

上流にベンドを有する配管合流領域における
非等温流体混合メカニズムの解明と
サーマルストライピング緩和・制御法の開発
(平成15年度)

(先行基礎工学研究に関する共同研究報告書)

2004年10月

東北大学大学院工学研究科
核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター

本資料は先行基礎工学分野に関する研究として、東北大学と核燃料サイクル開発機構との共同研究として作成されたものです。
本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松 4 番地 49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部技術協力課
電話：029-282-1122（代表）
ファックス：029-282-7980
電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184,
Japan

© 核燃料サイクル開発機構(Japan Nuclear Cycle Development Institute)
東北大学 (Tohoku University)
2004

上流にベンドを有する配管合流領域における
非等温流体混合メカニズムの解明と
サーマルストライピング緩和・制御法の開発
(平成15年度)
(先行基礎工学研究に関する共同研究報告書)

菅原 良昌*1、結城 和久*1、橋爪 秀利*1
田中 正暁*2、村松 壽晴*2

要 旨

温度の異なる2流体が混合する領域では、流体混合に伴う非定常の温度揺らぎが生じる。この流体側の温度揺らぎが周囲の構造材に伝播し、温度揺らぎの振幅や周波数によっては構造材に熱疲労を誘発し、亀裂を発生させる要因となる。液体ナトリウムを冷却材として用いる高速増殖炉においては、液体ナトリウムの熱伝導率が高いため、流体中の温度変動が構造材に伝達されやすく、流体混合による温度変動への配慮が必要となる。また、低周波数成分の温度変動は、構造材への影響が大きく、低周波数成分の温度変動に対する評価と制御法の確立は重要な課題となっている。

本研究では、上流に90度ベンドを有するT字配管合流領域での非等温流体混合実験を行い、主配管壁面近傍における流体温度変動を計測した。速度比および口径比を変化させることで様々な流動条件における温度変動を測定し、温度変動に対する2次流れの影響を定量的に評価した。粒子画像計測法(PIV)により計測された流れ場と温度場計測データの両面から解析を行い、温度変動予測式の構築を試みた。これらより以下の知見を得た。

1. T字配管合流部における主流と枝流の混合形態を分類することにより、主流と枝流の流速比($0.2 < (v/V) < 1.7$)および口径比($(d/D) < 0.287$)を用いて、温度変動強度 $\Delta Trms^*$ の最大値 $Max(\Delta Trms^*)$ を予測する温度変動予測式を構築した。ベントの曲率半径比は $C=1.41$ である。

$$\text{成層流} : Max(\Delta Trms^*) = 0.28(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.22}$$

$$\text{再付着噴流} \sim \text{偏向噴流} : Max(\Delta Trms^*) = 0.64(v/V)^{-0.92} (d/D)^{1.11}$$

2. 流速比($0.2 < (v/V) < 1.7$)および口径比($(d/D) < 0.287$)において、ベントの曲率半径比1.0における温度変動予測式を構築した。

$$\text{成層流} : Max(\Delta Trms^*) = 0.36(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.34}$$

$$\text{再付着噴流} \sim \text{偏向噴流} : Max(\Delta Trms^*) = 0.66(v/V)^{-0.86} (d/D)^{0.95}$$

3. T字配管合流下流域における温度変動の減衰について評価を行い、上流に90度ベンドが存在しない場合に比べて、上流に90度ベンドを持つ場合の方が温度変動はより急峻に減衰する。

*1 東北大学大学院工学研究科

*2 核燃料サイクル開発機構

Elucidation of Thermal Hydraulic Mixing Mechanism in a Mixing Tee Area with a 90-degree Bend Upstream and Development of Thermal-stripping Relaxation and Control Methods

Yoshimasa SUGAWARA*, Kazuhisa YUKI*, Hidetoshi HASHIZUME*,
Masa-aki TANAKA**, Toshiharu MURAMATSU**

Abstract

In the region where two fluids with different temperatures mix, unstable fluid mixing like thermal striping occurs accompanying with unsteady temperature fluctuation of fluid. This temperature fluctuation is transported toward the surrounding area and becomes an important factor that induces thermal fatigue of structural materials, which sometimes results in crack generation of them. In fast breeder reactors that utilize liquid sodium as a coolant, the fluid temperature fluctuation could be easier to conduct toward the structural materials due to its high thermal conductivity, so that careful consideration for the thermal fatigue is required. In particular, since the low frequency band of temperature fluctuation strongly affects the thermal fatigue, evaluation and development of the relaxation and control methods for it become important issues.

In this study, non-isothermal fluid mixing experiments in a T-junction area with a 90-degree bend upstream were carried out to estimate the fluid-temperature fluctuation in the vicinity of wall. The temperature fluctuations for various flow mixing conditions were measured, changing a velocity ratio and a pipe diameter ratio of a main pipe to a branch pipe to quantitatively evaluate the effect of a secondary flow on the temperature fluctuation. In addition, by analyzing both the visualization data taken by a PIV system and the temperature fluctuation data, it was attempted to construct a prediction formula for the temperature fluctuation. Our findings are summarized below.

(1) Classifying the flow mixing pattern of jet flow running out from the branch pipe makes it possible to predict the maximum temperature fluctuation in the mixing area with higher accuracy by using the flow velocity ratio ($0.2 < (v/V) < 1.7$) and the pipe diameter ratio ($(d/D) < 0.287$). The curvature ratio of 90-degree bend is 1.41.

$$\text{Stratified Flow : } \text{Max}(\Delta Trms^*) = 0.28(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.22}$$

Re-attachment Flow ~ deflecting Flow :

$$\text{Max}(\Delta Trms^*) = 0.64(v/V)^{-0.92} (d/D)^{1.11}$$

(2) Prediction formulas for the maximum temperature fluctuation in the case of the curvature ratio of 1.0 are also constructed as follows.

$$\text{Stratified Flow : } \text{Max}(\Delta Trms^*) = 0.36(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.34}$$

Re-attachment Flow ~ deflecting Flow :

$$\text{Max}(\Delta Trms^*) = 0.66(v/V)^{-0.86} (d/D)^{0.95}$$

(3) Damping characteristics of the temperature fluctuation in the downstream direction are also evaluated and it is clarified that the temperature fluctuation damps rapidly in comparison with that in the case of no-bend system.

* Department of Quantum Science & Energy Engineering, Tohoku University

** Japan Nuclear Cycle Development Institute

目 次

第 1 章 はじめに	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	2
第 2 章 実験装置	4
2.1 実験装置概略	4
2.1.1 整流部	4
2.1.2 冷却部	4
2.1.3 加熱部	4
2.1.4 流量調節および作動流体駆動部	5
2.1.5 脱気ボックス	5
2.1.6 貯蔵ボックス	5
2.2 試験部	10
第 3 章 温度変動の計測	14
3.1 熱電対の特性	14
3.1.1 熱電対の種類	14
3.1.2 温度の応答性	14
3.2 温度測定周辺機器	17
3.3 熱電対の設置位置(粘性底層の評価)	17
第 4 章 結果と考察	18
4.1 概要および実験パラメータ	18
4.2 枝配管口径 $d=15[\text{mm}]$ の場合	20
4.2.1 平均温度分布	20
4.2.2 瞬間最大温度分布および瞬間最小温度分布	20
4.2.3 最大温度変動振幅分布	21
4.2.4 最大温度変動強度分布	22
4.3 $C=1.41$ における $\text{Max}(\Delta T_{\text{rms}}^*)$ の温度変動予測式の構築	28
4.3.1 枝配管口径 $d=15[\text{mm}]$ における $\text{Max}(\Delta T_{\text{rms}}^*)$ の変化	28
4.3.2 枝配管口径増加($d=15[\text{mm}]$)に伴う $\text{Max}(\Delta T_{\text{rms}}^*)$ の変化	28
4.3.3 速度比、配管口径比による温度変動予測式の構築	32
4.3.4 主流と支流の混合形態	35
4.3.5 混合形態ごとの温度変動予測式の構築	38
4.4 曲率半径比 C が温度変動に与える影響	42
4.4.1 温度変動強度(ΔT_{rms}^*)分布と $\text{Max}(\Delta T_{\text{rms}}^*)$ への影響	42
4.4.2 混合形態ごとの温度変動予測式の構築	45
4.5 下流方向距離に対する最大温度変動減衰過程	49
4.5.1 $C=1.41$ における最大温度変動振幅(ΔT_{p-p}^*)減衰過程	49
4.5.2 曲率半径比の変化および 90 度ベンドの有無における 最大温度変動振幅(ΔT_{p-p}^*)減衰過程	50
第 5 章 おわりに	55

5.1 結 論	55
5.2 今後の課題	56
参考文献	57

図表目次

Table4.1 実験パラメータ	19
Fig. 1.1 フェニックスにおける配管合流部概略図	3
Fig. 1.2 フェニックスにおける T 字配管合流部の解析結果 ^[1]	3
Fig. 2.1 実験装置全体図	6
Fig. 2.2 実験装置概略図	6
Fig. 2.3 整流器概略図	7
Fig. 2.4 攪拌用円筒格子外観	7
Fig. 2.5 熱交換器外観	7
Fig. 2.6 熱交換器概略図	7
Fig. 2.7 熱交換器断面図	8
Fig. 2.8 邪魔板断面図	8
Fig. 2.9 加熱ボックス外観	9
Fig. 2.10 支流ポンプ周波数と支流流速の関係	9
Fig. 2.11 排水用ライン	9
Fig. 2.12 試験部詳細図	11
Fig. 2.13 90 度ベンド(C=1.41)	12
Fig. 2.14 90 度ベンド(C=1.0)	12
Fig. 2.15 熱電対設置周方向範囲	12
Fig. 2.16 熱電対設置詳細図	13
Fig. 2.17 熱電対設置外観	13
Fig. 3.1 RC 回路	16
Fig. 3.2 素線 0.1[mm]の 20℃から 0℃への応答性能	16
Fig. 3.3 素線 0.1[mm]熱電対とシース熱電対の応答性能比較	16
Fig. 4.1 温度分布計測における座標系	19
Fig. 4.2 d=15[mm]、C=1.41、V=0.9[m/s]における平均温度分布	23
Fig. 4.3 d=15[mm]、C=1.41、V=0.9[m/s]における瞬間最大温度分布	24
Fig. 4.4 d=15[mm]、C=1.41、V=0.9[m/s]における瞬間最小温度分布	25
Fig. 4.5 d=15[mm]、C=1.41、V=0.9[m/s]における最大温度変動振幅分布	26
Fig. 4.6 d=15[mm]、C=1.41、V=0.9[m/s]における温度変動強度分布	27
Fig. 4.7 枝配管口径 15[mm]における Max($\Delta Trms^*$)の変化	30
Fig. 4.8 A 点における周波数解析	30
Fig. 4.9 B 点における周波数解析	30
Fig. 4.10 枝管口径 d=31mm における Max($\Delta Trms^*$)	31
Fig. 4.11 C 点における周波数解析	31
Fig. 4.12 D 点における周波数解析	31
Fig. 4.13 重回帰分析前の Max($\Delta Trms^*$)と速度比の関係	33
Fig. 4.14 重回帰分析後の Max($\Delta Trms^*$)と速度比の関係	33
Fig. 4.15 Re 数比と Max($\Delta Trms^*$)との関係	34
Fig. 4.16 流量比と Max($\Delta Trms^*$)との関係	34

Fig. 4.17 重回帰分析前のMax($\Delta Trms^*$)と速度比の関係	36
Fig. 4.18 成層流における流れ場 (d=15[mm]、V=0.9[m/s]、v=0.2[m/s])	37
Fig. 4.19 再付着噴流における流れ場 (d=15[mm]、V=0.9[m/s]、v=0.4[m/s])	37
Fig. 4.20 偏向噴流における流れ場 (d=15[mm]、V=0.9[m/s]、v=0.6[m/s])	37
Fig. 4.21 重回帰分析前のMax($\Delta Trms^*$)と速度比の関係(成層流)	40
Fig. 4.22 重回帰分析後のMax($\Delta Trms^*$)と速度比および口径比の関係(成層流)	40
Fig. 4.23 重回帰分析前のMax($\Delta Trms^*$)と速度比の関係(再付着噴流～偏向噴流)	41
Fig. 4.24 重回帰分析後のMax($\Delta Trms^*$)と速度比および口径比の関係 (再付着噴流～偏向噴流)	41
Fig. 4.25 d=15[mm] v=0.6[m/s] V=0.9[m/s]における温度変動強度分布	43
Fig. 4.26 d=15[mm] v=1.0[m/s] V=0.9[m/s]における温度変動強度分布	43
Fig. 4.27 枝管口径d=15[mm]における速度比とMax($\Delta Trms^*$)の関係	44
Fig. 4.28 枝管口径d=21[mm]における速度比とMax($\Delta Trms^*$)の関係	44
Fig. 4.29 枝管口径 d=31[mm]における速度比とMax($\Delta Trms^*$)の関係	44
Fig. 4.30 重回帰分析前のMax($\Delta Trms^*$)と速度比の関係(成層流)	47
Fig. 4.31 重回帰分析後のMax($\Delta Trms^*$)と速度比および口径比の関係(成層流)	47
Fig. 4.32 重回帰分析前のMax($\Delta Trms^*$)と速度比の関係(再付着噴流～偏向噴流)	48
Fig. 4.33 重回帰分析後のMax($\Delta Trms^*$)と速度比および口径比の関係 (再付着噴流～偏向噴流)	48
Fig. 4.34 枝配管口径d=15[mm]、曲率半径比C=1.41における 枝流流速vの変化と $\Delta Tp-p^*$ 減衰の関係	52
Fig. 4.35 枝配管口径d=15[mm]、曲率半径比C=1.41における 主流流速Vの変化と $\Delta Tp-p^*$ 減衰の関係	52
Fig. 4.36 C=1.41における枝配管口径の変化に伴う $\Delta Tp-p^*$ 減衰の変化	53
Fig. 4.37 枝配管口径d=15[mm]、v=0.2[m/s]、V=0.9[m/s]における 曲率半径比Cの変化と $\Delta Tp-p^*$ 減衰の関係	54
Fig. 4.38 枝配管口径d=31[mm]、v=0.2[m/s]、V=0.9[m/s]における 曲率半径比Cの変化と $\Delta Tp-p^*$ 減衰の関係	54

第1章 はじめに

1.1 研究の背景

原子力発電所に代表される大型プラントにおいては、温度の異なる2流体が混合する領域が数多くある。このような領域では、流体混合に伴う非定常の温度揺らぎが生じる。この流体側の温度揺らぎが周囲の構造材に伝播し、温度揺らぎの振幅や周波数によっては構造材に熱疲労を誘発し、亀裂を発生させる要因となる。フランスの高速増殖炉フェニックスの2次系主冷却配管におけるナトリウム漏洩事故、日本原子力発電敦賀発電所2号機の再生熱交換器内ベンド領域での冷却水漏れなどが上記の温度揺らぎによる例であると考えられている。

フェニックスでは作動流体として液体ナトリウムが用いられている。軽水炉の冷却材である水に比べて、液体ナトリウムは熱伝導率が高く、配管中心部の混合領域では温度変動の減衰（温度分布の平均化）が期待されるが、構造材近傍では流体中の温度変動が伝達されやすく、流体混合による温度変動に対する配慮が必要となる。

熱疲労による配管破断の危険性に対して、国際原子力機関ではフェニックスの2次主冷却系配管で発生した温度揺らぎによる熱疲労に起因した亀裂発生事象をベンチマーク問題として取り上げ、国際共同研究を実施した。当該部位(Fig. 1.1 参照)では、定格負荷運転時に主冷却配管内を低温ナトリウムが流れ、90度ベンド通過後水漏検出系枝管内を流れる高温ナトリウムとT字配管合流部で合流する。さらにこの下流側に主配管溶接線が位置し、90,000時間の運転後にここで亀裂が発見された。

Fig.1.2 は、村松らによるフェニックス T字配管合流部の解析評価結果であり^[1]、枝管合流部を含むナトリウム温度の軸方向断面瞬時分布を示している。Fig.1.2 より、枝管からの高温ナトリウムが主配管内において柔らかな障害物の役割を果たしたことにより、枝配管流の背後に後流域が形成され、また、主配管流と枝配管噴流との衝突により複雑な混合領域が形成されていることが分かる。また、Fig.1.3 は、枝管合流部を含む半径方向位置での周方向断面における瞬時のナトリウム温度分布である。Fig. 1.3 より、枝管から流出した高温ナトリウム噴流が主配管壁に沿って左右に振動しながら下流側に押し流されている様子がわかる。また、枝管から流出した高温ナトリウムの両脇には、左右対称に下流側に広がる高温部が存在しているのがわかる。フェニックスでは、縦渦支配の領域と主配管の周方向溶接線とが交差する周方向の2箇所亀裂が発生した。村松らの解析結果から、枝管合流部下流側には枝配管噴流背後の後流域における高周波数成分（約8Hz）の温度変動および枝配管噴流の両側に形成される低周波数成分（1Hz以下）の温度変動が形成されることが分かる。低周波数成分の温度変動は、構造材への影響が大きく、溶接線との交点において熱疲労が発生したものと考えられる。このような低周波数成分の温度変動に対する評価と制御法の確立は重要な課題となっている。

1. 2 本研究の目的

本研究では、上流にベンドを有する T 字配管合流部において非等温流体混合実験を行い、主配管壁面における温度変動を計測し、過去に計測された流れ場と本研究で行う温度場計測データの両面における解析より、速度比および口径比を変化させることで様々な流動条件での 2 次流れの影響を定量的に評価する。そして温度場計測により得られたデータから、配管破断の回避の指針を得るために配管破断の可能性を予測するための温度変動予測式の構築を目指す。

これまでに、フェニックスの事故発生部位と同じ幾何形状を持つ試験部を用いた実験的研究が奥山、田嶋により実施されている [4][5][6]。等温場での流体混合の可視化実験により、枝配管噴流が主流配管に侵入する際、枝配管の中心を起点とする流線が非定常に揺らいでいること、その挙動がベンドに起因する 2 次流れに支配されていることがわかった。また、田嶋により、主配管流の温度を低温に、枝配管流の温度を高温とした非等温場実験より [7]、T 字配管合流部下流における主配管壁面の温度特性分布およびベンドの曲率半径比の違いによる枝流の侵入距離の違いを明らかになっている。さらに、壁面温度変動が低周波帯に分布すること、この温度変動は 2 次流れと強い相関があることが定性的に明らかにされ、枝配管流の主配管流中への侵入距離と 2 次流れと温度変動を結びつけるモデルも考案されている。しかし、温度場計測において、主流流速は一定、枝管の口径も一定という限られた条件でのみ行われている。より詳細に定量的評価を行うためにも、主流速と枝流速の比・枝管の口径を変化させ、様々な混合形態での温度変動を計測し、データを拡充しておく必要がある。

