>— 低流量の可能性があり、かつ</li> <li>— 酸素または酸化性物質が存在する、かつ</li> <li>— 汚染起因物質(フッ化物、塩化物など)が存在する</li> </ul>
	CC	<ul style="list-style-type: none"> <li>— クレビス条件が存在する(サーマルスリーブなど)、かつ</li> <li>— 運転温度 &gt; 150F (65°C)、かつ</li> <li>— 酸素または酸化性物質が存在する</li> </ul>
FS	E-C	<ul style="list-style-type: none"> <li>— キャビテーション発生源(絞りまたは減圧バルブまたはオリフィス)が存在、かつ</li> <li>— 運転温度 &lt; 250F (120°C)、かつ</li> <li>— 流体が存在する &gt; 100時間/年、かつ</li> <li>— 速度 &gt; 30ft/s (9.1m/s)、かつ</li> <li>— <math>(P_d - P_v) / \Delta P &lt; 5</math>、ここで、  <math>P_d</math>: キャビテーション発生源下流の静圧  <math>P_v</math>: 蒸気圧  <math>\Delta P</math>: キャビテーション発生源前後の圧力差</li> </ul>
	FAC	— プラントの既存のFACプログラムに従って評価
WH		(N-716-1では記載なし)
<p>[凡例]</p> <p>Localized Corrosion (LC): 局所腐食            Microbiologically-Influenced Corrosion (MIC): 微生物腐食            Pitting (PIT): 孔食            Crevice Corrosion (CC): クレビス腐食            Flow Sensitive (FS): 流体鋭敏            Erosion-Cavitation (E-C): エロージョン・キャビテーション            Flow-Accelerated Corrosion (FAC): 流れ加速型腐食            Water Hammer (WH): 水撃</p>		

表 3-3 原子力プラントにおける主要な劣化モードと破損モードの相関

主要な劣化モード	代表的な発生部位	想定される破損モード
SCC	BWR／原子炉系 PWR／1次系	き裂
配管減肉	BWR／BOP系 PWR／2次系	破口 (大開口・ピンホール)
振動疲労	小口径配管	ギロチン破断
熱疲労	熱成層部	ギロチン破断

## 3.2 配管劣化の評価モデルおよび評価手順

### 3.2.1 割れが起因事象となる劣化形態に関する評価方法

割れが起因となる劣化形態の評価に関しては、1.3 節でも取り扱った日本機械学会の配管破損防護設計規格<sup>[12]</sup>に記載された「LBB 成立性評価」が一例として挙げられる。本評価の手順を図 3-1 に示す。評価用の初期欠陥を想定し、部位や荷重を考慮してき裂進展解析が行われる。解析結果から最大の貫通き裂が評価され、安定限界応力に対する作用荷重の大小によってき裂漏洩の状態が維持されるか、もしくは全周破断に至るかが判断される。本評価が適用される配管系統は以下の通りである。

#### ・クラス 1 配管

- ターミナルエンド（配管の熱膨張等を完全に拘束する点）
- 供用状態 A、B および  $(1/3) S_I$  地震荷重に対して以下のいずれかを満たす点

$$S_n > 2.4S_m \text{ かつ } S_e > 2.4S_m$$

$$S_n > 2.4S_m \text{ かつ } S_n' > 2.4S_m$$

$$\text{疲れ累積係数} > 0.1$$

ここで、 $S_n$  は設計・建設規格の一次応力+二次応力、 $S_e$  は熱膨張応力、 $S_n'$  は  $S_n$  の計算式により計算した一次応力+二次応力、 $S_m$  は材料の設計応力強さである。なお、供用状態 A とは、対象とする機器等がその主たる機能を満足すべき運転状態において、設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態であり、供用状態 B とは、対象とする機器等が損傷を受けることなく、健全性を維持しなければならないと設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態のことである。

#### ・クラス 2 配管

- ターミナルエンド
- 供用状態 A、B および  $(1/3) S_I$  地震荷重に対して  $S_n > 0.8S_a$  となる点

※ここで、 $S_a$  は設計・建設規格の許容応力

作用応力に対するき裂開口部の傾向（PWR/オーステナイト系ステンレス鋼管の例）<sup>[12]</sup>を図 3-2 に示す。作用応力の増加と共に、き裂漏洩による開口面積も増大し、プロットが途切れる点において破断と見なされる。開口面積と破断に至る作用応力は、配管の外径または厚さに依存する。本評価によってき裂漏洩と判断された場合は、配管破損反力の発生や破損口からのジェットの影響が考慮される。一方、全周破断の場合には、上記に加えて破断時の圧力波伝播や破断時の原子炉格納容器内区画の内外差圧の発生も考慮される。

### 3.2.2 蒸気系配管で発生し得る劣化形態に関する評価モデル

蒸気系配管で発生し得る劣化形態の代表例として、LDI が挙げられる。LDI は、液滴衝撃による局所的な機械的破損であり、主に発電プラントのドレン系・ベント系で発生し得る。図 3-3 のように、高速蒸気流

中に混入した液滴が配管壁に衝突した結果、局所的な減肉が発生する現象である。LDI は配管のピンホールを引き起こすため、大規模な破断等に至る可能性は低いものの、減肉箇所の正確な検出が困難となる。本劣化現象については、下記の評価モデルが存在する<sup>[27]</sup>。

$$\text{減肉量} \propto (\text{単一液滴による減肉量}) \times (\text{液滴衝突頻度}) \times (\text{エロージョン抵抗}) \times (\text{液膜緩衝効果}) \quad (\text{式 3-1})$$

LDI による減肉の最も支配的な因子は、液滴の速度や液滴径、液滴の量（湿り度）等の流動に起因するものであると言える。

### 3.2.3 水系配管で発生し得る劣化形態に関する評価モデル

水系配管で発生し得る劣化形態の代表例として、図 3-4 の概要に示す FAC が挙げられ、本研究において評価のメインとなる劣化形態である。図 3-5 のように、FAC は配管の材料と水化学、流動因子が複合的に関連し合う現象<sup>[28]</sup>であるが、減肉の空間的な分布は流動因子である「物質移動係数」によって決まる。物質移動係数は、壁面近傍の流速勾配の形で表現され、流動計算によって当該部の局所流速と乱れ成分を取得することで評価した。

本計算に適用される配管レイアウトとメッシュ（T 管の例）を図 3-6 に示す。配管の内部の領域については、多面体のポリヘドラルメッシュを適用した。メッシュの密度は、配管直径を概ね 30 分割するように設定した。一方、壁面近傍の取扱いに関しては、物質移動現象が金属酸化被膜の極近傍で促進される<sup>[28]</sup>ことを想定し、当該部にレイヤーメッシュを適用した。この想定に基づくと、物質移動係数の計算結果が取り扱われる「壁面境界から第一層目のメッシュ」の位置は、流速分布が線形則に従う粘性底層内に存在する必要がある。滑面円管路内の速度境界層においては以下の流速分布則<sup>[29]</sup>が成立する。

$$\frac{U(Y)}{U_\tau} = y^+ \left( = \frac{U_\tau Y}{\nu} \right) \quad (\text{式 3-2})$$

$$\frac{U(Y)}{U_\tau} = \frac{1}{\kappa} \ln(y^+) + A_c \quad (\text{式 3-3})$$

ここで、 $U(Y)$  は円管内の局所流速、 $U_\tau$  は摩擦速度、 $Y$  は壁面からの距離、 $y^+$  は無次元壁面距離、 $\nu$  は動粘性係数、 $\kappa$  はカルマン定数、 $A_c$  は普遍定数である。本研究で適用した解析コードでは、 $\kappa=0.42$ 、 $A_c=5.23$  となっている。粘性底層では壁面の拘束により、(式 3-2) のように線形型の流速分布となり、(式 3-3) で表わされる壁法則が成立しない。本解析では、壁面近傍にレイヤーメッシュを与える「低レイノルズ数型」の手法により、十分小さな  $y^+$  を設定した。本コードを使用する場合、(式 3-2) および (式 3-3) の交点では、 $y^+$  がおよそ 11 の値となる。以上を踏まえて、 $y^+$  が概ね 1.5 以下の値を取るように壁面近傍のレイヤーメッシュ厚さを調整した。壁面境界から第一層目のメッシュ重心までの距離は、平均で  $1 \mu\text{m}$  となっている。なお、上記のようなメッシュ条件を決定するにあたり、壁面近傍のメッシュ密度と後述の (式 3-5) で計算される物質移動係数の収束性の関係性を評価した例を図 3-7 に示す。物質移動係数の最大値を各メッシュ条件で整理したところ、壁面第一層メッシュが  $1 \mu\text{m}$  以下の範囲で収束することを確認した。

FAC による減肉は、母材表面に発生した金属皮膜から鉄イオンが溶出し、それらが流体の流れによって運び出されることで進行すると考えられている<sup>[28]</sup>。減肉率  $TR$  (m/s) は、酸化被膜表面に占めるクロム酸化物の面積割合によっても変化することから、FAC の予測モデル式においては、「酸化被膜表面に占めるクロム酸化物の面積割合  $\theta_{Cr}$ 」、「流動場の物質移動係数  $k_{Me}$ 」、「鉄の溶解度  $S_{Fe}$ 」の積により下記のように表される<sup>[28]</sup>。

$$TR = (1 - \theta_{Cr})k_{Me}S_{Fe} \quad (\text{式 3-4})$$

このモデル式に対して、物質移動係数のモデル化を偏流条件に適用可能とするために、以下の評価式が導入された<sup>[30]</sup>。なお、係数  $\alpha$ 、 $\beta$ 、 $n$  については既存研究<sup>[30]</sup>を踏まえて設定した。

$$k_{Me} = k_{M0} \left( \frac{U_{\tau e}}{U_{\tau 0}} \right)^{\frac{n+1}{n}} \quad (\text{式 3-5})$$

ここで、

$$k_{M0} = 0.0396 Re^{\alpha} Sc^{\beta} D_{dif} / d \quad (\text{式 3-6})$$

$$U_{\tau 0} = \sqrt{\nu \frac{dU(Y)}{dY}}_{wall} \quad \left( = \left( \frac{U_m}{NC} \right)^{\frac{n}{n+1}} \left( \frac{2\nu}{d} \right)^{\frac{1}{n+1}} \right) \quad (\text{式 3-7})$$

$$U_{\tau e} = \sqrt{\nu \frac{d(U(Y) + c_{t1}(u' - c_{t2}U(Y)))}{dY}}_{wall} \quad (\text{式 3-8})$$

$$Re \propto U_m \propto U_{\tau 0}^{\frac{n+1}{n}} \quad (\text{式 3-9})$$

$k_{M0}$  は、熱移動と物質移動に関する Chilton-Colburn のアナログ<sup>[31]</sup>に Blasius の管摩擦係数<sup>[16]</sup>を加味した円管内の発達乱流状態に対する基礎式である。 $Re$  はレイノルズ数、 $Sc$  はシュミット数、 $D_{dif}$  は拡散係数、 $d$  は配管内径であり、 $\alpha$ 、 $\beta$  はそれぞれ 0.88、0.33 としている。 $u'$  は変動流速、 $U_m$  は断面平均流速、 $U_{\tau e}$  は摩擦速度  $U_{\tau 0}$  に偏流による壁面局所の平均流速・変動流速の増大分を考慮した実効摩擦速度である。(式 3-7)、(式 3-8) においては、 $\nu$  は水の動粘性係数、 $c_{t1}$  は乱れ成分を加味する度合を示す定数、 $c_{t2}$  は直管の発達乱流条件での平均流速・変動流速比を示す定数である。ここでは既存知見<sup>[30]</sup>を踏まえ、 $c_{t1}=3$ 、 $c_{t2}=0.35$  としている。 $n$  は直管内発達乱流条件での流速分布を示す  $1/n$  乗則に用いられる数値であり、本解析では  $n=10$  としている。また、 $n=10$  の場合は  $C=11.5$  であり、 $N$  は  $N=2n^2/(2n+1)/(n+1)$  で表わされる。(式 3-5) によって算出される物質移動係数は、実機データにより概ね -50% ~ +100% の精度を有することを確認している<sup>[32]</sup>。本流動解析モデルにより、壁面境界から第 1 層目のメッシュにおける局所の流速値、乱流エネルギーおよび壁面距離を得ることで、(式 3-5) から流れ場の偏流を考慮した物質移動係数が求められる。

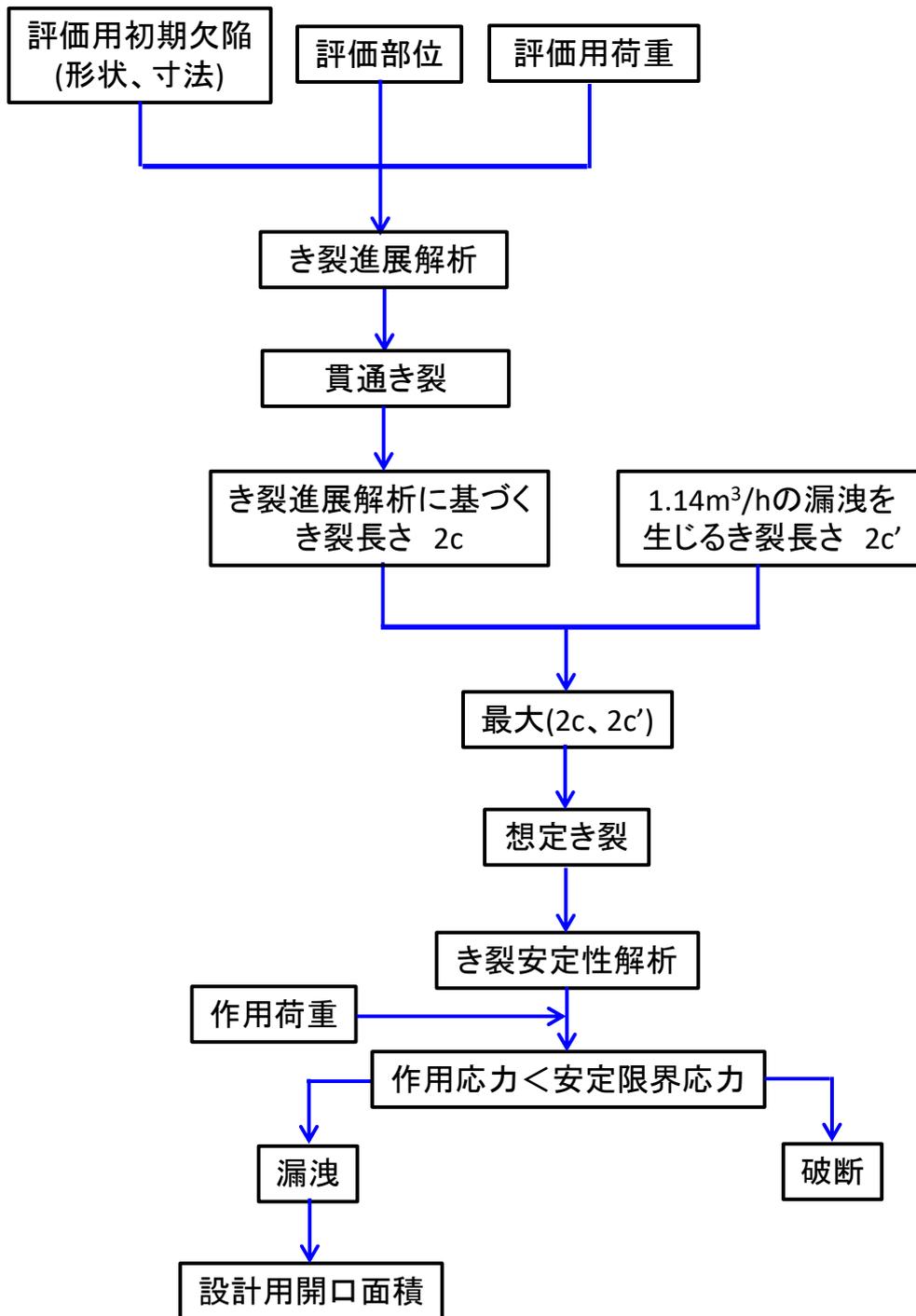


図 3-1 破断前漏洩 (LBB) 成立性評価の手順<sup>[12]</sup>

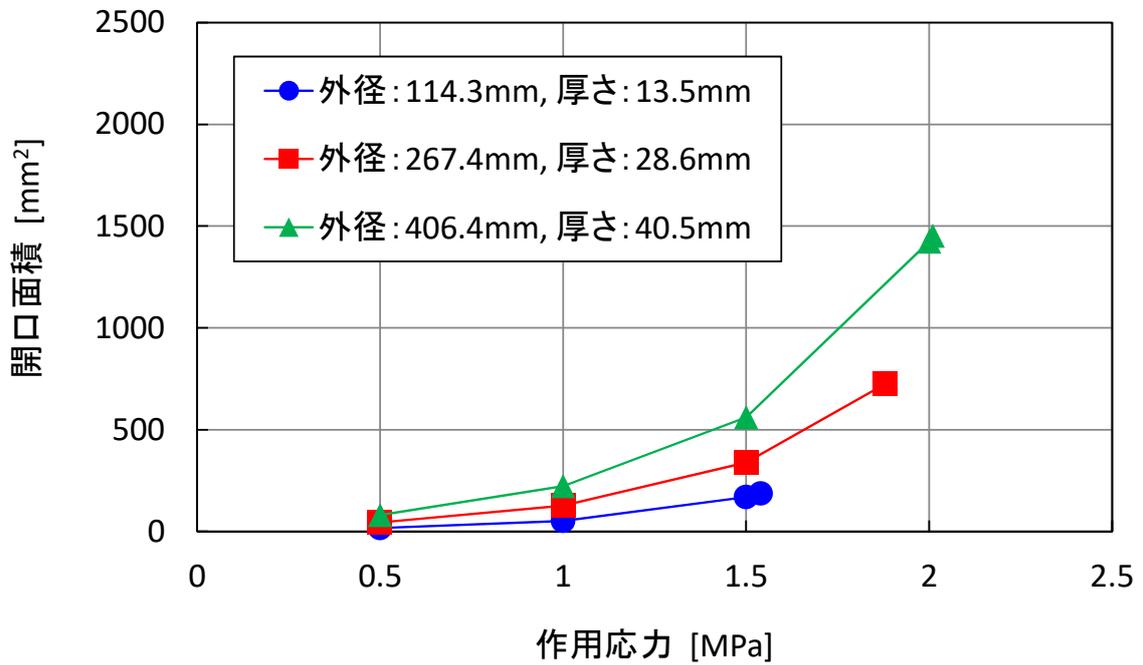


図 3-2 作用応力に対するき裂開口部の傾向 (PWR/オーステナイト系ステンレス鋼管の例) [12]

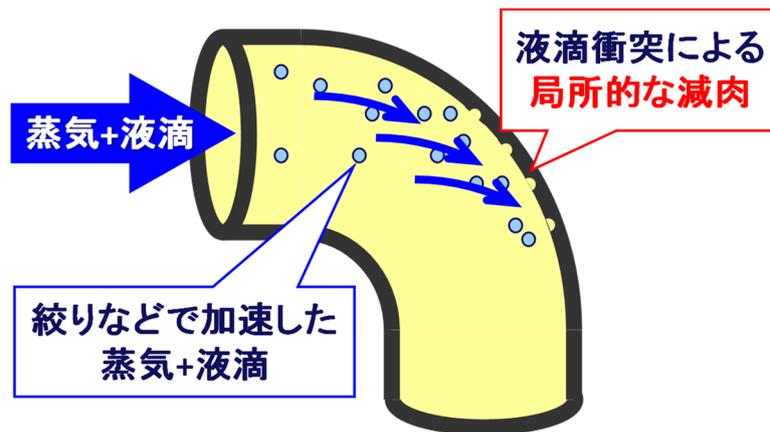


図 3-3 液滴衝撃エロージョン (LDI) の概要

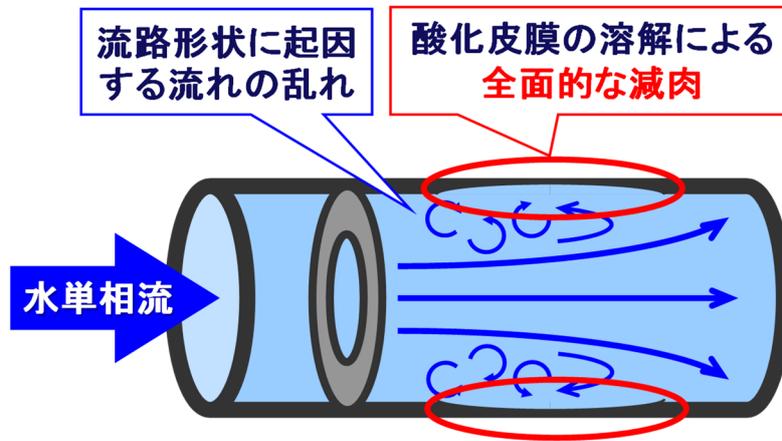


図 3-4 流れ加速型腐食 (FAC) の概要

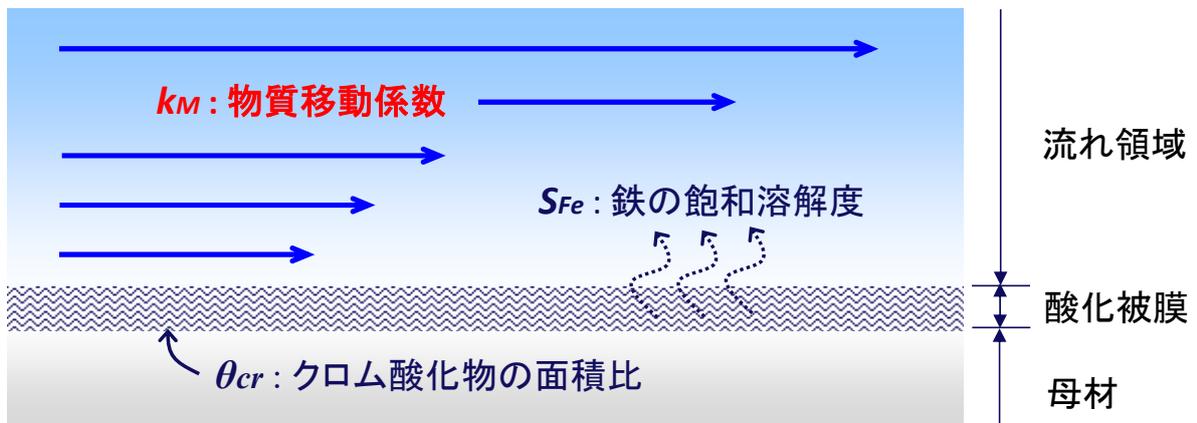


図 3-5 FAC のメカニズム<sup>[28]</sup>

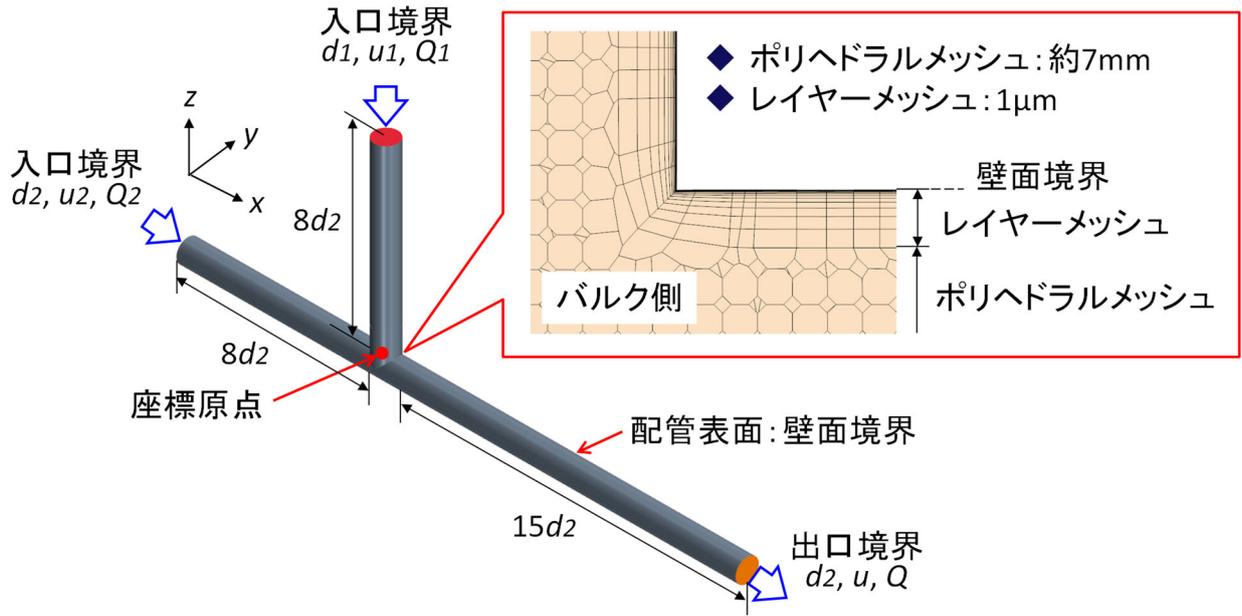


図 3-6 FAC 評価における配管レイアウト (T 管の例)

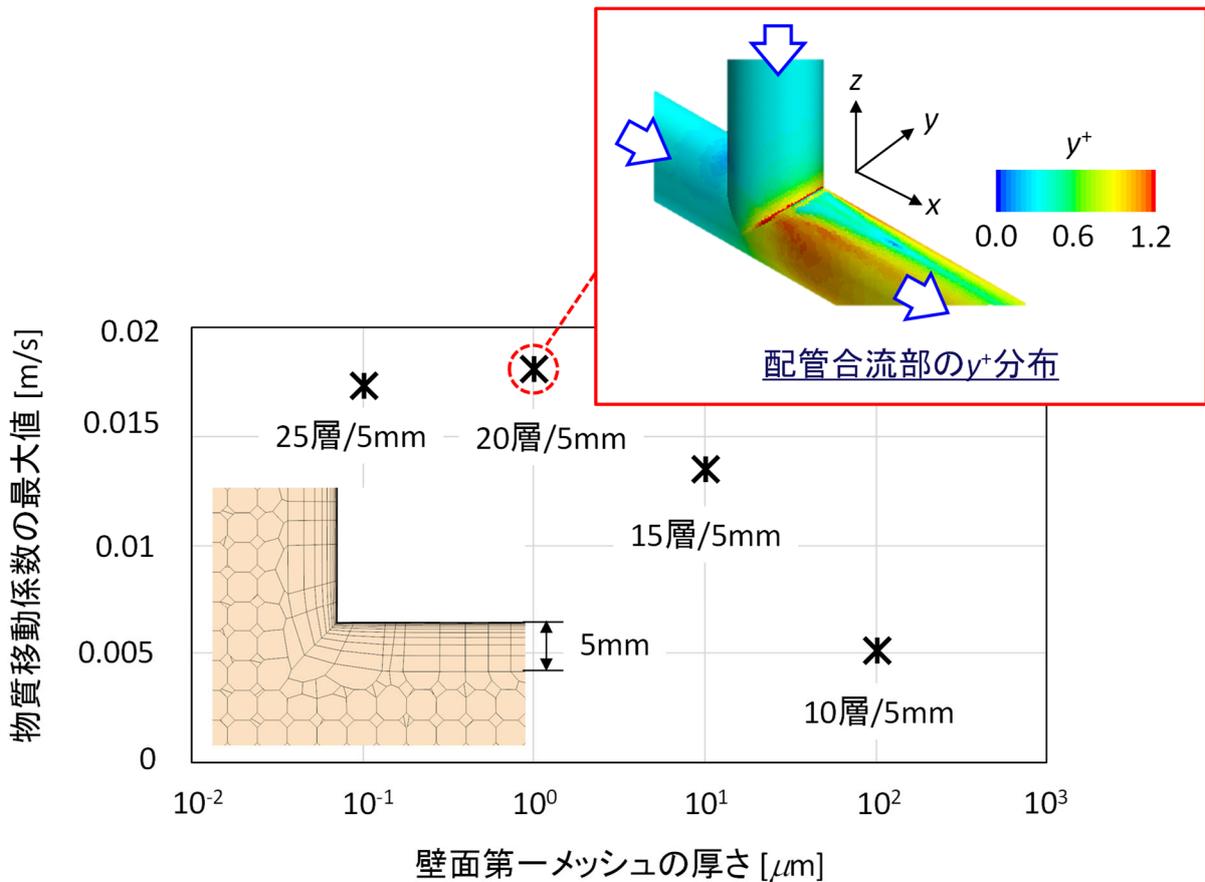


図 3-7 レイヤーメッシュ厚さに対する物質移動係数の収束性

### 3.3 各種配管形状における劣化傾向

#### 3.3.1 配管分岐合流部における劣化傾向

前節で述べた劣化形態の内、3.2.1 項の割れについては既存規格を用いることで「き裂漏洩」もしくは「全周破断（ギロチン破断）」のいずれかの破損形態かを判定することが可能である。例えば応力腐食割れ（SCC）等が発生する配管系統には本規格が適用できる。また、蒸気配管で発生し得る LDI については、第 1 章でも述べたようにピンホールが破損形態として生じることが経験的に分かっている。これらに対し、FAC は配管系統によって多様な減肉傾向を示すため、詳細に評価を行う必要がある。本節では、主要な配管系統における FAC 起因の減肉傾向を評価した結果について述べる。

配管分岐合流部（T 管）の減肉管理については、実機プラントの主要系統において減肉事例<sup>[33][34]</sup>が生じたことを機に、NISA 文書<sup>[35]</sup>が発出され、当該部位の適切な減肉管理が要求された経緯がある。これを受け JSME においては、本配管系統の管理手法を確立するために、現行規格の改訂に向けた活動を継続的に実施している。その中で課題となっているのが、通常の超音波探傷検査（UT）では肉厚の測定が困難な、補強板付き T 管の補強板下部に対する管理である。補強板付き T 管においては、主管に枝管が接続する穴による板厚の欠損分を補うために必要な補強面積を確保できる補強板が穴部周囲に溶接されている。当該部では配管材料が二重になっていることにより、UT による測定精度を確保することが困難となっている。そのため現行規格では、図 3-8 に示すように補強板の周囲に追加の測定点を設け、測定結果から当該部の肉厚を推定することで管理が実施されている<sup>[2]</sup>が、減肉挙動をより正確に把握するためには内面視に頼らざるを得ない状況となっている。本体系に対しては、当該部の枝管と主管の流れが合流する体系に対して数値解析技術を用いた評価モデルの構築と減肉分布予測が実施され、上述の実機減肉事例と同様に、主管下流側の枝管接続面に局所的な減肉挙動が発生することが示唆された<sup>[30]</sup>。

本項では、T 管の減肉傾向をより詳細に把握するために、上述の既存研究のパラメータ（T 管の枝管と主管の口径比、および枝管と主管の流量比または流速比）を拡充して評価を実施した内容について述べる。減肉分布評価にあたっては、FAC の流動因子である物質移動係数をモデル式により算出する。減肉分布の把握に併せて、各種の評価データから、補強板下部の減肉率を周囲の減肉傾向から推定するための評価式を構築する。本評価の流動計算には、汎用の熱流動解析コードである STAR-CCM+ Ver. 12.04 を用いた。このコードには、離散化手法として有限体積法が採用されており、流体の支配方程式である連続の式と運動量保存式（非圧縮）が 3 次元体系で解かれる。解法は、半陰解法の一つである定常の SIMPLE（Semi-Implicit Method Pressure-Linked Equation）法が採用されている。また、乱流モデルは、過去の評価事例および妥当性評価<sup>[30]</sup>を踏まえて Realizable  $k-\epsilon$  2 層モデルを適用している。配管のレイアウトならびに境界条件は前述の図 3-6 の通りである。T 管は、主管となる水平管に枝管を垂直に接続した体系となっている。枝管と主管の入口部には流速境界（均一流入、乱流強度 3 %）、主管の出口部には圧力境界（大気圧）が与えられており、配管表面は壁面境界となっている。ここで、枝管と主管の口径、流速、流量はそれぞれ、 $d_1$ 、 $d_2$ 、 $u_1$ 、 $u_2$ 、 $Q_1$ 、 $Q_2$  である。入口境界からの助走区間は  $8d_2$ 、出口境界までの長さは  $15d_2$  とした。座標軸に関しては、主管方向を  $x$  軸、枝管方向を  $z$  軸、主管に直交する方向を  $y$  軸とした。原点は配管接続部の内部中央に配置した。表 3-4 に、本解析で対象とした流体条件および配管径を示す。水の動粘性係数を決める際には、実機プラントの熱流動条件として水単相 FAC が発生し易い条件<sup>[30]</sup>である温度 150℃、圧力 2MPa の条件下で算出した。主管の内径は 210 mm（呼び径 250A 相当）であり、後述する境界条件の設定におい

ては、主管出口における断面平均流速が 4 m/s となるように流速境界が調節されている。表 3-5 に本解析で実施した流動条件を示す。T 管の枝管と主管の口径比 ( $d_1/d_2$ )、および枝管と主管の流速比 ( $u_1/u_2$ ) または流量比 ( $Q_1/Q$ ) をパラメータとしている。なお、 $Q=Q_1+Q_2$  である。枝管からの流入分が、当該部での流速分布の偏りやそれに伴う乱れの増大に寄与すると想定されるため、各口径比条件に対して、流量比を 0~1 の範囲で設定した。

流動解析より得られた主要な条件の流速分布を図 3-9 に示す。これらの図は、配管レイアウトの  $y=0$  における中央断面である。 $d_1/d_2=1$  の場合、枝管からの流入により、枝管接続位置から主管下流側  $2d_2\sim 3d_2$  まで剥離領域が形成され、主管の上面側と下面側の流速差が  $5d_2$  下流以降も残っていることが分かる。枝管からの流量比が増えると共に、剥離領域が  $-z$  方向に拡大し、この偏流により局所の流速値が増加していることが確認できる。また、 $d_1/d_2=0.6$  の場合も基本的な流動構造は同じであるが、枝管の口径が小さいため、流量比が 1 に近づくにつれて流入流速が顕著に増加する。そのため、例えば  $d_1/d_2=0.6$ 、 $Q_1/Q=0.64$  の場合、枝管からの流速は 7.14 m/s となり、ジェット状の高流速分布が主管の下面まで到達するようになる。

本研究においては前述のような高流速領域に加え、乱れの起因となる剥離や循環渦が、現行規格では管理が難しい箇所に影響を及ぼすか否かが重要な観点となる。流動解析から得られた各種データを (式 3-5) に入力することで得られた、壁面第一メッシュにおける物質移動係数の分布を図 3-10 に示す。なお、物質移動係数の評価に必要な  $Re$  を計算する際には、合流後の主管における断面平均流速を代表流速として用いている。 $d_1/d_2=1$  の場合、接続部近傍の主管上面側で局所的に物質移動係数が高くなる傾向が確認できる。物質移動係数のピーク帯が主管下流方向 ( $+x$  方向) に向かって伸びており、枝管からの流入流量の増加に伴い、物質移動係数の値も増加している。当該部を観察する角度を変えた図 3-11 を見ると、左右に对称な減肉傾向が発生していることが分かる。このような分布は、 $d_1/d_2=0.6$  の場合でも見られているが、流入流速が大きいため、定量値としては  $d_1/d_2=1$  の条件よりも大きい。また、 $d_1/d_2=0.6$ 、 $Q_1/Q=0.64$  の場合、接続部近傍のピーク帯に加えて、主管の側面から下面にかけても物質移動係数の高い領域が発生していることが分かる。これは前述のように、枝管からのジェット流が主管下面に到達するためであると考えられる。以上のように、配管の形状と流動条件により、物質移動係数つまり減肉傾向の局所性が変化することが分かった。特に枝管の口径が小さい、もしくは枝管からの流入流量が大きい条件ほど、配管接続部近傍の減肉傾向が顕著になり、現象が進行すれば次第に配管肉厚が目減りし局所的な貫通孔が生じる可能性もある。また、減肉が発生し得る箇所は補強板設置部に重なる領域であることが示唆された。

上記の評価結果を踏まえ、ここでは配管合流部の管理高度化について 2 点の方法を考える。1 つ目は、与えられた配管条件および流動条件から、最大減肉率を見積もる方法である。各体系の形状係数の傾向を整理すると図 3-12 のようになる。最大減肉率の指標となる形状係数  $Geo^{[30]}$  は、本研究では以下の (式 3-10) により算出され、直管に対する相対的な減肉量の増倍率を表している。

$$Geo = \frac{k_{Me}}{k_{M0}} \quad (式 3-10)$$

図 3-12 には、減肉率の最大点となる箇所が補強板下部近傍にあるかを問わず、全ケースの  $Geo$  が反映されている。本体系の形状係数は、主管と枝管の流量比および口径比で整理可能であることが分かった。形状係数は、枝管からの流量比が大きくなるほど、逆に口径比は小さくなるほど値が増大する。得られた形状係数から本体系の評価式  $Geo_{Te}$  を導入すると以下の (式 3-11)、(式 3-12) のようになる。

$$Geo_{Tee} = 0.95M + 0.093 \quad (\text{式 3-11})$$

ここで、 $M$ は以下のように表現される。

$$M = 1.38 \left( \frac{Q_1}{Q} \right) \left( \frac{d_1}{d_2} \right)^{-1.8} + 1.56 \quad (\text{式 3-12})$$

この評価式は、減肉の発生箇所を問わず最大減肉率を見積もる指標として活用できる。偏流の無い直管位置での減肉率を測定できれば、上記の評価式から算出される形状係数を使って、最大減肉率を見積もることが可能である。なお、補強板下部近傍に減肉のピークが発生するか否かを判断する場合は、枝管からの流入流速が概ね 10m/s 以下であることを考慮する必要がある。枝管からの流速がこの水準を超えると、減肉のピーク位置は補強板下部ではなく、図 3-10 の  $d_1/d_2=0.6$ 、 $Q_1/Q=0.64$  の条件のように、主管の下面に広がると言える。減肉のピーク位置が補強板下部から外れれば、原則は肉厚測定が可能となる。

管理高度化の方法の 2 つ目は、補強板周辺の減肉情報から、補強板下部の減肉率を推定する方法である。補強板下部に減肉のピーク位置が見られた条件について、主管下流方向に対する減肉分布をまとめた結果を図 3-13 に示す。縦軸は、各軸方向位置における最大の形状係数  $Geo_{peak}$  であり、横軸のプロットは  $x/d_2=0.1$  刻みずつ抽出している。減肉のピーク位置は条件によるが、概ね  $0.2 \leq x/d_2 \leq 0.5$  の範囲に発生することが確認できる。また、当該位置では形状係数が 2~4 程度（直管の減肉率に対して 2~4 倍程度）となっており、いずれのケースにおいてもピーク位置から主管下流方向に値が減衰する傾向となっている。一方で、最大となる形状係数の値やその位置、ひいては形状係数の減衰分布が条件によって異なるため、図 3-13 を減肉率の推定に直接用いることは難しい。そこで、配管の設計情報（ここでは、配管口径および流速）に基づいて、形状係数の減衰分布を一般化することとした。まず、図 3-13 の各ケースの最大値によって正規化し、正規化減肉率  $Geo'$  を導入する。次に、形状係数が最大となる軸方向位置  $x_{max}$  を口径比および流速比によって表現すると、以下の（式 3-13）のようになる。

$$\frac{x_{max}}{d_2} = 0.3 \left( \frac{d_1}{d_2} \right)^2 + 0.075 \left( \frac{u_1}{u} \right)^{0.33} \quad (\text{式 3-13})$$

条件によって異なる  $x_{max}$  や当該位置からの減衰分布を正規化するために、図 3-13 の横軸に対して（式 3-13）、口径比および流速比を用いると、以下の（式 3-14）のような正規化軸方向位置  $x'$  が導入できる。

$$x' = \left( \frac{x - x_{max}}{d_2} \right) \left( \frac{d_1}{d_2} \right)^{-1.3} \left( \frac{u_1}{u} \right)^{-0.7} \quad (\text{式 3-14})$$

$x'$  および  $Geo'$  を用いることで、図 3-13 の減衰分布は図 3-14 のように変換される。これにより、図 3-14 における座標  $(x', Geo') = (0, 1)$  を基点に減肉率が減衰する傾向が得られる。この減衰分布を保守側に評価する関数（減衰関数）として、以下の（式 3-15）を提案する。

$$f(x') = \exp(-0.42x'^{0.5})$$

配管の設計情報に基づいて構築された上記の減衰関数を用いることで、例えば、 $x'=1$ において(式 3-15)から算出される値は約 0.65 であることから、この位置での減肉率が既知であれば最大減肉率はその減肉率値の  $1/0.65 \approx 1.54$  (倍) として評価可能となる。

以上のような配管分岐合流部の減肉に対して、流れ方向と配管接続部の形状を変えた場合の評価を行った。その結果を図 3-15 および図 3-16 に示す。なお、上述で取り扱った流れパターンは「合流パターン①」である。この場合、配管接続部が滑らかな T 継手では、流速の偏流が T 管に比べて緩和され、結果として減肉量も相対的に小さくなる。主管の双方から流入する「合流パターン②」では、断面の流速分布を見ると、枝管流入の際に主管から枝管の中央に向かって高速流れが生じる。枝管の y 方向側面に楕円状の減肉分布が形成されることが分かる。また、この体系でも T 継手では T 管に比べて偏流や減肉分布の局所性が小さいことが確認できる。合流パターンに対して、分岐する流れパターンについては、T 管と T 継手が概ね同様の傾向を示した。「分岐パターン①」においては、主管の y 方向側面に長手方向に伸びた減肉分布が形成される。「分岐パターン②」では、流れの衝突が原因で枝管の x 正方向側面に流速等の高い値が見られ、当該部で減肉分布の発生を確認できる。このように、流れ方向と配管接続部の形状によって流速分布ひいては減肉分布の局所性が変化することが分かった。さらに、T 管と T 継手の減肉量(形状係数)を比較した結果を図 3-17 に示す。両体系共に、形状係数は枝管と主管から流入する流速比に対して相関を有している。枝管の流入比率の増加に伴い、形状係数が漸近的に大きくなることが確認できる。定量的な観点では、T 管の形状係数が T 継手に比べて約 2 倍の値を示しており、これは配管接続部に依存する偏流が起因していると考えられる。

### 3.3.2 エルボ部における劣化傾向

本項では、実機プラントの配管要素でも散見されるエルボ部の FAC 減肉傾向について述べる。図 3-18 に、本評価で対象とした配管の仕様を示す。配管内径は 50 mm であり、流体の温度は 20 °C とした。レイノルズ数を算出する際には、上記の配管内径及び温度における水の密度並びに粘性係数を使用した。また、流速の設定においては、断面平均流速が 5 m/s となるように流速境界(入口境界)を調節し、この値を代表流速としてレイノルズ数の算出に用いた。本評価におけるレイノルズ数は  $2.5 \times 10^5$  となる。流動解析モデルや減肉評価モデルについては、3.3.1 項と同様である。図 3-19 に、配管中央断面における流速分布を示す。エルボの入口近傍において偏流が生じており、エルボの腹側に高流速領域が形成されている。当該部では、約 7 m/s ほどの流速になっていることが確認できる。一方で、エルボの出口近傍及びその下流では、腹側で剥離が発生し、高流速領域が背側に移行していることが分かる。剥離部においては、2~3 m/s ほどの流速になっており、高流速領域との流速差が大きくなっている。当該部の物質移動係数分布を評価した結果を図 3-20 に示す。この分布図は、エルボの腹側を斜め下から見上げる角度で観測したものである。特に、エルボ入口近傍の腹側において局所的に物質移動係数が高くなることが確認できる。一方、エルボの出口近傍では物質移動係数が相対的に高い領域は配管の側面に広く分布することが分かる。

### 3.3.3 オリフィス部における劣化傾向

配管分岐合流部やエルボ部では、局所的な減肉分布の発生が確認されたが、本項では配管周方向に全面的な減肉分布が生じるオリフィス部について述べる。図 3-21 に、本評価で対象とした配管の形状を示す。配管の内径は 500mm であり、流体の温度は 150℃とした。レイノルズ数を算出する際には、上記の配管径と 150℃における動粘性係数  $1.99 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$  を使用する。また、流速の設定においては、断面平均流速が 4 m/s となるように流速境界（入口境界）を調節し、この値を代表流速としてレイノルズ数の算出に用いる。本評価におけるレイノルズ数は、およそ  $10^7$  となる。流動解析モデルや減肉評価モデルについては、3.3.1 項と同様である。オリフィス部の上流に旋回流を考慮するために、配管分岐とエルボ部を組み合わせた配管連続要素を構築した。入口境界には速度が、出口境界には圧力が規定されている。図 3-21 は、発生した旋回流がオリフィス部に流入するレイアウトを模擬したものである。オリフィス部における流動計算ならびに減肉評価にあたっては、上流からの旋回流を流速分布で受け渡す形で条件が設定されている。上流の連続要素体系で旋回流の特性を把握し、その結果を踏まえて、オリフィス部における減肉傾向を評価した。

図 3-22 に配管要素の組み合わせにより発生する旋回流の挙動（オリフィス部への流入条件）を示す。ここではエルボ曲率半径をパラメータにして旋回流の特性を変えた。また、本体系で発生した旋回流は、下流方向に対して減衰するため、エルボ部出口からオリフィス部までの距離もパラメータとしている。この結果から、エルボ曲率半径  $1d$ ・エルボ部出口からオリフィス部までの距離  $13d$  の条件で最も強い旋回流が発生している。旋回速度は最大で 4.5m/s 程度であり、エルボ曲率半径  $4d$ ・エルボ出口からオリフィスまでの距離  $28d$  の条件に比べて 10 倍程度の値となっている。

まずは、オリフィス部単体での評価結果について述べる。本解析では、入口条件に発達乱流分布を与えている。この結果を図 3-23 に示す。なお、流線図の中に描かれている曲面は、ジェットの様子が識別できるように算出した 11m/s の流速に対する等値面である。オリフィス部における縮流効果によって、ジェット状の流速分布が形成されていることが分かる。当該部の流速は最大で 17m/s 程度となっており、オリフィス部下流  $3d$  以内の壁面近傍には剥離・再循環領域が発生している。高速のジェットと剥離部にはせん断が生じるため、当該部での局所流速と乱流エネルギーは増大する。壁面近傍流速では、オリフィス部から  $1d \sim 2d$  および  $4d$  以降で値が相対的に大きくなる。乱流エネルギーについても  $1d \sim 2d$  において有意な値を持つ。結果として物質移動係数の分布は、局所流速と乱流エネルギーの挙動を踏襲した形となっており、 $1d \sim 2d$  に全面的な減肉傾向が見られることが分かった。これに対し、オリフィス部に旋回流が流入する条件の評価結果を図 3-24 に示す。オリフィス部下流  $1d$  付近において局所流速や乱流エネルギー、ひいては物質移動係数が全面的に増大する傾向が確認できる。流線図より、当該領域の壁面には偏ったジェットが付着しており、当該部の直上流に高流速領域やそれに伴う乱れが集中的に引き起こされている。ジェットの付着部（衝突部）では、実質的に流れが淀み、従って乱れの効果も小さくなることから、このような流動分布が形成された可能性がある。また、上流の旋回流がオリフィスを介すことでより顕著になっている。定量的な観点では、オリフィス単体の物質移動係数に対して 2 倍以上の値を示した。

以上のように、当該体系では、前述の配管分岐合流部やエルボ部に比べてより広い範囲で減肉分布が発生することに加え、減肉量も大きくなることが分かった。配管レイアウトと旋回流の関係を図 3-25 にまとめた。旋回流の発生には、第 1 配管要素における流速分布の偏り（剥離、偏流）が影響すると考えられる。壁面近傍の流動に関しては、配管要素形状に起因する偏流の影響が支配的であると考えられる。偏流影響が強い配管要素を第 1 要素に配置すれば、その影響は第 2 要素に重畳する形となる。同様に第 2 配管要素

が偏流要素である場合、流れの不均一性がさらに助長されて下流に影響することになる。よって旋回流の構造を考える上では、流速分布が壁面に対してどの程度偏っているかが重要な観点となる。旋回流の中心軸が配管中央近傍に位置するような構造であれば、減肉傾向への影響も限定的であると推測される。

図 3-26 に、FAC に起因する減肉傾向への影響因子をまとめた。まず、FAC による減肉の流動因子のモデル化は、直管体系からスタートし、これを基準値  $k_{M0}$  で表現される。 $k_{M0}$  では偏流や縮流の効果が考慮できないため、様々な配管要素に対して物質移動係数のモデル化が展開され、実効の物質移動係数は  $k_{Me}$  として表現される。実プラントにおいては、様々な形状をした配管要素が連続的に配置されており、流れの構造や乱れはより複雑化する。一方で、配管要素から離れた直管では、偏流や縮流の影響は要素出口近傍に比べて小さいと考えられる。そのため、配管要素が連続することによる重畳効果や減衰効果が形状係数のモデルに反映された<sup>[36]</sup>。このような一連のモデル化により、減肉の予測精度を定量的に評価できるようになった<sup>[32]</sup>。また、旋回流に縮流効果が重畳することで、壁面近傍の流動はより複雑になり、局所的に著しい減肉量の増加をもたらす可能性が本項から示唆された。当該体系における形状係数の構築にあたっては、旋回流の発生原因をパラメータとし、下流に存在する配管要素を介することで、減肉量がどのように変化するかを系統的に指標化することが重要となる。

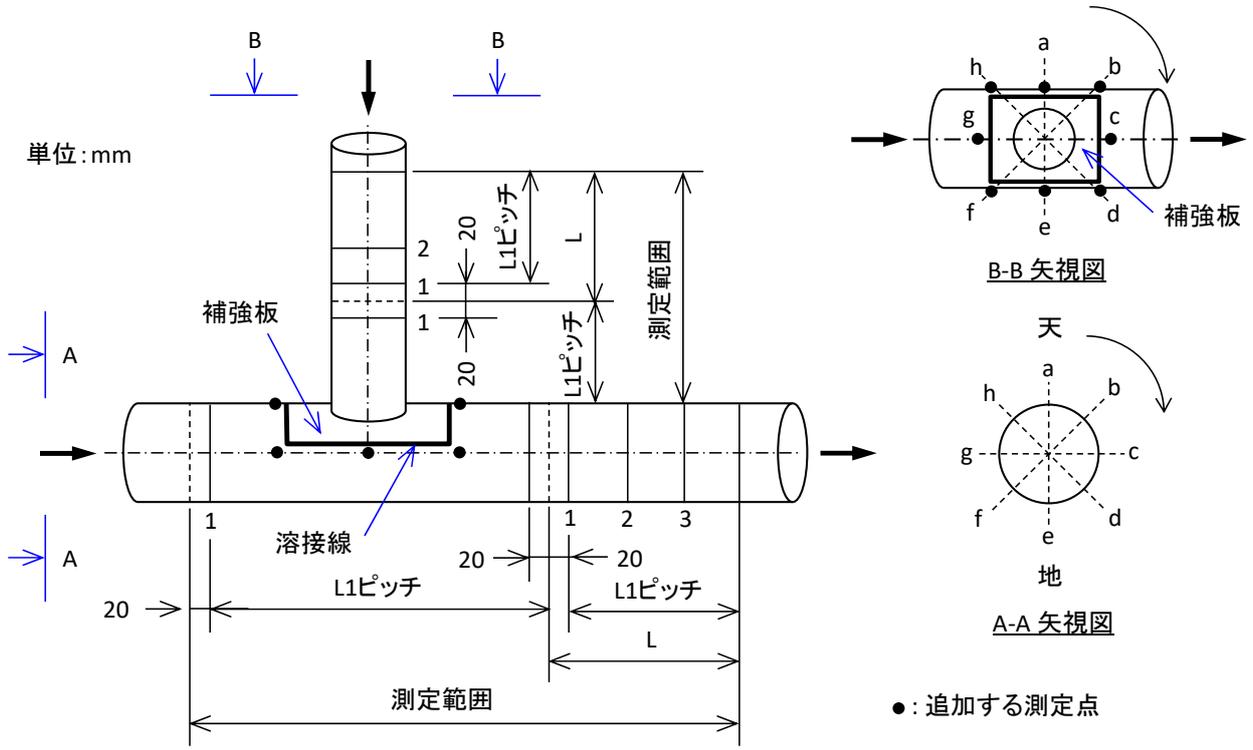


図 3-8 補強板付き T 管における肉厚測定範囲<sup>[2]</sup>

表 3-4 T 管の流動解析における流動条件

流体温度	150 °C
圧力	2 MPa
水の密度	917 kg/m <sup>3</sup>
粘性係数	1.8 x 10 <sup>-4</sup> Pa·s
動粘性係数	2.0 x 10 <sup>-7</sup> m <sup>2</sup> /s
主管口径	210 mm

表 3-5 T 管の流動解析における流動条件

(a) 枝管口径  $d_1$ /主管口径  $d_2=1$

Case	$d_1/d_2$	$u_1$ m/s	$u_2$ m/s	$u_1/u_2$	$Q_1/Q$
1-1	1	0	4	0	0
1-2	1	0.67	3.33	0.2	0.17
1-3	1	1.33	2.67	0.5	0.33
1-4	1	2.67	1.33	2	0.67
1-5	1	4	0	$\infty$	1

(b) 枝管口径  $d_1$ /主管口径  $d_2=0.6$

Case	$d_1/d_2$	$u_1$ m/s	$u_2$ m/s	$u_1/u_2$	$Q_1/Q$
2-1	0.6	0	4	0	0
2-2	0.6	2.94	2.94	1	0.26
2-3	0.6	5.56	2	2.8	0.5
2-4	0.6	7.14	1.43	5	0.64
2-5	0.6	11.11	0	$\infty$	1

(c) 枝管口径  $d_1$ /主管口径  $d_2=0.3$

Case	$d_1/d_2$	$u_1$ m/s	$u_2$ m/s	$u_1/u_2$	$Q_1/Q$
3-1	0.3	0	4	0	0
3-2	0.3	3.67	3.67	1	0.08
3-3	0.3	6.78	3.39	2	0.15
3-4	0.3	13.79	2.76	5	0.31
3-5	0.3	44.44	0	$\infty$	1

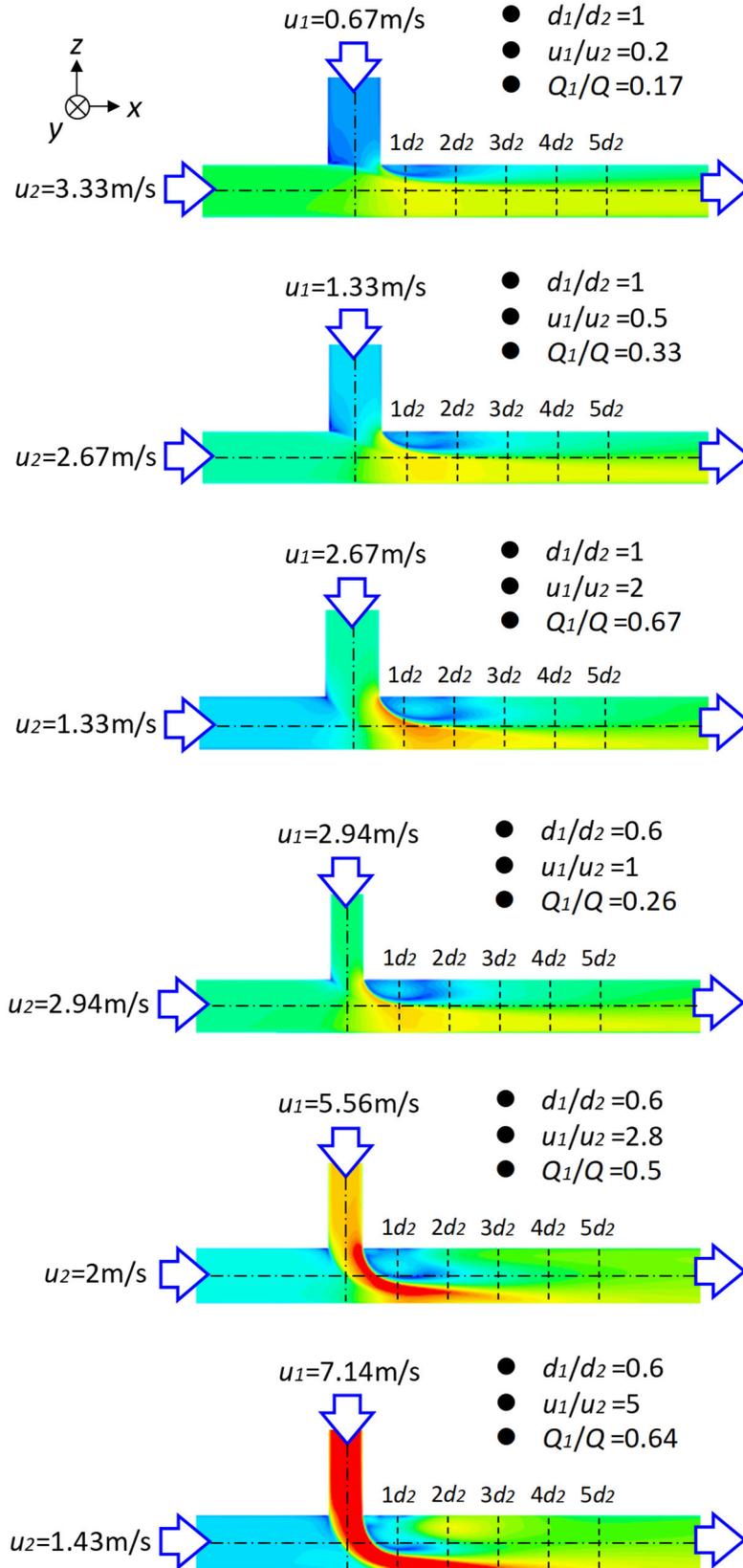
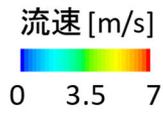


図 3-9 T管の各条件における断面流速分布

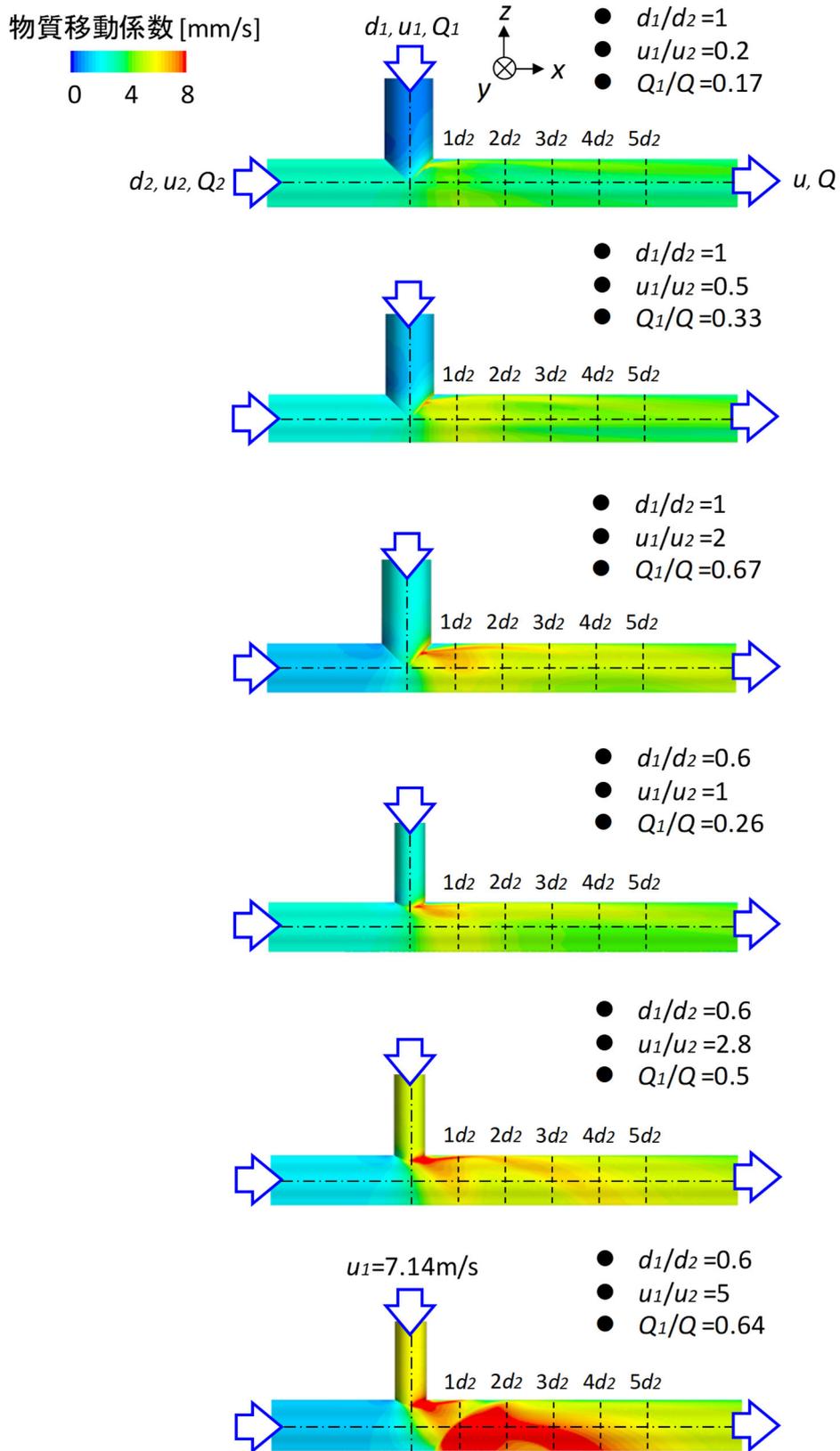


図 3-10 T 管の各条件における物質移動係数分布

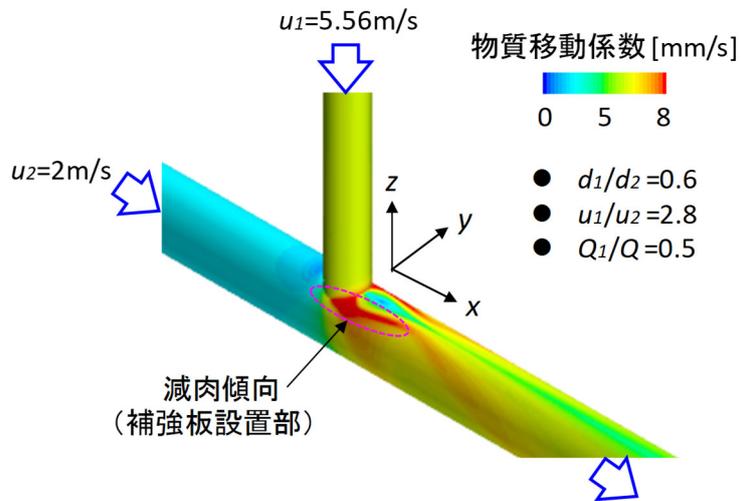


図 3-11 T 管接続部における物質移動係数分布

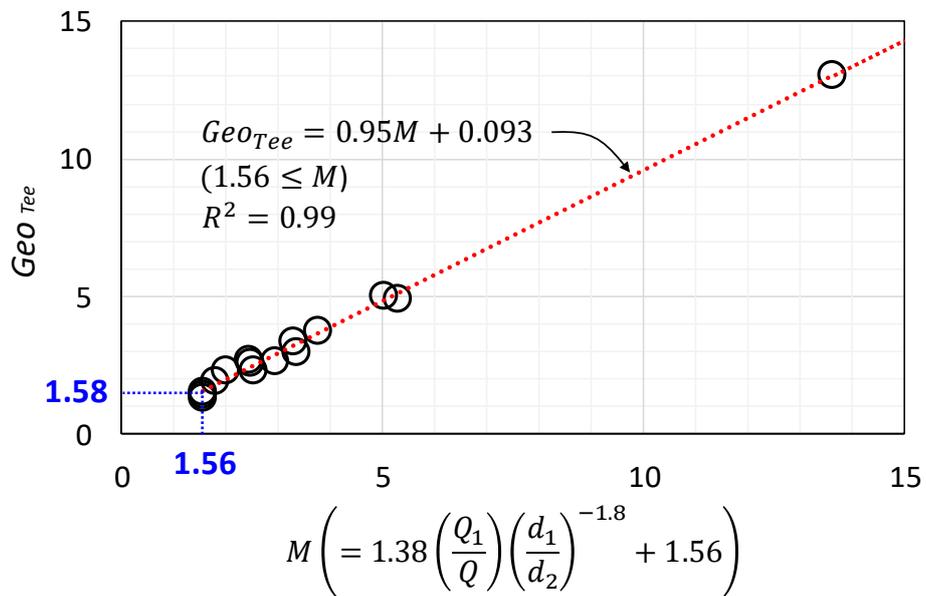


図 3-12 T 管における最大減肉量 (形状係数) の傾向

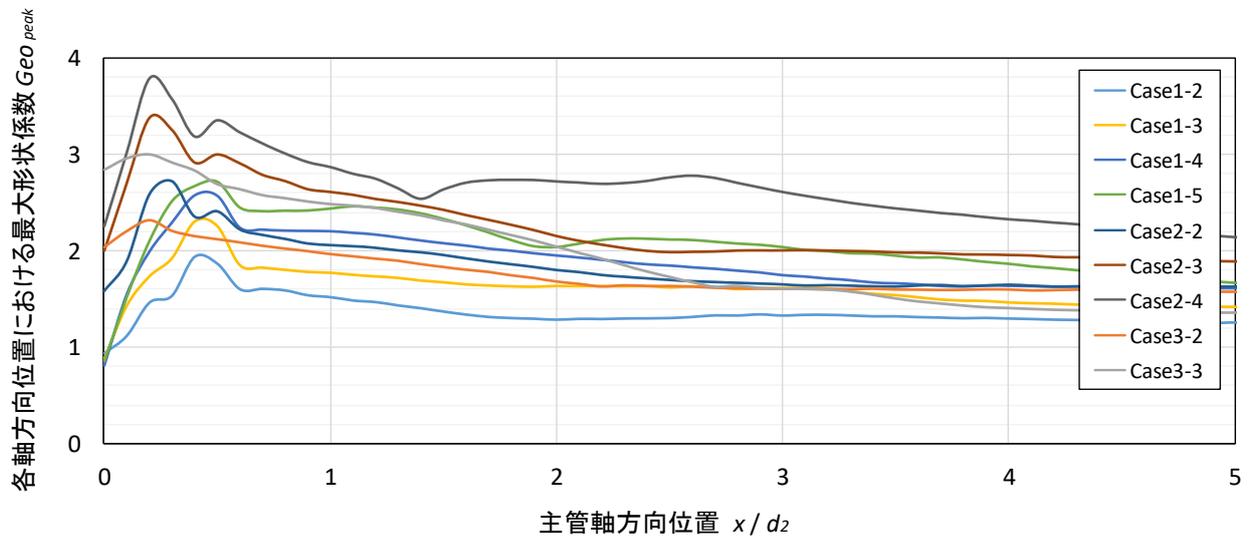


図 3-13 T 管の主管下流方向に対する減肉分布の減衰傾向

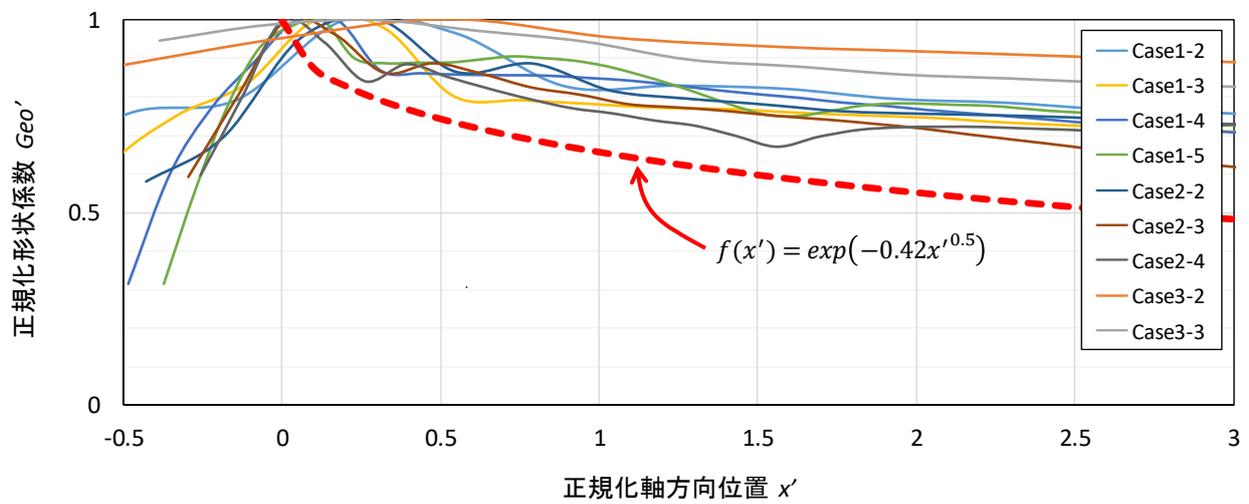


図 3-14 T 管における減肉分布の評価式

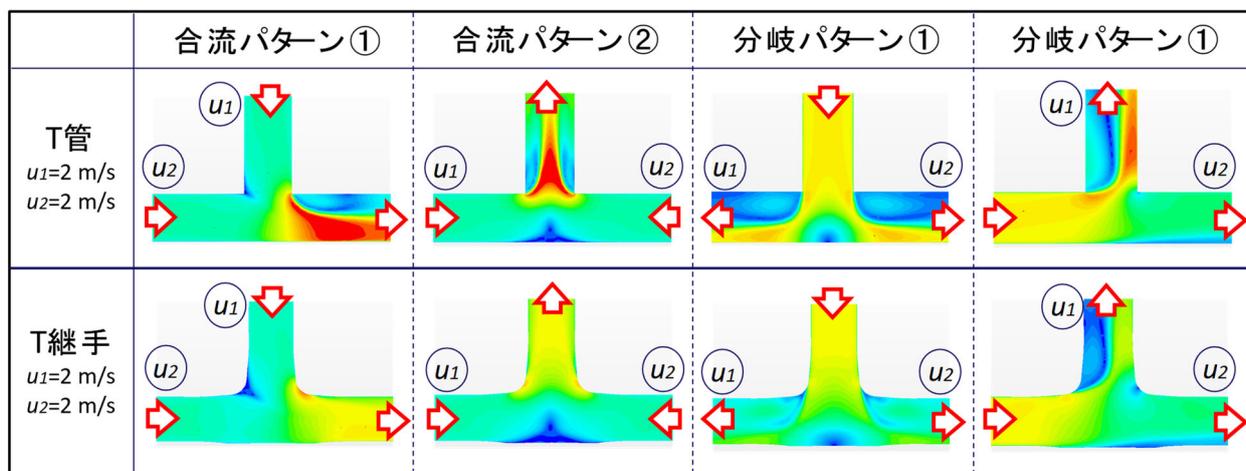
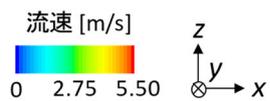