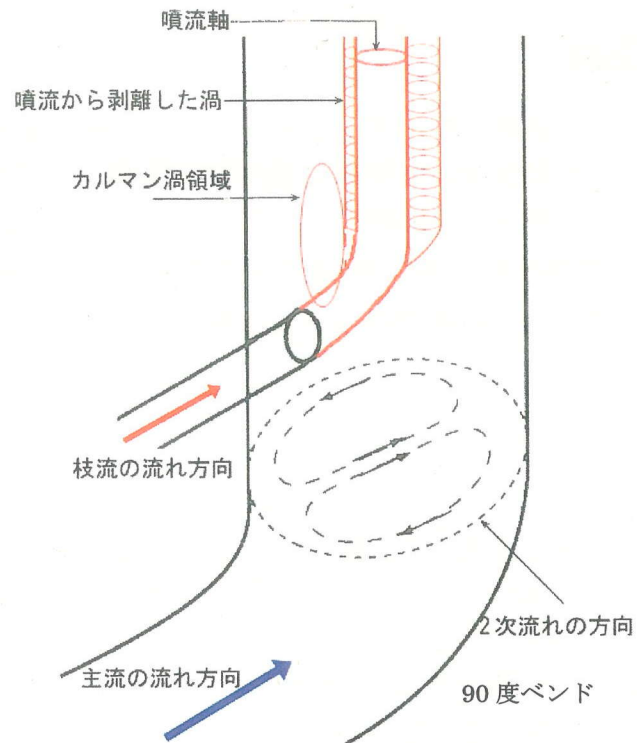
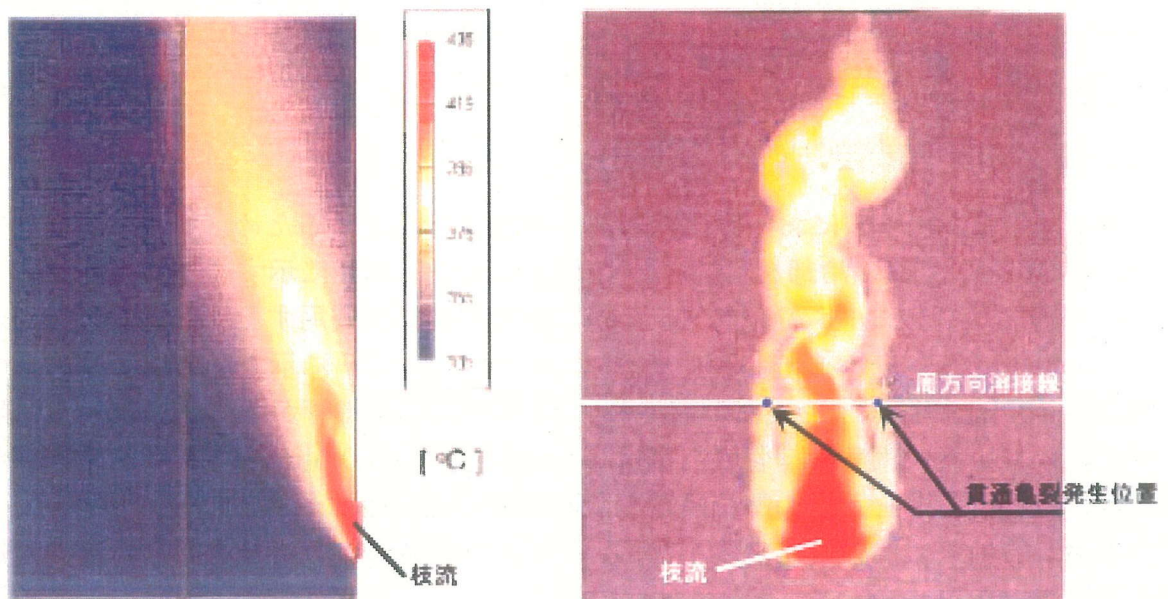


Fig. 1.1 フェニックスにおける配管合流部概略図



(垂直断面)

(周方向断面)

Fig. 1.2 フェニックスにおける T 字配管合流部の解析結果^[1]

第 2 章 実験装置

2. 1 実験装置概略

本研究において使用する装置写真を Fig. 2.1 に、その概略図を Fig. 2.2 に示す。本実験装置は作動流体として水を用いた非等温型の強制循環ループであり、試験部、整流部、助走部、冷却部、加熱部、流量調節及び作動流体駆動部、脱気ボックス、貯蔵タンクから構成される。試験部は上流に 90 度ベンドを有する T 字配管合流部であり、鉛直上向き方向の流れである。以後各部について説明する。

2. 1. 1 整流部

上流にある主流ポンプから発生する流れの旋回成分や大きな乱れを抑制するために、整流器を助走部入り口に設置する。整流格子は外径 13[mm]、肉厚 1[mm]、全長 133[mm]のステンレス管であり、計 61 本の配管により構成されており、Fig. 2.3 のように整列している。

しかしながら、整流器上流側には 90 度曲がり管と拡大管が存在しているため、整流器侵入前の主流内には速度分布の著しい偏在の可能性がある。そのような状態のまま整流器を通過する流れ場は、当初の予定通りに整流されない可能性がある。結果として、下流側で発生する 2 次流れや枝流の噴流形態が理想条件のものと異なり、得られる温度変動の一般的な評価も困難となる。そこで今回、拡大管と整流器の間に新たに攪拌用ポリエチレン樹脂製円筒格子を付け加えることにより、主流の流速分布の偏りを無くし擾乱の発生を最小限に抑えた。その外観を Fig. 2.4 に示す。

2. 1. 2 冷却部

本実験では、試験部において主流が高温の枝流と混合するため、主流温度は上昇する。そのため、主流の冷却を目的として Fig. 2.5、Fig. 2.6 に示す冷却器を設置した。

冷却器としてシェル・アンド・チューブ型熱交換器を採用する。冷却器断面の外径は 216 [mm]、肉厚 4[mm]であり、その様子を Fig. 2.7 に示す。内部には 5 枚の邪魔板が 200[mm]間隔で交互に配置され、24 本の銅製冷却管が Fig. 2.8 のように邪魔板を貫いている。銅製冷却管の内径は 9[mm]、肉厚は 0.5[mm]であり、管内部を冷却水が流れる構造をとる。熱交換器の除熱性能の理論値は最大 88.3[kW]である。

本冷却器の圧力損失は非常に小さく、取り付け前後における最大流量の変化はほとんど無視できる。

2. 1. 3 加熱部

本実験では枝流を高温流体とする必要がある。そこで、実験開始前に 250[L]の加熱ボックスを作動流体で満たし、ガスバーナーによりあらかじめ加熱する。保温性の向

上を目的として、ボックス全体を断熱材で覆う。その外観を Fig. 2.9 に示す。

2. 1. 4 流量調節および作動流体駆動部

流量調節器により制御された作動流体は、助走部を経て試験部へと流入する。主流流量は、500[L/min]の一定出力ポンプに対しバルブを手動で調節することにより制御される。

支流流量の制御はポンプ周波数を調節することにより行う。しかし実験の進行とともに加熱ボックス内の液面が下降するため、一定流量を保つのが難しい。そのため、一回の実験ごとに貯蔵ボックスに保存された作動流体を加熱ボックスに加え、可能な限り液面を一定に保つことにより一定流量を達成した。これにより、液面下降に伴う流量の変化はほとんど無視できることを確認した。支流ポンプの最大流量は135[L/min]である。

流速の測定には超音波ドップラー流速計を用いる。超音波流速計を用いて測定した流速と支流ポンプ周波数の関係を Fig. 2.10 に示す。

2. 1. 5 脱気ボックス

作動流体中に気泡が存在すると、温度場測定の際に誤差を生じる可能性、つまり気泡は浮力の影響を受けるため流れ場に追従せず、気泡が存在しない場合と異なる流れとなる可能性がある。このボックスを設置することにより流体中気泡を脱気することができ、より精度の高い測定が可能となる。

2. 1. 6 貯蔵ボックス

実験中はループ内に高温流体が流入するため、実験装置内の作動流体総量は徐々に増加する。そのため、過剰分の作動流体を排水し貯蔵ボックスに保存する。

排水用のラインを Fig. 2.11 のようにループ最上部から鉛直上向きに設置する。このように配置することで、支流流入による装置全体における作動流体の増加量を過不足なく排水することが可能となる。同時に、実験中の作動流体への気体混入も防止できる。