図 3-15 T管およびT継手の各種流れパターンにおける断面流速分布

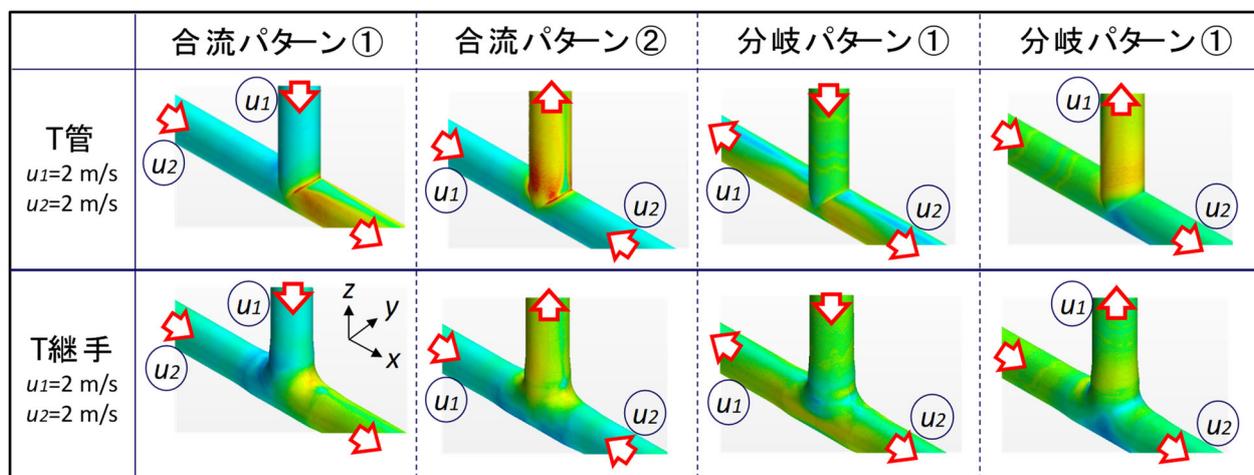
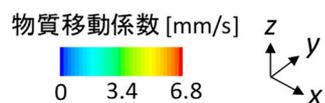


図 3-16 T管およびT継手の各種流れパターンにおける物質移動係数分布

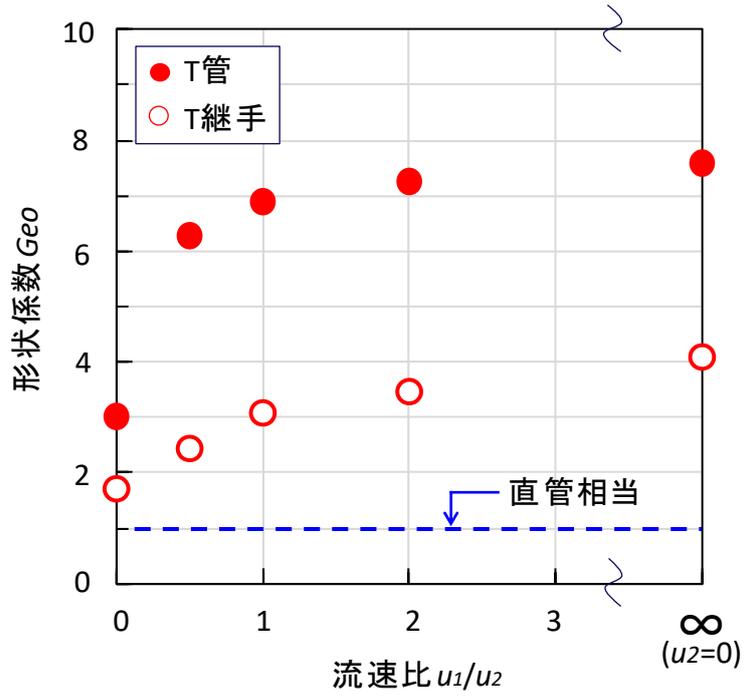


図 3-17 合流パターン①における形状係数の傾向

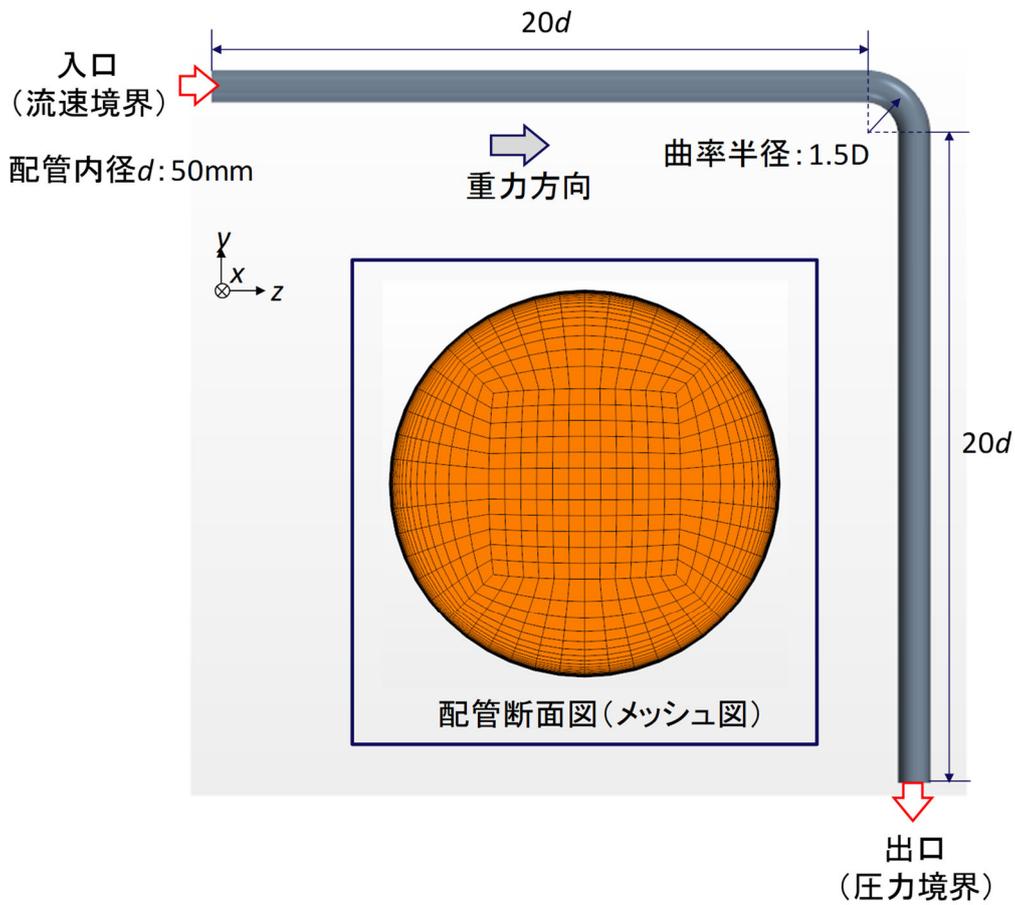


図 3-18 エルボの FAC 評価における配管レイアウト

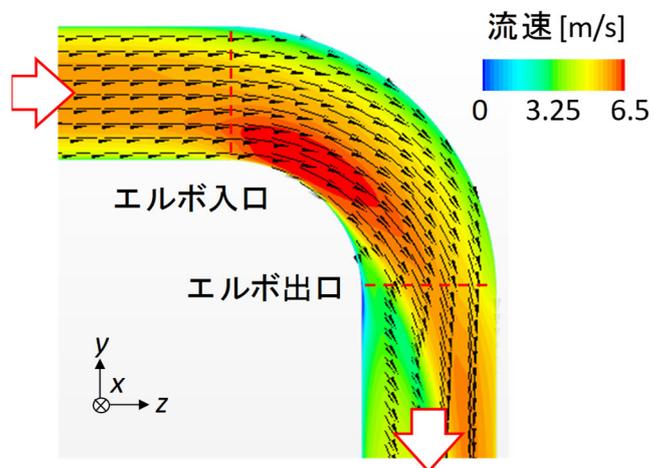


図 3-19 エルボにおける断面流速分布

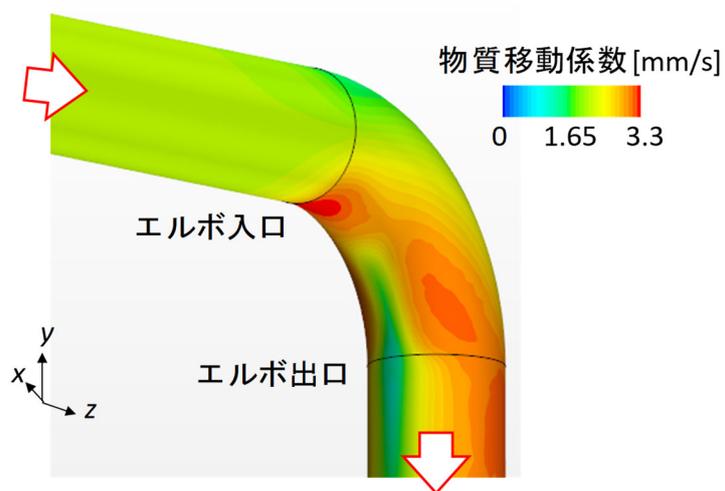


図 3-20 エルボにおける物質移動係数分布

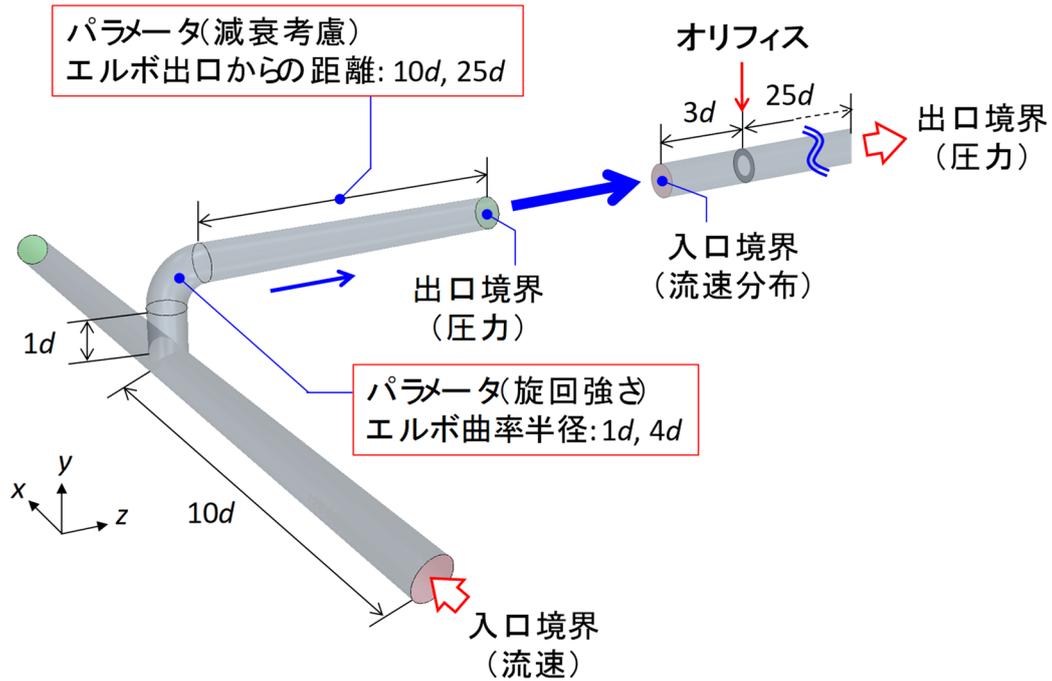


図 3-21 上流配管要素を考慮したオリフィス部の FAC 評価における配管レイアウト

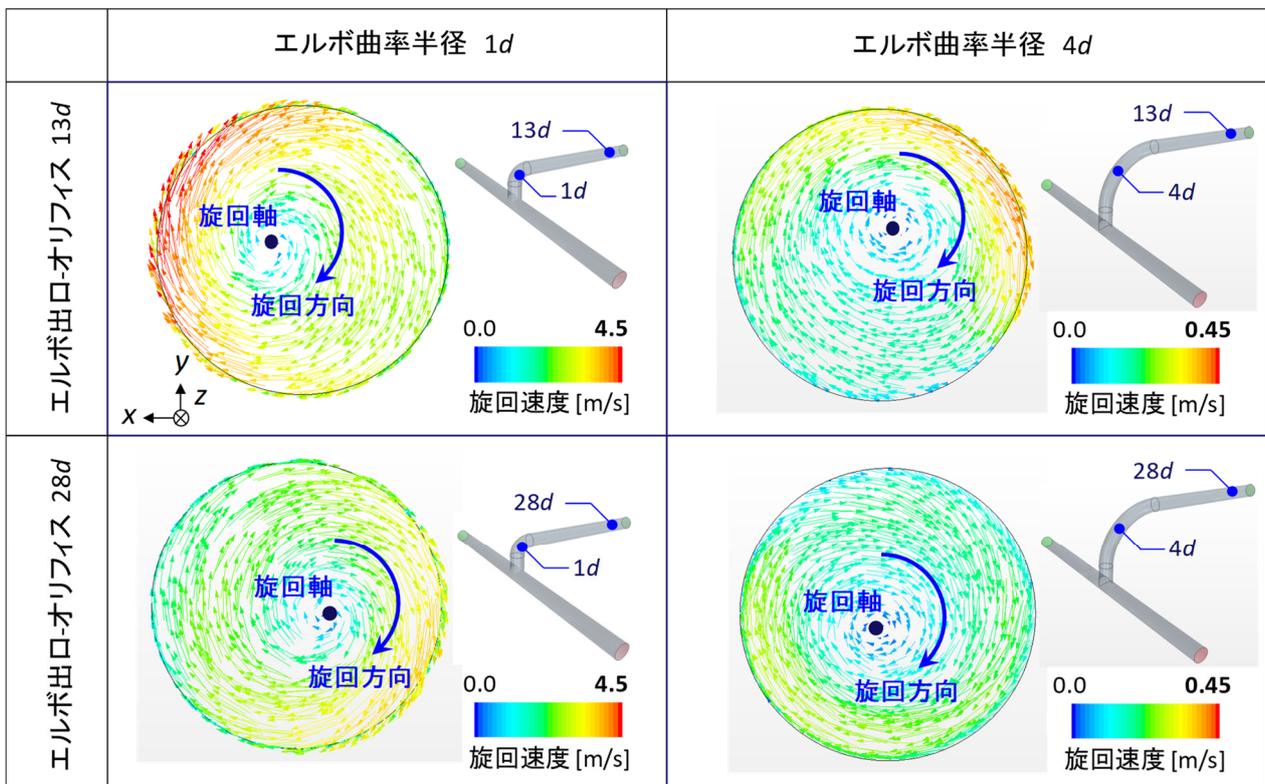


図 3-22 配管要素の組み合わせにより発生する旋回流の挙動

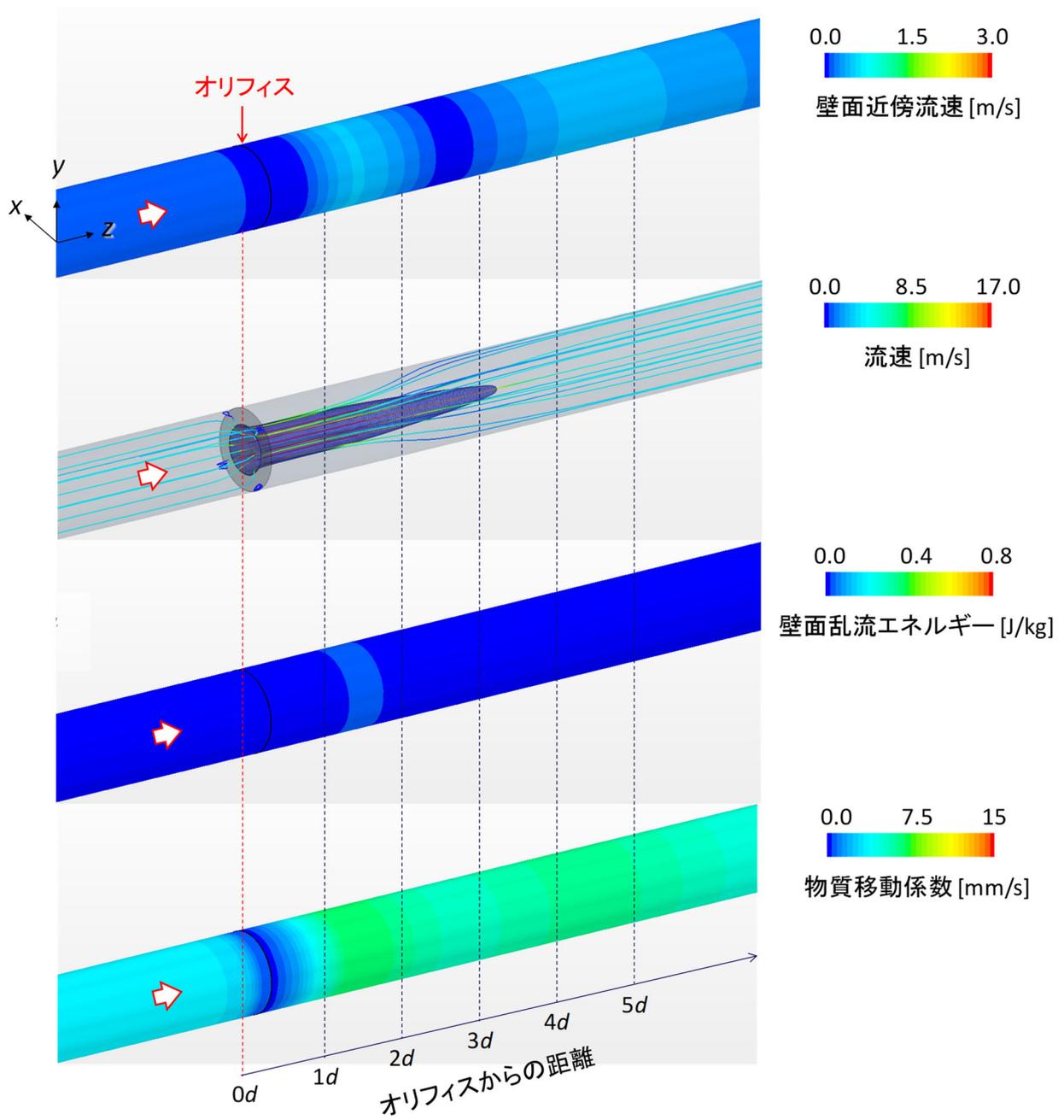


図 3-23 オリフィス部における流動および物質移動係数分布  
(オリフィス単体)

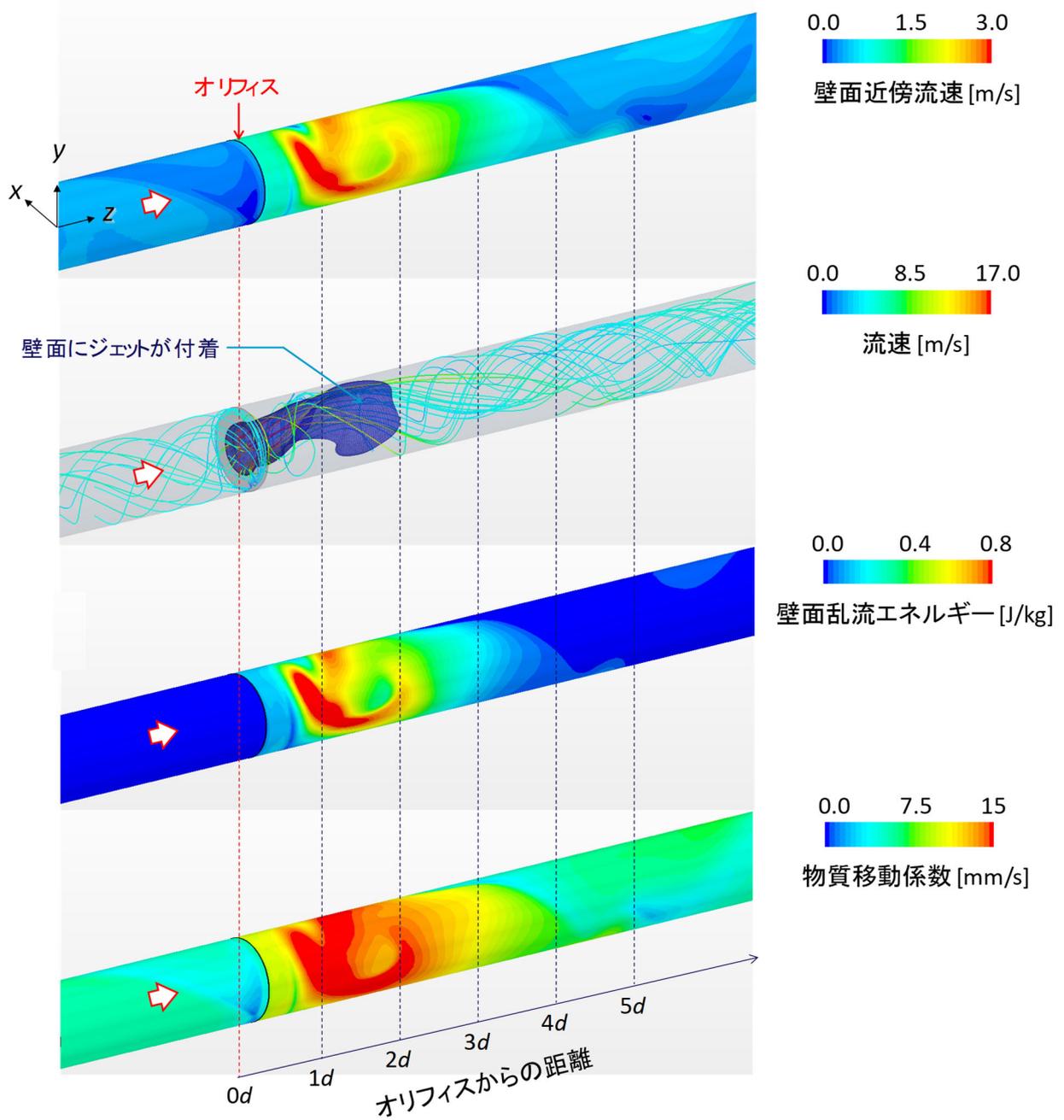


図 3-24 オリフィス部における流動および物質移動係数分布  
 (分岐-エルボ :  $1d$ 、エルボ曲率半径 :  $1d$ 、エルボ-オリフィス :  $13d$ )

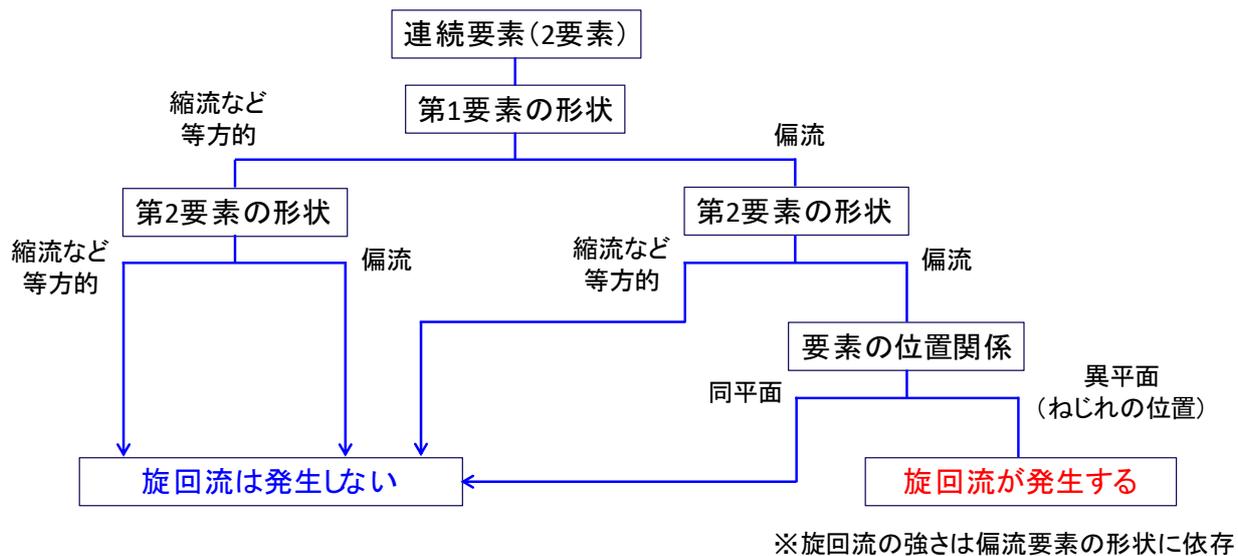


図 3-25 配管レイアウトと旋回流の関係

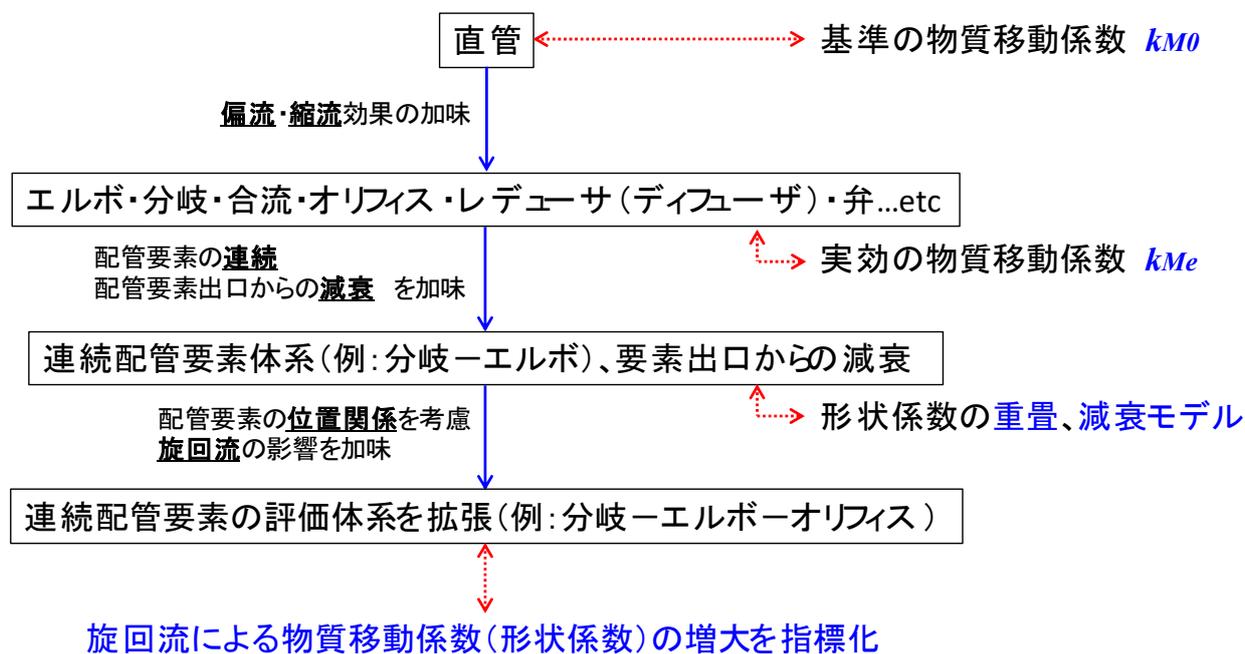


図 3-26 FAC 起因の減肉への影響因子に関する配管レイアウトの考察

### 3.4 破損開口部のパラメータ整備

本章の知見を踏まえて、図 3-27 のように劣化事象に起因する破損モードの判定フローをまとめた。本フローでは、実機プラントで想定される主な劣化事象として「応力腐食割れ (SCC)」・「流れ加速型腐食 (FAC)」・「振動疲労」・「液滴衝撃エロージョン (LDI)」を取り扱った。SCC については、3.2.1 項で述べた配管破損防護設計規格<sup>[12]</sup>の「LBB 成立性評価」が適用でき、評価対象の配管条件において荷重が限界応力を超えるか否かによって、き裂もしくは破断を判定することが可能である。また、振動疲労については、現象の理論や実験的・解析的な評価アプローチ<sup>[37]</sup>が存在するものの、予測そのものが難しく、実機プラントでは予防対策を施すことが優先とされている。振動疲労が発生し得る系統では、主に配管の破断が報告されている<sup>[10]</sup>。LDI は、3.2.2 項で述べたように、蒸気中の液滴が配管壁面に衝突することで局所的に減肉する現象であるが、事象の特性から配管の破断を引き起こす可能性は低く、ピンホールによる漏洩が想定される<sup>[10]</sup>。これらの劣化事象に対し、FAC については配管要素の形状や流動条件によって多様な減肉傾向を示す。FAC による減肉が進行すれば、配管が内圧に耐えられなくなり、LDI と同様にいずれは配管が破損するが、その破損モードは配管要素の形状によって異なることが 3.3 節から示唆された。エルボや T 管等の異方的な形状を有する配管要素では、FAC による減肉分布が特定の箇所へ偏るため、破断または破裂を起こすような大規模な破損の可能性は低い。当該配管要素では、この局所的な減肉によりピンホールやき裂が想定される。一方で、オリフィスに代表される等方的な形状を有する配管要素では、著しい流れの縮流または剥離等によって、減肉分布がより広い範囲で見られると考えられる。そのため、この全面的な減肉が進行すれば、配管の破断や破裂が想定される。

このように、主な劣化事象と配管要素の条件によって、「き裂」・「ピンホール」・「ギロチン破断 (全周破断)」のいずれかで破損する可能性があることが示唆された。開口部の大きさについては、1.2 節の実機プラント破損事例 (図 1-7) を踏襲することができる。これらのデータによると、腐食および壊食に起因する破損事例では、貫通孔 (水力等価直径) が概ね 10mm 以下となっている。加えて、振動疲労に起因する破損事例の場合は、貫通孔が 10mm~60mm となっており、前者に比べて大きい。

以上の知見から、破損開口部のパラメータを整備すると表 3-6 のようになる。ギロチン破断については、起因する主な劣化モードが SCC や FAC、振動疲労であり、概ね 50mm 以下の破断口径としてパラメータを設定した。ピンホールについては、FAC または LDI に起因して発生することが想定され、孔径は概ね 10mm 以下で設定した。そして SCC や FAC により発生が想定されるき裂については、パラメータをその長さとして数十 mm 以下の範囲に設定した。これらのパラメータに基づき、次章で述べる気中水噴流評価実験のためのノズル試験体を製作した。

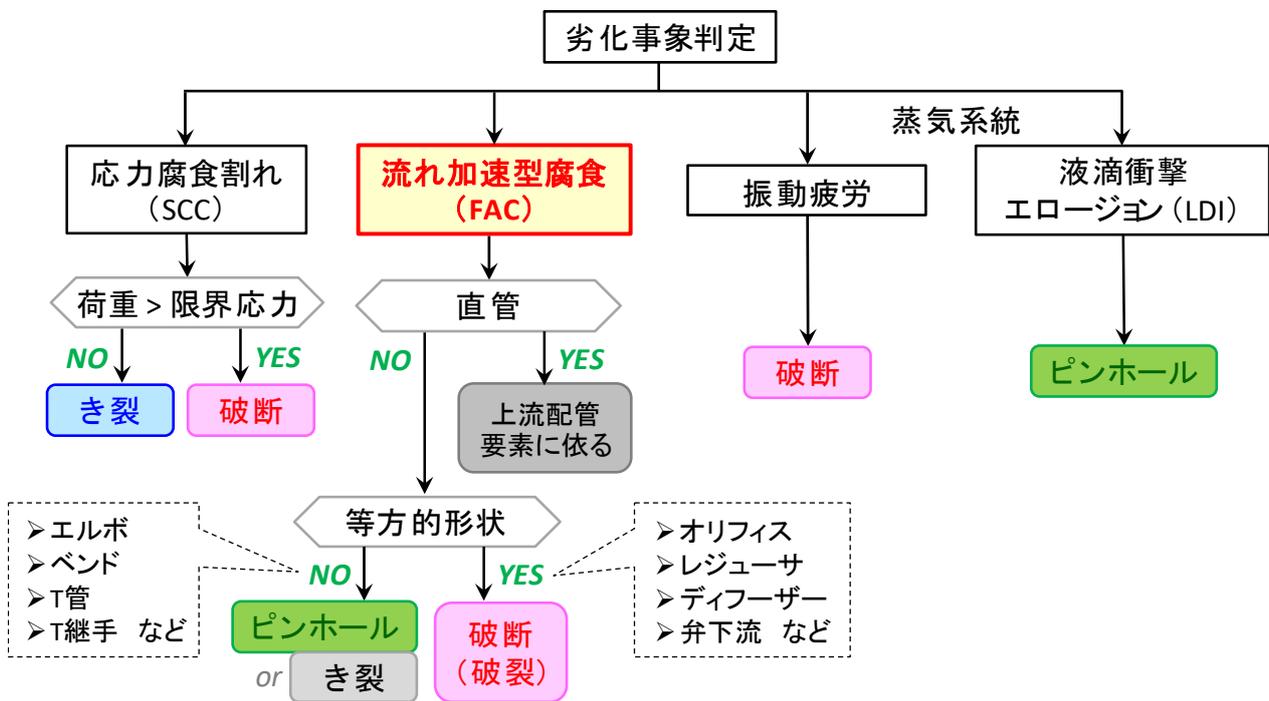


図 3-27 劣化事象に起因する破損モードの判定フロー

表 3-6 破損開口部のパラメータ整備

	ギロチン破断	ピンホール	き裂
起因する主な劣化モード	SCC, FAC, 振動疲労	FAC, LDI	SCC, FAC
パラメータ	破断口径	孔径	き裂長さ
パラメータ範囲	~50mm	~10mm	~数十mm

## 4. 実機条件を模擬した気中水噴流評価実験

本章では、前章で整備した破口部のパラメータに基づき、気中水噴流の流動実験を実施した結果ならびに実験データに基づく相関式の構築について述べる。既存知見では、噴流と周囲流体との界面で液滴の微粒化が生じることにより、拡がり角を持って飛散するとされているが、これらの挙動が必ずしも定量化されている訳ではなく、また、従来の研究で用いられてきたノズル形状や評価条件は、実機条件と整合していない場合が多い。高速の気中噴流挙動を明らかにするために、模擬実験が可能な設備を用い、噴流の飛散挙動を行うことで、実機条件から想定される噴流挙動をモデリングした。

### 4.1 実験設備の仕様

#### 4.1.1 実験設備の外観

図 4-1 に実験設備の全景写真、図 4-2 に流体噴射室光学窓の写真を示す。噴流実験を行うための流体噴射室は設備建屋内に設置されており、室内の光学的なアクセスのための光学窓が多数配置されている。建屋内は 3 階構造となっており、実験条件に応じてカメラやレーザーの設置場所を変更可能である。流体噴射室内には図 4-3 に示すノズル試験体が設置されており、フランジの脱着によって様々な形状のノズルを使用することができる。実験では流体可視化を行うためにレーザーを使うため、レーザー光の建屋外漏洩防止の観点で建屋と流体噴射室が二重構造となっている。また、実験条件を調整するための操作（流体温度およびループ流量の調整、空気操作弁の開閉等）は建屋屋外に設置されたパソコンや制御パネル、データロガーを通して遠隔で行われる。

#### 4.1.2 実験ループおよび流体噴射室の概要

図 4-4 に、水噴流実験を行うための実験ループの概要図を示す。実験ループは、純水タンク、ポンプ（インバータ制御）、加熱器、冷却器、噴射ノズル（水平および垂直）、噴射室で構成されている。本実験設備の流動条件としては、最大で 2MPa（ノズル端圧力）、210℃までの実験が可能である。噴射ノズルの弁を閉じた状態（閉ループ状態）で、純水タンクを介して流体を循環させ、ポンプおよび加熱器により所定の流体温度・圧力に条件を設定する。条件が整った後に、制御パネル上で噴射ノズルの弁を開放して噴射室内に水噴流を噴射する。図 4-5 に流体噴射室の概要図を示す。流体噴射室は一辺が 5m の立方体形状となっている。また、上述のように建屋と噴射室は二重構造となっており、流体可視化条件に応じて高速度カメラとレーザーの位置を変更できる。水平ノズルは噴流の拡がり角度や飛散距離の評価に使用し、一方で垂直ノズルは、噴流の流体力を計測するために使用する。図 4-6 のように、弁から噴射室内壁までは 50A 配管（直径 52.7mm）が設置されており、フランジ部で管路が縮小してノズル試験体に接続している。

#### 4.1.3 ノズル試験体の概要

図 4-7 に、各種ノズル試験体の写真を、図 4-8 および図 4-9 には、ピンホールノズルとギロチン破断ノズルの寸法図をそれぞれ示す。実機で想定される破損形態を「き裂」・「ピンホール」・「ギロチン破断」の三種類にモデル化し、それぞれ開口面積をパラメータとして試験体を製作した。ノズルにはフランジが付いており、実験条件に応じて脱着可能な仕様となっている。ピンホールノズルの場合、呼び径 50A の直管の

先端に 8mm 厚の板が溶接され、真円の開口部（ピンホール直径： $D_0$ ）が設けられている。また、ギロチン破断ノズルには、スケジュール 40 の配管が使用されており、出口部等で流路面積の変化が無いストレート型のノズル（内径： $D_0$ ）である。表 4-1 に、ノズル試験体のパラメータ範囲を示す。き裂ノズルの場合、き裂長さが 10mm～40mm の範囲で設定されている。またピンホールノズルはピンホール径をパラメータとして 3mm～16mm の範囲で設定されている。ギロチン破断ノズルは破断口径がパラメータであり、呼び径で 6A～50A の範囲で設定されている。表 4-2 にノズル口径に対する長さの比率を示す。本実験の条件としてはノズルの助走区間が  $L/D_0 > 12$  となるように設定されている。助走長さ（ $L/D_0$ ）が短い場合、弁下流の管路状況が噴流挙動に影響する可能性があるため、特にギロチン破断ノズルの 41.2mm 試験体（ $L/D_0=12.1$ ）に対しては流速条件を 10m/s 以下に抑えて実験を行った。従来の噴流実験においては、図 4-10 の Shavlovsky ノズル<sup>24)</sup>に代表されるような、出口に向かって漸近的に断面積が縮小するテーパ型のノズルが使用されている。これは、図 4-11 に示すように、ノズル出口において流速境界層を薄くし、流速分布を平坦化することによる噴流を励起することを目的としており、噴流の理論解析的な観点でも活用されるものである。しかしながら、実機プラントで想定されるギロチン破断については、ストレート型を採用した方が模擬性は高いと考えられる。ストレート型の場合、ノズル内での流れの発達により、出口で流速分布が生じることになる。

なお、4.4 節で後述するが、き裂ノズルからの漏洩量はピンホールノズルやギロチン破断ノズルに比べて非常に小さい。そのため、噴流の拡がり角度や飛散距離の評価は、流体の飛沫を伴うピンホールノズルとギロチン破断ノズルを用いて行った。き裂ノズルからの漏洩挙動については、論文末尾の「付録」に記すこととする。

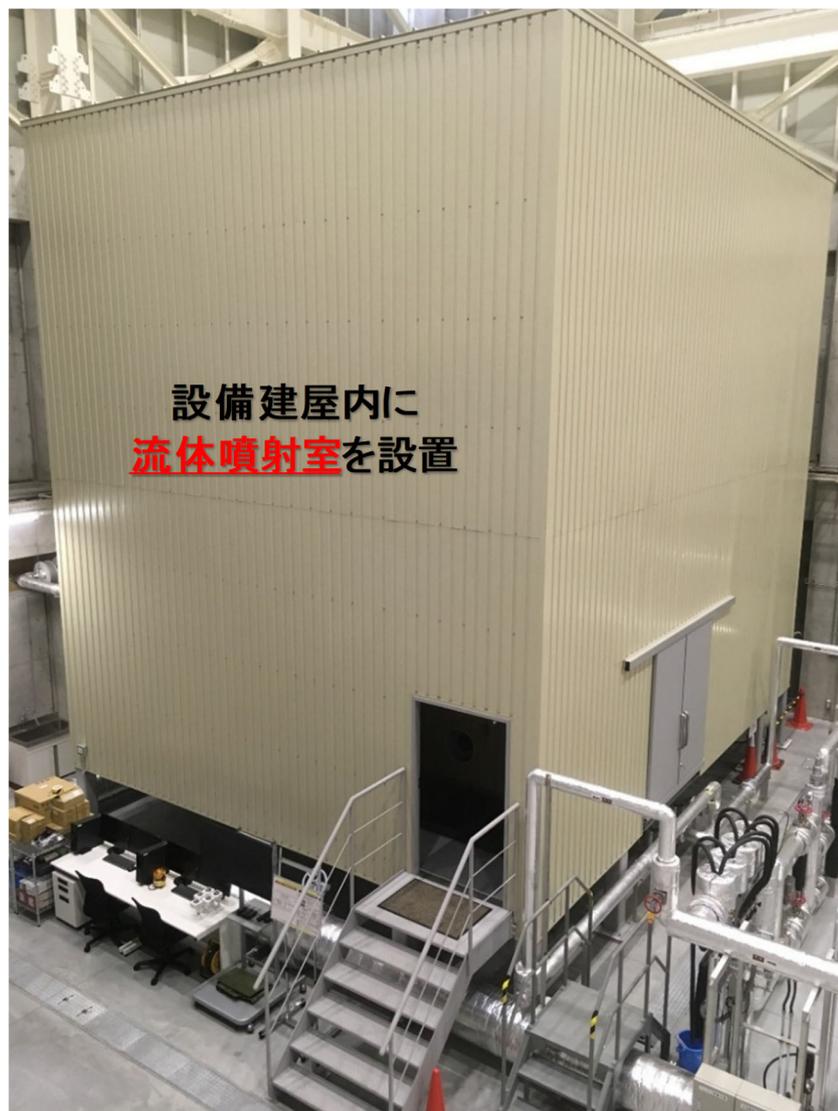


図 4-1 実験設備の全景写真



図 4-2 流体噴射室光学窓の写真



図 4-3 ノズル試験体設置部の写真

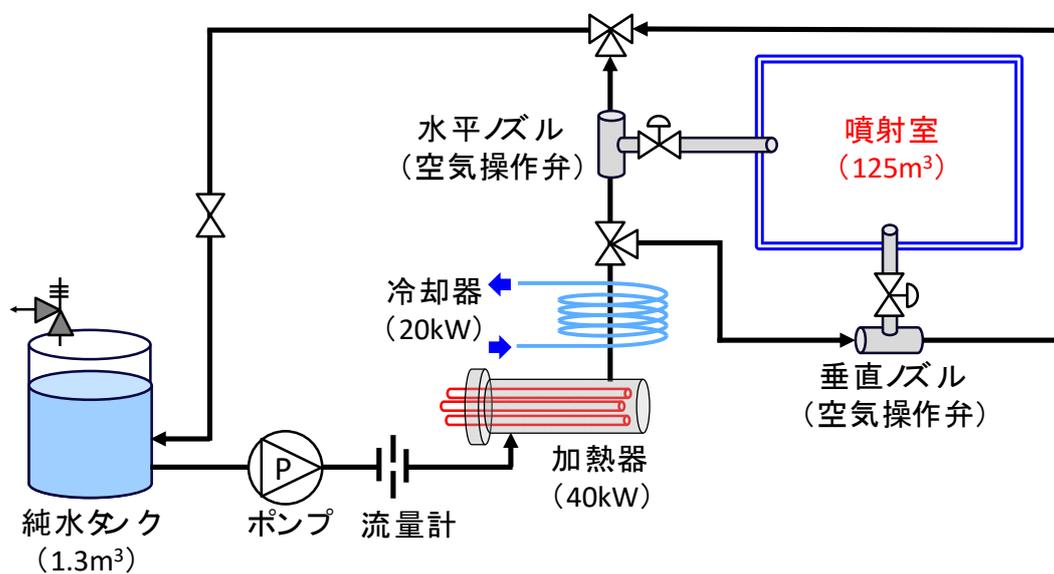


図 4-4 実験ループの概要図

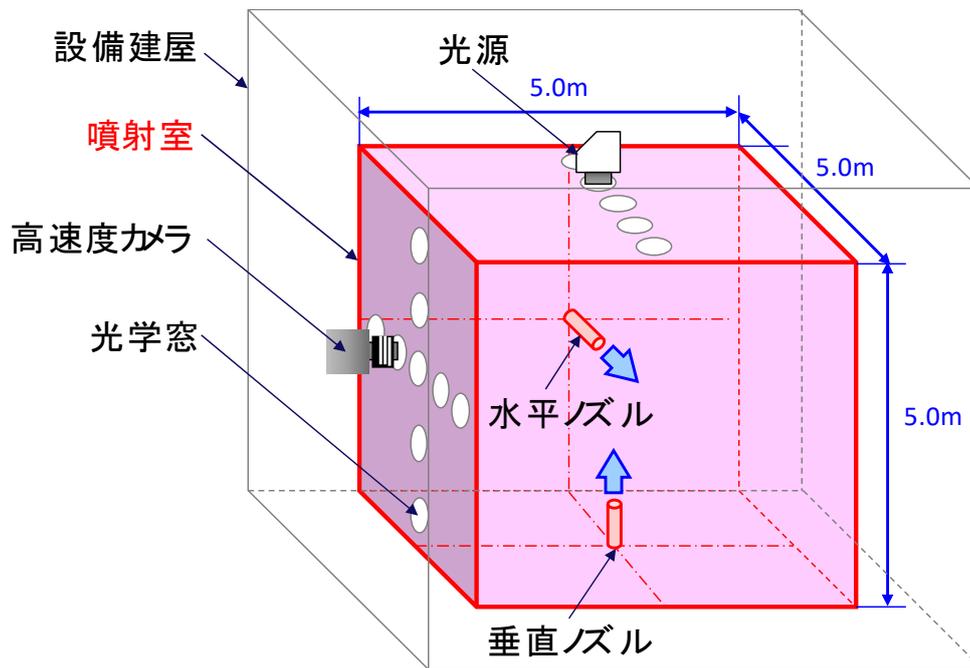


図 4-5 流体噴射室の概要図

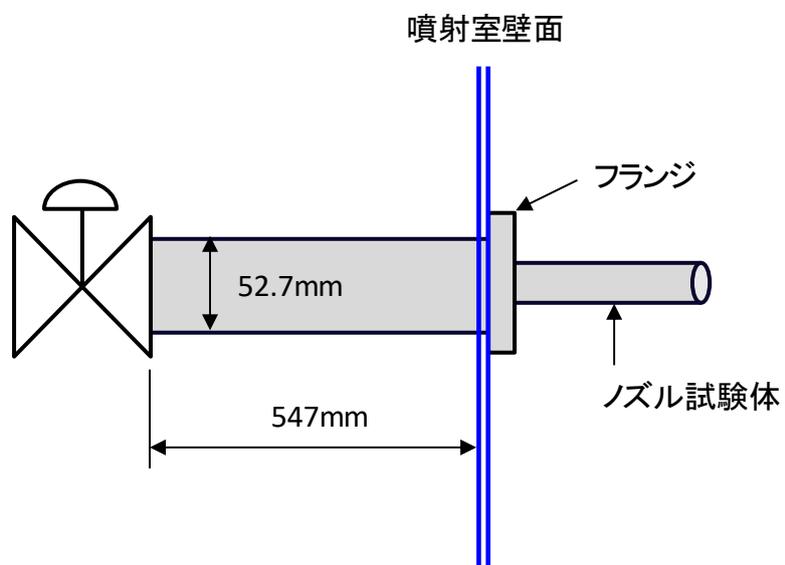


図 4-6 ノズル試験体設置部の寸法図

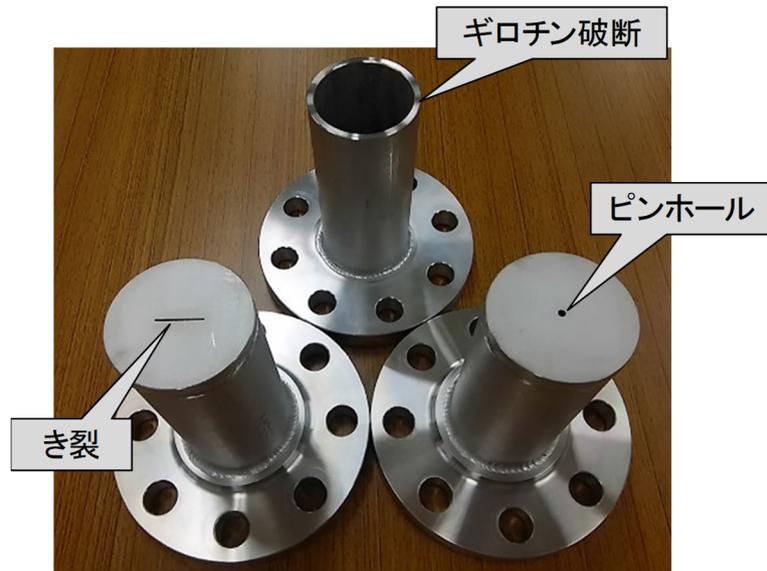


図 4-7 各種ノズル試験体の写真

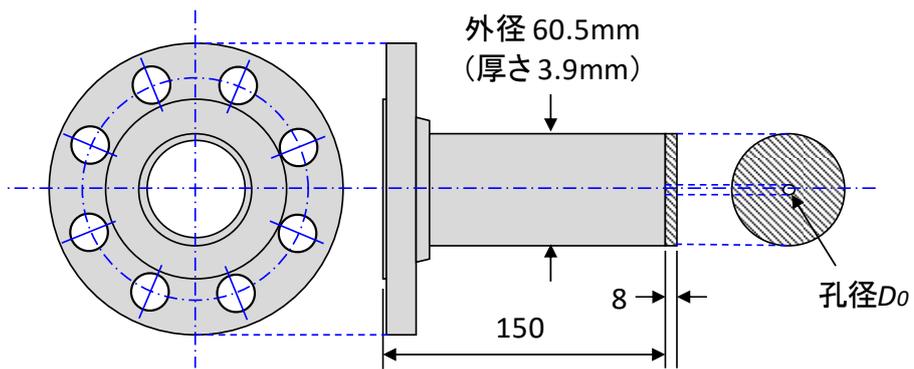


図 4-8 ピンホールノズルの寸法図

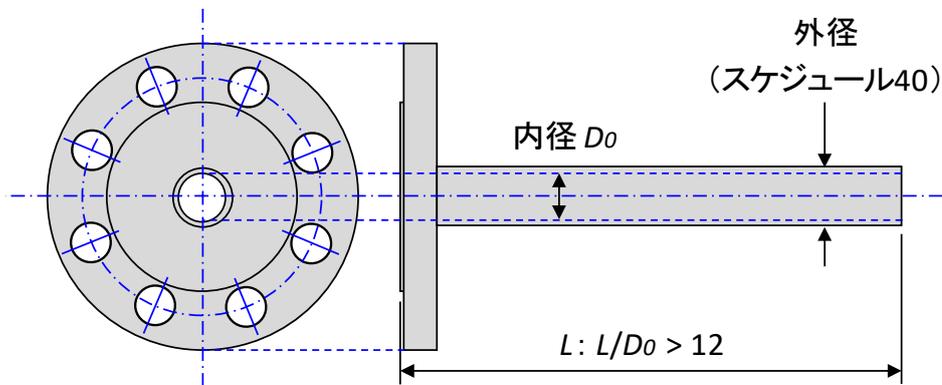


図 4-9 ギロチン破断ノズルの寸法図

表 4-1 ノズル試験体のパラメータ範囲

ノズルタイプ	ノズルパラメータ	
き裂	き裂長さ	10mm ~ 40mm
ピンホール	ピンホール径	3mm ~ 16mm
ギロチン破断	配管口径	6A ~ 50A (7.1mm ~ 52.7mm)

表 4-2 ノズル口径に対する長さの比率

ノズルタイプ	ノズルパラメータ							
ピンホール	ピンホール径 $D_0$	3mm, 9mm, 16mm						
ギロチン破断	ノズル径 $D_0$	7.1mm	9.4mm	12.7mm	16.1mm	27.2mm	41.2mm	
	ノズル長さ $L$	300mm	300mm	300mm	450mm	500mm	500mm	
	$L / D_0$	42.3	31.9	23.6	28.0	18.4	12.1	

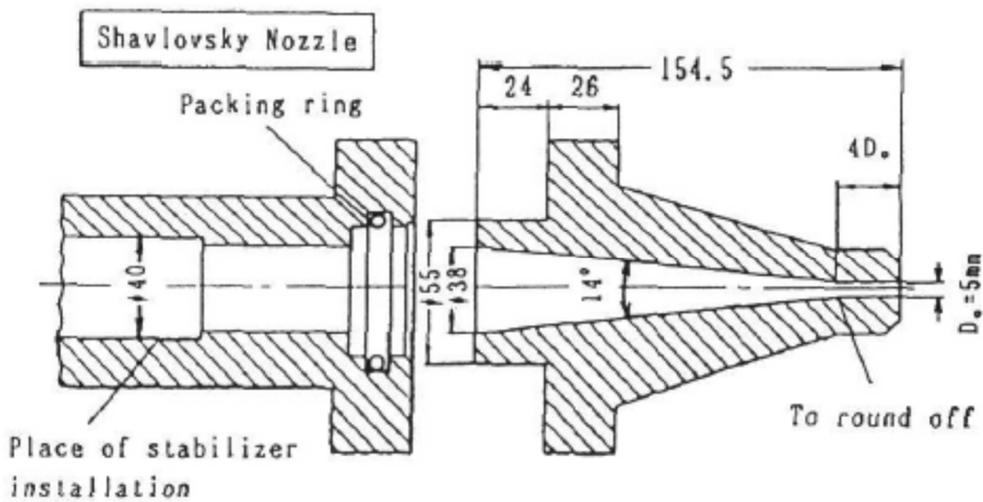


図 4-10 Shavlovsky ノズル<sup>[24]</sup>

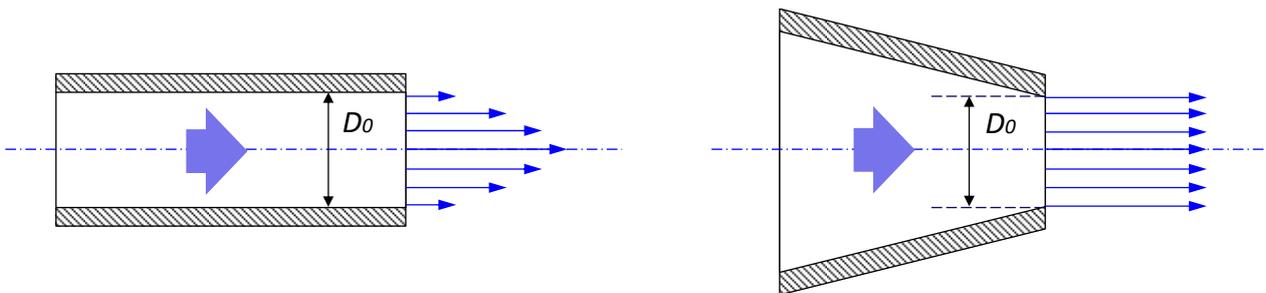


図 4-11 ノズルの出口影響

## 4.2 水噴流様式マップにおける実験条件

図 4-12 および図 4-13 に、本研究における噴流実験の条件を示す。条件設定にあたっては、2.2 節で述べたレイノルズ数 ( $Re$ ) とウェーバー数 ( $We$ ) による流動様式マップ<sup>[20]</sup>上で定義した。水噴流の流動様式は、 $Re$  と  $We$  によって、「I：微粒化領域」、「II：波立ち領域」、「III：レイリー機構領域」の大きく 3 つの領域に分けられる。各無次元数は以下のように定義される。

$$Re = UD_0/\nu \quad \text{(式 4-1)}$$

$$We = \rho U^2 D_0/\sigma \quad \text{(式 4-2)}$$

ここで、 $U$  はノズル出口での流速、 $\nu$  は流体の動粘性係数、 $\rho$  は流体の密度、 $\sigma$  は表面張力である。図 4-12 の条件に示す水噴流の拡がり角度の可視化実験については、流動様式 I～III で水噴流の拡散挙動が異なると考えられるため、全様式を網羅できるように条件を設定した。一方、図 4-13 に示す水噴流の飛散距離の評価実験では、弾道モデルの模擬性が損なわれると考えられる高流速領域（流動様式 I）において集中的に条件を設定した。なお、図 4-13 における Grant らのジェットブレイクアップ理論<sup>[19]</sup>の条件は、2.3 節での述べたように流動様式 II～III の条件範囲に集中しており、流動様式 I（微粒化領域）に本モデルが適用できるかどうか不明であることも、本実験範囲の設定根拠となっている。水噴流挙動の観点から拡がり角度が有意な値を持つと考えられる流動様式 I の範囲において、既存知見<sup>[21][22]</sup>と本実験結果との定量的な比較を行う。社河内<sup>[17]</sup>の知見については、(式 2-1) および (式 2-1) によって初期区域における水噴流の拡がり角度が評価されるものであるが、前提となる諸項目を本研究の代表条件（ノズル口径：16.1mm、水の物性：40℃の純水）と仮定し、無次元数は流速によってのみ変化するものとして取り扱った。初期区域に関する上記の知見と本研究から得られる結果を比較することで、液滴流れ領域まで考慮した場合に拡がり角度がどの程度増加するかが分かる。

図 4-14 に噴流実験における流速条件を示す。ノズル出口の流速については、流体噴射中に循環ループから失われた水量をタンクの水位変化から読み取り、ノズル開放時間およびノズル断面積で除することにより算出した。タンク水位は±0.5mm の計測誤差を有し、流速値としてはおよそ±0.1m/s の計測誤差となる。作動流体には純水を用いており、流体物性 ( $\nu$ ,  $\rho$ ,  $\sigma$ ) については、水の温度条件から決定した<sup>[16]</sup>。低温 (40℃) と高温 (80℃) の条件下において、流速を 0.7m/s～26.9m/s まで変化させて実験を行った。

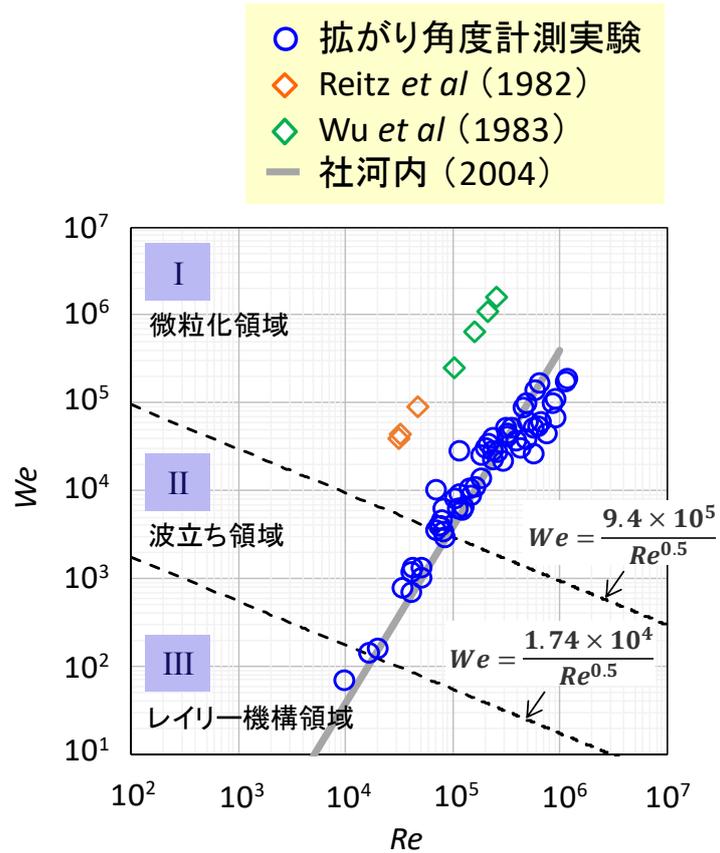


図 4-12 噴流拡がり角度の評価実験における流動条件

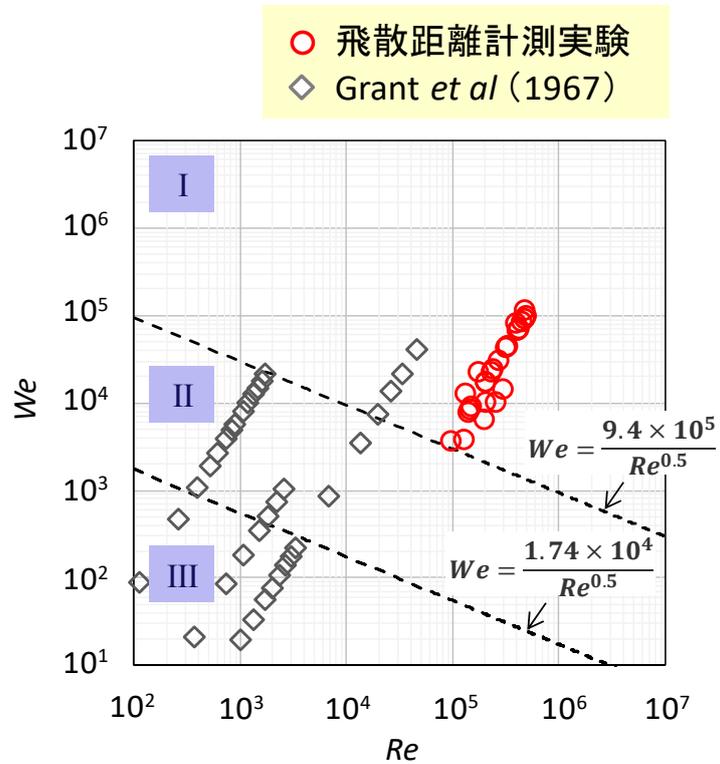


図 4-13 噴流飛散距離の評価実験における流動条件

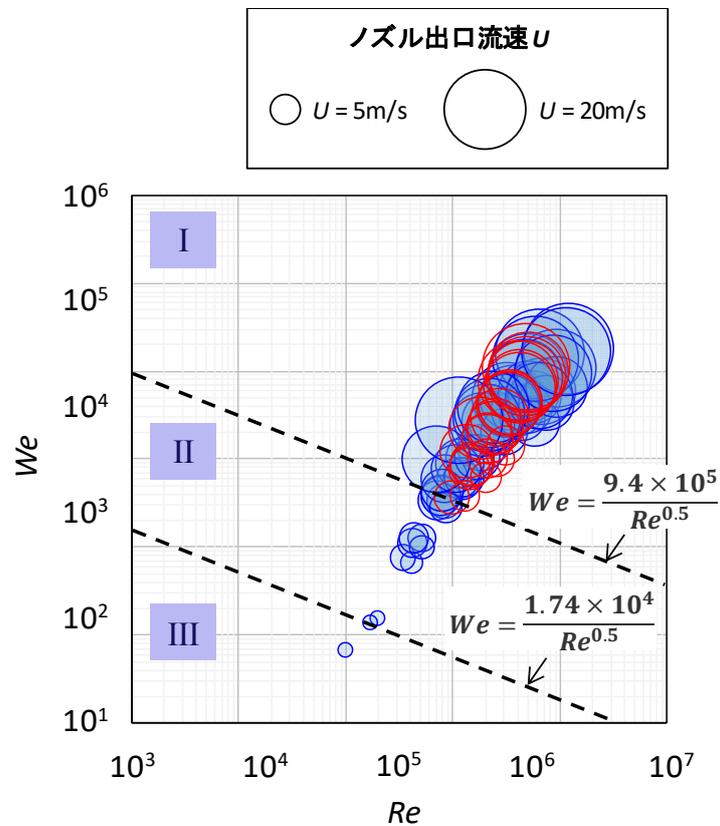


図 4-14 噴流実験における流速条件

表 4-3 主な流動条件と物性値

ノズル出口流速	0.7m/s ~ 26.9m/s
流体温度	40°C, 80°C
流体密度	992.2 kg/m <sup>3</sup> (40°C), 971.8 kg/m <sup>3</sup> (80°C)
動粘性係数	6.6×10 <sup>-7</sup> m <sup>2</sup> /s (40°C), 3.7×10 <sup>-7</sup> m <sup>2</sup> /s (80°C)
表面張力	0.0696 N/m (40°C), 0.0626 N/m (80°C)

## 4.3 気中水噴流の飛沫挙動評価実験

### 4.3.1 流体可視化計測手法

図 4-15 および表 4-4 に、水噴流の拡がり角度を可視化するための実験方法を示す。高速度カメラは PHANTOM V 1612 を使用した。高速度カメラは防水加工を施した上で噴射室内に設置し、水平ノズルから射出した水噴流を光源で照らすことで、散乱光をカメラで撮影した。カメラの焦点は、常時ノズル中心軸上に合わせるように調整した。本実験で取得した画像の解像度は  $1280 \times 800$  pixel、撮影速度は 3000 fps である。本条件による空間解像度はおよそ  $1\text{mm}/\text{pixel}$  である。水噴流周囲の微細液滴層においてわずかに存在し得るマイクロオーダーの液滴は、瞬時画像において解像度以下のサイズとなるため捉えることが難しいものの、ある時間内に取得した水噴流画像を平均化処理し、小液滴を水の存在確率として評価することで、本研究の評価対象である液滴流れ領域の液滴を含めた形で噴流範囲を捉えることが可能である。また、本実験では各ノズル出口から  $23 \sim 400D_0$  の撮影範囲（水平方向）を計測しており、図 4-16 に示すような噴流の撮影画像例のように、特に高流速条件においては微粒化した液滴が発生する範囲の評価が可能である。

図 4-17 に、水噴流の飛散距離を評価するための実験方法を示す。噴射室内には、ノズルの中心軸面上に目盛りが設置されており、ノズル出口を座標の基点として水噴流の到達位置を把握することで飛散軌跡を評価できる。高速度カメラでは、ノズル近傍の水噴流挙動を精緻に把握できるものの、広範囲の大局的な飛散距離を取得することが難しい。噴射室内全体を照らすように光源を設置し、ノズル部と水噴流の到達位置が画角に収まるようにウェブカメラを配置した。図 4-18 に飛散距離の評価方法を示す。ウェブカメラで広角に取得した画像から、水噴流の到達位置 ( $P$ ,  $Q$ ) を取得した。飛散軌跡を二次関数と近似し、ノズル出口中心位置 ( $0$ ,  $0$ ) と到達位置 ( $P$ ,  $Q$ ) を異なる二点として二次関数の傾きを計算することが可能となる。水噴流の到達位置は、高流速条件の場合には噴射室の対壁面になり、低流速条件では噴射室の床面となるが、いずれであっても飛散軌跡を評価できる。なお、実験室の区画寸法を各ノズル口径で規格化すると表 4-4 のようになり、水噴流の評価方法の性質上、区画範囲を超える領域については外挿する形となる。外挿評価によって飛散距離の保守性は担保できるものの、ノズル口径が大きいほど外挿分が広がるため、ギロチン破断ノズル  $27.2\text{mm}$  および  $41.2\text{mm}$  については低流速条件 ( $10\text{ m/s}$  未満) で実験を行った。

### 4.3.2 取得した可視化画像の処理方法

高速度カメラによって撮影した水噴流の可視化結果を図 4-19 に示す。重力は画像の下向きに作用しており、各画像は、それぞれの条件で水噴流が安定した直後に得られたものである。流動様式マップ上の「③」の水噴流は、ノズルの出口から放物線を描くように落下しており、水噴流の半径方向への拡がり（微粒化等）は見られない一方、下流部においては水噴流の連続性がなくなり、液滴・液塊として分離する挙動が見られた。これは下方噴射体系における流動様式Ⅲの様相と同様である。「②」の画像では、放物線状の落下軌道は「③」と類似しているものの、下流部では波を打つように液滴が分離する様子が確認された。下方噴射体系では、波立ちが水噴流軸中心から左右均等の幅で生じるのに対し、本体系では波立ちが重力方向に伸びる傾向となっている。この挙動は、静的な「③」や微粒化を伴う後述の「①」とは異なっており、波立ちの様相としては既存知見<sup>[20]</sup>と類似するため流動様式Ⅱとして判断した。「①」においては、高流速のために可視化範囲で重力影響を受ける様子は見られず、水噴流界面において微粒化を伴いながら拡がる挙動を示した。この水噴流挙動は、上述の 2 画像に比べて明らかに拡がりを持って拡散していることが分か

り、流動様式 I と判断できる。

従来の噴流計測方法では、ピトー管やポイントマイクロメータによる通電探針法、電氣的測定法等が採用されてきた<sup>[25]</sup>。例えば通電探針法や電氣的測定法の場合、噴流の連続流領域で通電波形を取得したり、閉回路を形成して電圧出力を得たりするため、微粒化した液滴まで考慮して噴流の拡がり把握することが難しかった。従って本研究では、水噴流周囲に分離した液滴の存在を含め、精緻に可視化することで拡がり角度や飛散距離を評価した。図 4-20 および図 4-21 に水噴流の拡がり角度 $\theta$ の算出方法を示す。まず、図 4-20 のように、得られた瞬時の可視化画像を二値化する。この際、画像背景のノイズを除去するだけでなく、水噴流の周囲に微粒化した液滴の位置を解像度の範囲で区別できるように二値化基準を調整した。二値化処理の色調レベル（黒 0～白 255）において、黒側（0）から 30～40%に基準値を設けている。その後、瞬時の二値化画像 100 枚を平均化することで水噴流の形状を構築した。平均化画像における輝度値の意味合いは、濃い（ここでは白色）ほど 100 画像の内に存在する流体の確率が高いことを表している。平均化画像で輝度値が相対的に低い領域は、微粒化した液滴が断続的に通過しているものと考えられる。なお、前述のように今回の撮影条件における空間解像度は 1mm/pixel であるが、本実験で得られた水噴流の周囲に発生する液滴径は概ね 1～3mm となっており、さらに時間平均処理を行うため、解像度が水噴流範囲の評価に与える影響は小さいと考えられる。平均化画像に対して、図 4-21 の例のように輝度値が有意な箇所（二値化色調レベルの 25～75%）の淵を抽出した。軸方向に数か所分けて水噴流の上端と下端を抽出し、これらの差分から水噴流の中心軸を計算した。水噴流は重力影響を受けるため、抽出した座標を内挿すると二次関数に近似できる。ここでは、水噴流の上端、中心を二次関数として近似した結果、近似式と実験データの相関係数（ $R^2$ ）が 0.9 以上となった。水噴流の上端の関数から中心の関数を差し引くことで、ほぼ直線（一次関数）の関数系として上端を再近似できる。ここでも同様に、近似の相関係数が概ね 0.9 以上となる。以上のようにして得られた一次関数とノズル出口の淵の位置から、拡がり角度 $\theta$ が算出される。

### 4.3.3 流体力計測手法

図 4-22 に、噴流流体力の計測方法を示す。計測には垂直ノズルを使用し、噴射室の床面に対して平行に設置されたセンサ盤に流体を衝突させる。センサ盤の表面には圧力センサが組み込まれており、センサ盤を上下にスライドさせることで、ノズル出口とセンサ盤までの距離  $H_f$  を調整することが可能である。本研究においては、各種ノズル条件および流動条件について、 $H_f$  に応じた流体の衝突力  $P_f$  の傾向を計測する。

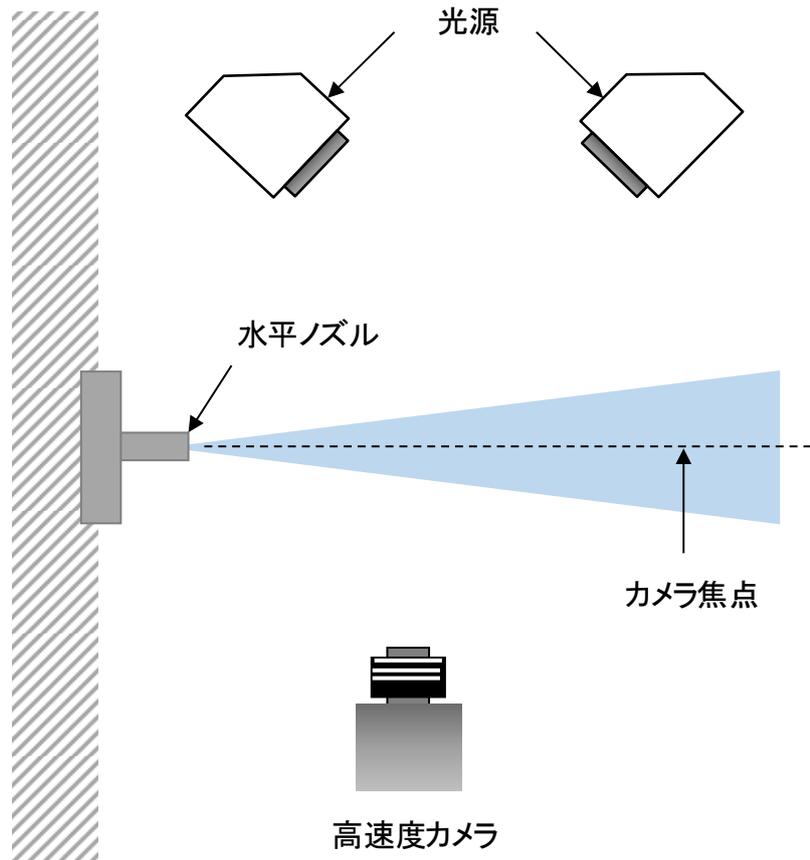


図 4-15 噴流可視化方法（拡がり角度評価）

表 4-4 噴流可視化条件

カメラモデル	PHANTOM V 1612						
画像解像度	1280 x 800 pixel (1mm/pixel)						
画像範囲 (ノズル出口～画像端)	ピンホール	3mm	9mm	16mm			
		$400D_o$	$133D_o$	$75D_o$			
	ギロチン破断	7.1mm	9.4mm	12.7mm	16.1mm	27.2mm	41.2mm
		$156D_o$	$118D_o$	$87D_o$	$62D_o$	$36D_o$	$23D_o$
フレームレート	3000 fps						