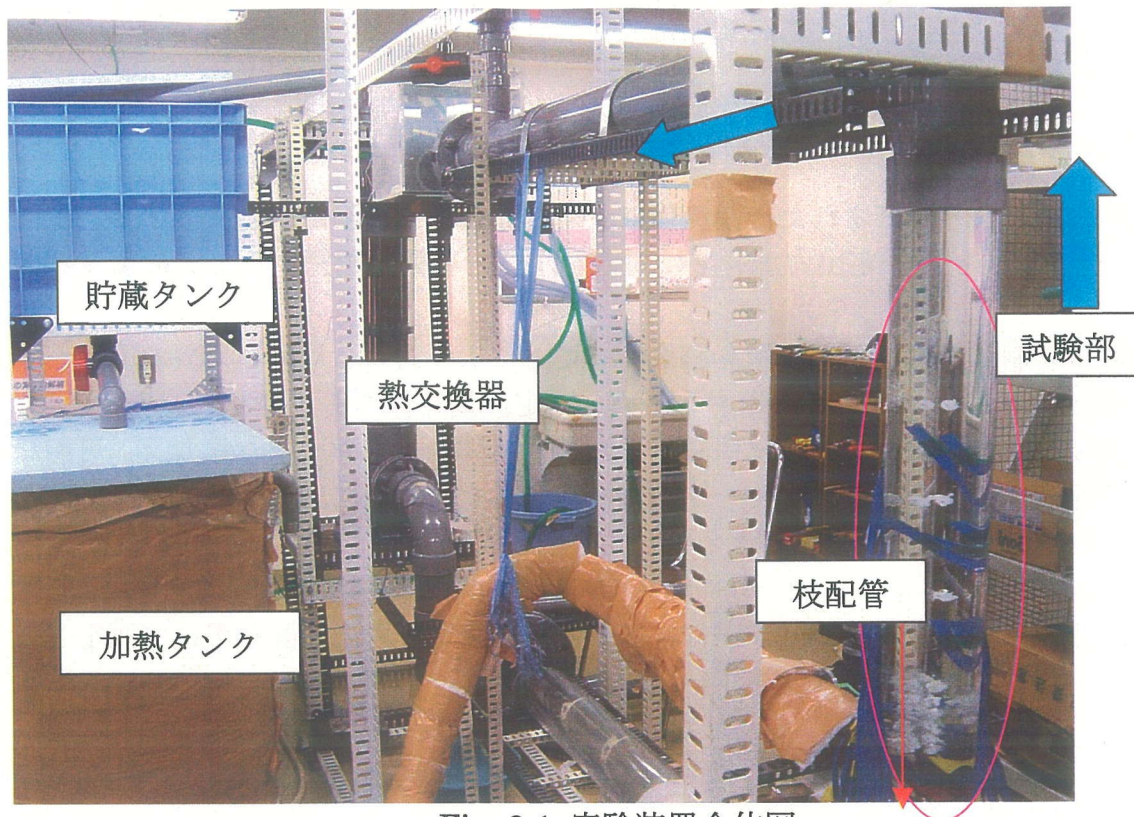


Fig. 2.1 実験装置全体図

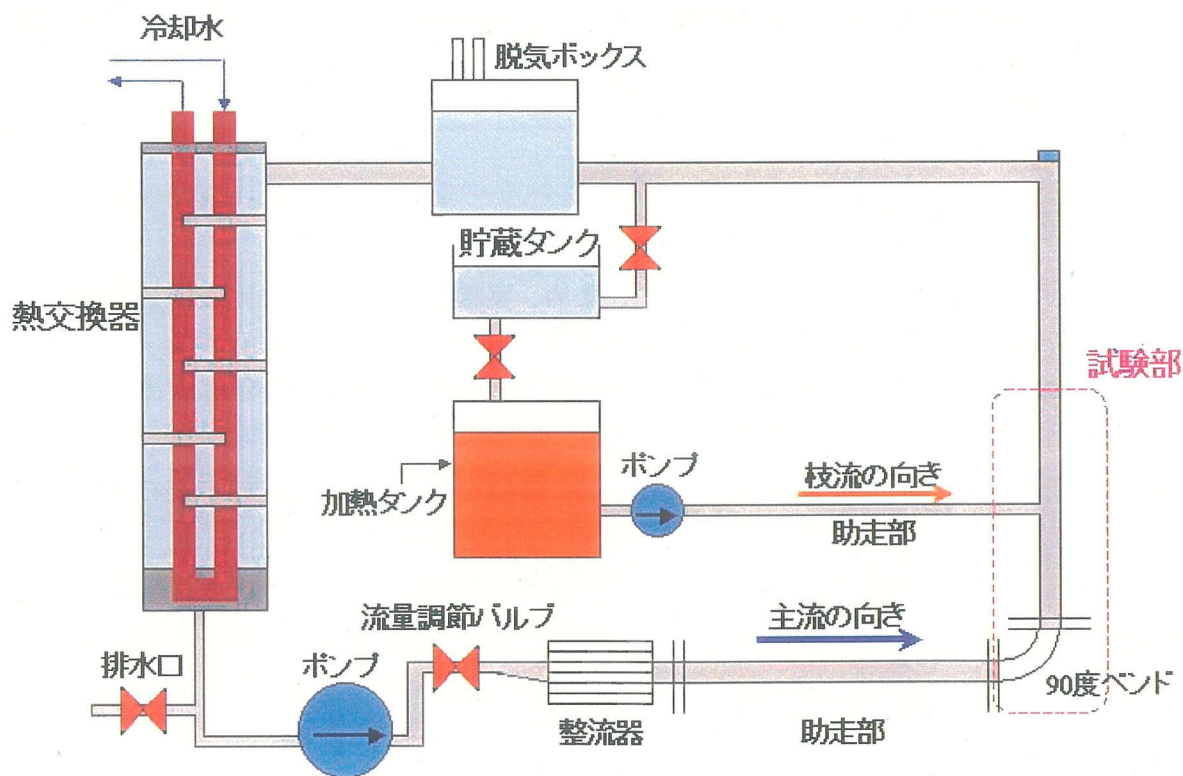


Fig. 2.2 実験装置概略図

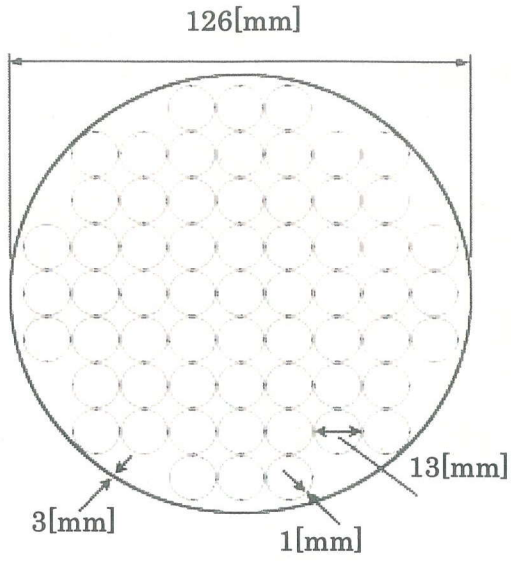


Fig. 2.3 整流器概略図

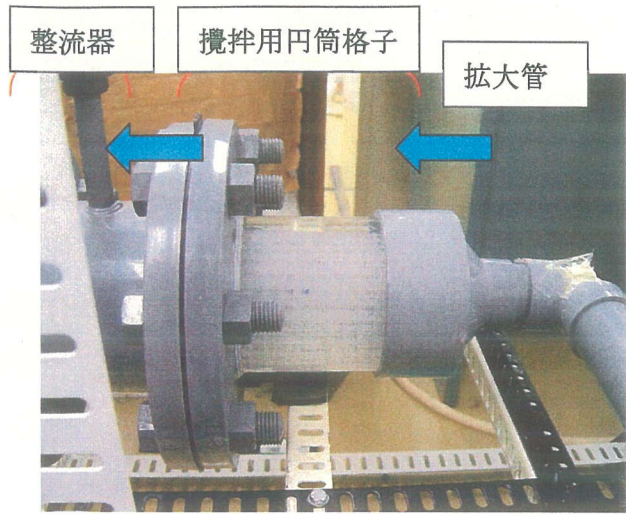


Fig. 2.4 攪拌用円筒格子外觀

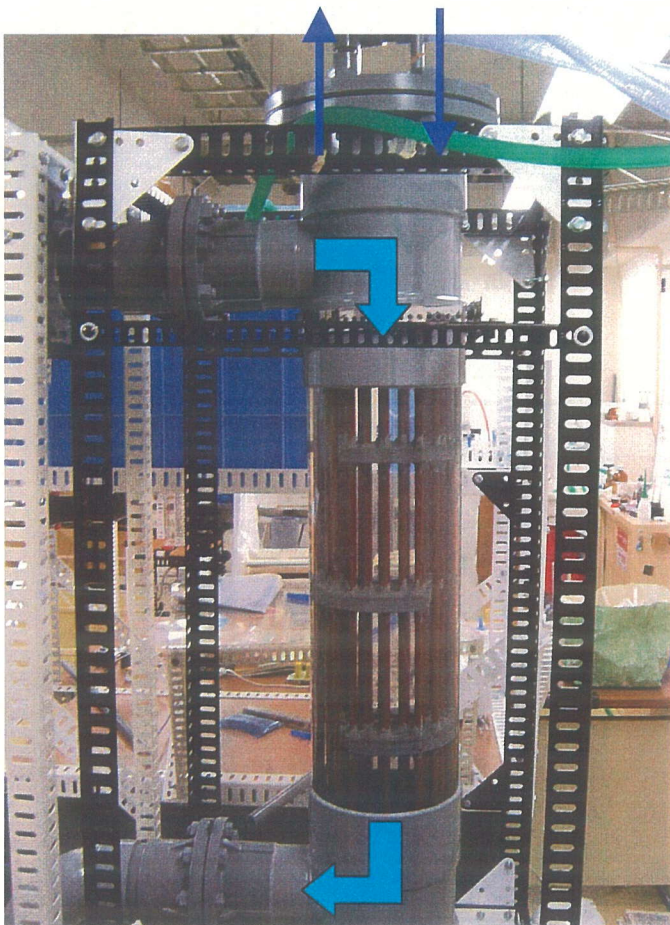


Fig. 2.5 熱交換器外觀

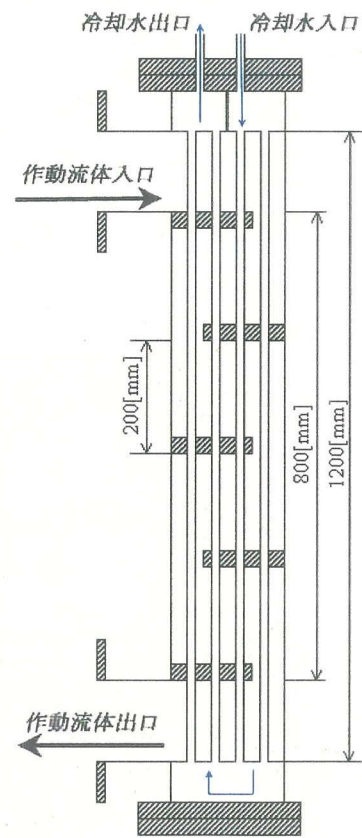


Fig. 2.6 熱交換器概略図

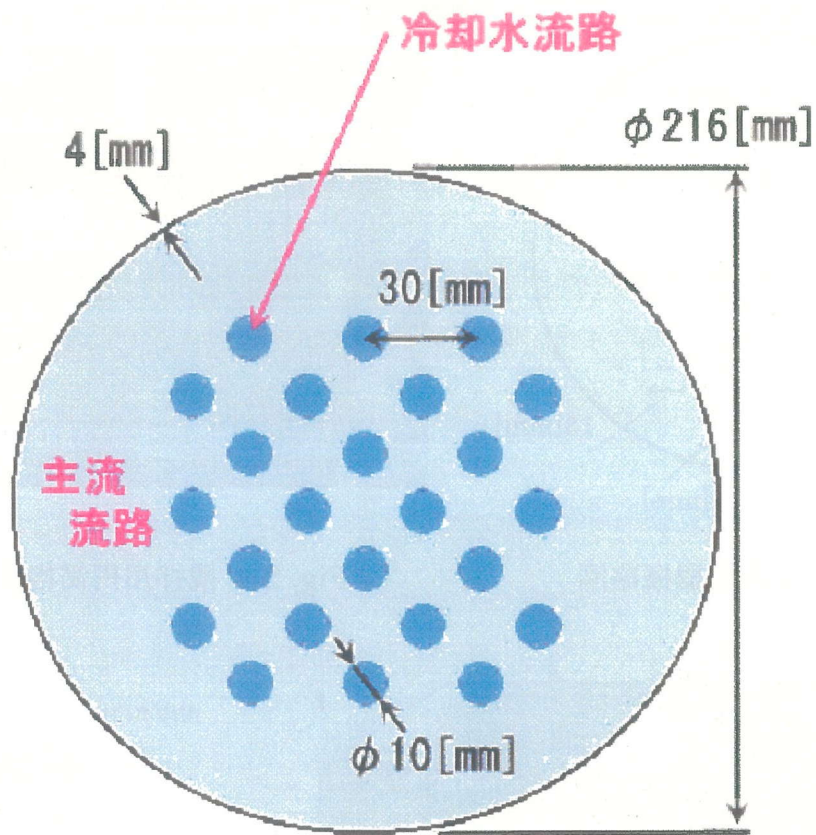


Fig. 2.7 熱交換器断面図

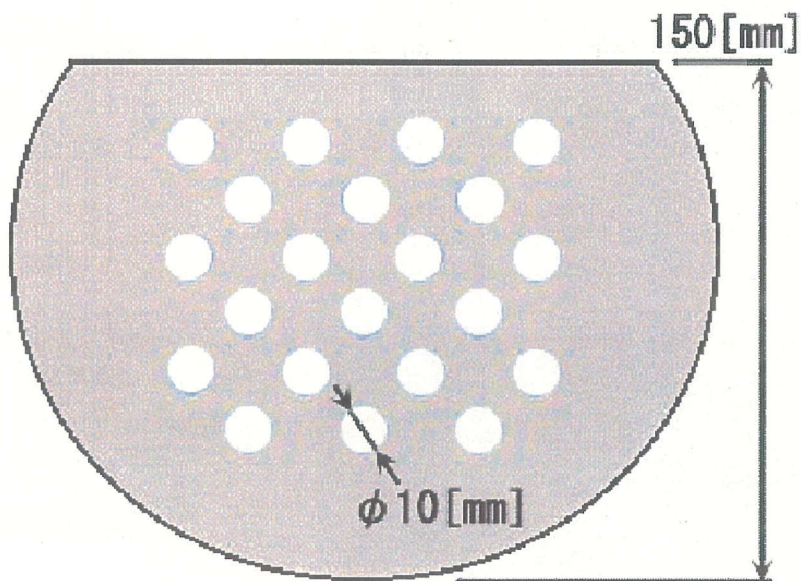


Fig. 2.8 邪魔板断面図

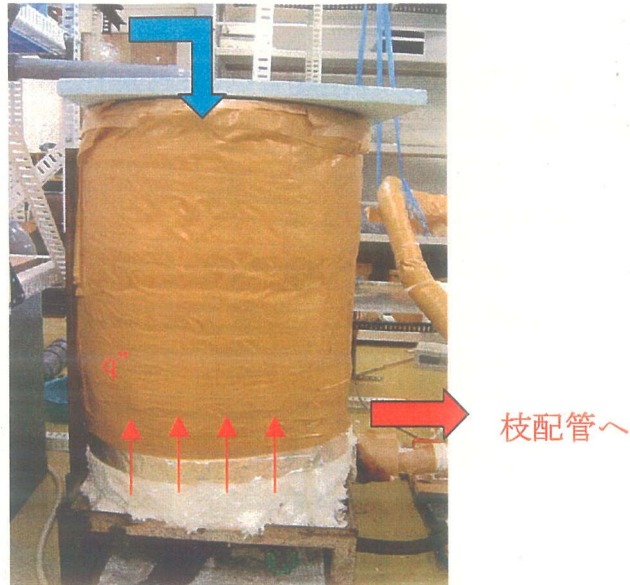
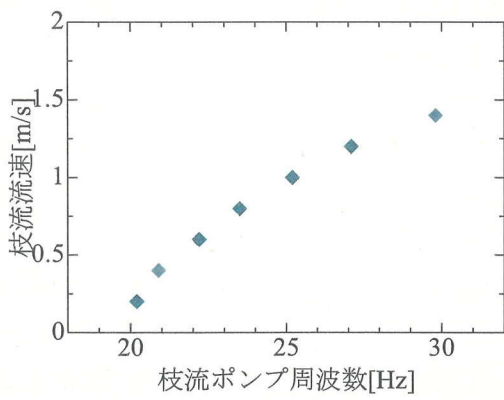
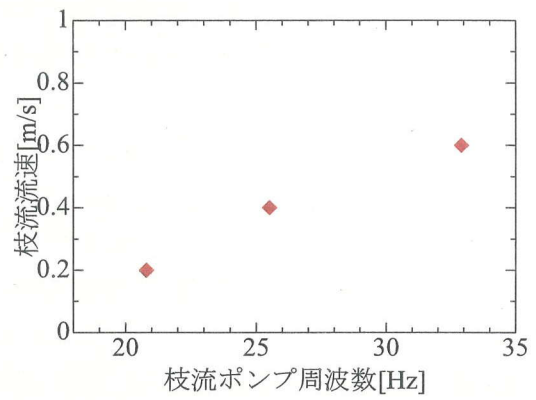


Fig. 2.9 加熱ボックス外観



(a) 枝管口径 d=15mm



枝管口径 d=31mm

Fig. 2.10 枝流ポンプ周波数と枝流流速の関係

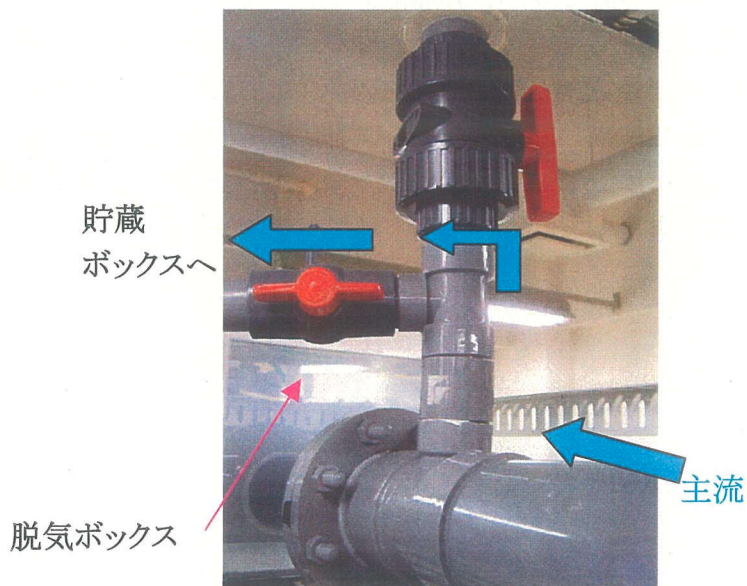


Fig. 2.11 排水用ライン

2. 2 試験部

試験部の詳細を Fig. 2.12 に示す。主配管内径は $D=108[\text{mm}]$ を、枝配管内径は $d=15、31[\text{mm}]$ の 2 種類を用いる。90 度ベンド通過後約 $200[\text{mm}]$ の位置においてこれらが垂直に合流する。ベンドに対する枝配管の進入角度は 0 度（エルボへの流入方向と、枝配管内の流れ方向が同じ向き）である。

本研究では、ベンドの曲率半径比 ($C=R/D$) をパラメータの一つとして扱う。ここで R は 90 度ベンドの曲率半径、 D は主配管内径である。本研究では $C=1.41、C=1.00$ の 90 度ベンドを用い、その詳細を Fig. 2.13、Fig. 2.14 に示す。

ここで Fig. 2.13、Fig. 2.14 から明らかなように、曲率半径比 $C=1.41$ および $C=1.00$ の場合、90 度ベンド出口から配管合流部までの距離は、それぞれ $200[\text{mm}]$ および $244.4[\text{mm}]$ となり異なる。しかしながら、実機においてベンド等を除いた配管系の位置は他の要因より優先的に決定される。そのため、「ベンド出口から配管合流部」までの距離を固定するよりも、90 度ベンド上流側主配管と枝配管との位置を固定し、それに対してベンドの曲率半径比と周囲のスケールを変化させる方が現実的である。そこで本実験装置でも主流と枝流の位置を固定してベンドの曲率半径比を変化させたため、ベンド出口から配管合流部までの距離は異なる設計になっている。

本実験では特に温度変動が大きいと予測される領域に対して熱電対を設置した。測定範囲は周方向に対して枝管中心から ± 45 度、下流方向に対して約 $4D$ である。熱電対は枝管中心より下流に $l=21[\text{mm}]$ の位置から計 59 点設置した。差し込み深さは管内壁から $1[\text{mm}]$ である。差し込み深さの理由を含め、使用した熱電対の詳細については第 3 章において述べる。熱電対設置の詳細を Fig. 2.15、Fig. 2.16、実際の熱電対設置の外観を Fig. 2.17 に示す。熱電対設置位置の決定について述べる。周方向に対して ± 45 度の範囲に決定したのは、枝流流速が主流流速の 1.5 倍以下では枝流が主流に対して深く侵入しないために、枝管流入側の壁面に対する温度変動が反対壁面に対する温度変動よりも大きく、枝配管噴流の揺らぎを捉えられる範囲として ± 45 度としたためである。熱電対位置を下流 $1.0l$ から $4.5l$ まで細かく配置したのは、この範囲内の温度変動がもっとも大きいことが田嶋によって示されているためである^[7]。今回、新たに下流方向に約 $4D$ まで熱電対を設置したのは、これまで T 字配管合流部付近の温度変動が中心に議論されていて、下流方向での減衰がそれほど議論されていないためである。今回の設置により枝配管口径の変化やベンドの設置による下流領域での温度変動を評価することができる。

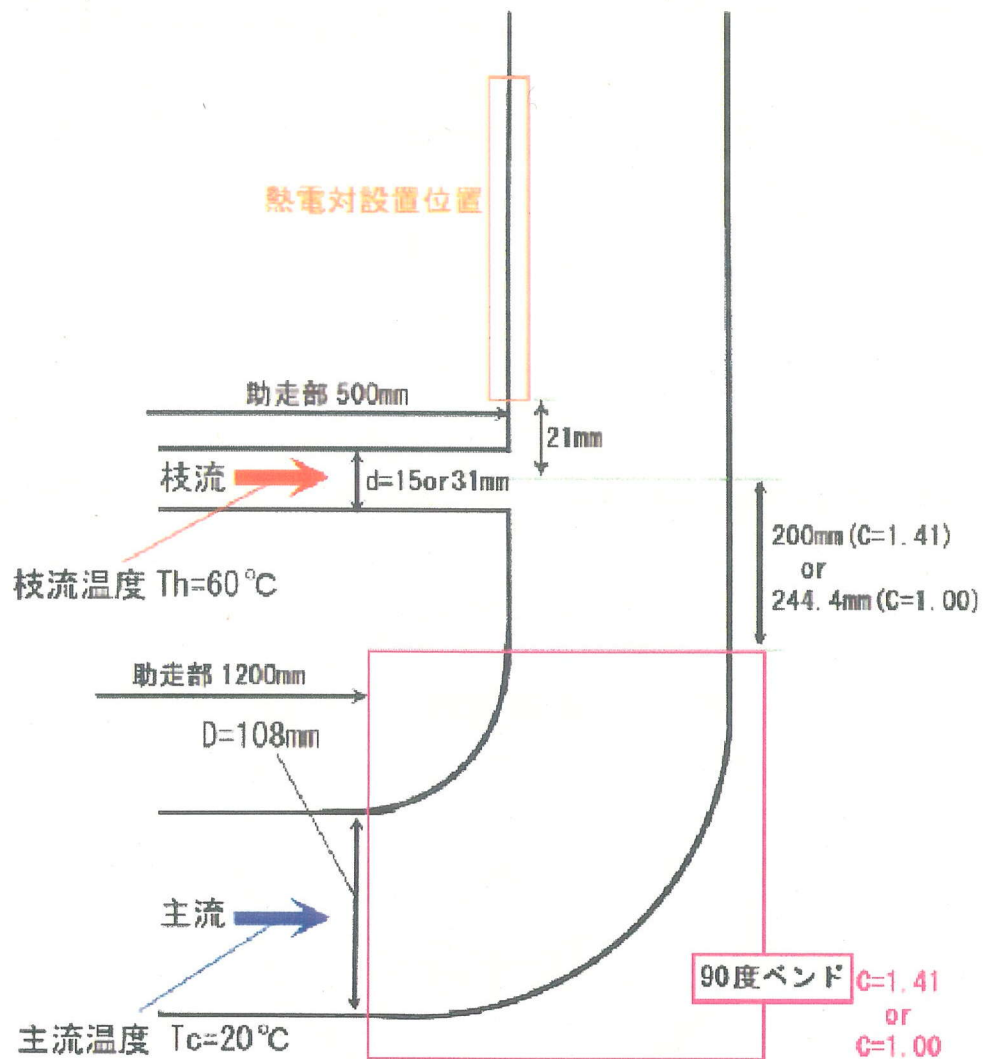


Fig.2.12 試験部詳細図

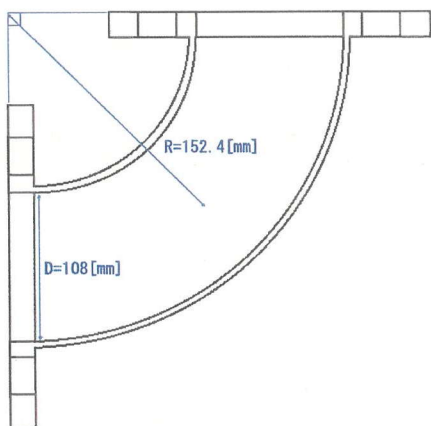


Fig.2.13 90度ベンド(C=1.41)

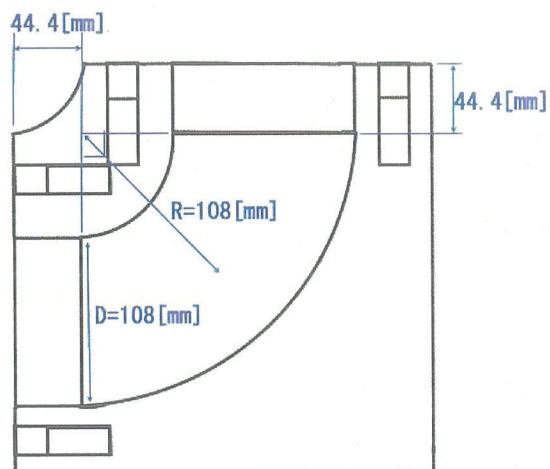


Fig.2.14 90度ベンド(C=1.0)

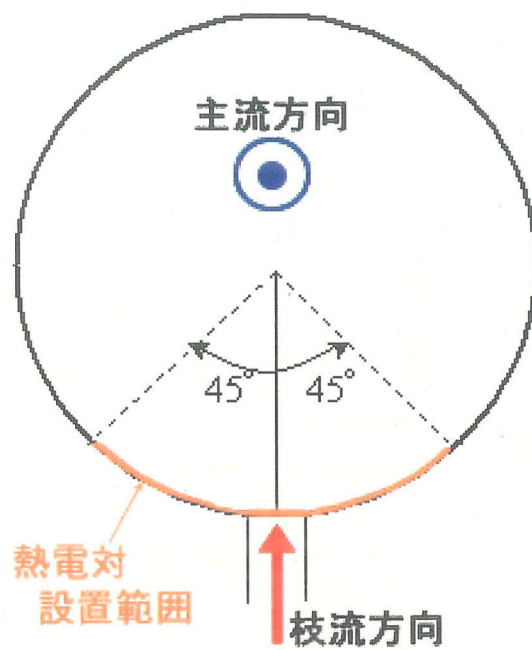


Fig.2.15 熱電対設置周方向範囲

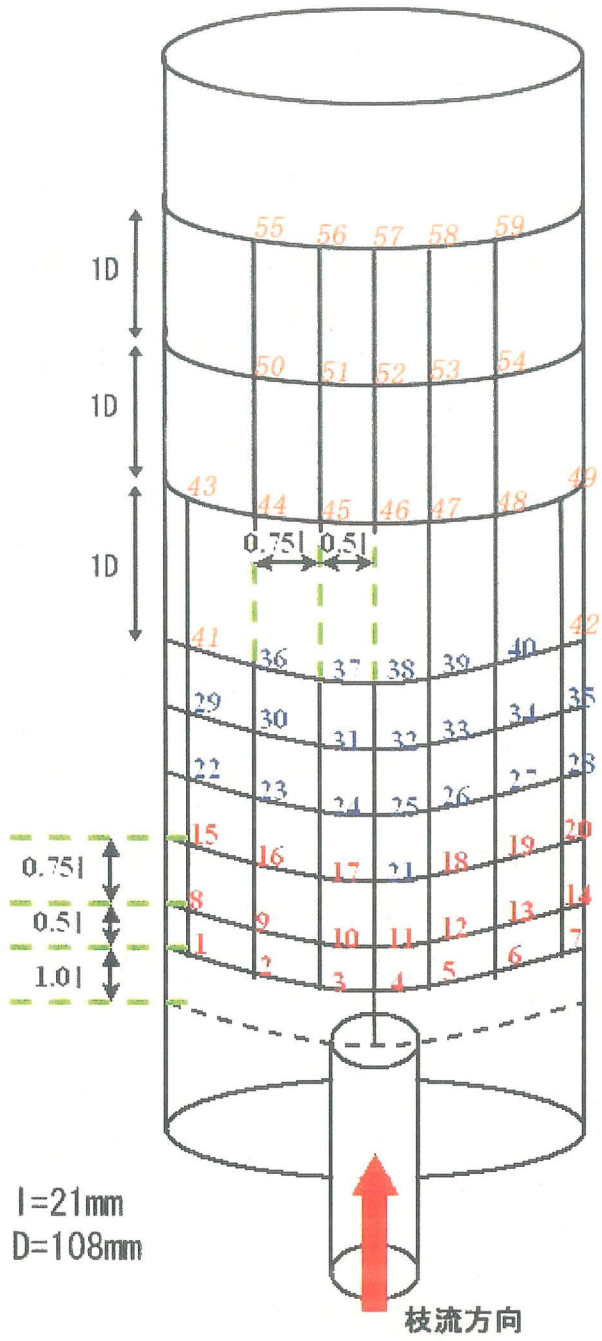


Fig.2.16 熱電対設置詳細図



Fig.2.17 熱電対設置外觀

第3章 温度変動の計測

3.1 熱電対の選定

3.1.1 熱電対の種類

温度測定には、非被覆型 K 型熱電対（素線はクロメル・アルメル）を使用する。K 型熱電対は使用温度範囲が $-200^{\circ}\text{C}\sim 1000^{\circ}\text{C}$ と広い測定範囲を持つなどの特徴がある。本実験で用いる熱電対は両素線をスポットウェルダーにより溶接したものである。素線の直径は $0.1[\text{mm}]$ である。これは直径を小さくすることで、より高周波の現象を測定するためである。