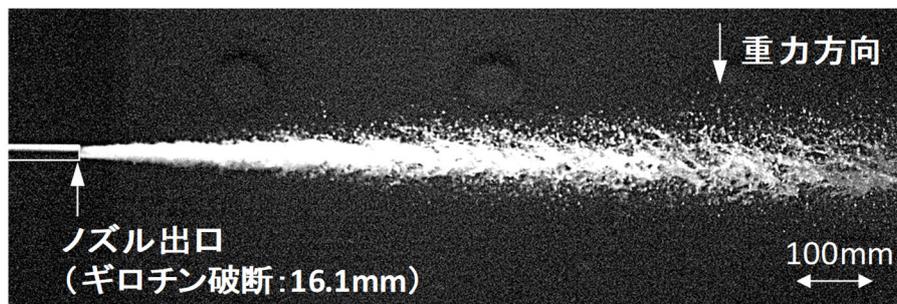


図 4-16 噴流の撮影画像例（ギロチン破断ノズル）

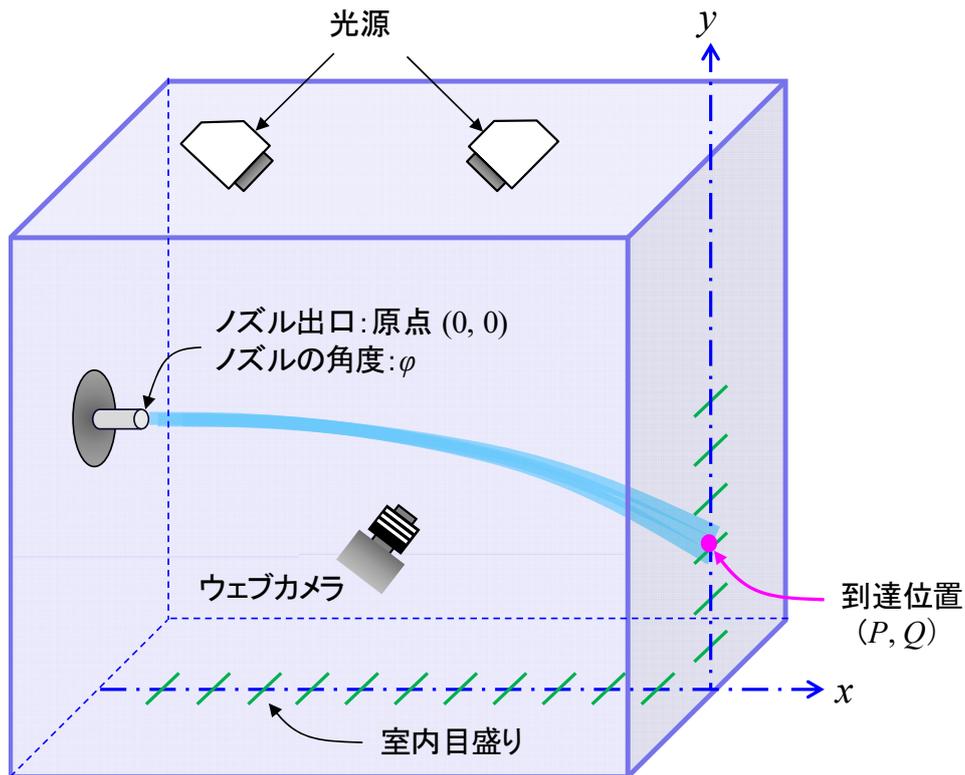


図 4-17 噴流可視化方法 (飛散距離)

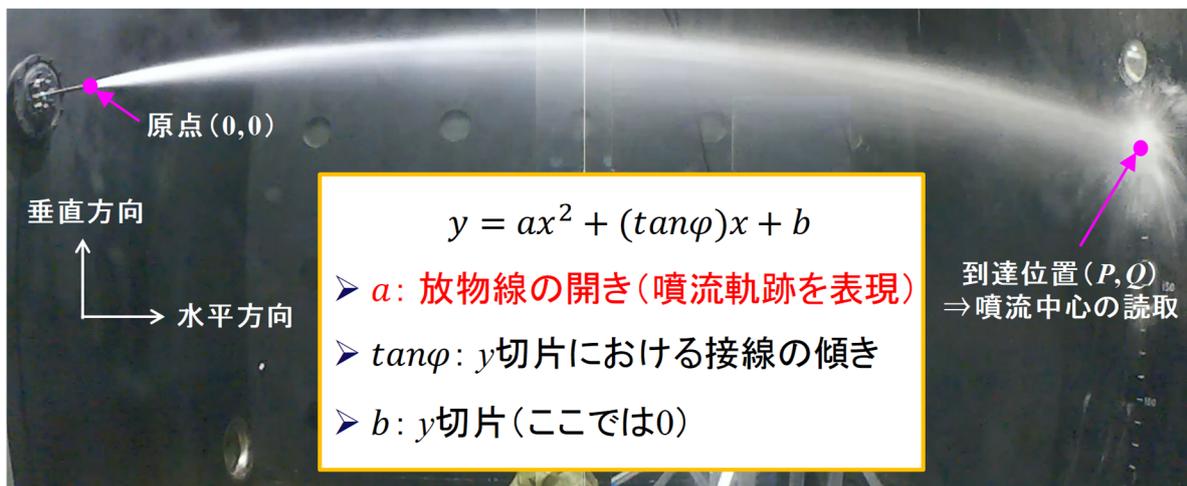


図 4-18 噴流飛散距離の評価方法

表 4-5 ノズル径に対する噴射室区画範囲

ノズルタイプ	ピンホール		ギロチン破断			
ノズル径	9mm	16mm	12.7mm	16.1mm	27.2mm	41.2mm
水平方向範囲	$530.7D_0$	$298.5D_0$	$364.3D_0$	$278.0D_0$	$162.7D_0$	$107.4D_0$
垂直方向範囲	$277.8D_0$	$156.3D_0$	$196.9D_0$	$155.3D_0$	$91.9D_0$	$60.7D_0$

○ 拡がり角度計測実験  
 ◇ Wu *et al* (1983)  
 ◇ Reitz *et al* (1982)  
 — 社河内 (2004)

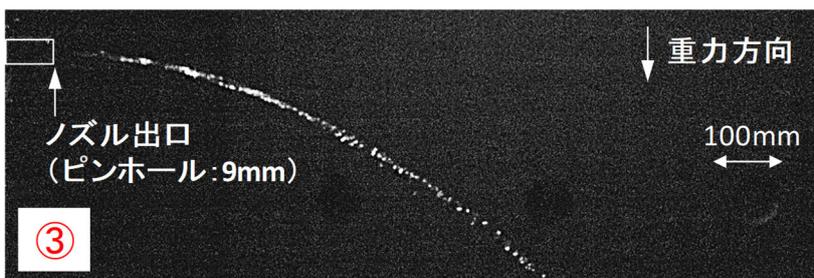
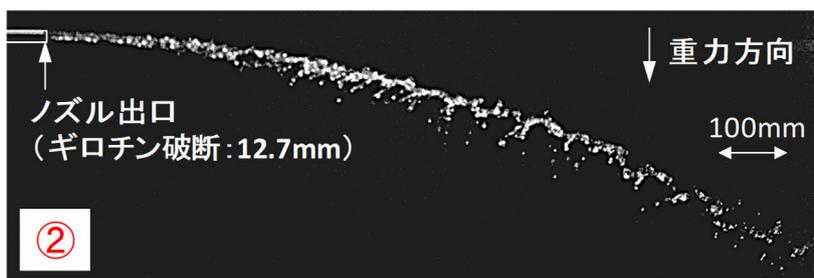
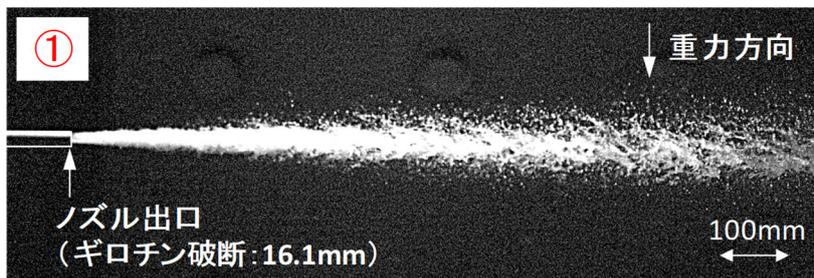
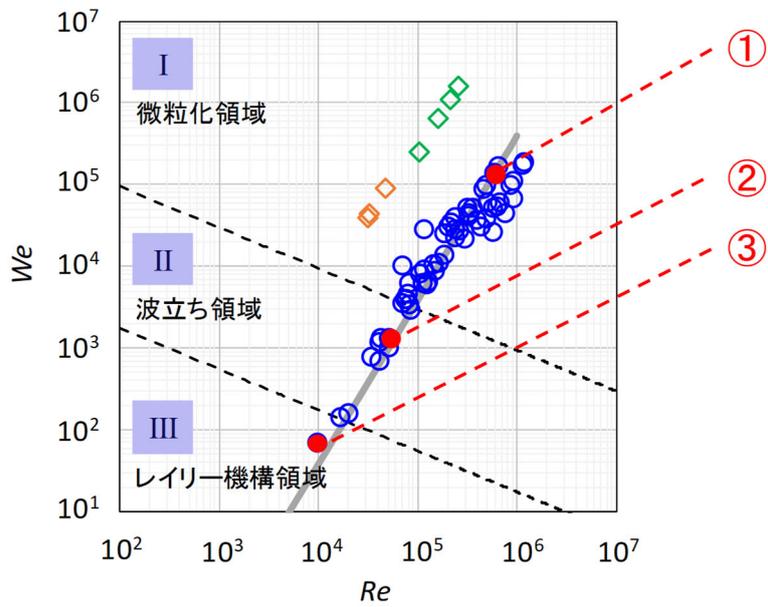


図 4-19 各流動様式における噴流挙動の可視化結果

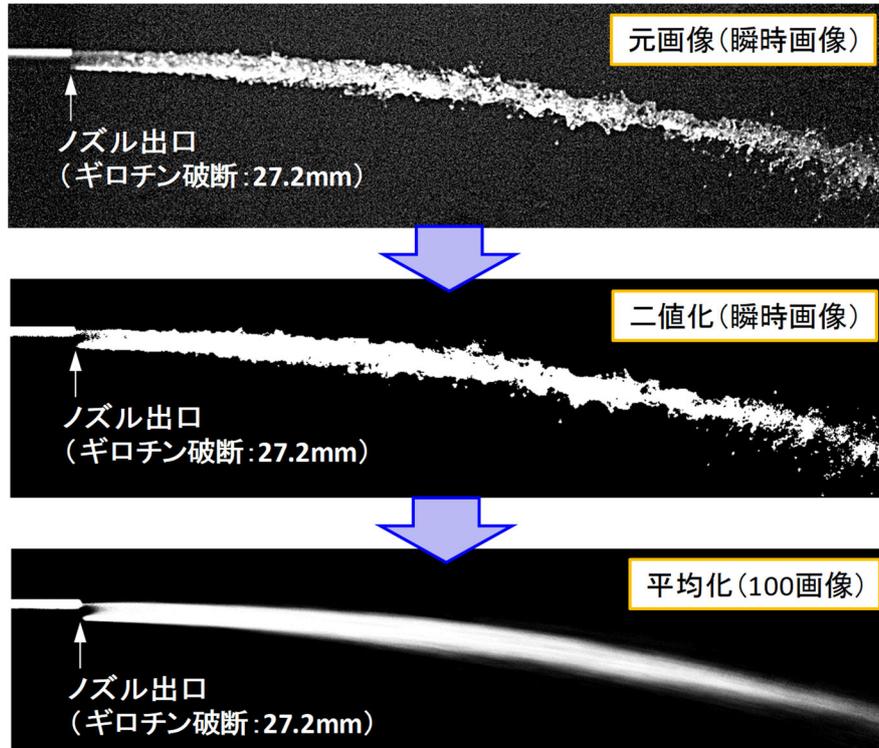


図 4-20 撮影画像の二値化処理

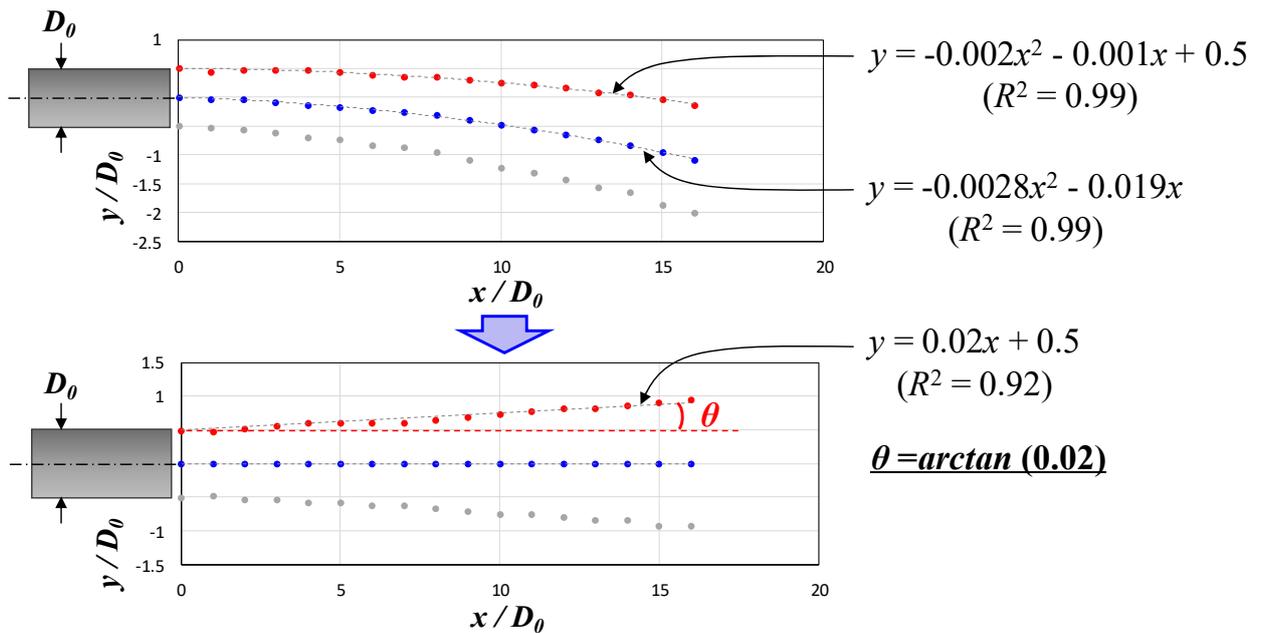


図 4-21 噴流拡がり角度の評価方法

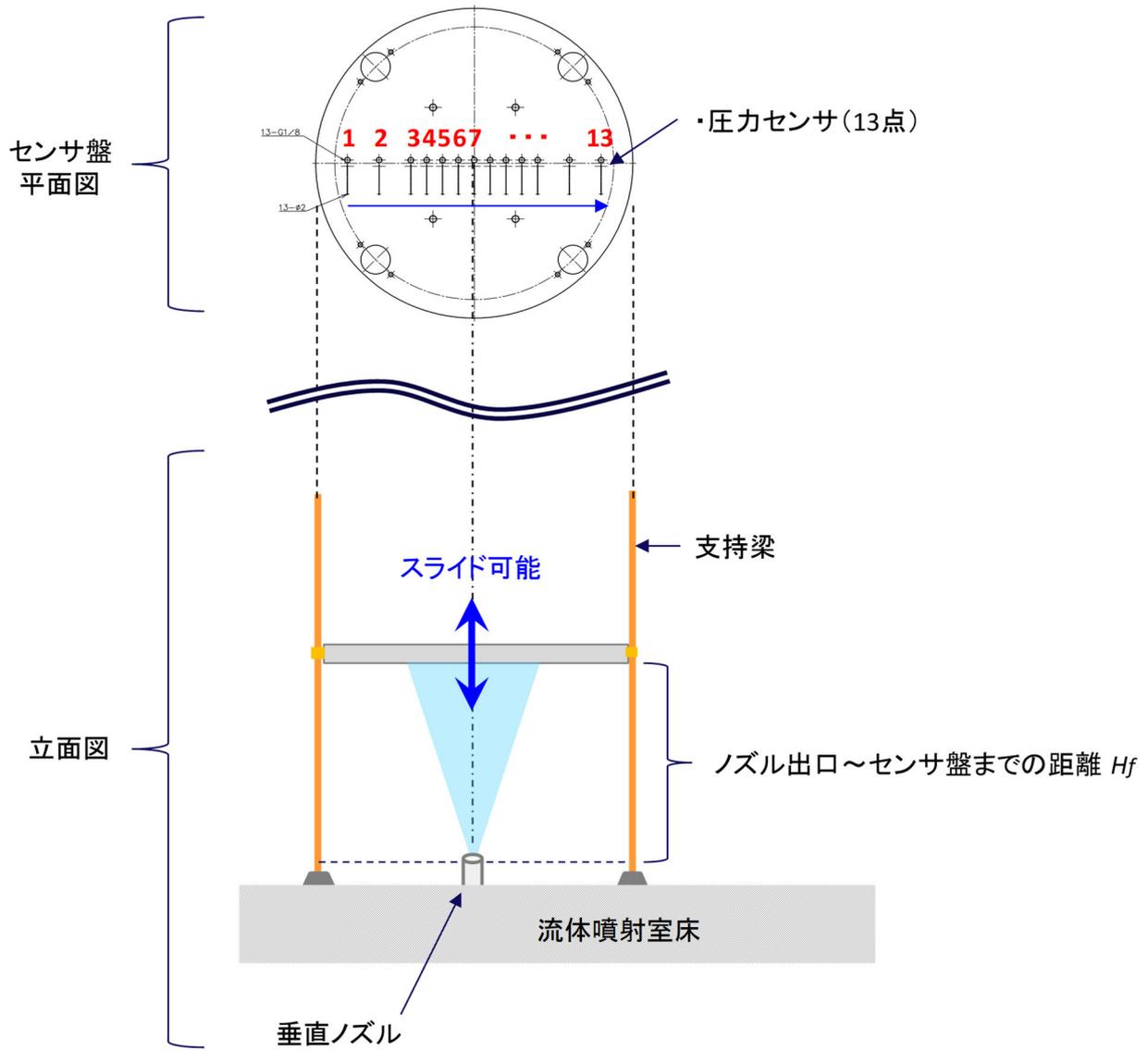


図 4-22 噴流流体力の計測方法

## 4.4 気中水噴流の飛沫挙動に関する実験相関式

### 4.4.1 拡がり角度に関する実験相関式

ここでは、噴流の拡がり角度を評価し、実験相関式を構築した結果について述べる。なお、図 4-23 に示す各ノズルタイプにおける漏洩流量から、開口面積の増加と共に漏洩流量が増加するピンホールやギロチン破断と比べて、き裂の流量は限定的である。従って、流体飛沫の影響度の観点から、ピンホールとギロチン破断の流動挙動を評価した。き裂の流動挙動については、「付録 A」に記すこととする。

可視化画像処理によって得た水噴流の拡がり角度 $\theta$ の傾向を図 4-24 に示す。各プロットは、平均化処理画像に対する二値化色調レベルの 50%値を基準に規定されている。エラーバー上限は、黒色の色調レベルから 25%までの範囲を水噴流と見なして算出した $\theta$ であり、一方エラーバー下限は、色調レベルの 75%までの範囲を水噴流と見なして算出した $\theta$ である。輝度値が相対的に低い（黒色に近い）部分まで水噴流と見なせば、それだけ水噴流範囲が拡がるということであるが、色調レベルが概ね 25%以下になると、二値化画像に変化がなくなる（噴流領域を包絡する）ため、上記のような基準を設けた。本図では、 $Re^{0.5}We$  に対する $\theta$ の傾向を整理しているが、前節において本実験体系でも流動様式を上記の判定式で判別できることが確認されたため、この無次元数の積を導入した。水噴流は  $Re^{0.5}We$  がおよそ  $10^6$  を下回る範囲では有意な $\theta$ を持たないことが確認できる。当該範囲は流動様式マップのII~IIIに属しており、可視化画像の様相からも実際に拡がりは見られなかった。一方、 $Re^{0.5}We$  がこの水準を超える、つまり流動様式 I（微粒化領域）になると $\theta$ 単調増加する傾向が得られた。一方、(式 2-1) および (式 2-2) で表される初期区域における拡がり角度の評価式では、 $Re^{0.5}We$  が概ね  $10^7$  を超えるあたりから増加する傾向となっており、本研究で得られた液滴流れ領域の拡がり角度は初期区域の 2~10 倍の値を有することが示唆された。ギロチン破断やピンホールといったノズル種別や口径、流体温度といった様々な条件下において、得られた実験結果が一義的な傾向に則ることが分かった。

本実験で得られた拡がり角度の傾向の相関式を構築するにあたり、既存知見との整合性を確認した。ここでは、空気-水体系でかつ流動条件が明示されている Reitsら<sup>[21]</sup>と Wuら<sup>[22]</sup>の実験データを参照した。図 4-25 に、既存知見における噴流拡がり角度の傾向を示す。図から、 $Re^{0.5}We$  の増加に伴って拡がり角度が対数関数に則り増大することが分かる。本実験による拡がり角度の方が大きい値となっているが、既存知見では高流速条件（最大で数百 m/s）でノズルも小口径（マイクロオーダー）であり、また拡がり角度の評価方法も異なるため、このような差異が発生すると考えられる。本知見を踏まえ、図 4-24 の実験データに対数関数を導入すると、以下の (式 4-3) のような相関式が得られる。

$$\theta = 0.63 \ln(Re^{0.5}We) - 8.57 \quad (\text{式 4-3})$$

気中水噴流の構造に関する他の既存知見では、これらの無次元数とジェットブレイクアップ長さとの相関が得られている<sup>[19]</sup>。Grantらの研究では、 $Re$  と  $We$  を組み合わせた関数系で本現象を表現している。水噴流のブレイクアップ挙動と界面での微粒化には、構造的に相関があると考えられ、このような挙動は流動様式IIおよびIIIとは異なると想定されることから、流動様式 I ( $9.4 \times 10^5 \leq Re^{0.5}We$ ) に限って (式 4-3) の相関式が適用される。 $Re^{0.5}We$  がおよそ  $10^6$  に至るまでは、水噴流の構造として有意な拡がりを持たないとし、この基準を超えると微粒化モードに遷移することで、(式 4-3) に従って拡がり角度が増大するという評価

モデルである。(式 4-3) は最小二乗法による近似式であり、この式を基準に実験結果の標準偏差 $\sigma_{sd}$ を考慮したところ、 $\pm 3\sigma_{sd}$ の範囲に対して、同一の無次元数条件において拡がり角度は $\pm 2^\circ$ 程度のばらつきを有することが分かった。なお、本実験条件においては、ノズルは理想的なピンホールやギロチン破断を模擬したものである。従って、(式 4-3) はピンホール径 16mm 以下、ギロチン破断ノズルについてはノズル口径と長さの比 ( $L/D_0$ ) は 12.1~42.3 の範囲に適用できるモデルであることに留意されたい。

実験で得られた水噴流挙動は、流体粘性や表面張力に対する慣性（本実験では流速）が大きくなることで、水噴流界面において波立ちや微粒化が生じることで $\theta$ が増大する傾向となっている。噴流から発生する液滴（液塊）の挙動を観察すると図 4-27 のようになる。流速が低く小口径の条件（Ⅲ：レイリー機構領域）では、噴流が液柱状態を維持できず、下流ではノズル径相当の液塊が発生する。流速とノズル径が大きくなると（Ⅱ：波立ち領域）、次第に噴流界面は変形し、波立ちの先端から液滴が剥がれる挙動を示すようになる。さらに流速が増大すると（Ⅰ：微粒化領域）、気液の相互作用によって噴流界面から多数の微小液滴が発生する。このように、流動様式によって「ノズル径に対する液滴のサイズ」と「液柱から発生する液滴の数」が変化することが分かった。

なお、噴流の拡がり角度は、キャビテーション数 ( $Ca$ ) によっても整理可能であるが、 $Ca$  数の低下に伴い  $Re$  数および  $We$  数も増加するから、ノズル上流部におけるキャビテーションの影響は明確とは言えず、ノズル管路内の流動の可視化等によってキャビテーションの影響の定量化を進める必要がある。 $Ca$  数による整理結果は付録 B に記すこととする。

#### 4.4.2 飛散距離に関する実験相関式

前項により、水噴流は  $Re$  数と  $We$  数の増加に伴って次第に微粒化し、結果として拡がりを持つことが分かった。流速をもつ液滴は、周囲空気存在により抵抗を受けるため、特に高流速条件の噴流の飛散距離は、理想的な弾道モデルに比べると短くなると考えられる。一般的な球体の抗力係数は図 4-28 のようになる<sup>[38]</sup>。本研究で対象とする条件範囲では、球体の抗力係数は概ね 0.1~0.4 となるが、噴流を一塊の流体と見なした場合、微粒化による拡がりが増大させる。この拡がりには  $Re^{0.5}We$ 、特に流速が律速するものであり、これによる空気抵抗の影響分を考慮する必要がある。そこで、第 1 章の (式 1-3)、(式 1-4) で表現される弾道モデルの軌跡に対して、下記のように空気抵抗の影響分 ( $C_0 \cdot U^m$ ) を付加した。

$$x_{exp} = U(C_0 \cdot U^m) \cos \varphi \cdot t \quad (式 4-4)$$

$$y_{exp} = H + U(C_0 \cdot U^m) \sin \varphi \cdot t - \frac{g}{2} t^2 \quad (式 4-5)$$

ここで、 $C_0$  と  $m$  は定数である。両式をまとめると、以下のように表現できる。

$$y_{exp} = -\frac{g}{2U^2} \frac{f(U)}{\cos^2 \varphi} x_{exp}^2 + (\tan \varphi) x_{exp} + H \quad (式 4-6)$$

$$f(U) = C_1 \cdot U^n \quad (式 4-7)$$

ここで、 $C_1$ と $n$ は定数であり、以下の関係がある。

$$C_1 = C_0^2, \quad U^n = U^{2m} \quad (\text{式 4-8})$$

4.3.1 項で述べた噴流飛距離の計測評価方法（図 4-17、図 4-18、表 4-5）により、（式 4-6）の $x_{exp}^2$ に掛かる係数（ここでは $a$ ）が分かれば、弾道モデルの係数（ここでは $A$ ）との比を取り、 $f(U)$ が評価可能である。

飛散距離評価実験から得られた結果を図 4-30 に示す。実験の際には、図 4-29 に示す角度付きノズルを導入し、（式 4-6）中の $\varphi$ の影響についても評価した。図より、実験で得られた係数 $a$ の絶対値は、ノズル出口における噴出流速の増加に伴って単調減少しており、ノズル角度 $\varphi$ の影響分も平準化できることが確認できる。流速が大きい場合、水噴流がより遠くまで飛散する傾向（係数 $a$ としてはより小さな絶対値を取る）は自明であるが、実験結果は、ノズル形状（ピンホール、ギロチン破断）によらず同様の傾向を示していることが分かる。なお、流速が4m/s以下の場合は、弾道モデルと実験結果が一致する。これにより、本実験で得られた係数 $a$ の傾向は、以下の式で整理可能である。

$$|a|\cos^2\varphi = 3.17U^{-1.69} \quad (\text{式 4-9})$$

また、弾道モデルの係数 $A$ は以下の式で表現できる。

$$|A|\cos^2\varphi = \frac{g}{2U^2} = 4.9U^{-2} \quad (\text{式 4-10})$$

従って、（式 4-9）と（式 4-10）の比を取ると、 $f(U)$ は以下のようにになる。

$$f(U) = \frac{|a|\cos^2\varphi}{|A|\cos^2\varphi} = \frac{|a|}{|A|} = \frac{3.17U^{-1.69}}{4.9U^{-2}} = 0.65U^{0.31} \quad (\text{式 4-11})$$

つまり、 $C_1=0.65$ 、 $n=0.31$ となる。これにより、弾道モデルの軌跡 $X_{missile}$ と実験による軌跡 $X_{exp}$ はそれぞれ以下のように表される。

$$X_{missile} = \frac{\tan\varphi + \sqrt{\tan^2\varphi + 2H \cdot N}}{N} \quad (\text{式 4-12})$$

$$X_{exp} = \frac{\tan\varphi + \sqrt{\tan^2\varphi + 2H \cdot N \cdot f(U)}}{N \cdot f(U)} \quad (\text{式 4-13})$$

$$N = \frac{g}{U^2\cos^2\varphi} \quad (\text{式 4-14})$$

（式 4-12）および（式 4-13）から、図 4-31 のようにイメージされる弾道モデルと実験モデルの飛散距離比 $\Psi$ を導入すると、下記の式で表現することが可能となる。

$$\psi = \frac{X_{exp}}{X_{missile}} = \frac{\tan\varphi + \sqrt{\tan^2\varphi + 2H \cdot N \cdot f(U)}}{(\tan\varphi + \sqrt{\tan^2\varphi + 2H \cdot N}) \cdot f(U)} \quad (式 4-15)$$

$\Psi$ を図化すると図 4-32 のようになる。4m/s の基準を境に、 $\Psi$ が二次元的な分布として表される。 $\varphi=0$  または  $H$  が無限に大きい場合、 $\Psi$ は以下の上限関数の形となる。

$$\psi = \sqrt{\frac{1}{f(U)}} = 1.24U^{-0.15} \quad (式 4-16)$$

一方、 $H=0$  の条件では、 $\Psi$ は以下の下限関数の形となる。

$$\psi = \frac{1}{f(U)} = 1.55U^{-0.31} \quad (式 4-17)$$

いずれの条件においても、流速の増大に伴って $\Psi$ が 1 から次第に乖離する。 $\Psi$ が小さいほど、実験モデルによる軌跡は弾道モデルに比べて短くなることが表現される。本実験体系では、水噴流の崩壊位置の定量的な評価を行うことが難しいため、Grant ら<sup>[19]</sup>のモデルを用いることで噴流崩壊長さの評価を試みた。その結果を図 4-33 に示す。このモデルによれば、流速、温度（流体粘性）ならびにノズル径の増加に伴って噴流崩壊長さがノズルからより遠方に位置する結果となる。図 4-32 の傾向を踏まえて、実験モデルと弾道モデルの差異が生じる基準値（流速 4m/s）での噴流崩壊長さを確認すると、例えばギロチン 15A・40℃の条件で約 1.9m と評価される。本研究で得られた実験モデルは、流速が小さければ弾道モデルに従うとするものであるが、このような条件でも実際には噴流の下流で液柱崩壊が生じると考えられる。一方、噴流様式を考慮すれば、低流速条件で分離する液滴のサイズは比較的大きく（≒ノズル径相当）慣性があり、数量も少ないため、噴流の崩壊が実験モデルと弾道モデルの差異に与える影響が限定されるものと推測される。

#### 4.4.3 衝突力に関する実験相関式

本項では、噴流の軸中心（図 4-22 の 7 番目の圧力センサ）における衝突力を評価した結果について述べる。図 4-34 に、噴流の衝突圧力の計測結果例（ギロチン破断ノズル：15A、ノズル出口流速：21m/s、温度：40℃）を示す。噴射時間（開始時刻～終了時刻）内の圧力が  $H_f$  の条件によって定量的に変化する。この例について、計測位置に対する衝突圧力の減衰傾向を整理したのが図 4-35 である。噴射時間内の  $P_t$  の平均値  $P_{t\,ave}$  を取ると、 $H_f$  の増加に伴い単調減少することが確認できる。各ノズル条件や流動条件について結果をまとめると、図 4-36 のようになる。縦軸については  $H_f$  を  $D_0$  で、横軸については  $P_{t\,ave}$  を動圧（ $\rho U^2$ ：ノズル出口流速により算出）で規格化すると、諸条件の実験値が下記の相関式上に乗ることが分かった。

$$\frac{P_{t\,ave}}{\rho u^2} = 2.2 \left( \frac{H_f}{D_0} \right)^{-0.9} \quad (式 4-18)$$

この相関式によると、ノズル径の 20 倍ほどの位置では、衝突力は動圧に対して 15% 程度まで減衰する。噴流の衝突力はノズル出口に近い初期区域で特に高く、微粒化によって噴流が拡がりを持ち始める主要領域において急減衰することを示唆している。