K 型熱電対の温度 $T[^{\circ}\text{C}]$ と起電力 $V[\text{mV}]$ との関係は、 $(T,V) = (0,0)$ 、 $(100,4.093)$ である。よって、この間を線形近似した次式を用いて流体温度を算出する。

$$T [^{\circ}\text{C}] = \frac{100}{4.093} \times V [V] \quad (3.1)$$

3.1.2 温度に対する応答性

熱電対の応答評価方法として、一般的にはステップ応答における応答時間が用いられる。このとき、応答時間は時定数 τ [秒] によって評価される。

時定数とは、電気回路における応答の早さを表す目安の量であり、時定数が小さい回路では応答が早いことを意味する。Fig.3.1 に示す抵抗 $R[\Omega]$ とコンデンサー $C[\text{F}]$ により構成される回路に、時刻 $t=0$ で電圧 E となるステップ電圧を印加する。時刻 t における $V_c(t)$ とすると、式(3.2)～(3.4)が成立する。

$$V_c(t) = \frac{1}{C} \int_0^t I(t) dt \quad (3.2)$$

$$I(t) = C \frac{dV_c(t)}{dt} \quad (3.3)$$

$$E = I(t)R + V_c(t) \quad (3.4)$$

以上から式(3.5)が得られる。

$$\frac{dV_c(t)}{dt} + \frac{V_c(t)}{CR} = \frac{E}{CR} \quad (3.5)$$

この方程式を解くと式(3.6)および(3.7)を得られる。ここで $\tau = CR$ とする。

$$V_c(t) = E(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \quad (3.6)$$

$$I_c(t) = \frac{E}{C} e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (3.7)$$

以上より、時定数 τ [秒] は印加されたステップ電圧 E に対して、 $E(1-1/e)$ まで到達す

るために必要な時間を表す。つまり印加された電圧の 63.2%まで到達するための時間が τ である。

ここで、本実験に用いた素線 0.1[mm]熱電対の時定数評価を行った。Fig. 3.2 は、サンプリング周波数 1000[Hz]において 20[°C]から 0[°C]へのステップ応答を与えた場合の温度変動を示す。また、応答性能の比較のため市販のシーラされた熱電対を用いた場合の温度変動を Fig. 3.3 に示す。以上より、シーラされたものよりも非常に良い応答性能を示すことがわかる。これは素線 0.1[mm]熱電対は直径が小さいために、熱容量が小さく温度変化に対する応答性が高いのに対し、シーラされたものでは直径が大きいため熱容量が大きく温度変化に対する応答性が低いためである。

本実験ではサンプリング周波数 60[Hz]において計測を行うために、周波数に対する応答性能は 30[Hz]以上が求められる。これには周波数解析の際に発生するエイリアスが関係している。エイリアスとは、一般的にアナログ的な連続階調値をデジタル的な離散値にサンプリングした場合に現れる、元のデータには含まれていない虚像のデータのことを示す。

例えば、60Hz の正弦波信号を 50Hz 周期でサンプリングすると、出力には $60-50=10$ より 10[Hz]の周期の正弦波も同時得られる。これは元の信号とは異なるエイリアスである。このデータに対して周波数解析を行うと 60Hz の信号と 10Hz の信号が得られ、まったく別の信号となってしまう。

本研究ではサンプリングしたデータに対して FFT(高速フーリエ変換)周波数解析を行っている。フーリエ変換を用いる際には標本化定理に注意する必要がある。標本化定理とは、「ある信号(最大周波数 ω [Hz])があるとする。この信号は周波数 2ω [Hz]でサンプリングしたデータで完全に記述可能である」を示す定理である^[8]。FFT でもこの定理が影響しており、60[Hz]でサンプリングされたデータにおいて FFT 処理を行った際に得られる最大周波数は 30「Hz」である。このため、60[Hz]より大きい信号が存在してしまうと、エイリアシングが発生する。このエイリアシングを避けるために、本研究では 60[Hz]より大きい周波数をローパスフィルタにより取り除いた。

このようにエイリアスを除去および避けることをアンチエイリアシングという。アンチエイリアシングによって得られるデータはサンプリング周波数の 1/2 以下の周波数成分であり、周波数解析の際はこの点に注意する必要がある。

以上より熱電対の時定数 τ [秒]は、30[Hz]以上の周波数応答性能があればよい。よって τ の時定数は次式で表される関係を満たせばよい。

$$\tau < 0.033[\text{秒}] \quad (3.8)$$

作成した熱電対の性能はこの値を十分に満足しており、応答性能は問題ないと考えられる。

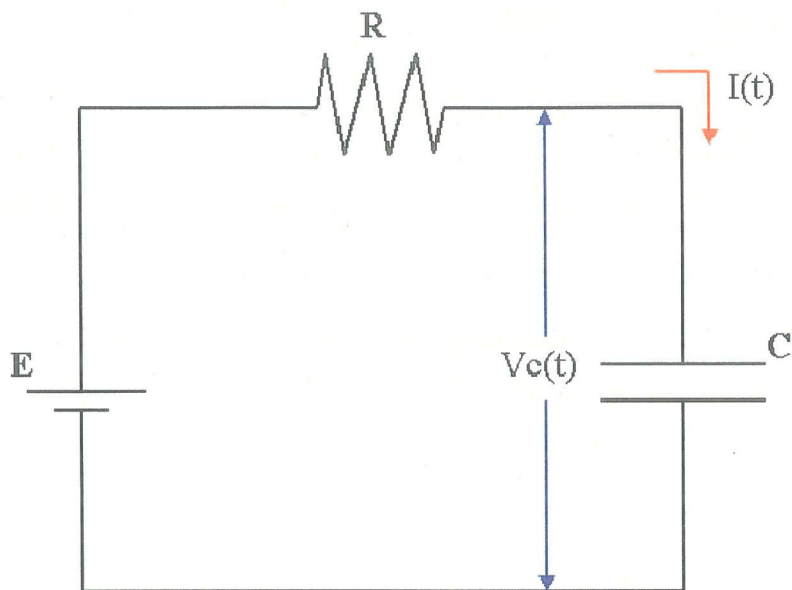


Fig. 3.1 RC 回路

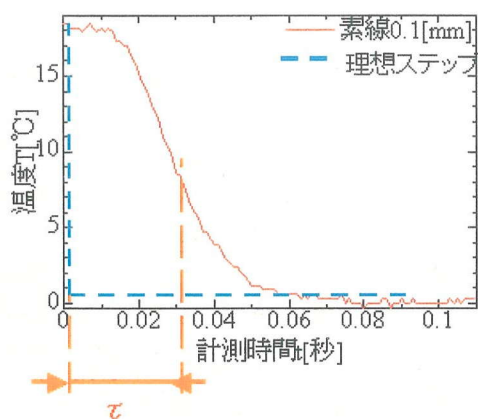


Fig. 3.2 素線 0.1[mm]の 20°Cから 0°Cへの応答性能

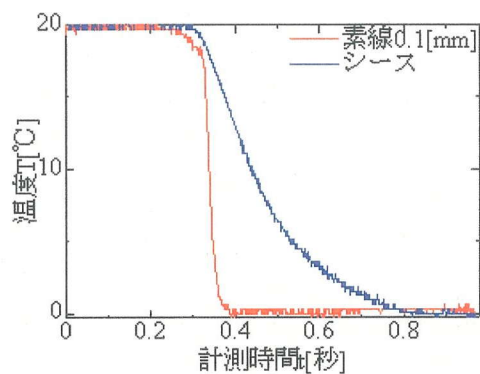


Fig. 3.3 素線 0.1[mm]熱電対と シース熱電対の応答性能比較

3. 2 温度測定周辺機器

熱電対で発生する電圧の増幅には 2ch 直流アンプを使用する。安定性向上のため、電源入力から実験開始まで 2 時間の待機時間を設ける。

本実験では熱起電力値の取り込みにパーソナルコンピュータを使用した。したがって、その取り込みの際には A/D 変換ボードが必要となる、今回用いた変換ボードはマルチプレクサ方式を採用しており、複数チャンネルの入力をマルチプレクサによりチャンネルを切り替えながら 1 つの A/D コンバータでサンプリングを行う。

温度基準気は基準点を 0°C に冷却し保持する冷却型ではなく、電気回路において基準接点温度に相当する基準起電力を発生する補償型の基準接点補償器である。安定性向上のため、電源入力から実験開始まで 2 時間の待機時間を設ける。

3. 3 熱電対の設置位置(粘性底層の評価)

円管内の乱流は大きく分けて 3 つの領域がある。管中心部を占める完全乱流領域と、壁面のごく近傍を流れる粘性底層、そしてこの 2 つの領域の中間となる遷移層である。粘性底層では流れが壁面近傍であるため、壁面に垂直な速度の変動成分が無くなり乱れは存在しなくなる。特に、粘性底層内の温度変動の伝播は対流による壁方向の熱輸送評価を行う際に注意が必要である。粘性底層内では、外の領域の温度変動が伝わりにくいからである。

配管破断を引き起こす熱疲労問題の解明には、2 次流れや循環渦などの因子が複雑に絡んだ壁面方向への対流と、それに伴う配管内壁面での温度変動を評価する必要がある。この壁面温度変動の要因としては流体の対流による熱輸送がある。しかしながら、配管内壁面の温度変動計測を厳密に行える熱電対はほとんどない。そこで、流体中の温度変動を直接計測することで対流による熱輸送を直接的に評価する方法をとる。この場合、温度変動が減衰する領域である粘性底層よりも熱電対を流体側に長く差し込む必要が生じる。

円管内流れの粘性底層 δ は内壁がなめらかである場合、本実験では 3.1×10^{-4} [m] ($Re=3.23 \times 10^4$) と求まる^[8]。しかしながら、実際の計測位置は温度差の異なる 2 流体の混合する複雑な領域であるため、厳密な評価は難しい。そこで本実験では粘性底層の影響が小さいと考えられる 3δ 以上に差し込むこととし、熱電対の差込深さを 1 [mm] とした。

第4章 結果と考察

4.1 概要および実験パラメータ

2.2 節に示した温度変動の最も激しいと思われる部分に着目し、59本の熱電対に対し2ch測定可能なDCアンプを10台使用する。そこで、59本の熱電対を番号1~20、21~40および41~59に分割し計測を行った(Fig. 2.16 参照)。1つの実験状態に対して3回の測定を行い、その統計量から実験データを算出する。

本実験の実験パラメータをTable 4.1に示す。主配管口径は $D=108[\text{mm}]$ と固定、枝配管口径 d を15および31[mm]と変化させ、口径比 $d/D=0.139$ および0.287の場合を扱う。枝配管径 $d=21[\text{mm}]$ のデータは田嶋のデータを用いた^[7]。

流速に関して、主流流速 V (主管中心での速度)を0.3、0.6、0.9[m/s]と変化させ、枝流流速 v (枝管中心での速度)は0.2刻みで0.2~1.4[m/s]まで変化させる。ただし、枝流流速の最大流速は口径によって決まっており、 $d=15[\text{mm}]$ では1.4[m/s]、 $d=31[\text{mm}]$ では0.6[m/s]である。これはポンプの最大流量が決まっているためである。また、枝流の噴流形態が衝突噴流になる場合は測定を行わなかった。このような噴流形態では今回温度測定した壁面に対する噴流の影響がほとんどないことが過去の流れ場の研究においてわかっているためである^[10]。

また、試験部上流に位置する90度ベンドの曲率半径比 C は今回の実験において1.00と1.41の2通りを使用する。実験中の主流温度は $T_c=20\pm 2[^\circ\text{C}]$ 、枝流温度は $T_h=60\pm 2[^\circ\text{C}]$ とし、温度差40度の場合の温度揺らぎを計測した。

1回の実験におけるサンプリング数 n は1800点、サンプリング周波数 f は60[Hz]とする。従って1回の実験に要する時間は30[秒]となる。配管破断に関わる温度変動が1~2[秒]という非常にゆっくりとした周期であるため、このように長時間のサンプリングを行った。

温度特性を評価する分布図の座標系は、単位長さとして $\ell=21[\text{mm}]$ を用いて、Fig. 4.1に示すように枝配管中心から主流下流方向に1.0の位置を原点とし周方向に x 軸を、軸方向に z 軸を取る。また、 x および z 座標は ℓ で無次元化する。温度変動の大きい領域である $-2.0 < x < 2.0$ 、 $0 < z < 3.5$ における温度分布をグラデーションにより表示する。 $x=2.0$ は枝配管中心より周方向に対して約45度の位置である(Fig. 2.15 参照)。また、グラデーションで表示する際、温度計測点間の補間として3次元スプライン補間を採用する。

次節では、枝配管口径 $d=15[\text{mm}]$ 、主流流速 $V=0.9[\text{m/s}]$ および曲率半径比 $C=1.41$ のデータを中心に紹介し、壁面温度変動の特性を評価する。

Table4.1 実験パラメータ

主流配管口径 D	108[mm]
枝配管口径 d	15、21、31[mm]
主流流速 V (最大速度)	0.3~0.9[m/s]
枝流流速 v (最大速度)	0.2~1.4[m/s]
ベンドの曲率半径比 C	1.00、1.41
主流温度 T_c	20[°C]
枝流温度 T_h	60[°C]
サンプリング数	1800
サンプリング周波数	60[Hz]

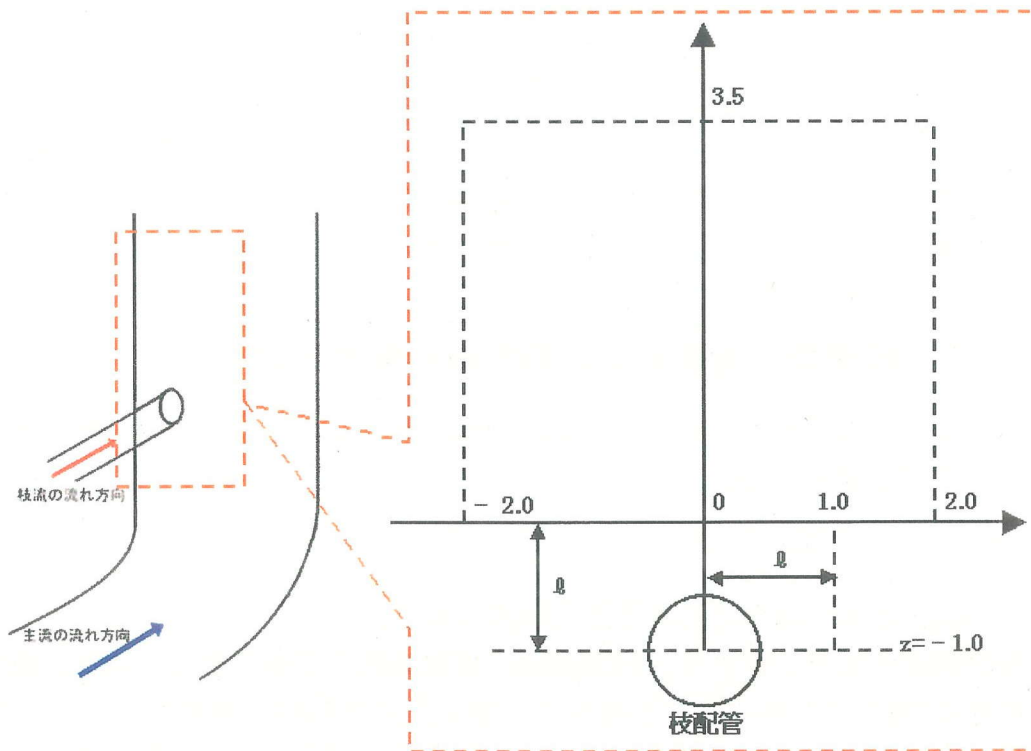


Fig. 4.1 温度分布計測における座標系

4. 2 枝配管口径 $d=15[\text{mm}]$ における実験結果

本節では $d=15[\text{mm}]$ 、 $C=1.41$ 、 $V=0.9[\text{m/s}]$ において枝流流速を変化させた時に得られた結果について示し、考察する。

4. 2. 1 平均温度分布

始めに平均温度(T_m^*)分布を Fig. 4.2(a)~(d)に示す。この時、平均温度 T_m^* は次式で定義される。

$$T_m^* = \frac{T_m - T_c}{T_h - T_c} \quad (4.1)$$

ここで、 T_m は各計測点における温度の平均、 T_h は枝流温度、 T_c は主流温度である。

これら平均温度分布から、時間平均場において壁面付近に存在している高温流体の定性的評価が可能となる。Fig. 4.2 の全ての図において、枝流流速によらず T_m^* の分布は z 軸に関してほぼ対称形をしている。このことから、噴流軸の周方向に対する振動は $x=0$ を中心とした対称な振動であることがわかる。また、枝流速の増加に伴い壁面における平均温度は減少している。これは枝流が主流の中に侵入しやすくなり、壁面付近への流入量が減少していることを示している。逆に Fig. 4.2(a)、(b)などに見られる枝流流速が低い場合は、主流の中に進入しづらくなるため、壁面付近に高温流体が存在している。さらに、Fig. 4.2(a)において最も特徴的に現れているのが2次流れの影響である。 $x=\pm 0.5$ 、 $z=1.0$ 付近において、他の領域と比べて平均温度の減少が鈍くなっていることがわかる。これは本来 $x=0$ 軸上に存在する枝流が、2次流れの周方向振動により $x=\pm 0.5$ の範囲まで枝流の影響を与えているためと考えられる。

4. 2. 2 瞬間最大温度分布と瞬間最小温度分布

次に瞬間最大温度(T_{\max}^*)分布を Fig. 4.3(a)~(d)に示す。この時、瞬間最大温度 T_{\max}^* は次式で定義される。

$$T_{\max}^* = \frac{T_{\max} - T_c}{T_h - T_c} \quad (4.2)$$

ここで、 T_{\max} は各計測点における最大温度である。

これら瞬間最大温度分布から、高温枝流の拡散範囲を評価できる。通常、枝流流量が大きければ噴流は主流により下流方向に押し流され同時に拡散していくと考えられるため、広範囲に赤い分布が予想される。しかしながら、Fig. 4.3 において $z \geq 2.0$ の下流領域では高い温度分布は示していない。これは、Fig. 4.3(a)~(b)においては枝流流量が小さいために $z \geq 2.0$ の範囲で主流と枝流の混合が進んだこと、Fig. 4.3(c)~(d)においては枝流が壁面から遠ざかったことが考えられる。また、高い温度分布はそれほど広範囲に及んでおらず、例えば Fig. 4.3(a)の場合には $-1.5 \leq x \leq 1.5$ 、 $0 \leq z \leq 2.0$ に限定される。これは、主流との混合が $0 < z < 2.0$ で急激に促進されたことに起因していると考えられる。すなわち混合が促進されれば、結果として壁面付近に存在す

る高温流が減少するためである。

次に、瞬間最小温度(T_{\min}^*)分布を Fig. 4.4(a)~(d)に示す。この時、瞬間最小温度 T_{\min}^* は次式で定義される。

$$T_{\min}^* = \frac{T_{\min} - T_c}{T_h - T_c} \quad (4.3)$$

ここで、 T_{\min} は各計測点における最小温度である。

これら瞬間最小温度分布から、支流が壁面に捕捉されたように流れるのか、壁面から完全に離れるのかがわかる。Fig. 4.4からもわかるように、温度の特徴的な分布は $-0.5 < x < 0.5$ 、 $0 < z < 1$ の範囲に限定されている。従ってほぼ全域において、支流が管壁から完全に離れているのがわかる。

4. 2. 3 最大温度変動振幅分布

最大温度変動振幅(ΔT_{p-p^*})分布を Fig. 4.5(a)~(d)に示す。最大温度変動振幅 ΔT_{p-p^*} は次式により定義される。

$$\Delta T_{p-p^*} = \frac{T_{\max} - T_{\min}}{T_h - T_c} \quad (4.4)$$

低周波の大きな温度変動が配管破断に対して強く影響することがわかっており、例えばフェニックスでは最大温度変動振幅が大きい領域近傍において亀裂が発生している。このことから、最大温度変動振幅の分布を明らかにするのは重要である。

Fig. 4.5における ΔT_{p-p^*} 分布は Fig. 4.3における T_{\max}^* よりも鮮明に $-1.0 < x < -0.5$ 、 $0.5 < x < 1.0$ の範囲にピークを示し、 $x=0$ 軸上の $0 < z < 1.5$ 付近では低い値を示した。これは $x=0$ 軸上において高温流体である支流が常に壁近傍に存在していると考えられる。一方で、その支流が周方向に振動するために $-1.0 < x < -0.5$ 、 $0.5 < x < 1.0$ の範囲において ΔT_{p-p^*} が大きいことが Fig. 4.5によりわかる。支流が周方向に振動する現象の説明は次節で考察を行う。

また、Fig 4.5(a)~(b)において $x=0$ 軸上に注目すると、 $z < 1.5$ における ΔT_{p-p^*} よりも $z=2.0$ における ΔT_{p-p^*} が大きい値を示している。これは枝配管下流域に発生する循環渦の影響であると考えられる。この現象について詳細に記述すると、次のようになる。主流と支流の合流直後において、支流は主流中心方向に向かう慣性力が大きいため、主流からは柔らかな障害物と認識される。結果、主流に対して直角に流入する支流の背後に渦が形成される。従ってこの渦を迂回するように支流は壁面に触れることなく下流方向に流れ、 ΔT_{p-p^*} が小さい領域を形成すると考えられる。そして $z=2.0$ 付近では渦の影響が小さくなり再付着するため、 ΔT_{p-p^*} が大きいと考えられる。

しかしながら、これらのピークは支流流速の増加に伴いほとんど見られなくなる。これは支流が主流中心方向に大きく進入し、壁面近傍に支流が存在しない、つまり渦を迂回するような支流が存在しないためと考えられる。

4. 2. 4 温度変動強度分布

温度変動の強さを表す指標として温度変動強度 $\Delta Trms^*$ を式(4.5)によって定義し、その分布を Fig. 4.6(a)~(d)に示す。

$$\Delta Trms^* = \frac{1}{Th - Tc} \sqrt{\frac{\sum_n (Ti - Tm)^2}{n}} \quad (4.5)$$

ここで、 Ti は各点において計測された温度、 n はサンプリング数である。

Fig. 4.6 から、 $\Delta Trms^*$ 分布は $z=0.75$ において左右に極大値を持つ分布であり、高い $\Delta Trms^*$ を示す領域はこの2箇所限定されている。また、このピークは枝流流速の増加に伴い減少していく。これは枝流流速が大きいほど主流中心に枝流が侵入しやすく、混合領域が壁面から遠ざかるためと考えられる。

この左右に高い値を示す領域の存在は、奥山が指摘した2次流れの非定常性^[11]に起因するものと考えられる。その理由は次のように説明される。枝流は時間平均的に $x=0$ 軸上に存在している。この枝流に対して、主配管断面に発生している2次流れが非定常的に作用し枝流を左右に振動させるために、 $x=0$ 軸上より左右に離れた位置にピークが存在していると考えられる。

$\Delta Trms^*$ が大きいほど管壁における温度変動が大きいと予想され、この値が大きい領域では特に熱疲労による配管破断の危険性があると考えられる。よって、次節以降では $\Delta Trms^*$ に注目して議論を進める。しかしながら、 $\Delta Trms^*$ の最大値の位置は主流流速、枝流流速および枝配管口径により変化する。また、2次流れの非定常性もこの最大値の位置を $x < 0$ もしくは $x > 0$ に変化させる^[10]。そこで、より定量的に評価するために、 $-2.0 < x < 2.0$ 、 $0 < z < 3.5$ の範囲における $\Delta Trms^*$ の最大値に着目して議論していく。