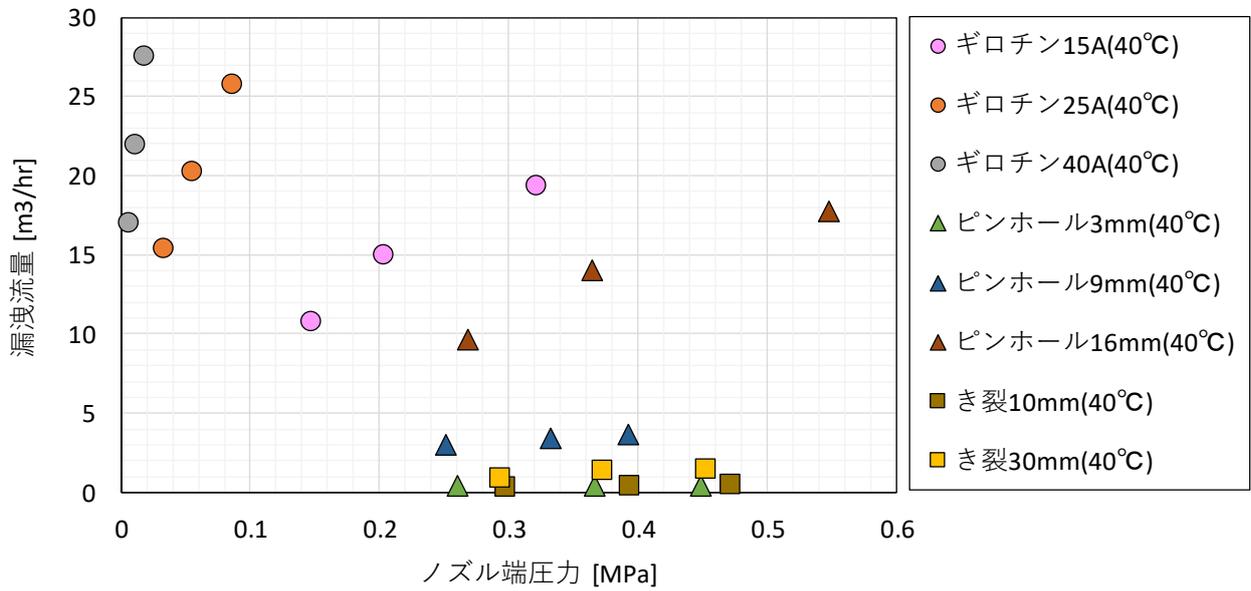


図 4-23 各ノズルタイプにおける漏洩流量

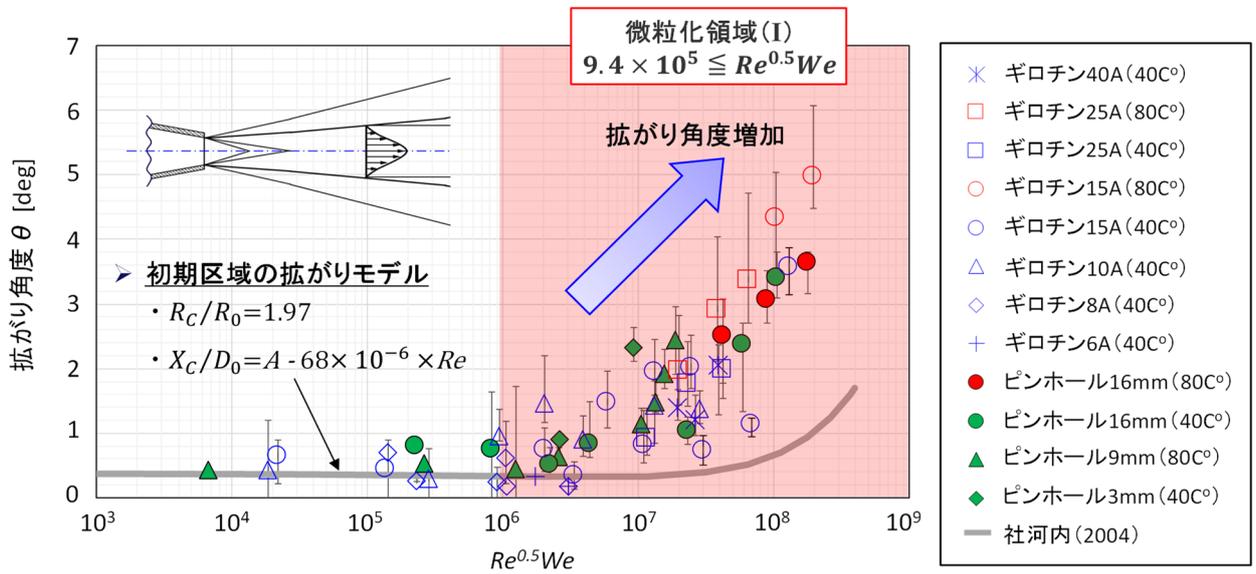


図 4-24 噴流拡がり角度の傾向

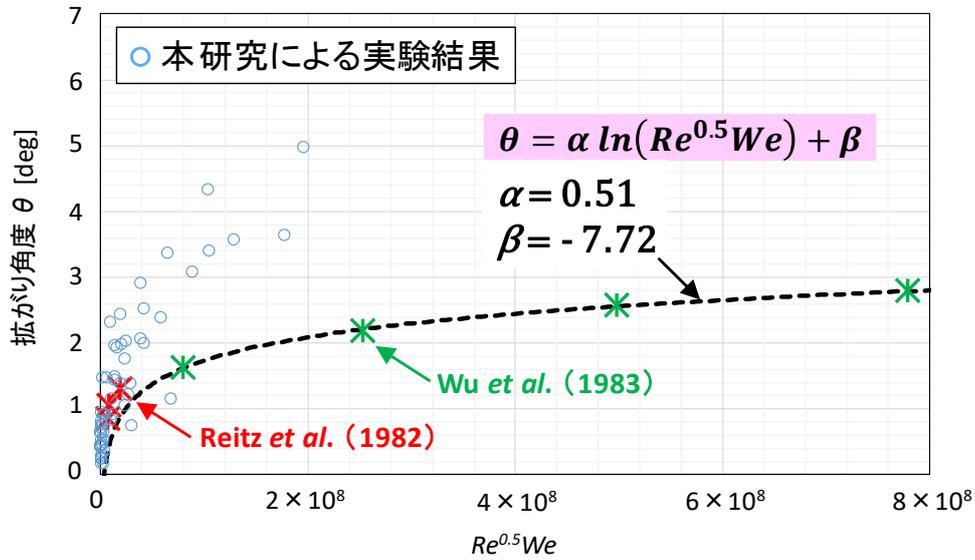


図 4-25 既存知見における噴流拡がり角度の傾向

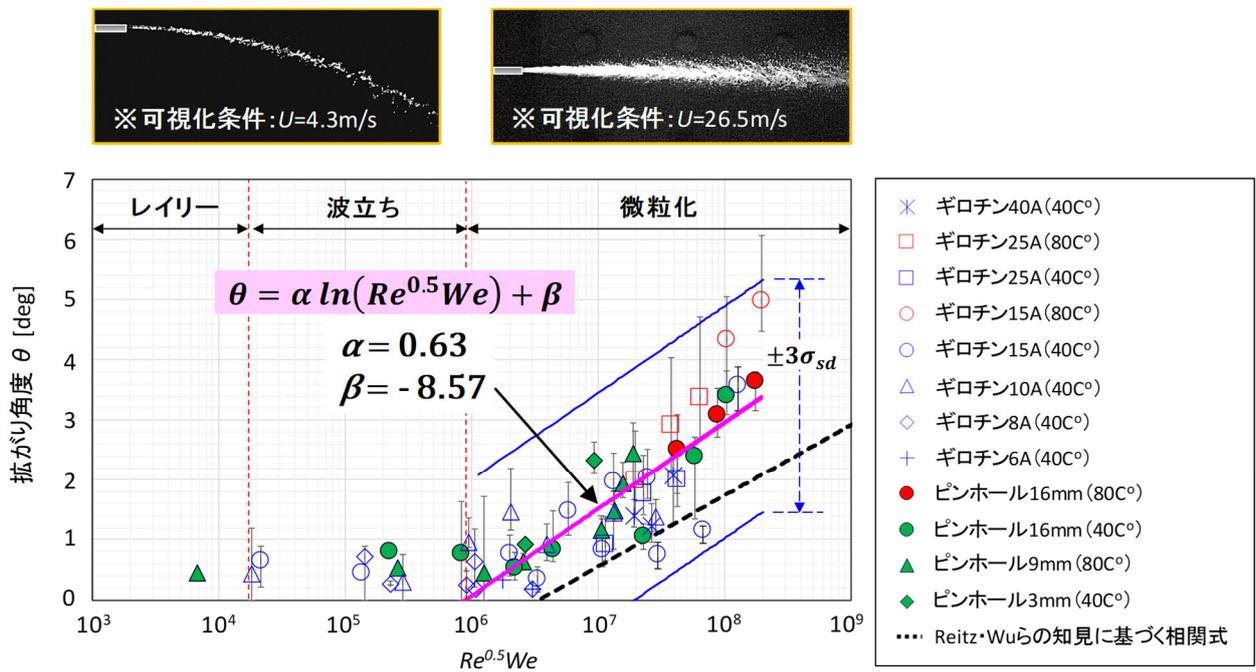


図 4-26 噴流拡がり角度の実験相関式

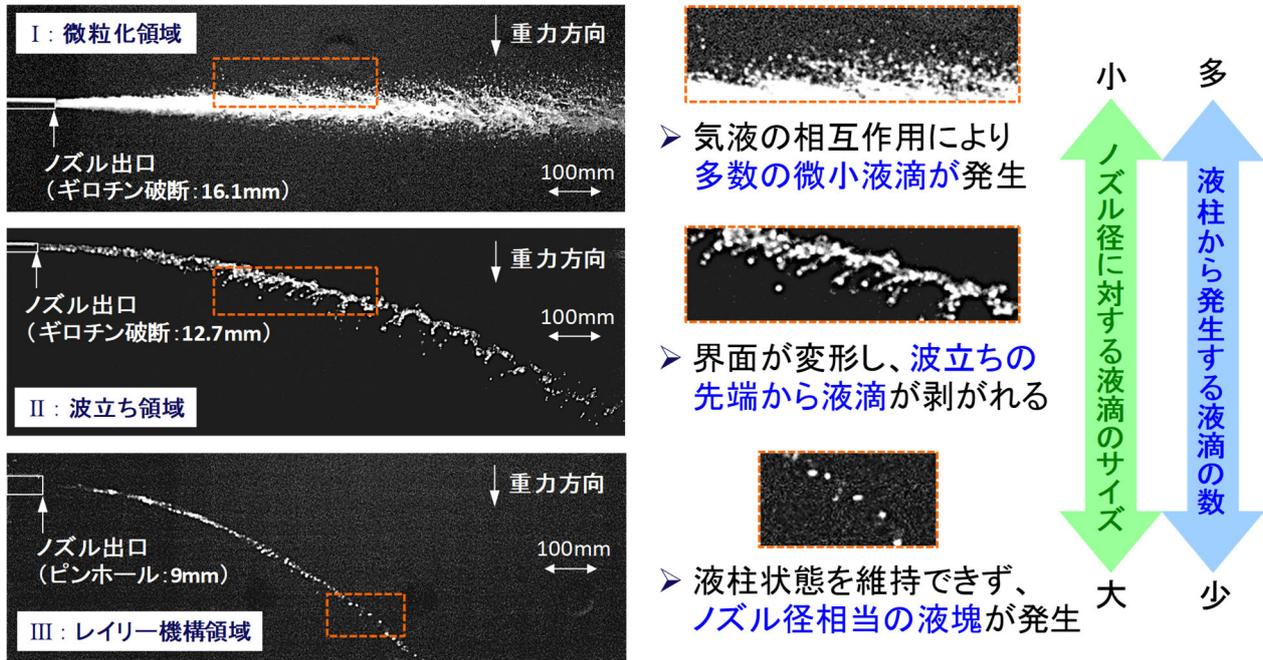


図 4-27 噴流から発生する液滴（液塊）の挙動観察

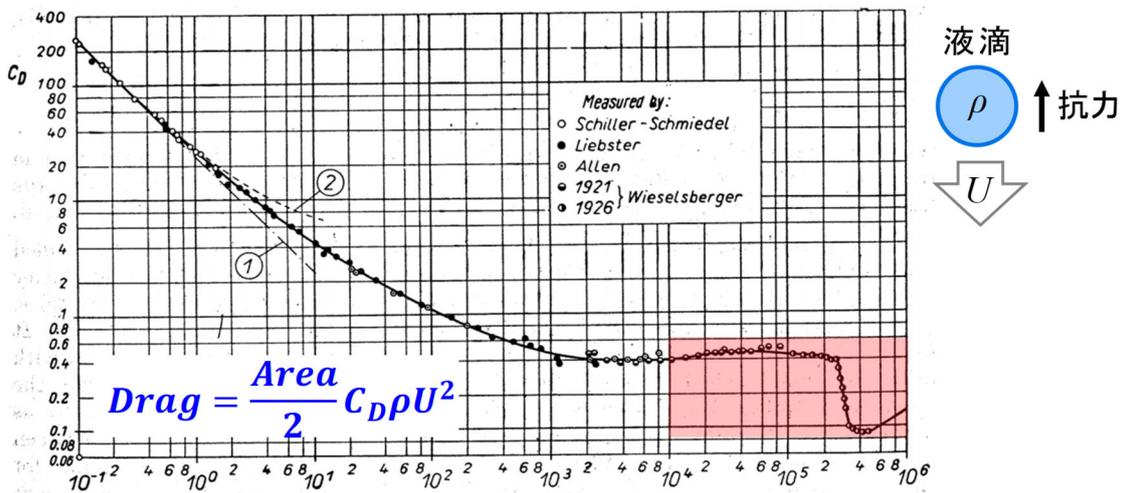


図 4-28 球体の抗力係数<sup>[38]</sup>

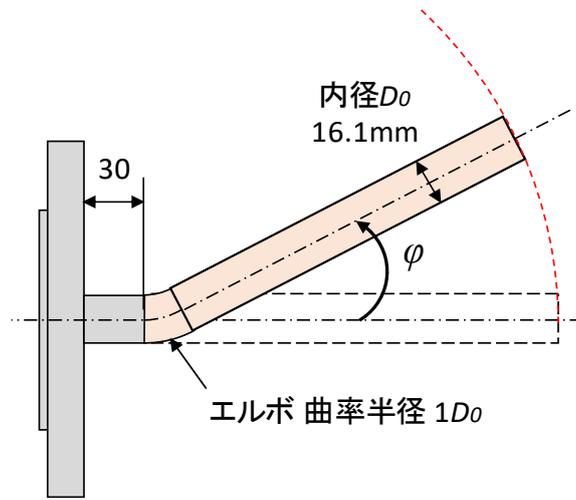


図 4-29 角度付きノズルの寸法図

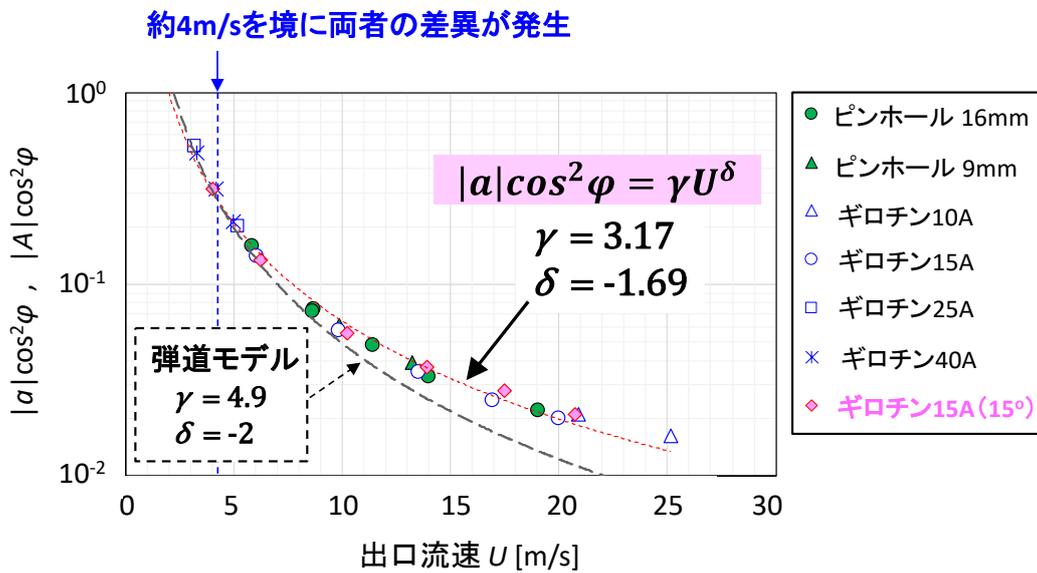


図 4-30 噴流飛散距離の評価結果（二次関数近似の傾き）

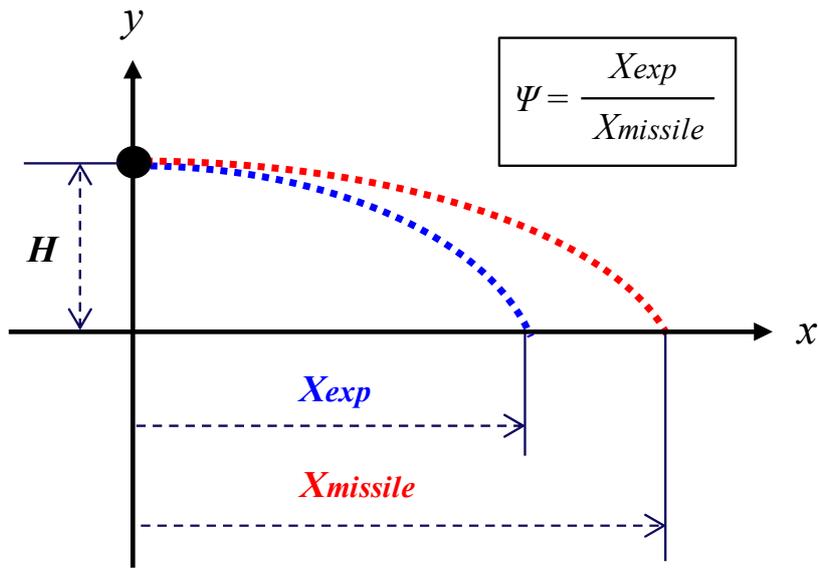


図 4-31 飛散距離比  $\psi$  のイメージ ( $\varphi=0$  の場合)

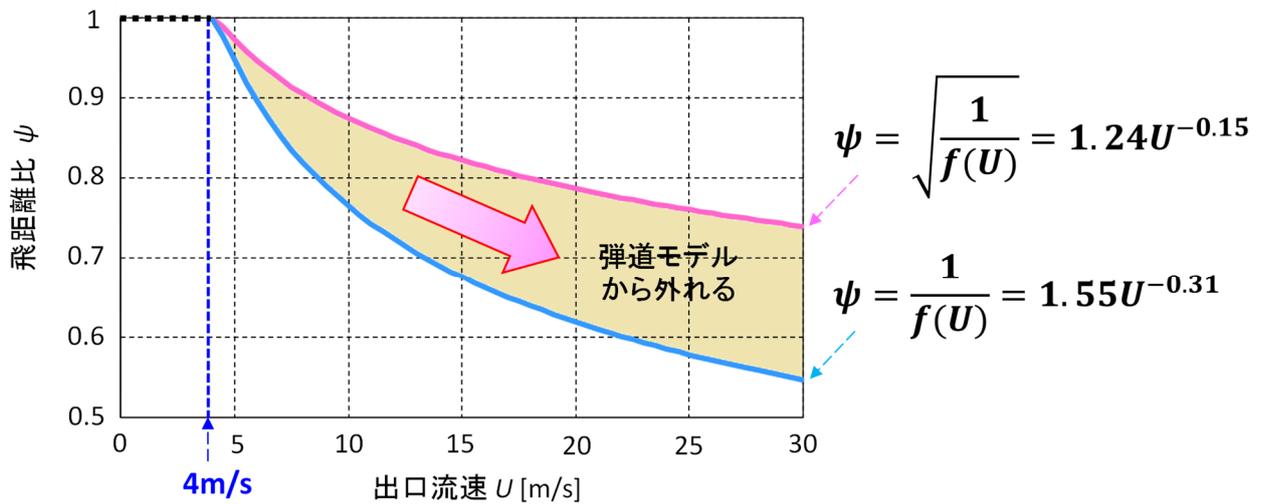
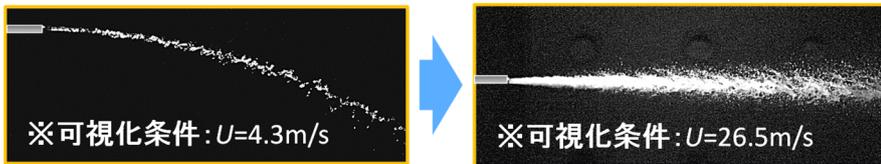


図 4-32 飛散距離比  $\psi$  の実験相関式

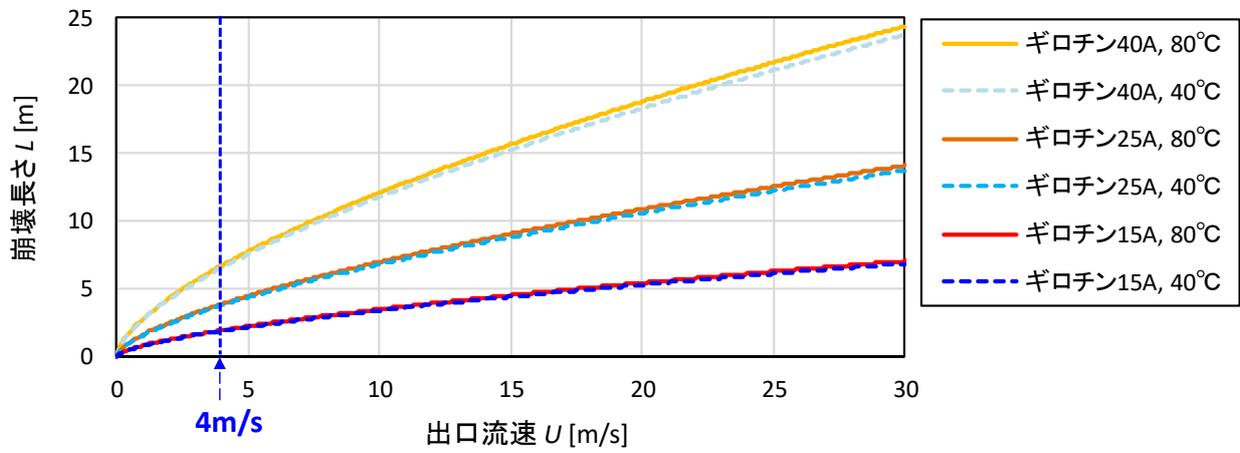


図 4-33 Grant ら<sup>[19]</sup>のモデルによる噴流崩壊長さの評価

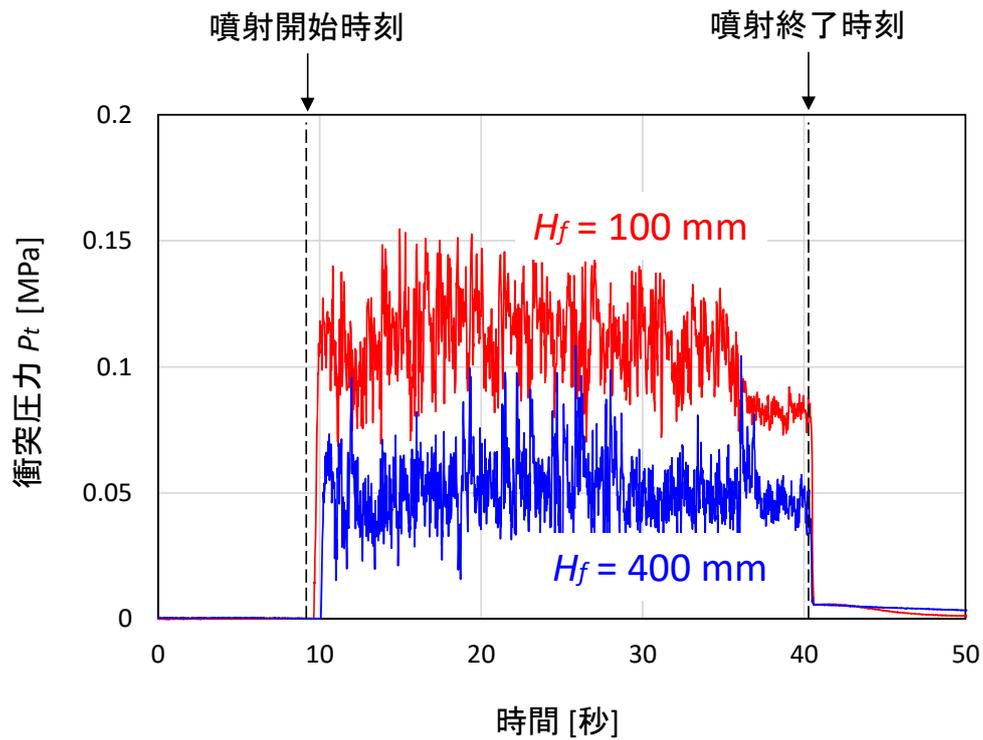


図 4-34 噴流の衝突圧力の計測結果例  
(ギロチン破断ノズル：15A、ノズル出口流速：21m/s、温度：40℃)

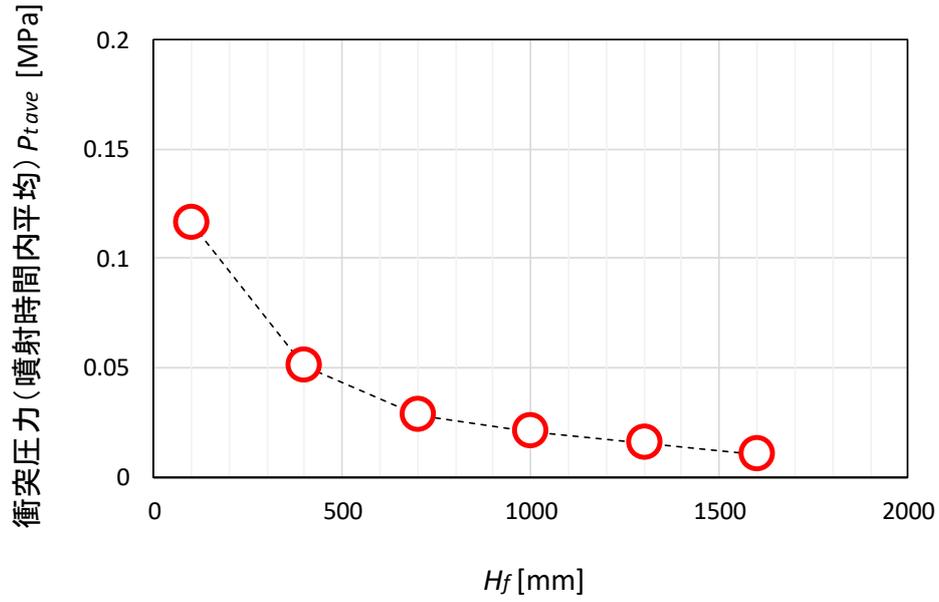


図 4-35 計測位置に対する衝突圧力の減衰傾向  
(ギロチン破断ノズル：15A、ノズル出口流速：21m/s、温度：40℃)

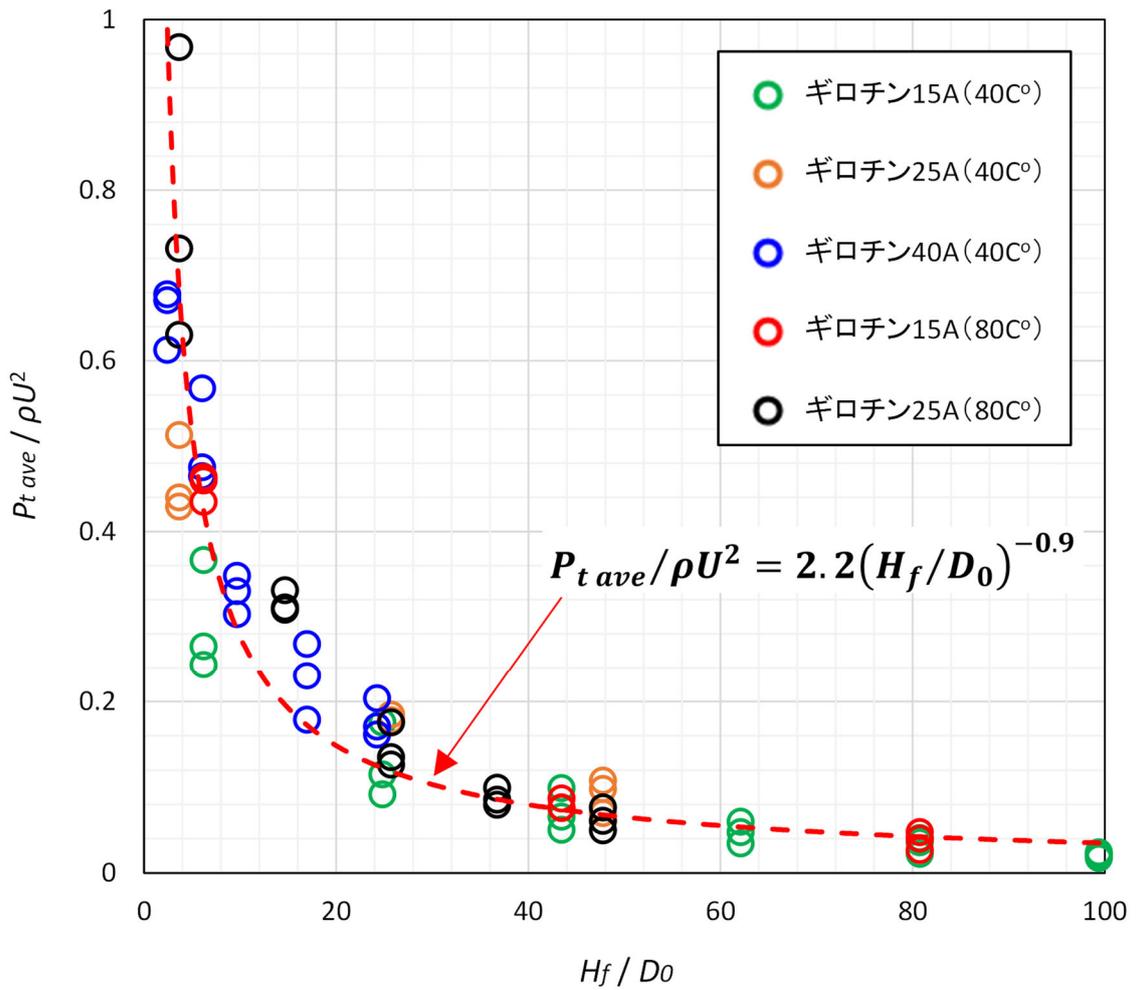


図 4-36 噴流の衝突圧力に関する相関式

## 4.5 気中水噴流の飛沫メカニズムに関する考察

本章で得られた水噴流の実験結果から、飛沫メカニズムについて考察する。図 4-37 に、流動様式による噴流の飛散距離への影響について示す。噴流は、 $Re$  数と  $We$  数の合成値 ( $Re^{0.5}We$ )、特に流速の増加が律速する形で微粒化が促進され、拡がりを持つことが分かった。流速が遅く、ノズル口径も小さい条件 (III: レイリー機構領域) では、噴流の下流で液柱状態を維持できず液塊が発生するものの、噴流の拡がりはない。次第に流速が増加すると (II: 波立ち領域)、周囲空気と水の界面が変形し、波立ちの先端から液滴が剥がれるような挙動が見られるようになる。さらに高流速条件に遷移すると、気液の著しい相互作用により多数の微小液滴が発生する。領域 III から領域 II に向かって、「ノズル径に対する液滴のサイズ」はより小さくなり、一方で「液柱から発生する液滴の数」はより多くなる。流速の増加が寄与する形で、液滴に対する空気抵抗の影響が次第に大きくなると言える。

本実験により得られた水噴流の拡がり角度と飛散距離の傾向を比較するために、図 4-38 のように流動様式マップ上で整理した。流動様式 III→II→I という過程で  $\theta$  が増加しており、特に I の領域における縮尺を拡大して  $\Psi$  の傾向を見ると、 $\theta$  と逆の相関を示していることが分かる。前述のように、水噴流界面における液滴の微粒化は I の領域で顕著になっており、空気抵抗の影響が次第に無視できなくなる。こういった噴流の流動構造の観点から、流動様式 II、III では飛散距離の実験値と理論値がほぼ一致する一方、流動様式 I ( $9.4 \times 10^5 \leq Re^{0.5}We$ ) においては、微粒化の発生によって、理論値 (空気抵抗を考慮しない理想的な弾道計算モデル) に比べて実際の飛散距離がより短くなることが定量的に示された。

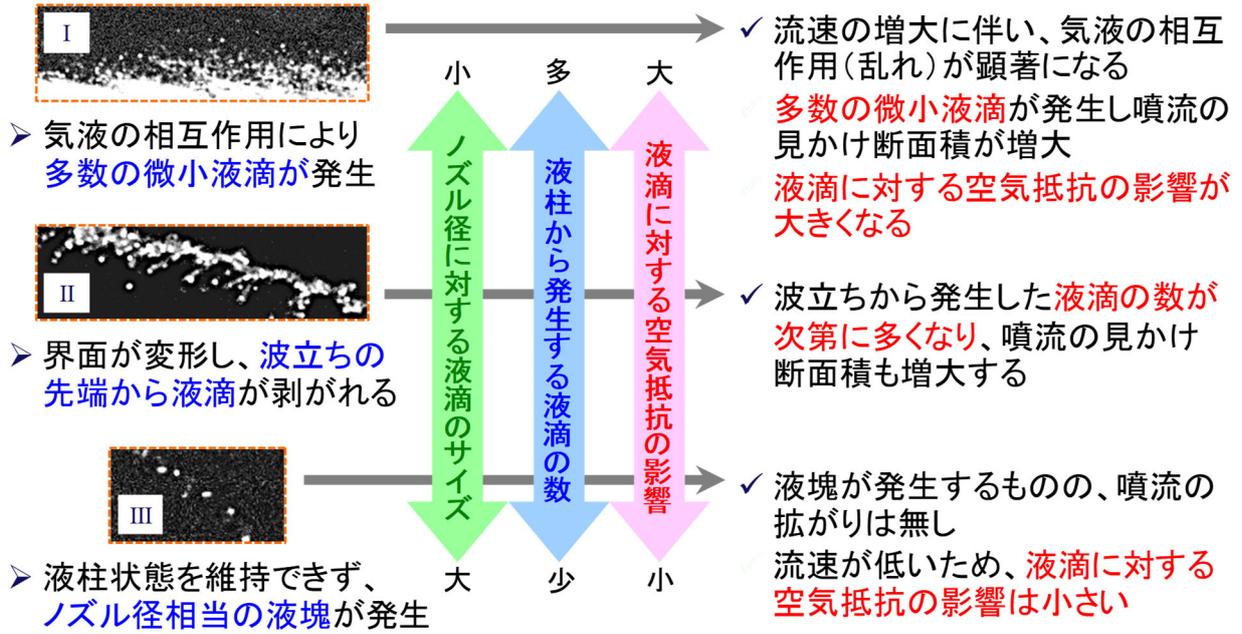


図 4-37 流動様式による噴流の飛散距離への影響

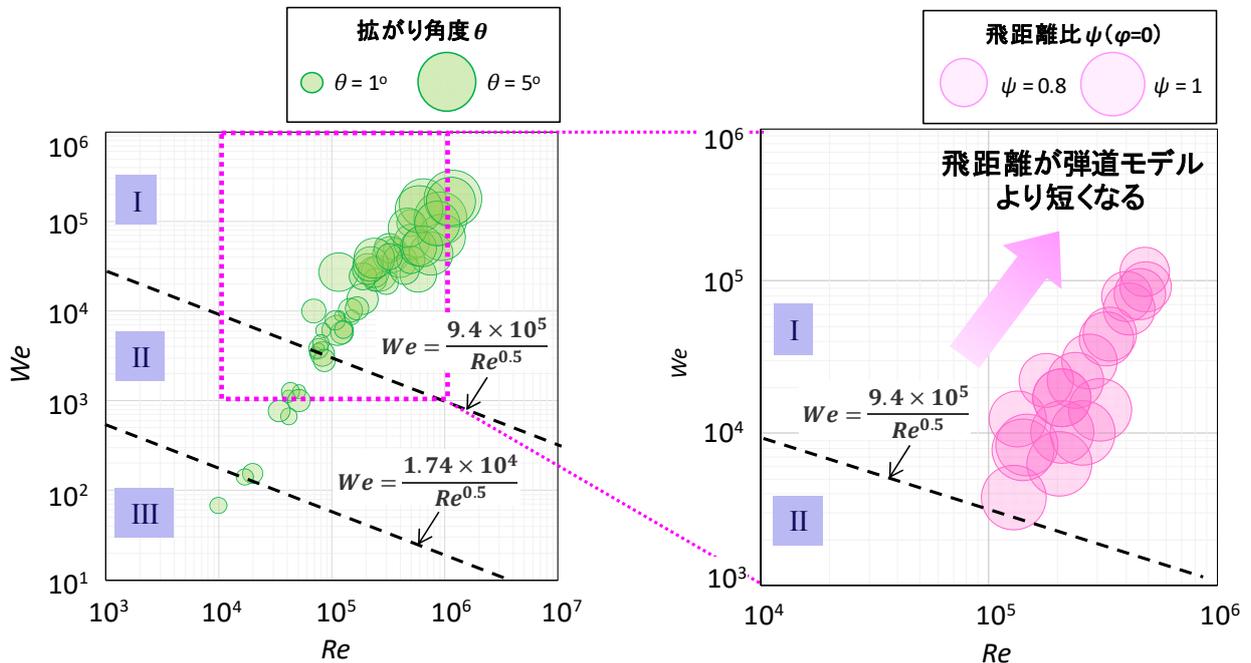


図 4-38 噴流の拡がり角度と飛散距離の相関

## 5. 原子カプラントにおける流体漏洩評価法の提案

本章では、前章において得られた噴流を拡がり角度と飛散距離の実験相関式に基づき、実機プラントに適用可能な流体漏洩評価法の構築を行った結果について述べる。流体漏洩評価時に必要となる主要なパラメータを取りまとめ、簡易的に取り扱い可能なツール（早見表形式）を開発した。