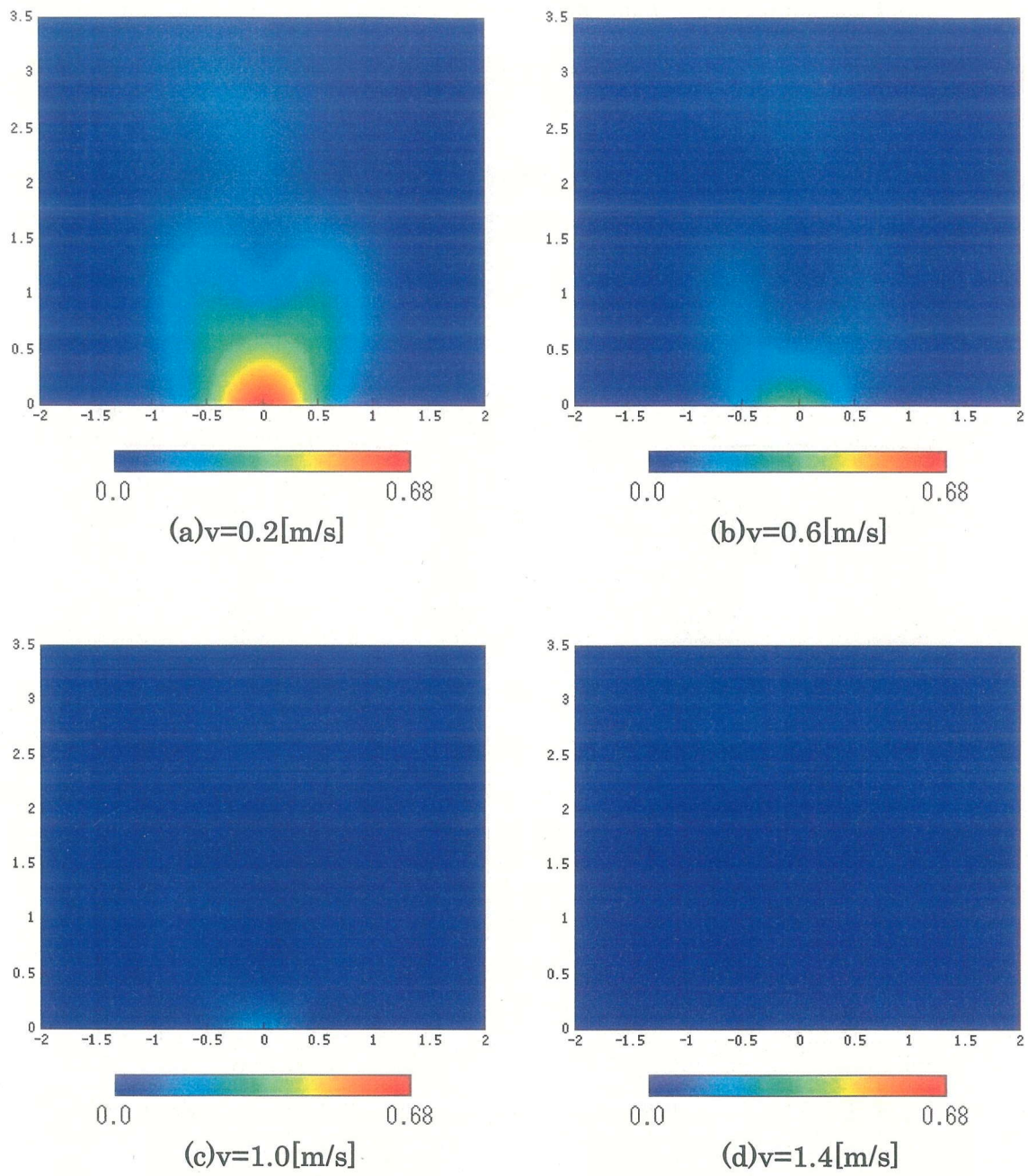


Fig. 4.2 $d=15$ [mm]、 $C=1.41$ 、 $V=0.9$ [m/s]における平均温度分布

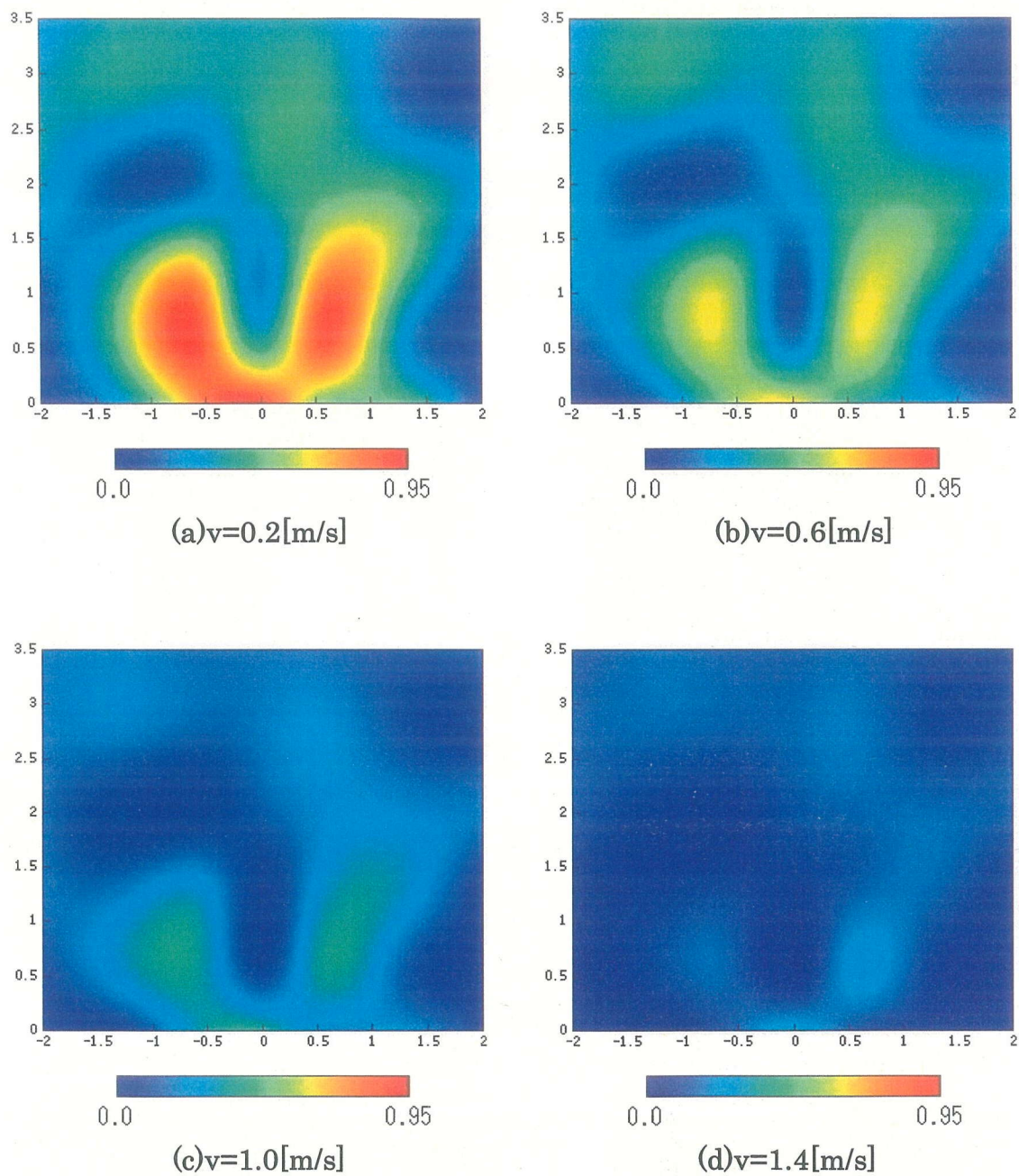


Fig. 4.3 $d=15$ [mm]、 $C=1.41$ 、 $V=0.9$ [m/s]における瞬間最大温度分布

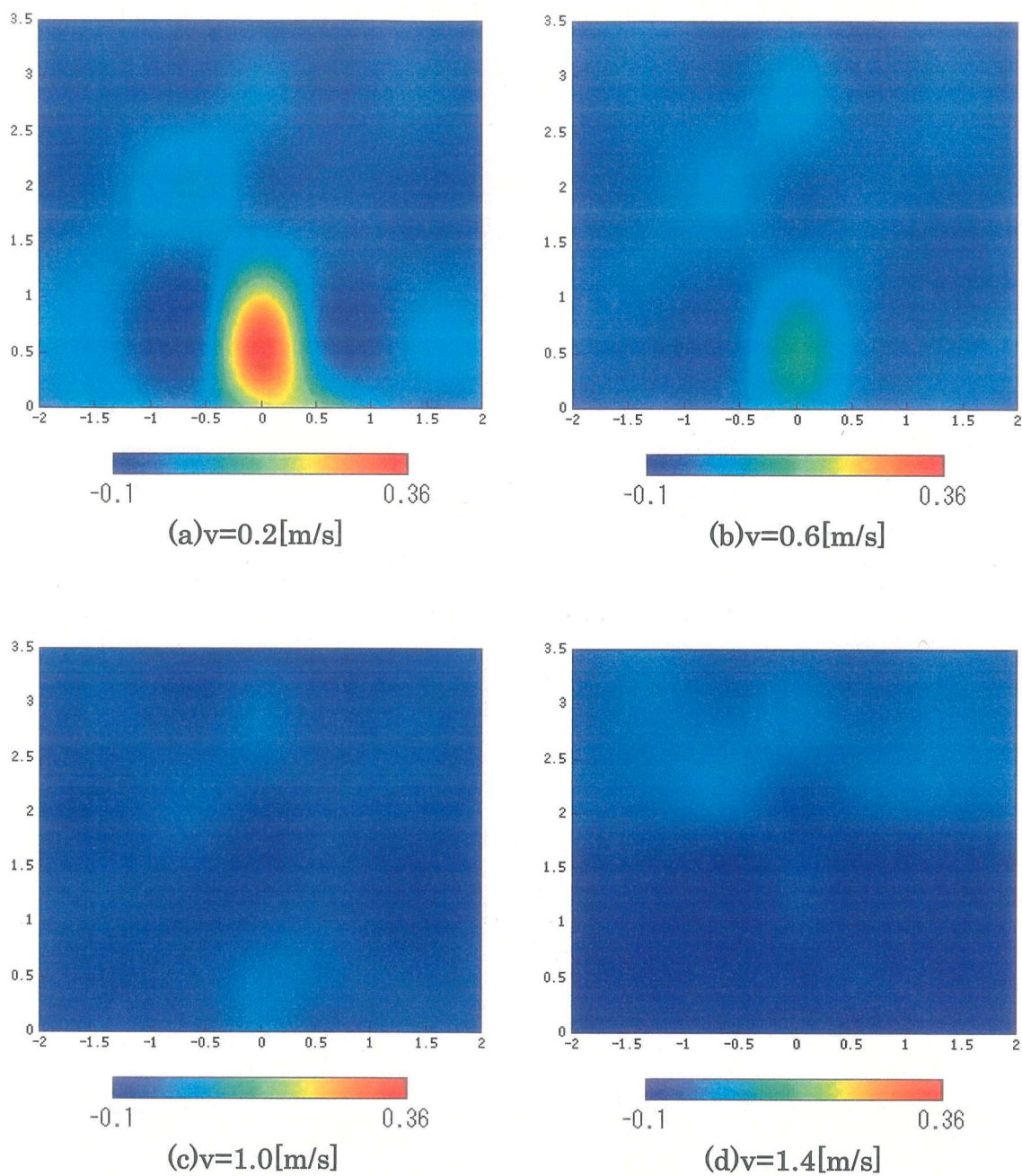


Fig. 4.4 $d=15$ [mm] $C=1.41$ $V=0.9$ [m/s]における瞬間最小温度分布

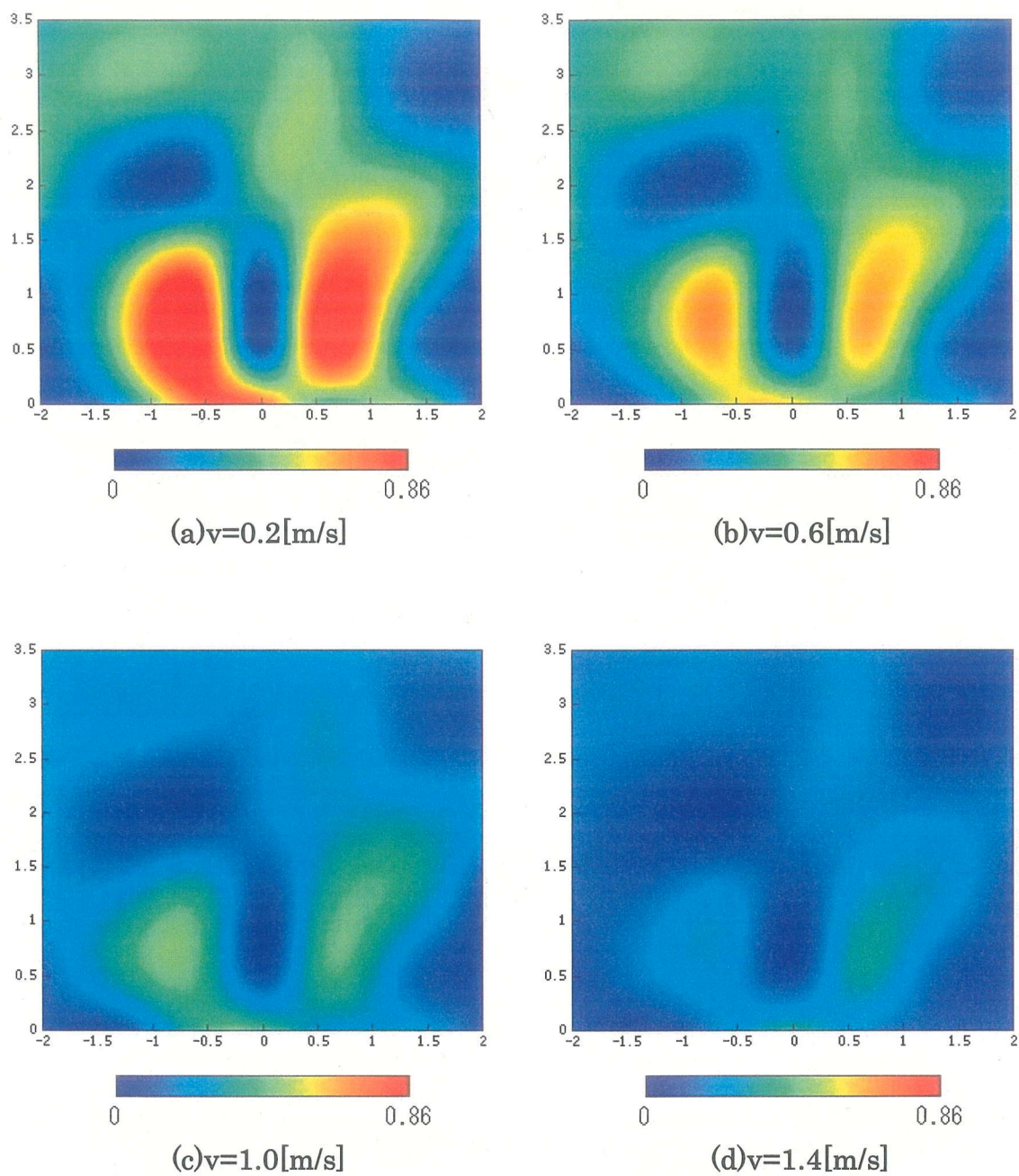


Fig. 4.5 $d=15$ [mm]、 $C=1.41$ 、 $V=0.9$ [m/s]における最大温度変動振幅分布

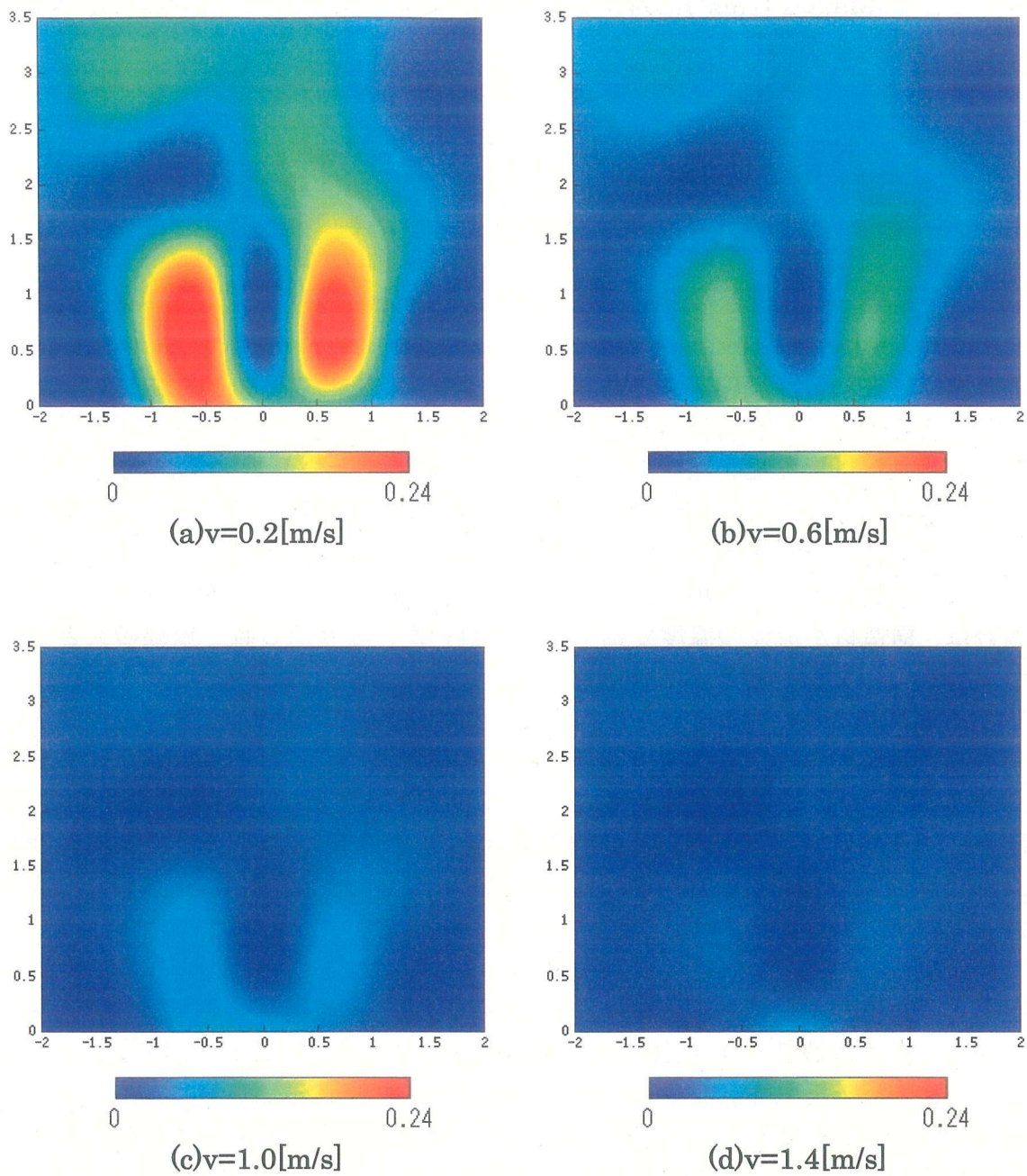


Fig. 4.6 $d=15$ [mm]、 $C=1.41$ 、 $V=0.9$ [m/s]における温度変動強度分布

4. 3 C=1.41 における $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ の温度変動予測式の構築

-2.0 < x < 2.0, 0 < z < 3.5 の範囲における ΔTrms^* の最大値を $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と定義する。ここで $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ に対する速度比および口径比の影響を考察し、 $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ の予測式を求める。

4. 3. 1 枝配管口径 $d=15[\text{mm}]$ における $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ の変化

始めに、Fig. 4.7 に枝配管口径 $d=15[\text{mm}]$ における枝流流速に対する $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ の変化を示す。ここで、横軸は枝流流速 $v[\text{m/s}]$ 、縦軸は $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ である。

Fig. 4.7 から、枝流流速が遅い場合は $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ が大きい。これは枝流流速が小さいために主流の中に侵入しづらくなり、壁近傍を流れるためと考えられる。また、枝流流速が小さいと枝流の慣性力が小さくなるため、主配管断面で発生している 2 次流れの影響を受けやすくなる。結果、温度変動が大きくなると考えられる。しかし、温度変動強度だけでは配管破断の可能性について議論できない。問題となるのは繰り返し数と振幅の大きさとの相乗効果であり、材料の物性値および構造材厚さ等にも依存する。つまり、低周波成分の場合は構造材が流体の温度変動に応答し易く、かつ温度変動の繰り返し数が多い場合には、熱疲労による配管破断の危険性が高い。高周波の場合は、構造材が流体の温度変動に応答し難いが、繰り返し数と振幅の大きさによっては熱疲労の問題が発生する可能性がある。ただし、低周波成分による影響の方が顕著であると考えられる。そのため、温度変動周波数と熱疲労との関係を把握することは極めて重要である。そこで主流流速 $0.9[\text{m/s}]$ において、最も $\text{Max}(\text{Trms}^*)$ が大きい A(枝流流速 $v=0.2[\text{m/s}]$) と最も小さい B(枝流流速 $v=1.4[\text{m/s}]$) の場合について FFT を用いて周波数解析を行った。その結果を Fig. 4.8、Fig. 4.9 に示す。A においてピークは低周波に存在している。B においてはピークがやや減衰しているが、低周波に存在している。

この低周波の原因には大きく分けて二つの影響が考えられる。1 つ目として 2 次流れがある。田嶋は主配管断面における 2 次流れの可視化を行っており、壁面近傍における速度変動の周波数が $1\sim 2[\text{Hz}]$ の低周波であることを明らかにした^[7]。もう 1 つの影響として、枝流後方に、主配管断面平均流速と枝配管直径で整理されるストールハル数が 0.2 となる温度変動の存在がある^[9]。本実験条件に当てはめると約 $6[\text{Hz}]$ ($=0.2 \times 0.9 / 0.031$) $\sim 12[\text{Hz}]$ ($=0.2 \times 0.9 / 0.015$) 程度となる。枝配管噴流が Fig. 4.8、Fig. 4.9 より、A および B とともに $1\sim 2[\text{Hz}]$ の低周波にピークを持っていることが確認できる。従って、 $6\sim 12[\text{Hz}]$ 付近には強いピークは見られないことから、本実験の温度変動は 2 次流れの影響が最も強いと考えられる。

4. 3. 2 枝配管口径増加($d=31[\text{mm}]$)に伴う $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ の変化

Fig. 4.10 に枝配管口径 $d=31[\text{mm}]$ における $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ の変化を示す。Fig. 4.7 と同様に横軸は $v[\text{m/s}]$ 、縦軸は $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ である。比較のために $d=15[\text{mm}]$

におけるデータを同時に示している。

$\text{Max}(\Delta T_{\text{rms}}^*)$ は枝配管が小さい $d=15[\text{mm}]$ に比べ大きい。これは口径増大に伴う枝流流量増加が原因と考えられる。枝流流量が増加すると、枝流と主流の混合は促進されにくくなる。結果、枝流は温度が下がらないまま管壁に沿って流れるため、温度変動が大きい。

また、温度変動の周波数解析を、主流流速 $V=0.3[\text{m/s}]$ において最も $\text{Max}(T_{\text{rms}}^*)$ の大きい C、最も小さい D について行った。その結果を Fig. 4.11、Fig. 4.12 に示す。D ではやや減衰しているものの、共に低周波にピークを持つことが確認できる。2 次流れの影響が強い $1\sim 2[\text{Hz}]$ であり、枝配管口径が増大した場合でも熱疲労問題の要因として 2 次流れが支配的であると考えられる。ピーク位置は枝配管口径 $d=15[\text{mm}]$ における場所とほぼ同じ周波数であるが、ピーク強度は枝配管口径 $d=31[\text{mm}]$ が $d=15[\text{mm}]$ に比べ大きい。この理由は $\text{Max}(\Delta T_{\text{rms}}^*)$ における考察と同様に、枝流量増加により枝流温度が下がらないまま管壁に沿って流れるためピーク強度が増大したと考えられる。また $d=31[\text{mm}]$ は $d=15[\text{mm}]$ に比べ、強度が強い位置が広い周波数に及んでいる。これは 2 次流れによる影響の他に、枝配管後流で生じる渦の影響が出てくるためと考えられる。枝流量が増加すると、枝流は主流に流入した際、主配管流に対して障害物として存在するようになる。このため枝配管流の背後には後流渦が発生しやすくなるため、強度の強い範囲が拡大したと考えられる。しかしながら、本実験においては 2 次流れによると考えられる温度変動のピークが強く、主配管内壁面における温度変動は 2 次流れの影響が強いと言える。

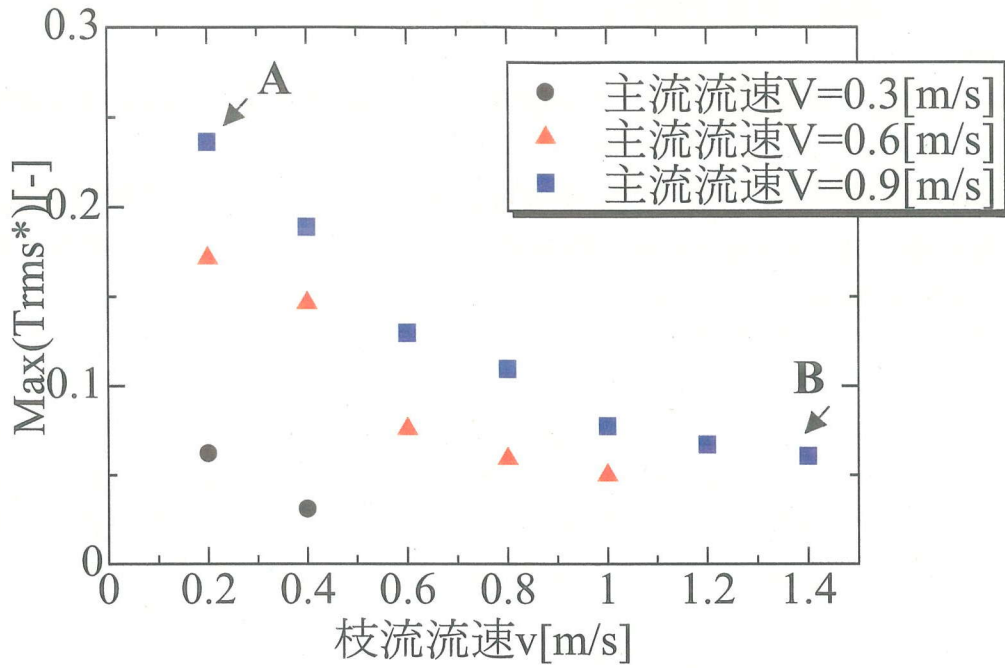


Fig. 4.7 枝配管口径 15[mm]における Max($\Delta Trms^*$)の変化

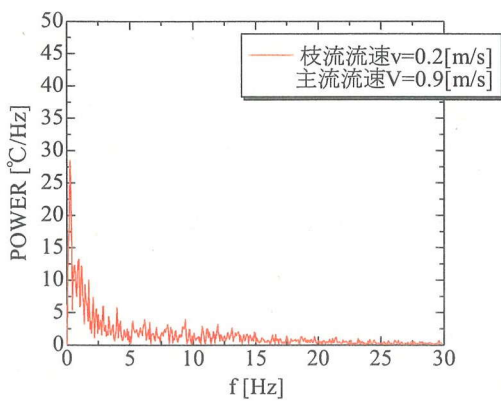


Fig. 4.8 A における周波数解析

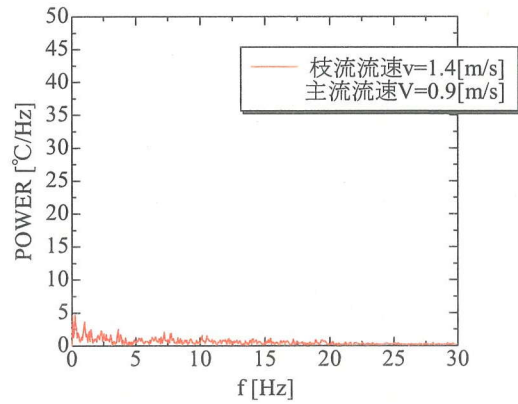


Fig. 4.9 B における周波数解析

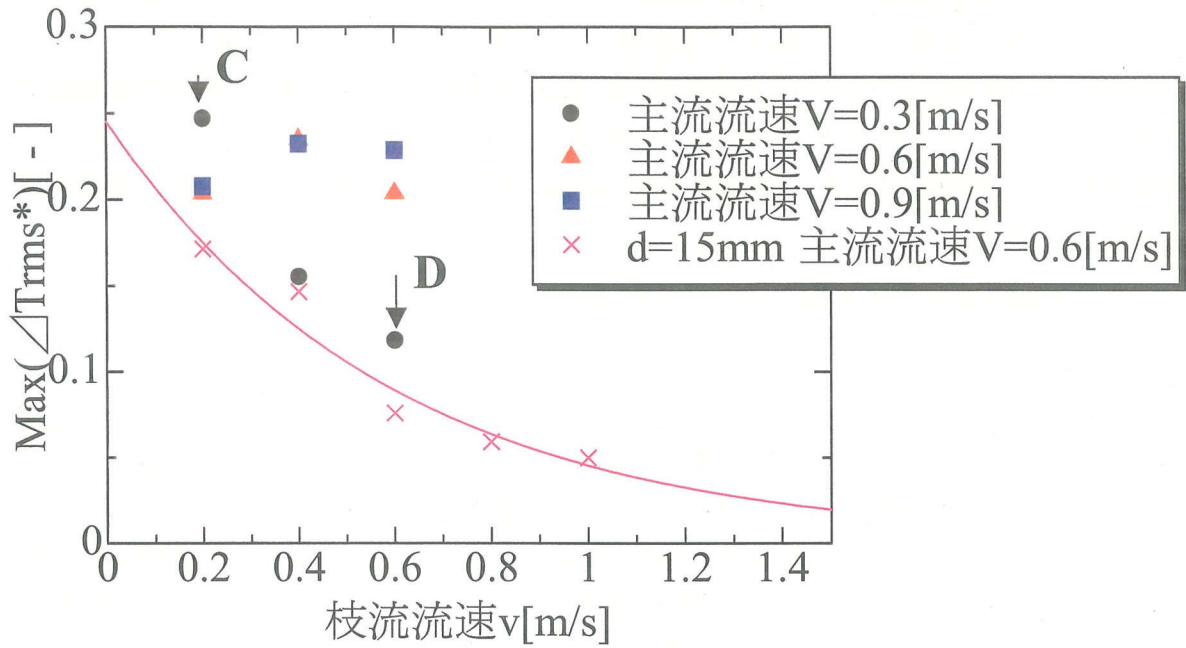


Fig. 4.10 枝管口径 d=31mm における Max(ΔTrms*)

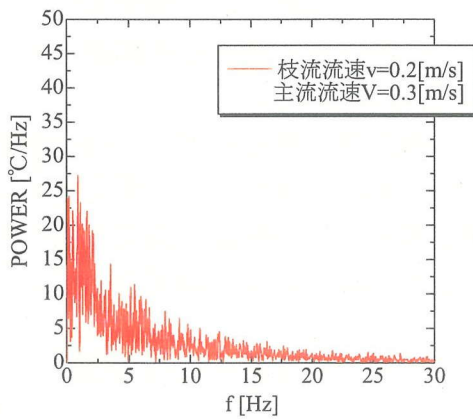


Fig. 4.11 C における周波数解析

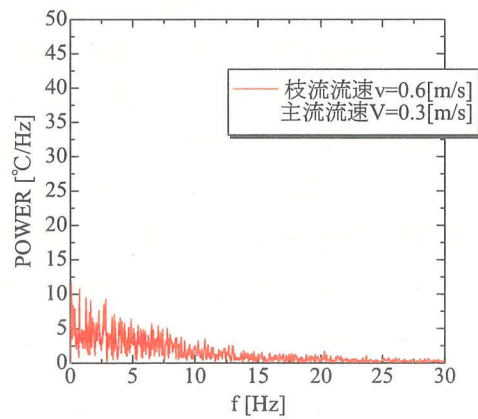


Fig. 4.12 D における周波数解析

4. 3. 3 速度比、配管口径比のみによる温度変動予測式の構築

これまで得られてきた $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ を用いて、 $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ に対する予測式を構築することを試みる。ここでは実験においてもっともパラメータが容易に変化できる枝流と主流の速度比(v/V)および枝配管と主配管の口径比(d/D)を用いる。

(v/V)、(d/D)を用いて整理したグラフを Fig. 4.13 に、(v/V)および(d/D)を要素として重回帰分析を行ったものを Fig. 4.14 に示す。(d/D)=0.194 については田嶋のデータ⁷⁾を用いた。重回帰分析により得られた $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比および口径比の関係を式(4.6)に示す。

$$\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*) = 0.64(v/V)^{-0.19} (d/D)^{1.05} \quad (4.6)$$

重回帰分析を行う前である Fig. 4.13 より、速度比および口径比で整理された $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ は、速度比の増大に伴い $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ が減少する。また、枝配管口径が増加すると $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ が増加、枝配管口径 $d=21, 31[\text{mm}]$ では極大値が存在する。このような特徴をもったデータについて重回帰分析を行った Fig. 4.14 においては、全体として右上がりの傾向が得られる。しかしながら、重回帰直線との誤差が大きいデータが数多く存在し、整理されているとは言えない。また枝配管口径 $d=15[\text{mm}]$ では極大値が存在しないのに対し、他の2つの枝配管口径では極大値が存在する。重回帰直線との誤差が大きいデータや口径比ごとの傾向の違いが存在し、速度比と口径比のみを用いた定式化は困難であると考えられる。従って、他の要因も温度変動の予測に対して必要であるといえる。

他の要素として考えられるのが、レイノルズ数(以降 Re 数と表記)と流量である。枝流 Re 数と主流 Re 数の比で整理したものを Fig. 4.15 に、枝流流量と主流流量の比で整理したものを Fig.4.16 に示す。 Re 数比や流量比⁹⁾のみにより整理した場合でも、Fig. 4.13 と同じように極大値の有無があり、整理は困難である。

このように整理が難しい原因として、枝流と主流の流速比の変化に伴い、混合形態が変化することを考慮に入れていなかったことが挙げられる。混合形態が変化すると、温度変動に影響を与える原因も変化するために現象が変化する。現象が異なるものをまとめて評価するのは困難であると考え、混合形態ごとの温度変動予測式の構築を次節以降において行う。

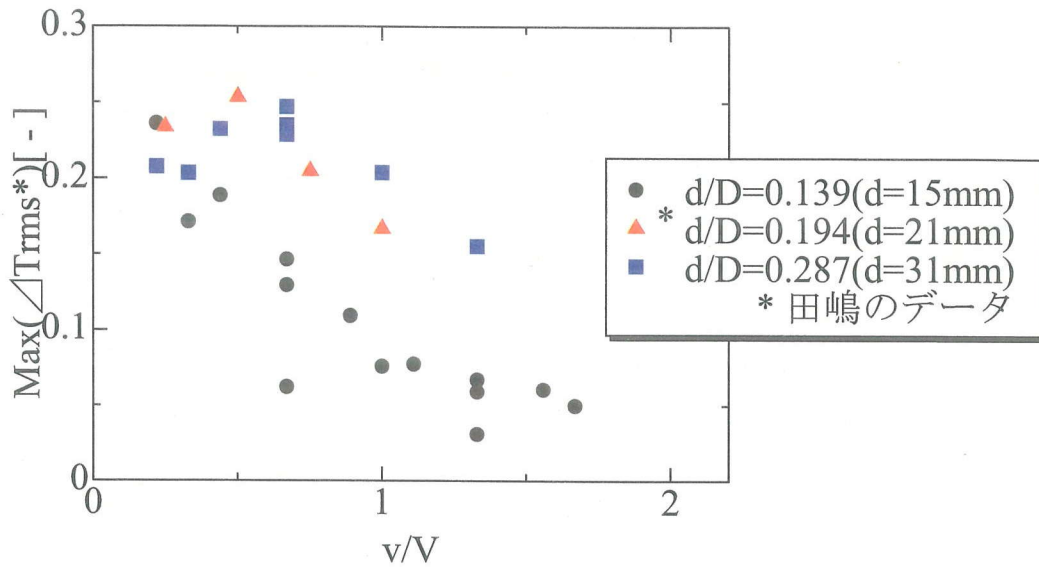


Fig. 4.13 重回帰分析前の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比の関係

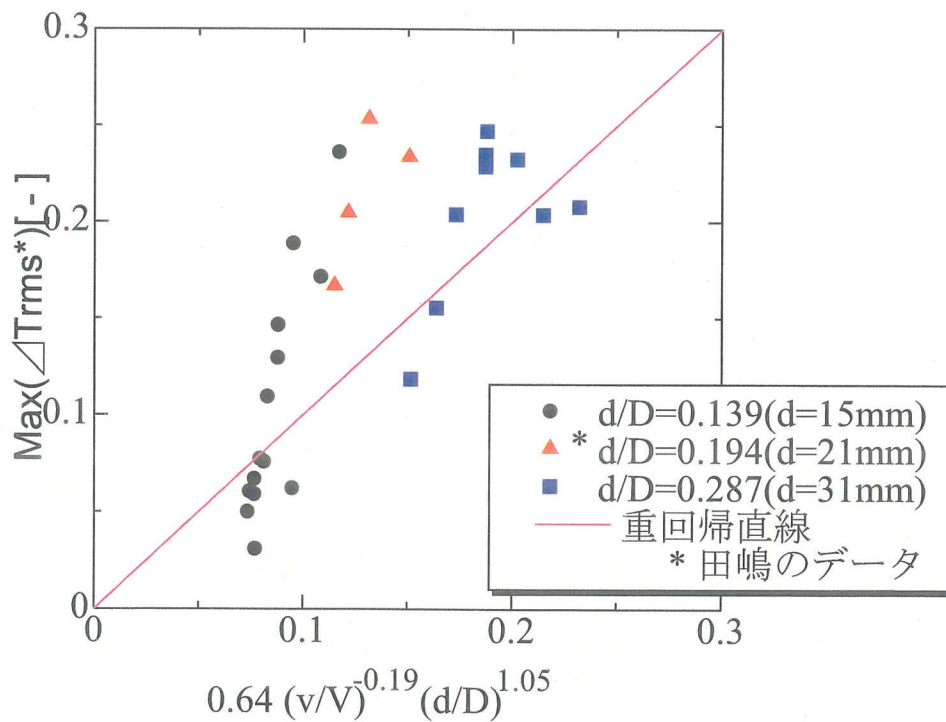


Fig. 4.14 重回帰分析後の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比の関係

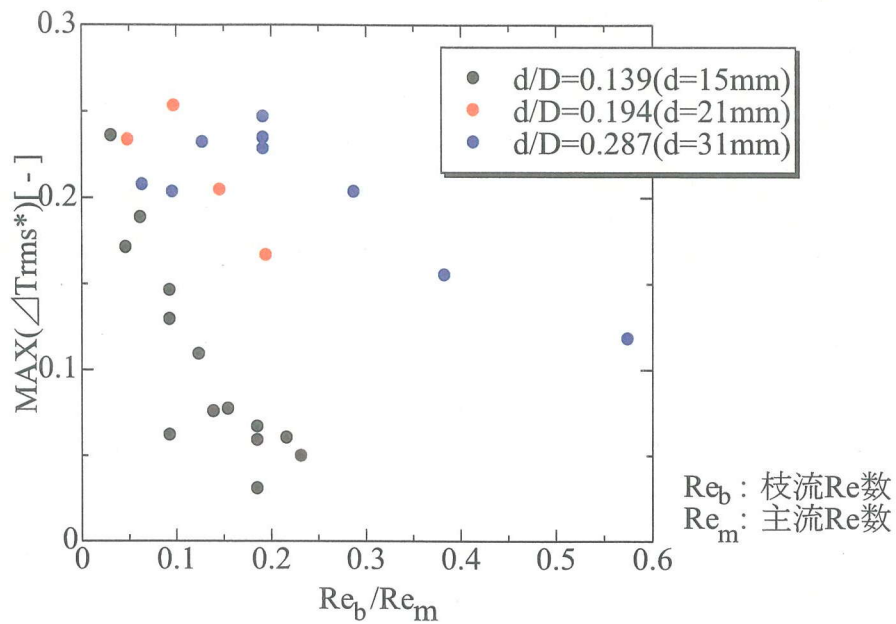


Fig. 4.15 Re 数比と $Max(Trms^*)$ との関係

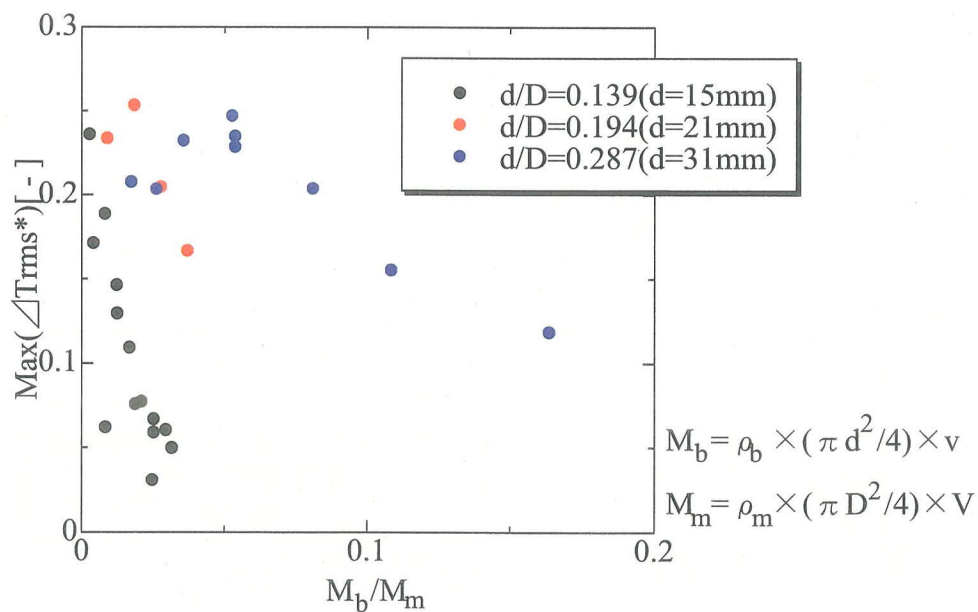


Fig. 4.16 流量比と $Max(\Delta Trms^*)$ との関係

4. 3. 4 主流と枝流の混合形態

主流と枝流の混合形態は、過去の流れ場の計測^[6]から流速比による分類が可能であり、それに基づいて Fig. 4.13 を分類したものを Fig. 4.17 に示す。

最も流速比が小さい A の領域において、混合形態は成層流の形を取る。成層流の流れ場の様子を Fig. 4.18 に示す。Fig. 4.18 は流れ場をベクトル表示しており、赤が最大値の 0~30% までの速度、青が 30~70% の速度、緑が 70~100% の速度の値を示している。また、図中には枝流の噴流軸を赤線、枝流における主流中心方向への振動範囲を赤矢印により示している。以降のベクトル図においても同様に表示する。

成層流において、枝流は流速が遅いため壁に捕捉されるような状態で主流に入り、2 次流れの影響を受けて周方向に振動している。枝流が壁近傍に平均的に存在するために主配管内壁温度は高いが、温度変動は小さいと考えられる。しかしながら、温度変動は大きい値を示す。これは枝流流速が遅いために、2 次流れの非定常な周方向振動に乗りやすいことが考えられる。田嶋は主配管断面に発生する 2 次流れの速度が、最大で主流の 30% であることを明らかにした^[7]。A の領域は枝流流速が遅く、枝流流速が 2 次流れの速度とほぼ等しい大きさであるために 2 次流れの影響を大きく受けると考えられ、温度変動が大きくなる。

A よりやや流速比が大きい B の領域において、枝流は再付着噴流の形を取る。このときの流れ場の様子を Fig. 4.19 に示す。この形態において、枝流は 1 度主流に進入後再付着する形を取る。このとき、枝流後方には循環渦が発生すると考えられ、Fig. 4.19 において循環渦の方向を矢印で示している。循環渦の発生には枝流の再付着による剥離点の存在が原因と考えられる。剥離点が存在するため、Fig. 4.19 に示される方向に循環渦が生成することにより、枝流の熱が主配管内壁に輸送されるやすくなる。この結果、主配管内壁における温度変動が大きくなる。また、枝流は常に壁に付着しておらず剥離と付着を繰り返す。また後流渦の影響に加え、枝流自身の主流中心方向振動により温度変動が大きいと考えられる。加えて、枝流流速は主流流速よりも小さい値であり、2 次流れの速度とほぼ等しい値である。このため、A の形態と同様に 2 次流れの影響が温度変動に対して大きいと考えられる。このように、後流渦、主流中心方向振動および周方向振動と温度変動要因が最も多いために、 $\text{Max}(\Delta T_{\text{rms}}^*)$ が最も大きくなると考えられる。

さらに流速比が大きくなった C の領域においては偏向噴流の形態をとる。このときの流れ場の様子を Fig. 4.20 に示す。この形態では、枝流は主流内で周方向および主流中心方向に動くため 3 次元に振動する。この時、壁面における温度変動は主流中における枝流の振動が減衰して伝わるため、温度変動は小さくなる。また、枝流流速が主流流速とほぼ等しい値、もしくは主流流速以上になるため 2 次流れの影響による温度変動は A、B の場合に比べ小さくなる。以上の理由より、C の形態は最も温度変動が低いと考えられる。

このように混合形態が異なるものを同時に整理するのは非常に困難であると考え、本研究では成層流の場合および再付着噴流から偏向噴流の場合の 2 つの場合に分けて改めて重回帰分析を行う。

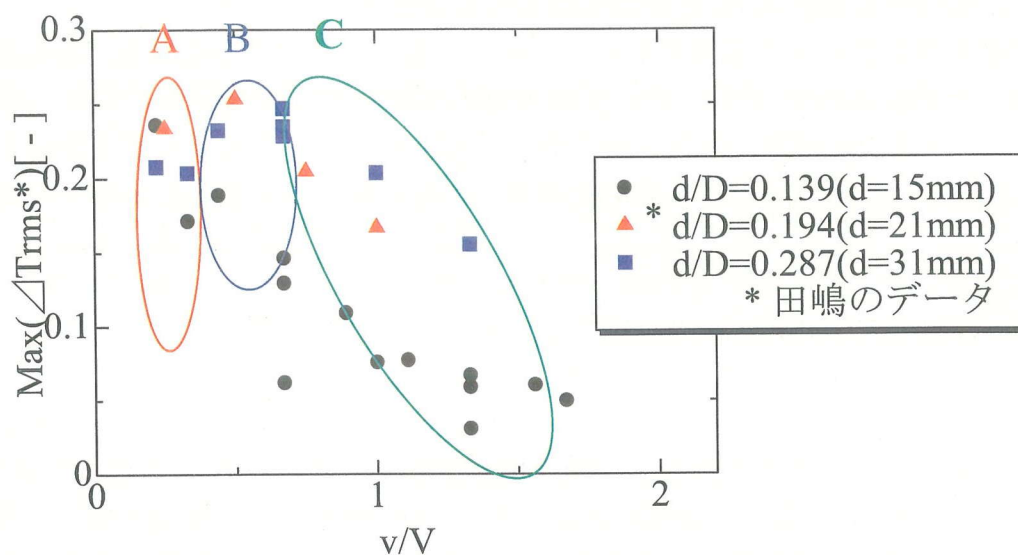


Fig. 4.17 重回帰分析前の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比の関係

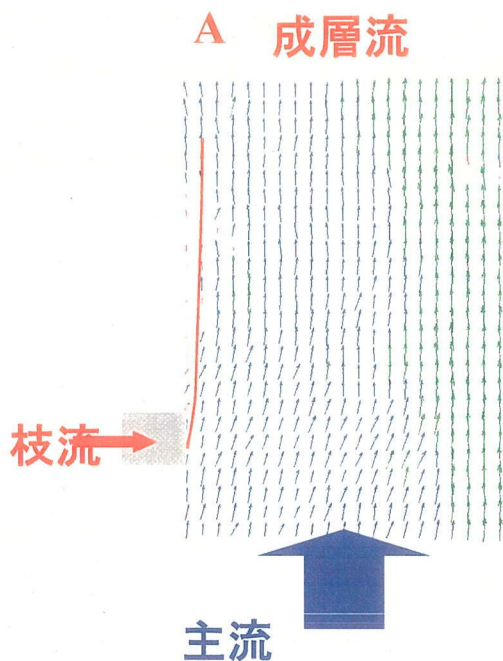


Fig.4.18 成層流における流れ場
($d=15[\text{mm}]$ 、 $V=0.9[\text{m/s}]$ 、 $v=0.2[\text{m/s}]$)

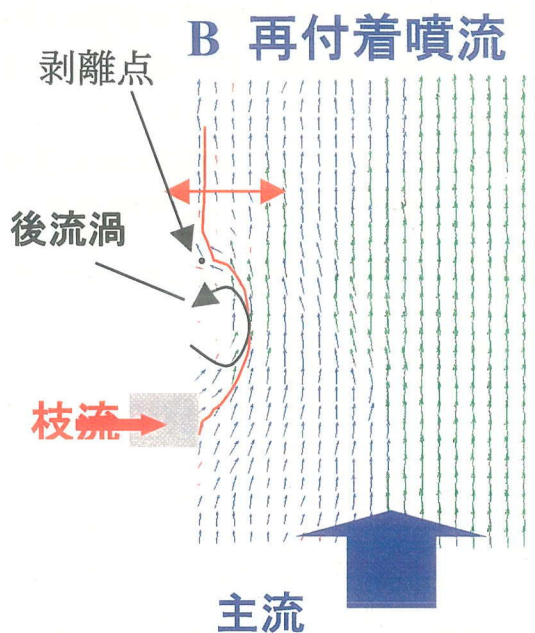


Fig.4.19 再付着噴流における流れ場
($d=15[\text{mm}]$ 、 $V=0.9[\text{m/s}]$ 、 $v=0.4[\text{m/s}]$)