### 5.1 流体漏洩評価における主要パラメータ

第4章において、水噴流の飛沫挙動に関する実験相関式を得た。従来の理想的な弾道モデルに対して、微粒化による噴流の拡がりや現実的な飛散距離を評価することが可能になった。図5-1および図5-2に、実験相関式に基づく噴流挙動の評価例（口径：50mm、流速：20m/s、水温：20℃）を示す。図5-1はノズル角度を $0^\circ$ 、図5-2はノズル角度を $20^\circ$ とした場合の例である。線状の弾道モデルと比較して、実験モデルでは噴流の上端と下端の軌跡も描かれ、到達距離が長いほどより広い範囲に飛散するものである。実機プラントに適用可能な流体漏洩評価法の構築にあたり、まずは図5-3に従って主要な評価パラメータを整理すると以下ようになる。

#### 【入力パラメータ】

- ・ 流体物性（密度、粘性係数、表面張力）
- ・ 初速度  $U$ （配管の内圧）
- ・ 配管の高さ  $H$
- ・ 噴出角度  $\varphi$

#### 【出力パラメータ】

- ・ 噴流拡がり角度  $\theta$ ：(式 4-3) により算出
- ・ 飛散距離  $X$ ：(式 4-15)、(式 4-16)、(式 4-17) により算出  
⇒ 噴流中心位置  
⇒ 噴流上端位置（保守的に評価する場合）
- ・ 最高到達高さ  $H_{max}$

入力パラメータにおいて、流体特性や配管条件等の情報を整備することで、実験相関式を通して拡がり角度や飛散距離、最高到達高さが評価可能である。

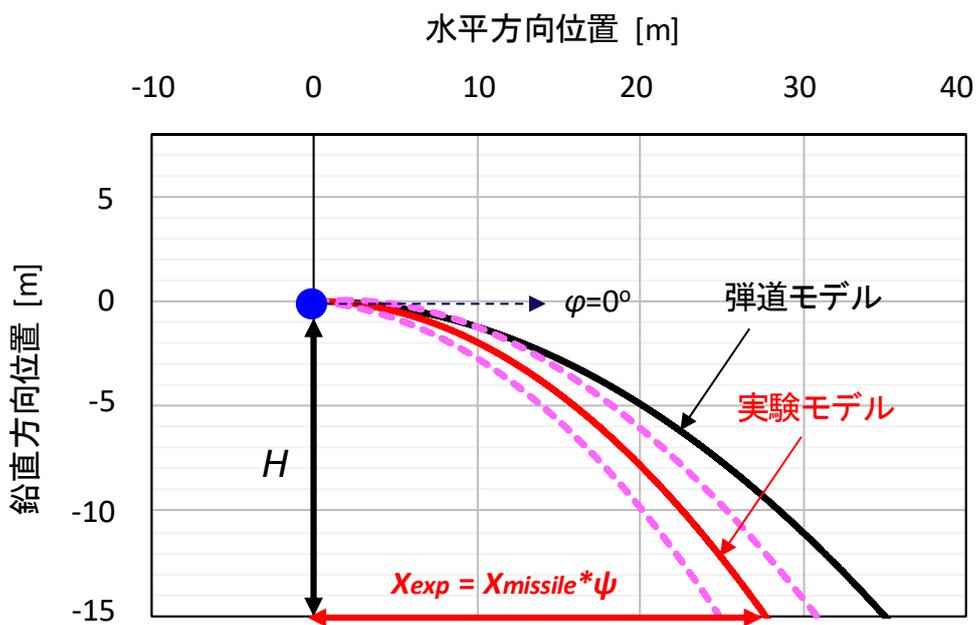


図 5-1 実験相関式に基づく噴流挙動の評価例  
 (口径：50mm、流速：20m/s、水温：20°C、ノズル角度：0°)

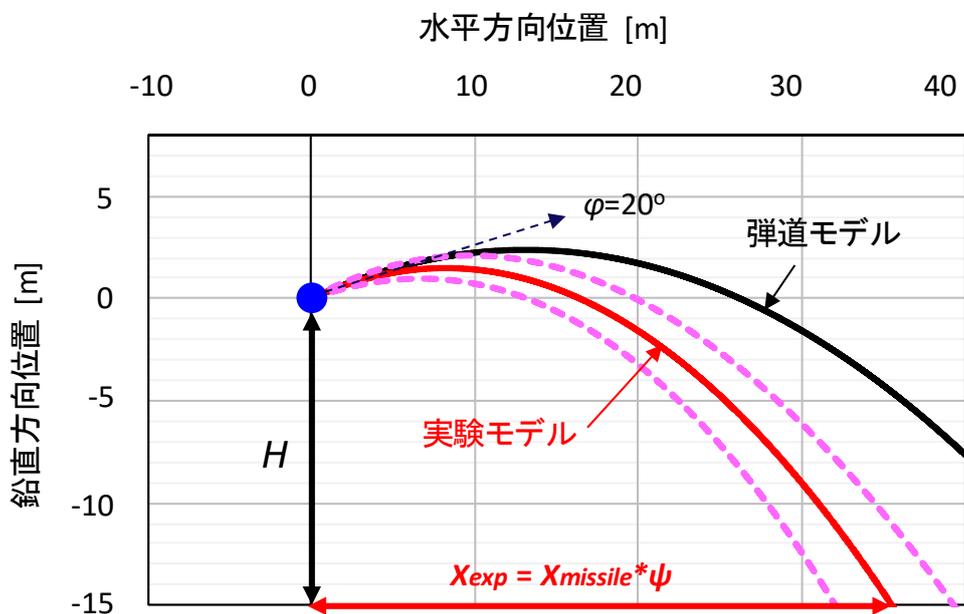


図 5-2 実験相関式に基づく噴流挙動の評価例  
 (口径：50mm、流速：20m/s、水温：20°C、ノズル角度：20°)

◆ 噴流拡がり角度の相関式:  $\theta = 0.63 \ln(Re^{0.5}We) - 8.57$

◆ 弾道モデルの飛散距離:  $X_{missile} = \frac{\tan\varphi + \sqrt{\tan^2\varphi + 2gH/(U^2 \cos^2\varphi)}}{g/(U^2 \cos^2\varphi)}$

◆ 飛距離比の相関式:  $\psi = 1.55U^{-0.31} \sim 1.24U^{-0.15}$

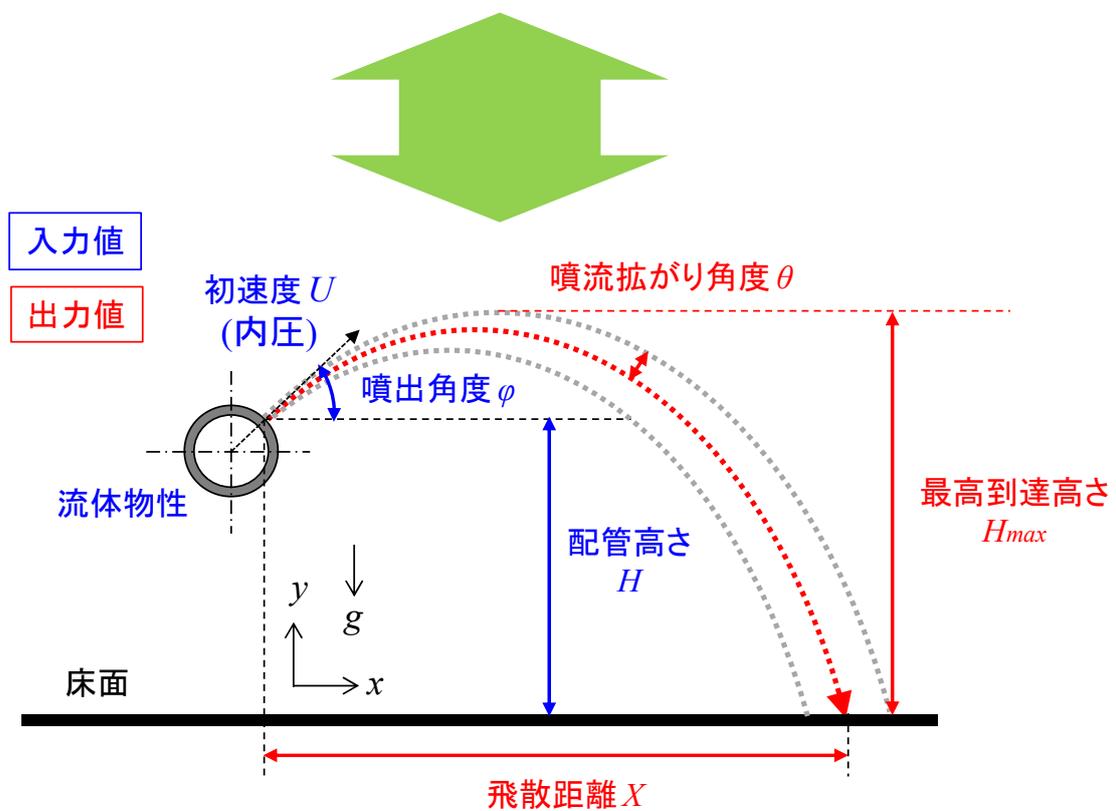


図 5-3 被水評価ツールにより評価可能な項目

## 5.2 実験相関式に基づく評価法の構築

実機プラントにおいて流体漏洩評価を行う際には、設計値の入力の基で簡易的に取り扱えることが望まれる。そこで、流体漏洩評価ツールとしての早見表を構築した。表 5-1 および表 5-2 に早見表の例を示す。流体物性や配管条件等を入力することで、流速（内圧）と破損部等価直径を二軸としたマトリックス上に評価値が出力される仕様となっている。マトリックスの右上（圧力大・等価直径大）ほど、より遠方に飛散する評価値となっている。出力結果を活用することで、実機プラント内の施設区画に対する被水・溢水判定に資することが可能となる。

表 5-1 破損部等価直径と内圧に対する噴流拡がり角度の早見表（水温：20℃、ノズル角度：45°）

内圧 [MPaG]	破損部等価直径 [mm]								
	De ≦ 5	5 < De ≦ 10	10 < De ≦ 15	15 < De ≦ 20	20 < De ≦ 25	25 < De ≦ 30	30 < De ≦ 35	35 < De ≦ 40	40 < De (De=50 と仮定)
~1	2.0699376	2.7249617	3.1081262	3.3799858	3.5908565	3.7631503	3.9088227	4.0350099	4.245880537
~0.8	1.8942121	2.5492362	2.9324007	3.2042602	3.4151309	3.5874248	3.7330972	3.8592843	4.07015499
~0.5	1.5240842	2.1791083	2.5622728	2.8341324	3.045003	3.2172969	3.3629693	3.4891565	3.700027132
~0.3	1.121809	1.7768331	2.1599977	2.4318572	2.6427279	2.8150217	2.9606941	3.0868813	3.297751953
~0.1	0.2566519	0.9116759	1.2948405	1.5667	1.7775707	1.9498646	2.095537	2.2217241	2.432594776
~0.08	0.0809263	0.7359504	1.1191149	1.3909745	1.6018451	1.774139	1.9198114	2.0459986	2.256869229
~0.05	0	0.3658225	0.7489871	1.0208466	1.2317173	1.4040112	1.5496835	1.6758707	1.886741371
~0.03	0	0	0.3467119	0.6185715	0.8294421	1.001736	1.1474084	1.2735955	1.484466193
~0.01	0	0	0	0	0	0.1365788	0.2822512	0.4084384	0.619309015
~0.005	0	0	0	0	0	0	0	0	0.073455611
~0.001	0	0	0	0	0	0	0	0	0

表 5-2 破損部等価直径と内圧に対する噴流到達距離の早見表（水温：20℃、ノズル角度：45°）

内圧 [MPaG]	破損部等価直径 [mm]								
	De ≦ 5	5 < De ≦ 10	10 < De ≦ 15	15 < De ≦ 20	20 < De ≦ 25	25 < De ≦ 30	30 < De ≦ 35	35 < De ≦ 40	40 < De (De=50 と仮定)
~1	69.57	70.72	71.39	71.87	72.24	72.54	72.80	73.02	73.39
~0.8	56.99	57.94	58.49	58.88	59.18	59.43	59.64	59.82	60.13
~0.5	37.78	38.41	38.78	39.04	39.24	39.40	39.54	39.67	39.87
~0.3	24.59	25.00	25.23	25.41	25.54	25.65	25.74	25.82	25.95
~0.1	10.54	10.72	10.83	10.90	10.96	11.01	11.05	11.09	11.15
~0.08	8.99	9.15	9.25	9.32	9.37	9.41	9.45	9.48	9.53
~0.05	6.59	6.66	6.73	6.79	6.83	6.86	6.89	6.91	6.95
~0.03	4.81	4.81	4.87	4.91	4.94	4.97	4.99	5.01	5.04
~0.01	2.47	2.47	2.47	2.47	2.47	2.48	2.50	2.51	2.54
~0.005	1.65	1.65	1.65	1.65	1.65	1.65	1.65	1.65	1.65
~0.001	0.68	0.68	0.68	0.68	0.68	0.68	0.68	0.68	0.68

### 5.3 評価法の実機適用性に関する考察

本節では、構築した流体漏洩評価ツールの実機プラントにおける適用性について考察する。まず、漏洩評価にあたっては、図 5-4 および図 5-5 に示すように、漏洩源と評価対象設備の位置関係を明確にする必要がある。漏洩源となる配管の設置高さに対する設備の鉛直高さ（高低差）や水平距離、ならびに設備寸法等の情報が求められる。これらの諸情報に基づくと、図 5-6、図 5-7 および図 5-8 のような簡易的な被水評価を行うことができる。ある特定の設備に対する被水範囲・漏洩条件の同定や、複数の設備が同時に被水する範囲を評価することも可能である。

実機プラントでは、施設区画内の配管レイアウトを考慮した上で被水評価を行うことが想定される。ここでは、図 5-9 のように平面レイアウトでモデル化した事例（配管高さ：5m/25A/0.3MPa/低温水）に対して、本評価法の適用性について考える。漏洩源を考慮する配管部にはエルボ部と T 管部（合流）が存在し、その周囲には 3 つの設備群が配置されている。本体系に、従来から実機プラントで使用されている内部溢水ガイド（弾道モデル）を「全体評価」として適用すると、図 5-10 のように最も遠方に噴流が飛散する仰角（噴出角度） $45^{\circ}$  の条件下で全 15 設備が被水すると判定される。入力値から、弾道モデルの出力値は 29m と評価され、少なくとも漏洩源が T 管部である場合、半径 29m の円内に全ての設備が包絡されることになる。全体評価は、漏洩を想定する配管の周辺に存在する設備を洗い出すために行う。漏洩配管から区画的に十分離れている、または既に隔離されている設備は評価対象から外されることになる。実験モデルに基づく被水評価ツールは、全体評価を踏まえた上での「重点防護範囲評価」の位置付けとして活用する。被水評価ツールでは、仰角  $45^{\circ}$  の条件下で到達距離の出力値が 19m（噴流下端）～23m（噴流上端）となる。さらに、低温水を保有する配管においては、劣化に起因して直管が破損する可能性は低いため、配管偏流部（ここではエルボ部の腹側および T 管合流部の下流側）でのみ漏洩を想定することで、被水範囲をより限定することが可能となる。この場合、結果として部分的に被水するのは 3 設備となる。つまり、被水する可能性がある 15 設備の内、特に重点的な防護対象として考慮されるべき設備が判定される。

このように、構築された被水評価ツールは、従来のモデルを完全に代替するものではなく、下記に記す特徴を踏まえて、全体評価（第一段階の評価）に対する詳細評価（第二段階の評価）のために適用することで、防護対象のメリハリをつけることが可能となる。本評価では、飛散距離が最大となる仰角の仮定を置いているものの、実際には配管破損後に内圧が変化する等、時系列的に事象が変化するため、保守的に出力された結果の妥当性を確認することが課題となる。

#### 【内部溢水ガイド：弾道モデル】

- ・位置付け：全体評価
- ・考慮事項：漏洩源配管全長・配管全方位・噴流軌跡内は全て被水
- ・評価結果の特徴：漏洩源配管の周囲は基本的に全て防護対象

#### 【被水ツール：実験モデル】

- ・位置付け：重点防護範囲評価
- ・考慮事項：噴流の拡がり・配管偏流要素より漏洩
- ・評価結果の特徴：被水は噴流拡がりの直径の範囲に限定・腐食劣化の考慮により漏洩源を限定

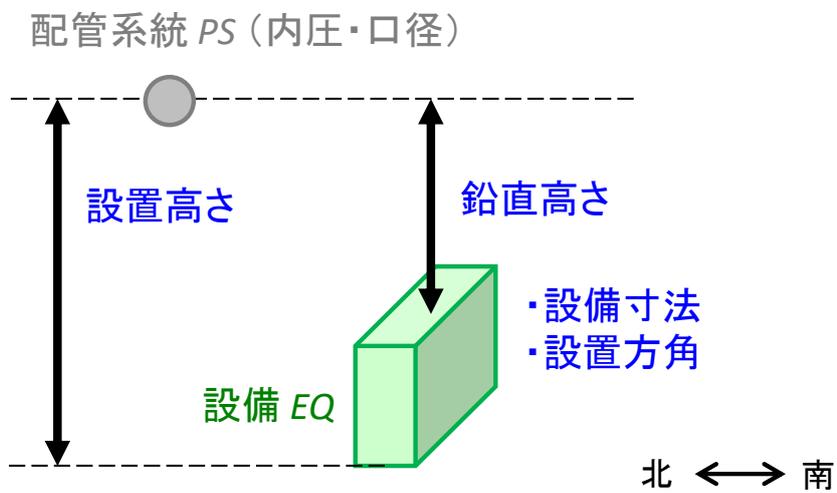


図 5-4 漏洩源と評価対象設備の位置関係 (立面図)

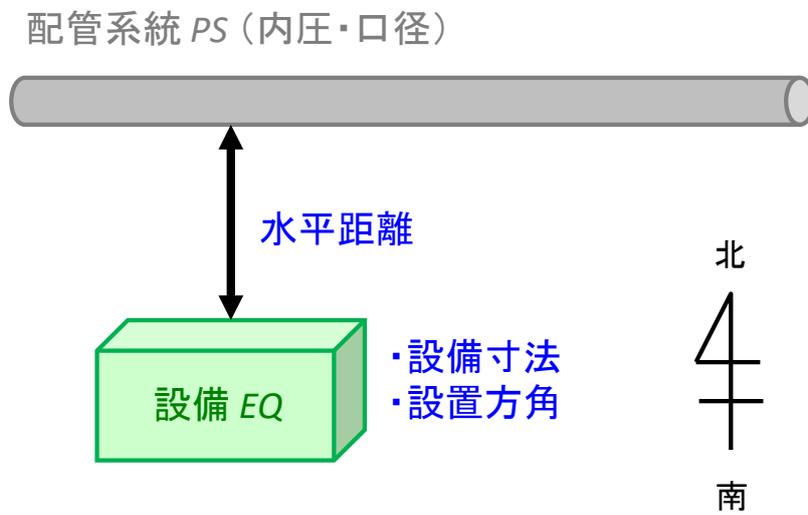


図 5-5 漏洩源と評価対象設備の位置関係 (平面図)

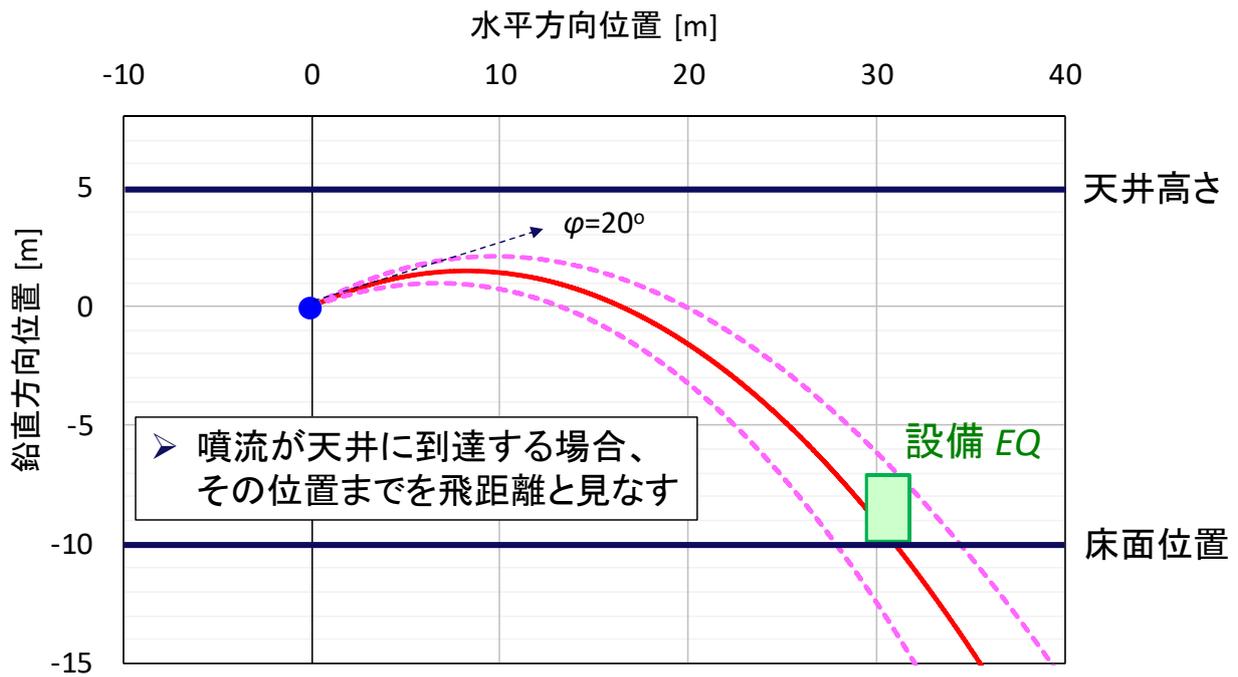


図 5-6 簡易的な被水評価例（被水範囲同定）

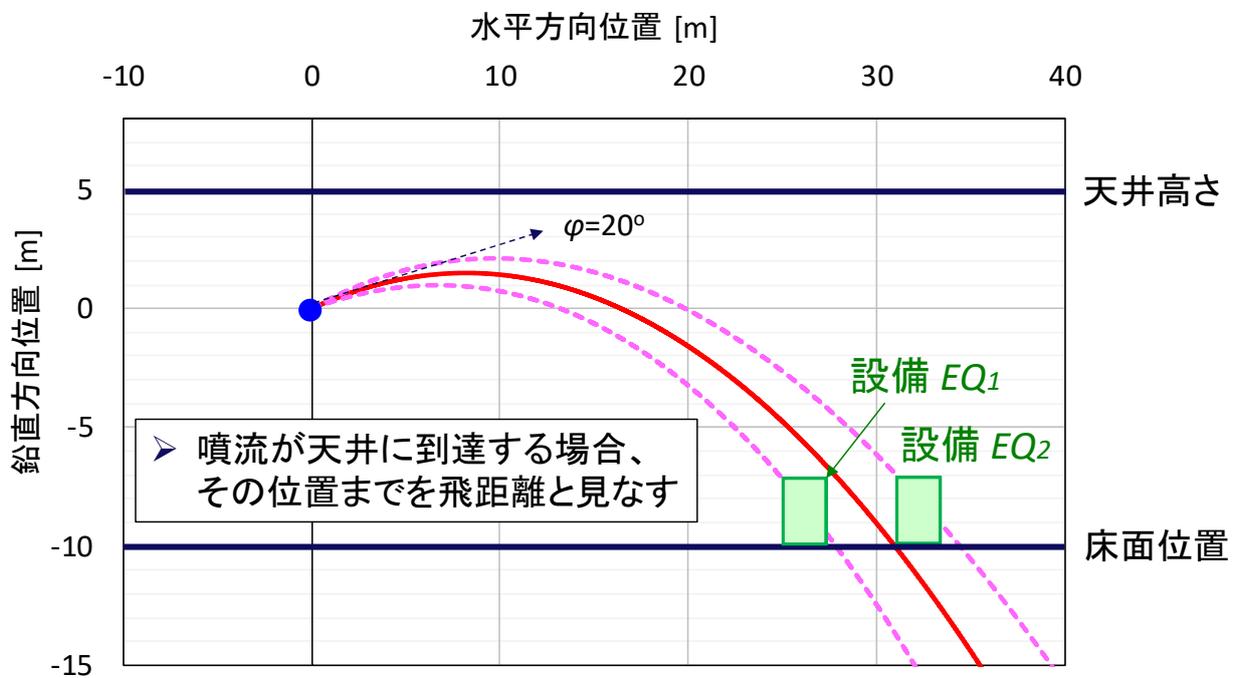


図 5-7 簡易的な被水評価例（同時被水①）

設備被水(同時)

設備被水(単体)

被水しない

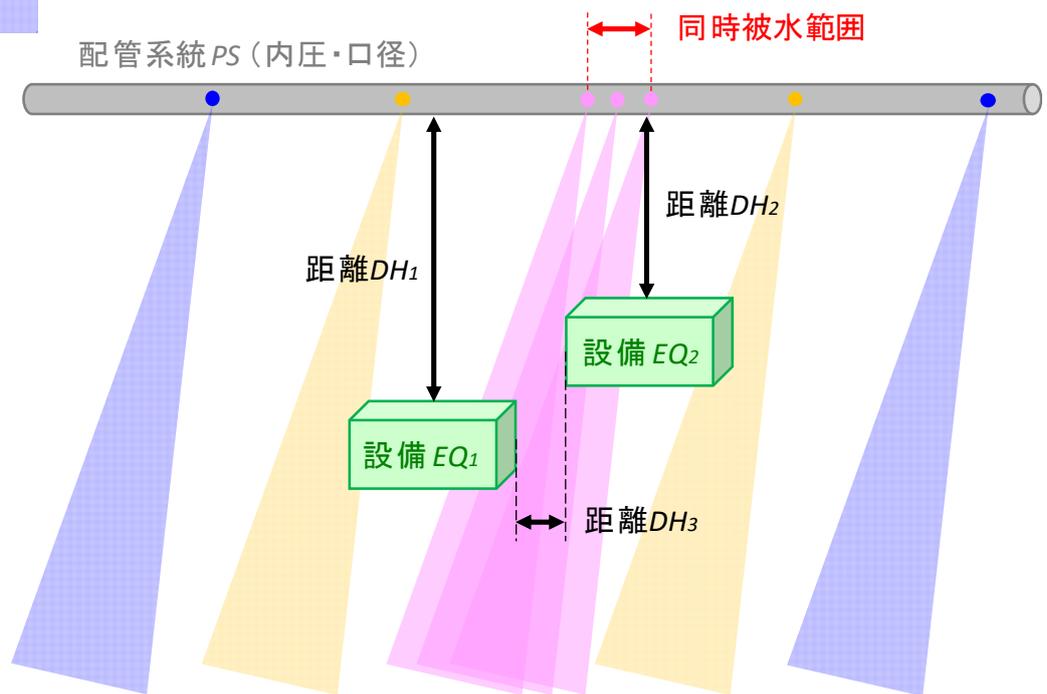


図 5-8 簡易的な被水評価例 (同時被水②)

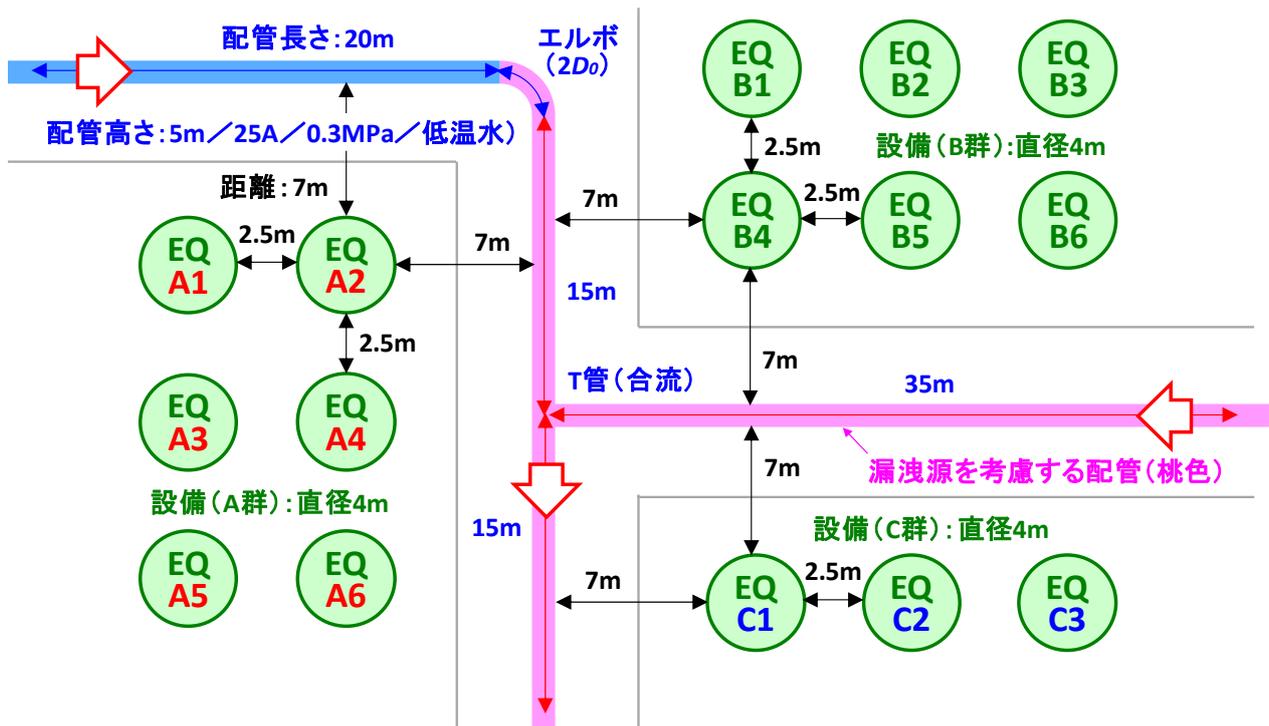


図 5-9 被水評価ツールの実機プラント適用例  
(平面レイアウトによるモデル化)

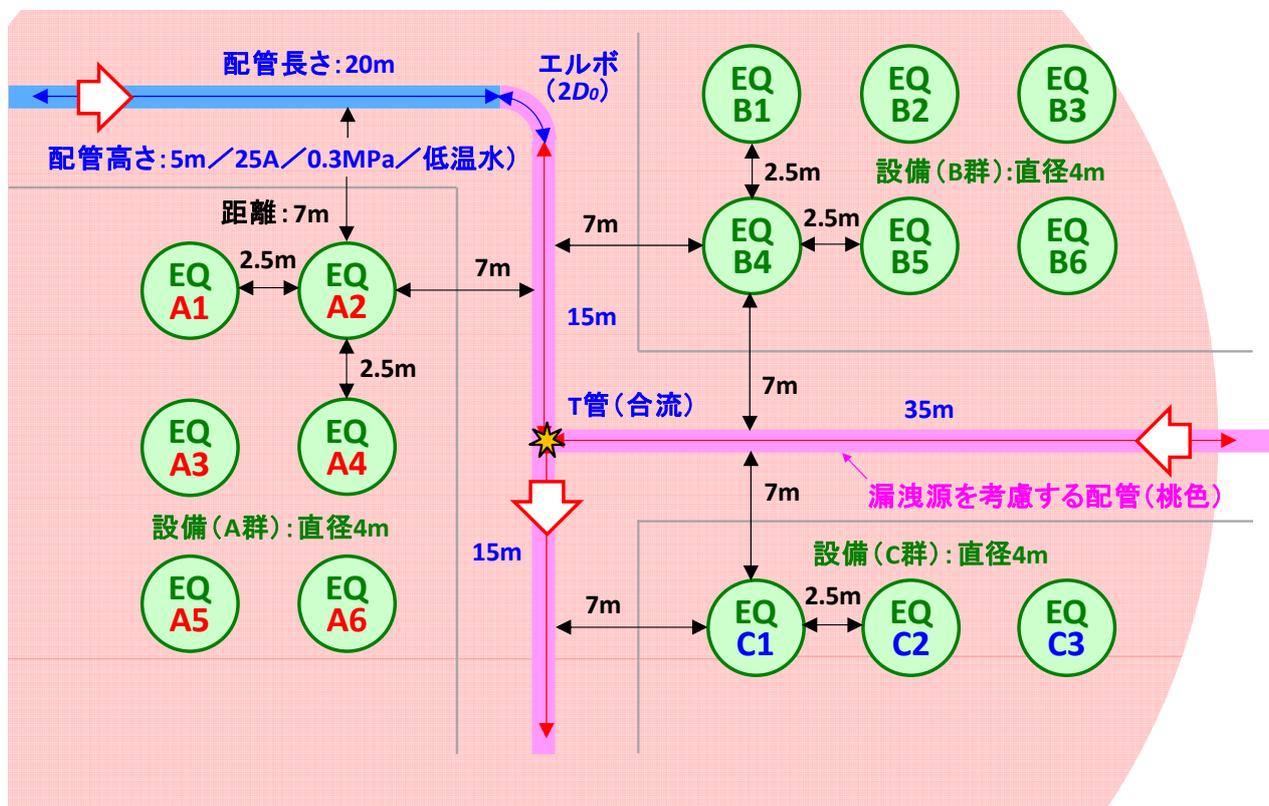


図 5-10 被水評価ツールの実機プラント適用例  
(被水ガイド/弾道モデルによる評価)

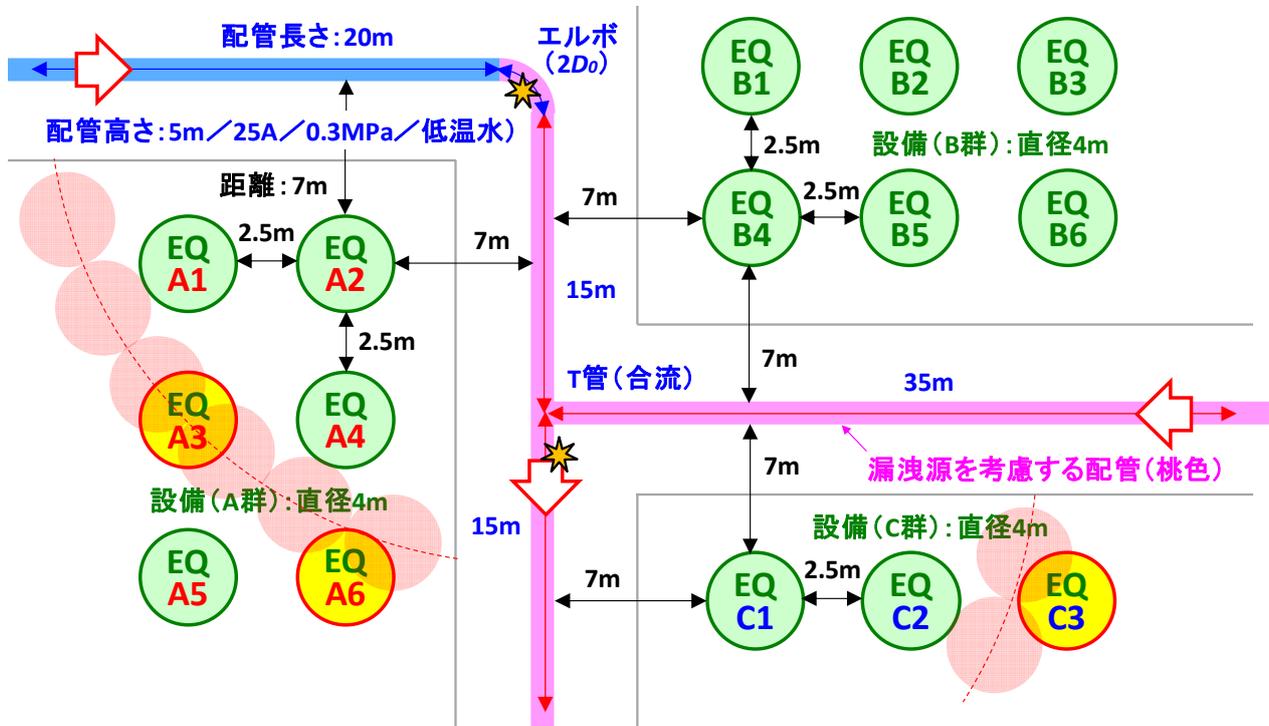


図 5-11 被水評価ツールの実機プラント適用例  
 (被水ツール/実験モデルによる評価)

## 6. 結言

本研究では、原子力プラントにおける流体漏洩挙動評価手法を確立するために、配管破損モードを考慮した開口部のパラメータを規定し、実機条件相当の高速気中水噴流現象を解明した。流体可視化実験を通じて高速水噴流現象の特性を明らかにすると共に、取得した知見に基づいて実機プラントにおける流体漏洩評価法を構築した。以下に、各項目のまとめを記す。

### 配管劣化モードを考慮した破損開口パラメータの規定

実機プラントで想定される主な劣化事象として、本研究では主に「応力腐食割れ (SCC)」・「流れ加速型腐食 (FAC)」・「振動疲労」・「液滴衝撃エロージョン (LDI)」を取り扱い、各事象の進展に関する評価モデルを整理した。特に FAC は、配管要素の形状や流動条件によって多様な腐食挙動を示すため、主要な配管要素についての減肉評価を実施した。各劣化事象に起因して、配管は「き裂」・「ピンホール」・「ギロチン破断 (全周破断)」のいずれかで破損する可能性があることが示唆され、また開口部の大きさについては、実機プラント破損事例を踏まえて整理した。これらの知見に基づき、破損開口部のパラメータを整備し、気中水噴流評価実験のためのノズル試験体を製作した。

### 実機条件を模擬した気中水噴流評価実験

破損開口部のパラメータに基づき製作されたノズル試験体を使用し、気中水噴流の評価実験を行った。流速が遅く、ノズル口径も小さい条件では、噴流の下流で液柱状態を維持できず液塊が発生するものの、噴流の拡がりは無いことが分かった。次第に流速が増加すると、周囲空気と水の界面が変形し、波立ちの先端から液滴が剥がれるような挙動が見られるようになり、さらに高流速条件に遷移すると、気液の著しい相互作用により多数の微小液滴が発生することが確認された。このように水噴流は、特に流速の増加が律速する形で微粒化が促進され、拡がり角度が増加することが明らかとなった。水噴流の飛散距離については、低流速条件では理想的な弾道モデルと一致するものの、上述のような微粒化が顕著となる高流速条件では空気抵抗の影響により実験結果の飛散距離の方が弾道モデルよりも短くなることが定量的に示された。以上の実験結果に基づき、水噴流の拡がり角度と飛散距離に関する相関式 (飛沫モデル) を構築した。

### 原子力プラントにおける流体漏洩評価法の提案

実験により得られた水噴流の飛沫モデルに基づき、実機プラントに適用可能な流体漏洩評価法の構築を行った。流体漏洩評価時に必要となる主要なパラメータを取りまとめ、簡易的に取り扱い可能なツールを開発した。本ツールを用いることで、出力結果をプラント内の施設区画寸法に対する被水・溢水判定に資することが可能となる。評価ツールについて、実機プラントの配管レイアウトを模擬した体系を取り扱うことで、評価法の適用性の検討を行った。

## 謝辞

本論文をまとめるにあたって、多くの方々のご協力を賜りました。ここに記し感謝の意を表します。

本論文の主査をしていただきました、筑波大学大学院 システム情報工学研究群 構造エネルギー工学学位プログラム 金子暁子准教授には、論文の詳細にわたって審査いただき、貴重なご意見と懇切なご指導を賜りました。心より御礼申し上げます。また、本論文の副査をしていただきました、筑波大学 阿部豊教授には、副学長用務等でご多忙の中、多くのご指導、ご鞭撻を賜りました。心から御礼申し上げます。先生方にご指導いただくのは、学群 4 年次から博士前期課程修了までの 3 年間の在学時以来であり、学生時代の研究生生活を振り返り、初心に立ち返る機会ともなりました。本当にありがとうございました。

本論文の副査をしていただきました、筑波大学大学院 システム情報工学研究群 構造エネルギー工学学位プログラム 文字秀明教授、西岡牧人教授、電気通信大学 大川富雄教授には、論文の詳細にわたって審査いただき、数多くのご助言と丁寧なご指導を賜りました。心より御礼申し上げます。

(一財) 電力中央研究所 原子力リスク研究センター リスク評価研究チームの稲田文夫チームリーダーには、入所以来より研究業務についてのご指導、ご助言を賜り、また社会人博士後期課程への入学に際して多大なご配慮を頂きました。心より感謝申し上げます。(一財) 電力中央研究所 原子力リスク研究センター リスク評価研究チーム リスク解析ユニットの米田公俊ユニットリーダー、森田良上席研究員には、社会人博士後期課程在学中の研究所業務においてご迷惑をお掛けしたのにも関わらず、日常的に手厚いご支援をいただきました。また、入所以来から関わってきた様々な研究業務の遂行や本論文の執筆についても懇切なご指導、親身なご助言を賜りました。心より感謝申し上げます。(一財) 電力中央研究所 原子力リスク研究センター リスク評価研究チーム リスク解析ユニットの佐竹正哲主任研究員、内山雄太主任研究員、湯淺朋久主任研究員には、軽水炉プラントの保全研究/熱流動研究に携わる中で、本研究についての様々なご意見を頂きました。心より感謝申し上げます。(一財) 電力中央研究所 原子力技術研究所の古谷正裕副研究参事には、日々の研究を通じた物事の捉え方や考え方、学術研究の進め方等をご教授いただき、多くを学ぶことができました。深く感謝の意を表します。

筑波大学大学院 システム情報工学研究科 構造エネルギー工学専攻 博士後期課程 2 年の藤原広太様には、履修手続き他、学内の諸手続きでのご支援をいただきました。心より御礼申し上げます。

その他、私をこれまで支えていただいた多くの方々、関係者の皆様に感謝致します。

最後に、遠方にながらも学位取得に向けて激励してくれた両親と、妊娠・出産・育児と日々の私生活の状況が大きく変化する中で常に私を支え続けてくれた妻、そして在学中に生まれてきてくれた息子に心から感謝を申し上げ、本論文の謝辞と致します。

---

2021 年 1 月現在、世界的に新型コロナウイルス感染症 (COVID-19) が流行し続け、日常生活や勤労、交友の在り方に至るまで、従前の常識が大きく変わろうとしています。時代と共に変化が求められる価値観と、確固として守り抜くべき信念の狭間で、「生き方」とは何なのかという命題を突き付けられました。これを契機と捉え、自身の漸進を誓うと共に、世界がより良く繁栄することを心から願っています。

---

## 参考文献

- [1] 日本電気協会, 原子力発電所の保守管理規程, JEAC4209, 2016.
- [2] 日本機械学会, 発電用設備規格 沸騰水型原子力発電所 配管減肉管理に関する技術規格, JSME SNH1-2016, 2016.
- [3] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 維持規格, JSME SNA1-2016, 2016.
- [4] 日本機械学会, 発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格, JSME SCA1-2016, 2016.
- [5] 福井原子力センター, 原子力の科学館あつとほうむ ホームページ, 原子力トピックス No.151-4, (参照日 2019年10月31日).
- [6] 日本機械学会, 発電用設備規格 加圧水型原子力発電所 配管減肉管理に関する技術規格, JSME SNG1-2016, 2016.
- [7] NUCIA (原子力施設情報公開ライブラリ), 二次系配管破損事故について, No. 2490 2004-関西-T012, available from <<http://nuciac.jp/nuciac/kn/KnTroubleView.do?troubleId=2490>>, (参照日 2019年10月31日).
- [8] NUCIA (原子力施設情報公開ライブラリ), 気体廃棄物処理系の流量増加について, No. 8269 2006-東北-M002, available from <<http://nuciac.jp/nuciac/kn/KnTroubleView.do?troubleId=8269>>, (参照日 2019年10月31日).
- [9] Gosselin, P. E. S. R. and Fleming, K. N., “Evaluation of Pipe Failure Potential via Degradation Mechanism Assessment”, Proc. ICONE5, 1997, Paper No. ICONE5-2641.
- [10] NUCIA (原子力施設情報公開ライブラリ), available from <<http://www.nuciac.jp/>>, (参照日 2019年10月31日).
- [11] 原子力規制委員会, 原子力発電所の内部溢水影響評価ガイド, 2013.
- [12] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 配管破損防護設計規格, JSME SND1-2002, 2002.
- [13] American Petroleum Institute, “Risk-Based Inspection Base Resource Document”, API Publication 581, 2000.
- [14] 日本高圧力技術協会, リスクベースメンテナンスハンドブック 第1部: 一般事項, HPIS Z 107-1TR:2010, 2010.
- [15] 渡辺瞬, 米田公俊, 「配管破損時影響を考慮した保全重要度評価手法の開発 (その1) -保全指標評価手順の提案と流体漏洩挙動計測設備の構築-」, 電力中央研究所報告, L16001, 2017.
- [16] 日本機械学会, 機械工学便覧 基礎編α4 流体工学, 丸善, 2006.
- [17] 社河内敏彦, 噴流工学 -基礎と応用-, 森北出版, 2004.
- [18] 植田辰洋, 気液二相流 -流れと熱伝達-, 養賢堂, 1981.
- [19] Grant, R. P. and Middleman, S., “Newtonian jet stability”, A. I. Ch. E. Journal, Vol. 12, No. 4, 1966, pp.669-678.
- [20] Luis Bravo and Chol-Bum Kweon, “A Review on Liquid Spray Models for Diesel Engine Computational Analysis”, ARL-TR-693, 2014.
- [21] Reits, R. D. and Bracco, F. V., “Mechanism of atomization of a liquid jet”, Physics of Fluids, Vol. 25, 1982, pp.1730-1742.
- [22] K. J. Wu, C. C. Su, R.L. Steinberger, D.A. Santavicca and F. V. Bracco, “Measurement of the Spray Angle of Atomization Jets” Journal of Fluids Engineering, Vol. 105, 1983, pp.406-413.

- [23] Ri-Qiang Duan, Seiichi Koshizuka and Yoshiaki Oka, “Numerical and Theoretical Investigation of Effect of Density Ratio on the Critical Weber Number of Droplet Breakup”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 40, No. 7, 2003, pp. 501-508.
- [24] D. S. Shavlovsky, “Hydrodynamics of high pressure fine continuous jets”, Proceedings of 1st International Symposium on Jet Cutting Technology, BHRA Fluid Engineering, 1972, Paper No. A6.
- [25] 柳井田勝哉, 「水ジェットの特性」, 高圧力の科学と技術, Vol. 5, No. 2, 1996, pp.98-102.
- [26] American Society of Mechanical Engineers, ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-716, Alternative Piping Classification and Examination Requirements, Section XI, Division 1, 2006.
- [27] 森田良, 内山雄太, 「液滴衝撃エロージョンによる減肉率の評価モデルの構築」, 電力中央研究所報告, L10018, 2011.
- [28] 藤原和俊, 堂前雅史, 太田丈児, 米田公俊, 稲田文夫, 「水化学条件と流動状態が配管減肉挙動へ及ぼす影響に関する研究 (その 1) -水化学および材料因子を主体とした FAC モデル式の開発-」, 電力中央研究所報告, Q08016, 2009.
- [29] 日野幹雄, 流体力学, 朝倉書店, 1992.
- [30] 米田公俊, 森田良, 藤原和俊, 「流れ加速型腐食に対する影響因子の定量的な評価 (その 4) -主要配管要素の減肉傾向評価-」, 電力中央研究所報告, L09006, 2010.
- [31] Chilton, T. H. and Colburn, A. P., “Mass Transfer (absorption) coefficients: Prediction from data on heat transfer and fluid friction”, Industrial and Engineering Chemistry, Vol. 26, 1934, pp.1183-1187.
- [32] Yoneda, K., Ohira, T., Tanji, K., Akiba, S., Niiyama, K., Morita, R. and Inada, F., “Evaluation of hydraulic factors affecting flow accelerated corrosion and its verification with power plant data”, Proc. PVP2009, 2009, Paper No. PVP2009-77486.
- [33] NUCIA (原子力施設情報公開ライブラリ), 主給水ヘッダードレン配管からの水の漏えいについて, No. 8197 2005-原電-M018 (2005), available from <<http://www.nucia.jp/nucia/kn/KnTroubleView.do?troubleId=8197>>, (参照日 2019 年 10 月 31 日).
- [34] NUCIA (原子力施設情報公開ライブラリ), 復水フィルタ出口ヘッダー配管における減肉について, No. 8512 2006-中国-T003 (2006), available from <<http://www.nucia.jp/nucia/kn/KnTroubleView.do?troubleId=8512>>, (参照日 2019 年 10 月 31 日).
- [35] 経済産業省 原子力安全・保安院, 平成 20.12.22 原院第 4 号, NISA-163c-08-5, 2008.
- [36] 米田公俊, 森田良, 藤原和俊, 稲田文夫, 「配管減肉予測ソフトウェア FALSET の開発」, 電力中央研究所報告, L11007, 2012.
- [37] 内山雄太, 「湿り蒸気流中における配管分岐部での音響共鳴現象に関する研究」, 博士論文, 筑波大学, 2020.
- [38] Hermann Schlichting, Boundary-layer theory, McGraw-Hill Book Company, 1955.

## 論文リスト

### 【参考論文】

- (1) 渡辺瞬, 湯浅朋久, 森田良, 「流動可視化手法を用いた水平気中水噴流の飛散挙動評価」, 日本機械学会論文集, 86 巻, 889 号, 2020, pp.1-16, DOI: 10.1299/transjsme.20-00109.
- (2) 渡辺瞬, 森田良, 「配管合流部の偏流領域における流れ加速型腐食起因の減肉予測」, 日本機械学会論文集, 86 巻, 889 号, 2020, pp.1-16, DOI: 10.1299/transjsme.20-00110.
- (3) Shun Watanabe, Ryo Morita and Yuta Uchiyama, “Investigation of Fluid Diffusion Properties from Various Flaw Geometries of Piping”, Proc. PVP2018, 2018, pp.1-6, DOI: 10.1115/PVP2018-84212.
- (4) Shun Watanabe, Kimitoshi Yoneda, “Study on Diffusion Area of Fluid Leakage with Pipe Failure”, Proc. PVP2017, 2017, pp.1-6, DOI: 10.1115/PVP2017-65193.
- (5) Shun Watanabe, Yutaka Abe, Akiko Kaneko, Fumitoshi Watanabe, Kenichi Tezuka, Kazuki Hirao, “Effect of Complicated Coolant Flow Behavior in the ABWR Lower Plenum on Flow Distribution to the Core”, Journal of Nuclear Engineering and Design, 295, 2015, pp.1-14, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2015.09.009.
- (6) Shun Watanabe and Kimitoshi Yoneda, “Numerical Evaluation of Wall Thinning Profile in Separation and Union Pipe due to Flow Accelerated Corrosion”, Proc. PVP2014, 2014, pp.1-9, DOI: 10.1115/PVP2014-28058.
- (7) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 手塚健一, 「ABWR 炉心入口流れに及ぼす下部プレナム内複雑流動場の影響」, 日本機械学会論文集 (B 編), 77 巻, 776 号, 2011, pp.992-996, DOI: 10.1299/kikaib.77.992.

### 【その他の論文】

・公表済み論文

- (1) Shun Watanabe and Ryo Morita, “Piping system, risk management based on wall thinning monitoring and prediction -Numerical evaluation of flow structure of liquid-solid two phase flow-”, Proc. ICMST2018, 2018, Paper No. 2669947.
- (2) Ryo Morita, Shun Watanabe, Shiro Takahashi and Noriyuki Takamura, “Evaluation of Jet Impact Region and Fluid Force Generated from Ruptured Pipes: 4 - Numerical Evaluation of Affected Region by Flashing Jet Flow”, Proc. ICONE26, 2018, pp.1-7, DOI: 10.1115/ICONE26-82063.
- (3) Shun Watanabe and Kimitoshi Yoneda, “Effect of Local Flow Structure on Wall Thinning Profile due to Flow Accelerated Corrosion in Separation and Union Pipe”, Proc. NTHAS10, 2016, Paper No. N10E1154.
- (4) Qiang Xu, Shiro Takahashi, Noriyuki Takamura, Ryo Morita, Yuta Uchiyama and Shun Watanabe, “Evaluation of Jet Impact Region and Fluid Force Generated from Ruptured Pipes: 3 - Evaluation of Established Standards”, Proc. ICONE24, 2016, pp.1-6, DOI: 10.1115/ICONE24-60317.
- (5) Shiro Takahashi, Qiang Xu, Noriyuki Takamura, Ryo Morita, Yuta Uchiyama and Shun Watanabe, “Evaluation of Jet Impact Region and Fluid Force Generated from Ruptured Pipes: 2 - Evaluation of Fluid Force Using Computational Fluid Dynamics Analysis”, Proc. ICONE24, 2016, pp.1-7, DOI: 10.1115/ICONE24-60316.

- (6) Ryo Morita, Yuta Uchiyama, Shun Watanabe, Shiro Takahashi, Qiang Xu and Noriyuki Takamura, “Evaluation of Jet Impact Region and Fluid Force Generated from Ruptured Pipes: 1 - Numerical and Experimental Evaluation of Affected Region by Steam Jet”, Proc. ICONE24, 2016, pp.1-7, DOI: 10.1115/ICONE24-60341.
- (7) Shun Watanabe, Takahiro Arai, Yoshihisa Nishi, Masahiro Furuya, Ken-etsu Shirakawa and Taizo Kanai, “Development of Measurement Method for Boiling Two-Phase Flow with High Temporal and Spatial Resolution”, Proc. 9th International Conference on Boiling and Condensation Heat Transfer, 2015.
- (8) Mikiya Matsushita, Kei Yamamoto, Takao Nakamura, Shun Watanabe and Kimitoshi Yoneda, “Evaluation of Mass Transfer Coefficient under Swirl Flow Generated by the Combination of Pipe Elements - Part2”, Proc. ICMST2014, 2014, Paper No. 052.
- (9) Shun Watanabe, Yutaka Abe, Akiko Kaneko, Fumitoshi Watanabe and Kazuki Hirao, “Role of Complicated Flow Fields in Lower Plenum on Coolant Flow Distribution to Core of ABWR”, Proc. ICONE20POWER2012, 2012, pp.1-10, DOI: 10.1115/ICONE20-POWER2012-54848.
- (10) Shun Watanabe, Yutaka Abe, Akiko Kaneko, Fumitoshi Watanabe and Kenichi Tezuka, “Investigation of Flow Structure Transition in Lower Plenum of ABWR”, Proc. ICONE-19, 2011, pp.1-9, DOI: 10.1299/jsmeicone.2011.19.\_ICONE1943\_173.
- (11) Shun Watanabe, Yutaka Abe, Akiko Kaneko, Fumitoshi Watanabe and Kenichi Tezuka, “Effects of Complicated Flow Structure in Lower Plenum on Core Inlet Flow of ABWR”, Proc. NTHAS7, 2010, Paper No. N7P0015.
- (12) Shun Watanabe, Yutaka Abe, Akiko Kaneko, Fumitoshi Watanabe and Kenichi Tezuka, “Study on Pressure Loss Induced by Complicated Flow Through Lower Plenum of BWR”, Proc. ICONE-18, 2010, pp.1-9, DOI: 10.1115/ICONE18-29569.

・査読のない発表論文

- (13) 渡辺瞬, 森田良, 「廃止措置における配管減肉の予測とモニタリングに基づく配管システムのリスク管理 (9) 固液混相流条件下の腐食に及ぼす固体粒子の影響評価」, 日本原子力学会 2020 年秋の大会, 3D03, 2020.
- (14) 渡辺瞬, 森田良, 「廃炉措置における配管減肉の予測とモニタリングに基づく配管システムのリスク管理 (3) 流れ加速型腐食による減肉に及ぼす固体粒子特性の影響評価」, 日本原子力学会 2020 年春の年会, 2C05, 2020.
- (15) 渡辺瞬, 森田良, 「配管減肉のモニタリングと予測に基づく配管システムのリスク管理 (3) 固液混相流条件下における流れ加速型腐食の減肉挙動評価」, 日本保全学会 第 16 回学術講演会, D-2-1-3, 2019.
- (16) 渡辺瞬, 森田良, 藤原和俊, 「火力発電所の排熱回収ボイラ (HRSG) における流れ加速型腐食の減肉傾向」, 日本機械学会 第 24 回動力・エネルギー技術シンポジウム, D223, 2019.
- (17) 渡辺瞬, 森田良, 「配管分岐合流部における流れ加速型腐食の減肉特性」, 日本機械学会 第 96 期 流体工学部門 講演会, OS11-4, 2018.
- (18) 中村隆夫, 渡邊豊, 渡辺瞬, 米田公俊, 森田良, 稲田文夫, 「配管減肉保全管理の高度化のための研究調査 (その 4) 局部減肉及び漏洩リスクを踏まえた管理の高度化の検討」, 日本機械学会 第 23 回動力・エネルギー技術シンポジウム, D224, 2018.

- (19) 渡辺瞬, 渡邊豊, 歌野原陽一, 「配管減肉保安全管理の高度化に向けた研究調査活動 (5) 減肉管理への漏洩リスク評価の適用可能性の検討」, 日本機械学会 2017 年度 年次大会, F081005, 2017.
- (20) 渡辺瞬, 米田公俊, 森田良, 「連続配管要素体系における流れ加速型腐食による減肉傾向」, 日本機械学会 第 22 回動力・エネルギー技術シンポジウム, F134, 2017.
- (21) 渡辺瞬, 森田良, 平崎敏史, 「CFD 解析を活用した流れ加速型腐食試験ループ中の熱流動および減肉傾向評価」, 日本機械学会 2016 年度 年次大会, S0820101, 2016.
- (22) 渡辺瞬, 米田公俊, 「配管破損時の流体漏洩挙動に関する研究」, 日本保全学会 第 13 回学術講演会, G-1-1-2, 2016.
- (23) 内山雄太, 米田公俊, 渡辺瞬, 森田良, 「配管減肉予測ソフトウェア FALSET における旋回流影響評価モデルの導入」, 日本機械学会 第 21 回動力・エネルギー技術シンポジウム, D111, 2016.
- (24) 高橋志郎, 高村則之, 徐強, 森田良, 内山雄太, 渡辺瞬, 「配管破断時に発生する噴流の影響領域の評価 (2) 流動解析による噴流の流体力評価と既存規格との比較」, 日本機械学会 2015 年度 年次大会, S0510302, 2015.
- (25) 森田良, 内山雄太, 渡辺瞬, 高橋志郎, 高村則之, 徐強, 「配管破断時に発生する噴流の影響領域の評価 (1) 蒸気流動解析による漸近領域の影響範囲の既存規格との比較」, 日本機械学会 2015 年度 年次大会, S0510301, 2015.
- (26) 渡辺瞬, 米田公俊, 稲田文夫, 森田良, 吉田智朗, 「配管破損時漏洩挙動に関する研究計画 (2) 漏洩試験設備の設計製作」, 日本機械学会 2015 年度 年次大会, S0820102, 2015.
- (27) 米田公俊, 渡辺瞬, 稲田文夫, 森田良, 吉田智朗, 「配管破損時漏洩挙動に関する研究計画 (1) 研究計画概要」, 日本機械学会 2015 年度 年次大会, S0820101, 2015.
- (28) 高橋志郎, 高村則之, 徐強, 森田良, 内山雄太, 渡辺瞬, 「配管破断時に発生するジェットの形状及び流体力評価 (2) 蒸気ジェットの流体力評価」, 日本機械学会 第 20 回動力・エネルギー技術シンポジウム, A132, 2015.
- (29) 森田良, 内山雄太, 渡辺瞬, 高橋志郎, 高村則之, 徐強, 「配管破断時に発生するジェットの形状及び流体力評価 (1) 超音速蒸気ジェット噴出挙動の PIV 試験, および CFD 計算の適用」, 日本機械学会 第 20 回動力・エネルギー技術シンポジウム, A131, 2015.
- (30) 渡辺瞬, 米田公俊, 中村隆夫, 松下幹弥, 「旋回流を伴う流動場が流れ加速型腐食起因の減肉事象に与える影響」, 日本機械学会 第 20 回動力・エネルギー技術シンポジウム, A234, 2015.
- (31) 松下幹弥, 山本啓, 中村隆夫, 渡辺瞬, 米田公俊, 「配管減肉事象における配管要素の組み合わせにより発生する旋回流の影響評価」, 日本機械学会 第 20 回動力・エネルギー技術シンポジウム, A221, 2014.
- (32) 渡辺瞬, 新井崇洋, 古谷正裕, 西義久, 白川健悦, 金井大造, 「直接通電加熱バンドルにおける沸騰二相流のボイド及び温度分布計測法」, 日本原子力学会 2014 年秋の大会, K17, 2014.
- (33) 渡辺瞬, 新井崇洋, 西義久, 古谷正裕, 白川健悦, 金井大造, 「直接通電発熱バンドル内における二相流計測手法の開発」 第 51 回 日本伝熱シンポジウム, A313, 2014.
- (34) 渡辺瞬, 米田公俊, 「配管減肉予測ソフトウェアの高度化に向けた分岐合流配管における減肉傾向の評価」, 日本機械学会 2013 年度 年次大会, S083015, 2013.

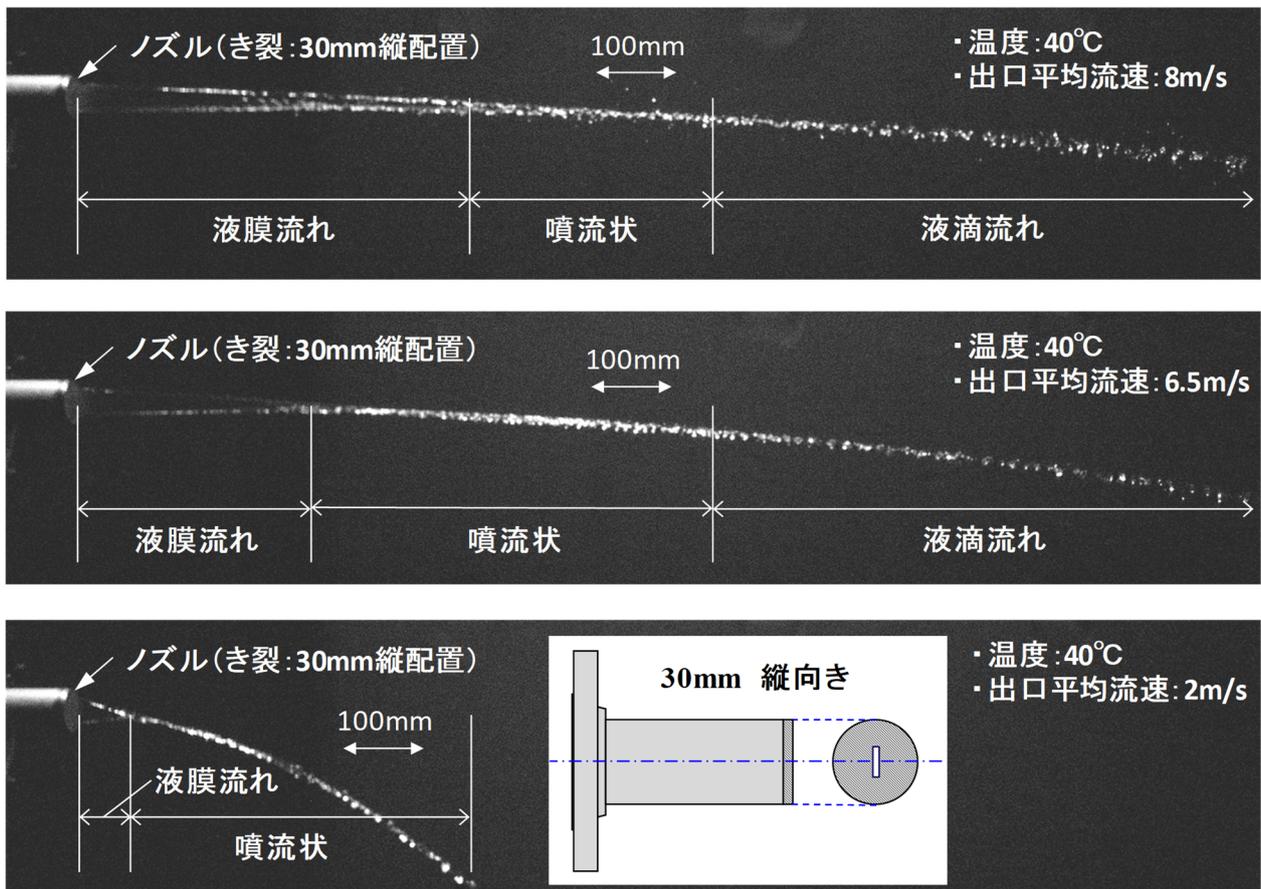
- (35) 山本啓, 鈴木翔太, 中村隆夫, 米田公俊, 渡辺瞬, 「配管要素の組み合わせにより発生した旋回流の配管減肉に与える影響について」, 日本保全学会 第 10 回学術講演会, 1-1-D-4, 2013.
- (36) 渡辺瞬, 米田公俊, 「配管分岐合流部における流れ加速型腐食による減肉傾向」, 日本機械学会 第 18 回動力・エネルギー技術シンポジウム, D111, 2013.
- (37) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 平尾和紀, 「BWR 下部プレナム内構造物まわりの詳細流動可視化に関する研究 (15) 下部プレナム内における複雑流動メカニズムの解明」, 日本原子力学会 2012 年春の年会, B17, 2012.
- (38) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 「ABWR 下部プレナム内流路における複雑流動構造」, 日本機械学会 関東支部 第 18 期総会講演会, 1905, 2012.
- (39) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 「BWR 下部プレナム内構造物まわりの詳細流動可視化に関する研究 (14) 下部プレナム内における詳細流動計測と数値予測」, 日本原子力学会 2011 年秋の大会, P50, 2011.
- (40) 平尾和紀, 渡辺史紀, 手塚健一, 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 「BWR 下部プレナム内構造物まわりの詳細流動可視化に関する研究 (13) 下部プレナム内の流動構造についての数値解析」, 日本原子力学会 2011 年春の年会, L51, 2011.
- (41) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 手塚健一, 「BWR 下部プレナム内構造物まわりの詳細流動可視化に関する研究 (12) 下部プレナム内における流動構造遷移」, 日本原子力学会 2011 年春の年会, L50, 2011.
- (42) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 手塚健一, 「複雑管群流路内における流動構造遷移」, 日本機械学会 関東支部 第 17 期総会講演会, 219204, 2011.
- (43) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 手塚健一, 「BWR 下部プレナム内構造物まわりの詳細流動可視化に関する研究 (11) 下部プレナム内複雑流動場が炉心燃料入口流れに及ぼす影響評価」, 日本原子力学会 2010 年秋の大会, L33, 2010.
- (44) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 手塚健一, 「ABWR 炉心入口流れに及ぼす下部プレナム内複雑流動場の影響」, 日本機械学会 第 15 回動力・エネルギー技術シンポジウム, B204, 2010.
- (45) 渡辺史紀, 手塚健一, 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 「BWR 下部プレナム内構造物まわりの詳細流動可視化に関する研究 (10) 解析による流動場および流量分配評価」, 日本原子力学会 2010 年春の年会, E05, 2010.
- (46) 渡辺瞬, 阿部豊, 金子暁子, 渡辺史紀, 手塚健一, 「BWR 下部プレナム内構造物まわりの詳細流動可視化に関する研究 (9) 下部プレナム内流動場ならびに炉心冷却材流量分配の計測」, 日本原子力学会 2010 年春の年会, E04, 2010.

## 付録

### 付録 A き裂ノズルからの漏洩挙動

き裂ノズルからの流体漏洩量は、開口部の濡れ淵の影響により、ピンホールノズルやギロチン破断ノズルに比べると限定的な結果となった。き裂ノズルからの主な漏洩挙動は、付録図 A のようになる。ここでは、き裂長さが 30mm (幅 1mm) で縦向きに配置されたノズルを用いた。水噴流は、開口部の影響により薄い液膜状となって流出する。重力の影響により、次第に液膜が噴流状となり、下流側では液滴が分離するような挙動が見られた。特に液膜流れ領域の長さは、ノズル出口で換算した平均流速が大きいほどより下流に伸びていることが分かる。流速が遅い場合、液膜状となるのはノズルのごく近傍のみであり、早い段階で噴流状に遷移することが確認できる。

き裂は配管条件によって様々な欠陥形状を示すため、き裂幅や開口部の曲率の影響等を考慮してパラメータを拡充し、漏洩挙動の評価を進める必要がある。



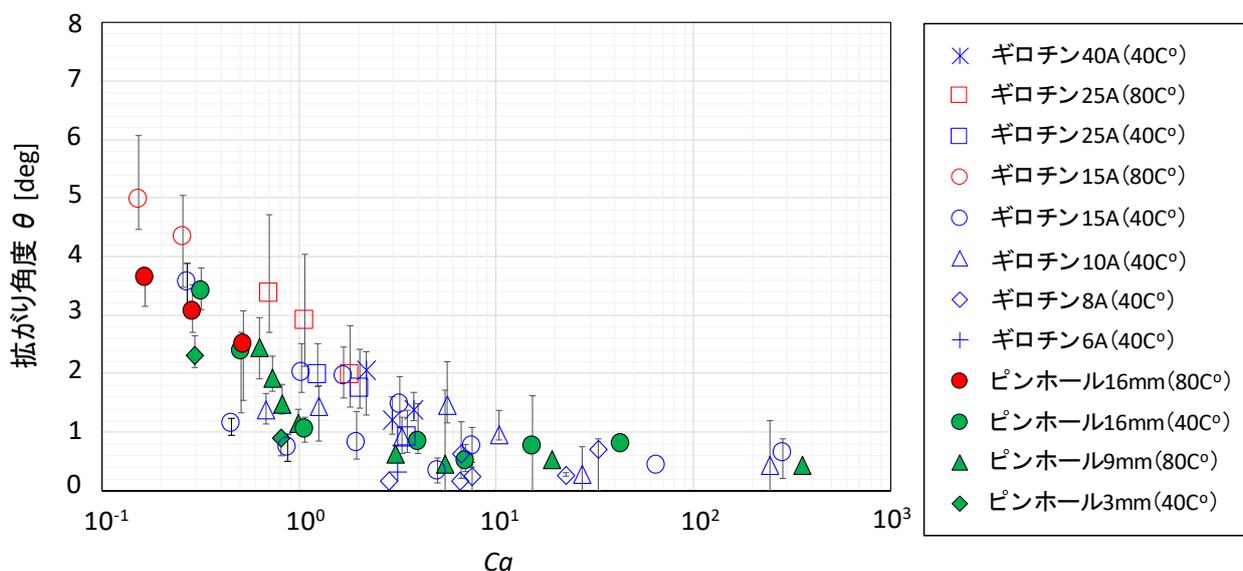
付録図 A き裂ノズルからの噴流挙動 (き裂ノズル 30mm 縦配置・40°C)

## 付録B キャビテーション数による噴流拡がり角度の整理

本実験体系による水噴流は、ノズルの形状や流速条件を踏まえると、ノズル管路内でキャビテーションが発生することも考えられる。そこで、付録図 B のように水噴流の拡がり角度をキャビテーション数 ( $Ca$ ) により整理した。 $Ca$  数は以下の (式 B) によって表現される。

$$Ca = \frac{p - p_v}{0.5\rho U^2} \quad (\text{式 B})$$

ここで、 $\rho$  は流体の密度、 $U$  はノズル出口での流速である。なお、 $p$  はノズル上流部の値ではなく簡易的に大気圧とした。 $p_v$  は飽和蒸気圧であり、40°C の温度条件で 7385 Pa、80°C の温度条件で 47416 Pa である。付録図 B から、 $Ca$  数が 10 を下回るあたりから水噴流の拡がり角度が増加する傾向にある。この範囲においては、ピンホールノズルとギロチン破断ノズル共に、高温条件 (80°C) の方が低温条件 (40°C) に比べて相対的に拡がり角度が大きくなっていることが分かった。ただし、 $Ca$  数の低下に伴い  $Re$  数および  $We$  数も増加していることから、ノズル上流部におけるキャビテーションの影響は明確とは言えないため、ノズル管路内の流動の可視化等によってキャビテーションの影響の定量化を進める必要がある。



付録図 B キャビテーション数による噴流拡がり角度の整理 (ギロチン破断・ピンホール)