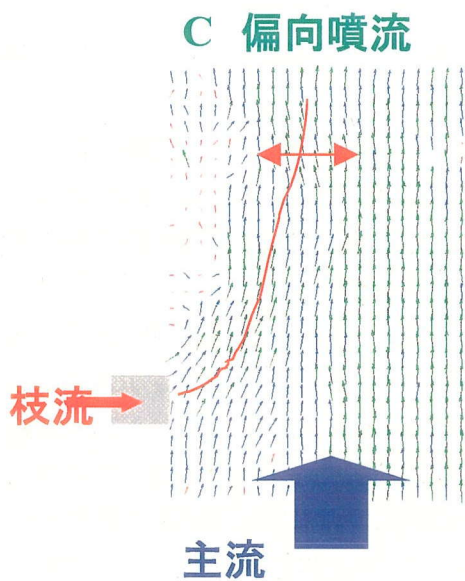


Fig.4.20 偏向噴流における流れ場
($d=15[\text{mm}]$ 、 $V=0.9[\text{m/s}]$ 、 $v=0.6[\text{m/s}]$)

4. 3. 5 混合形態ごとの温度変動予測式の構築

成層流の場合における重回帰分析前のデータを Fig. 4.21、重回帰分析後のデータを Fig. 4.22 に示す。同様に、再付着噴流から偏向噴流の場合における重回帰分析前のデータを Fig. 4.23、重回帰分析後のデータを Fig. 4.24 に示す。また、重回帰分析より得られた $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比および口径比の関係式を成層流の場合について式(4.7)に、再付着噴流から偏向噴流の場合について式(4.8)に示す。

$$\text{成層流} \quad : \quad \text{Max}(\Delta \text{Trms}^*) = 0.28(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.22} \quad (4.7)$$

再付着噴流～偏向噴流 :

$$\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*) = 0.64(v/V)^{-0.92} (d/D)^{1.11} \quad (4.8)$$

Fig. 4.22、Fig. 4.24 より、混合形態を分けずに重回帰分析を行った Fig. 4.14 に比べ重回帰直線と計測値との誤差は小さくなっている。特に再付着噴流から偏向噴流の場合において、重回帰直線に対して 20%の誤差以内に 75%以上のデータが収まっており、混合形態ごとの温度変動予測式の構築は可能であると考えられる。しかし成層流の場合は、20%の誤差以内に 40%程度のデータしか収らなかった。その理由として 2 つ考えられる。1 つはデータ点の不足であり、今後成層流の混合形態における温度変動を計測する必要があるとでてくる。もう 1 つの理由として、支流流速の最小流速を 0.2[m/s]に設定したことがある。本実験で用いたドップラー流速計の測定可能範囲は 0.3~6.0[m/s]であるため、支流流速を 0.2[m/s]としたデータは精度が低くなる。成層流の場合は支流流速が 0.2[m/s]のデータが多く、実験による誤差が生じていると考えられ、最小流速を 0.3[m/s]に設定し再計測する必要がある。

しかしながら、重回帰分析により得られた両式よりそれぞれの混合形態における速度比と口径比の影響がわかる。特に成層流において、 $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ は速度比よりも口径比の影響が強いことがわかる。これは支流流速が遅い場合は、管内壁近傍に常に支流が存在しているため支流の主流中心方向への振動がほとんどないためと考えられる。しかし式(4.7)において、 $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ に速度比と口径比が及ぼす影響は式(4.8)に比べて小さい。これより、成層流の混合形態において、 $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ は速度比や口径比に影響されにくいと言える。一方、再付着噴流から偏向噴流においては速度比と口径比の影響が小さいとは言えない。また、どちらか一方の影響が強いということもない。これは支流流速によって支流の振動がどの程度温度変動に影響するのか、支流流量の増加に伴い壁面近傍に高温流である支流がどの程度存在するかを反映している結果と考えられる。

混合形態ごとの温度変動予測式の構築は可能だが、誤差が 20%以上のデータもある。そのため、より精度の高い温度変動予測式を構築する必要がある。つまり、速度比および口径比では表現しきれない 2 次流れの変動の影響を考慮する必要がある。周波数解析において前述したように、2 次流れの非定常性の影響は温度変動に強い影響を与えるため、2 次流れを考慮に入れる必要がある。2 次流れには主流 Re 数とベンドの曲率半径比 C が関係していると考えられ、この主流 Re 数と曲率半径比 C の関数で

あるディーン数を含む予測式の構築を行う必要がある。

これまでは $C=1.41$ の場合について述べてきたが、ディーン数の考慮を行うために C を変化させたデータを取得する必要がある。そこで本研究では C を変化させた場合として $C=1.00$ のベンドを用い、 $C=1.41$ の場合と同様の実験を行い、温度場計測を行う。

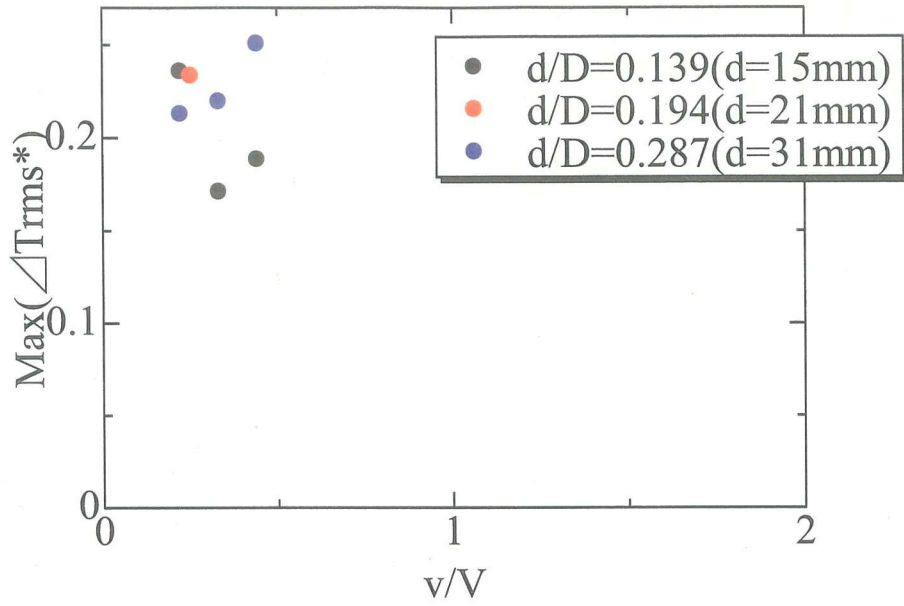


Fig. 4.21 重回帰分析前の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比の関係(成層流)

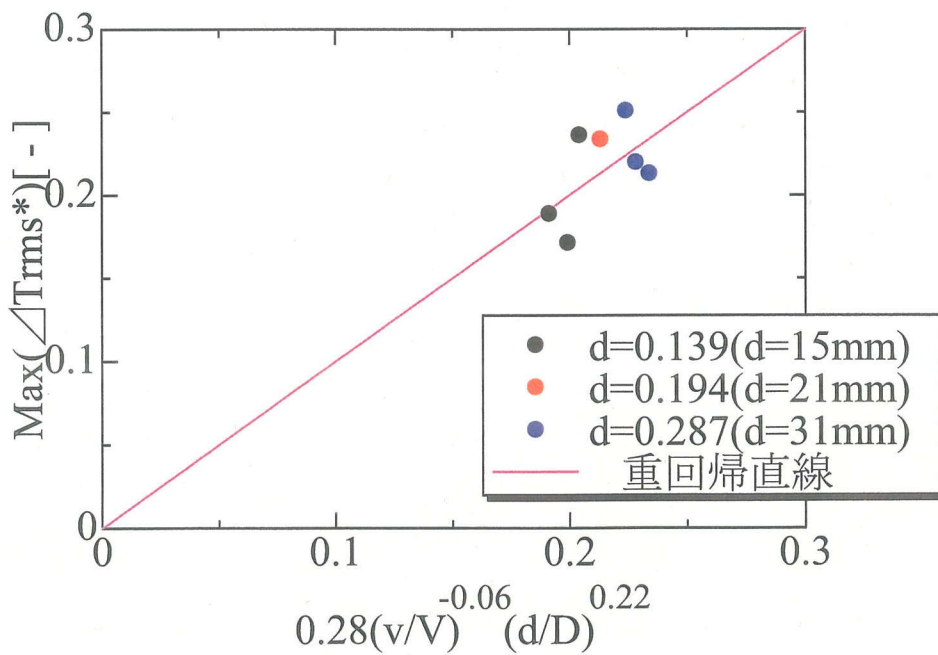


Fig. 4.22 重回帰分析後の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比および口径比の関係(成層流)

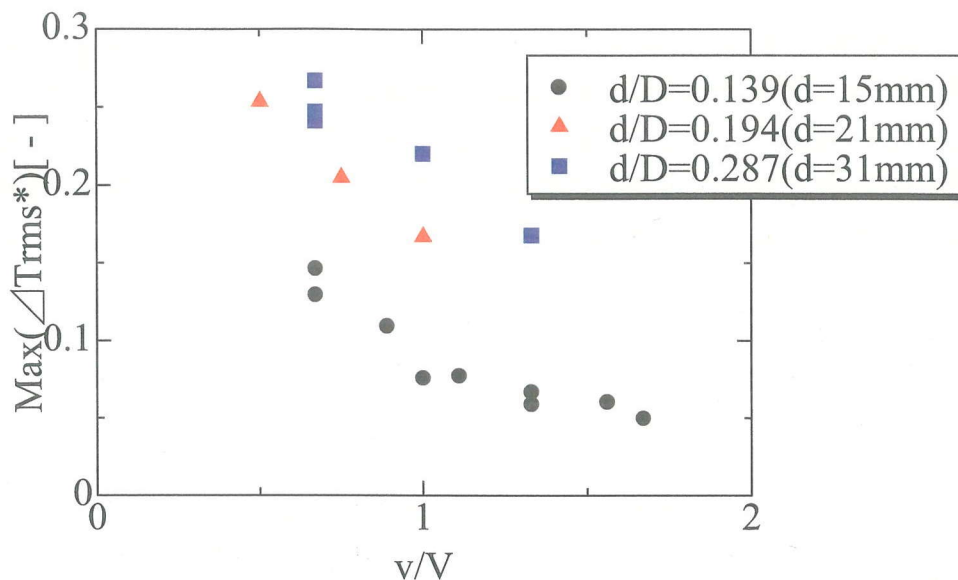


Fig. 4.23 重回帰分析前の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比の関係
(再付着噴流～偏向噴流)

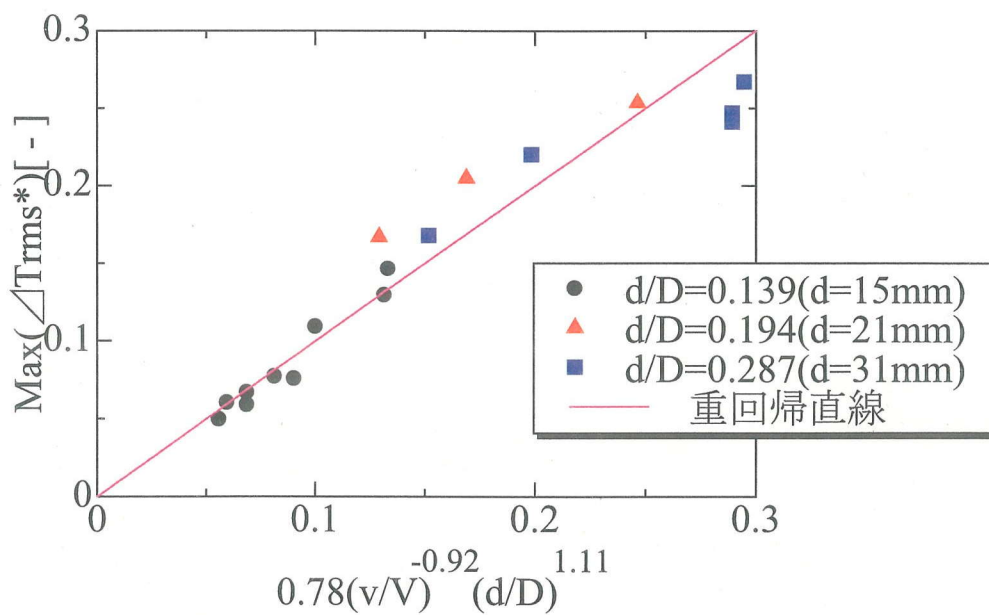


Fig. 4.24 重回帰分析後の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比および口径比の関係
(再付着噴流～偏向噴流)

4. 4 曲率半径比 C が温度変動に与える影響

4. 4. 1 温度変動強度($\Delta Trms^*$)分布と $Max(\Delta Trms^*)$ への影響

始めに、枝配管口径 $d=15$ [mm]における $\Delta Trms^*$ 分布を Fig. 4.25、Fig. 4.26 に示す。 $C=1.00$ における $\Delta Trms^*$ 分布は、 $C=1.41$ と同様に $x=0$ 軸上の左右にピークがでていいる。これは $x=0$ 軸上に存在する枝流が、2次流れの影響を受けて周方向に振動するためだと考えられる。また、 $\Delta Trms^*$ の最大値は $C=1.41$ より $C=1.00$ の場合において大きい値を示す。原因として $C=1.00$ において生じる主流の剥離が考えられる。剥離により主流の非定常性はさらに煩雑になり、枝流の振動は $C=1.41$ よりも複雑になる。結果、枝流が非定常に大きく振動するため、温度変動が大きくなったと考えられる。

ここで、枝配管口径比ごとに整理した $Max(\Delta Trms^*)$ と速度比の関係を Fig. 4.27、Fig. 4.28、Fig. 4.29 に示す。主流の剥離の影響により Fig. 4.25、Fig. 4.26 で考察と同様に、全般的に $C=1.41$ よりも $C=1.00$ における $Max(\Delta Trms^*)$ が大きい値を示している。また $C=1.00$ におけるもう 1 つの特徴として、 $Max(\Delta Trms^*)$ に極大点が存在しにくいということが挙げられる。 $C=1.41$ における極大値の存在は明らかである。それに対して $C=1.00$ の場合において、 $Max(\Delta Trms^*)$ の極大値が存在しているとは言えない。最も特徴的に現れている $d=21$ [mm]においては極大値が存在しない。この原因についても主流の剥離が影響していると考えられる。主流では2次流れの非定常性に加え主流の剥離が生じるため、 $C=1.41$ より非定常性が増している。非定常性が強い主流に枝流が侵入した際、枝流は再付着噴流の混合形態が取りにくいと考えられる。そのため $C=1.41$ において再付着噴流で見られた後流渦および主流中心方向振動の温度変動要因が存在しにくくなり、結果 $Max(\Delta Trms^*)$ の極大値は存在しにくくなったと考えられる。

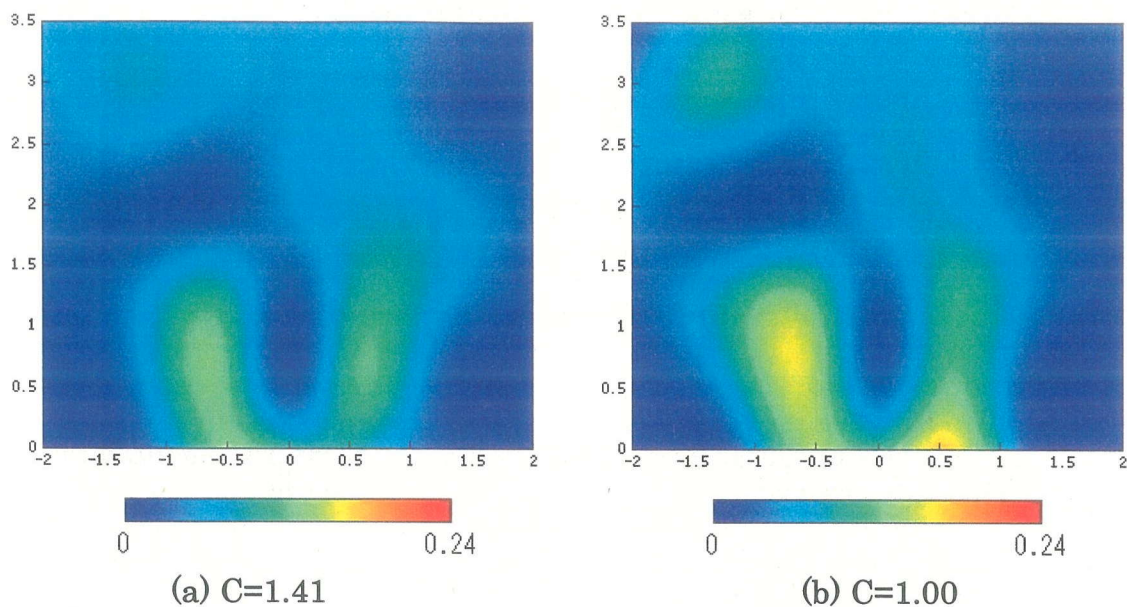


Fig. 4.25 $d=15[\text{mm}]$ $v=0.6[\text{m/s}]$ $V=0.9[\text{m/s}]$ における
温度変動強度分布

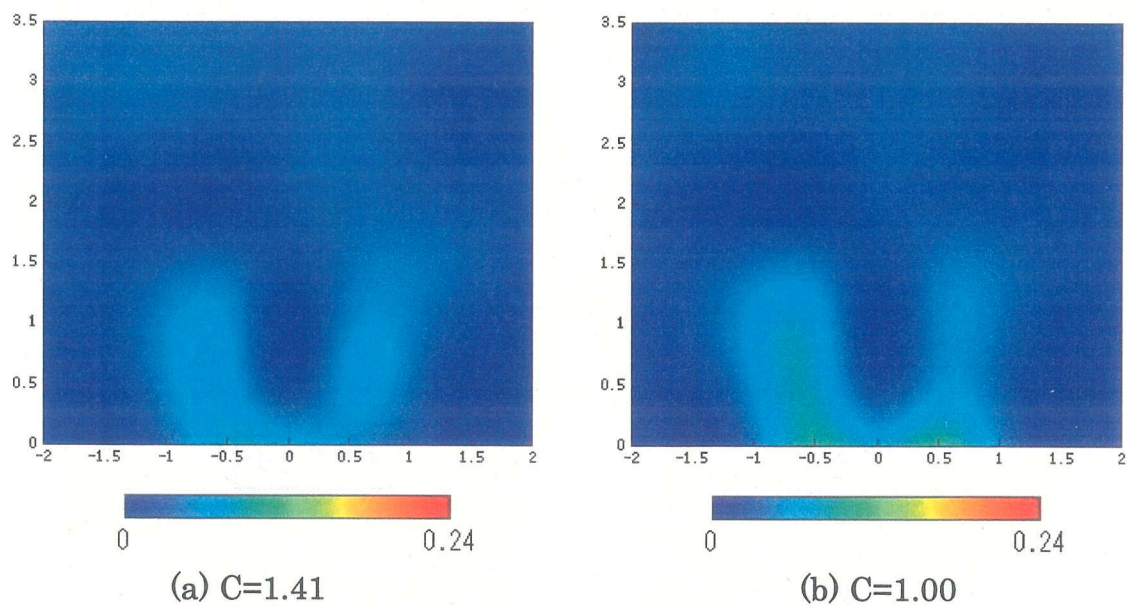


Fig. 4.26 $d=15[\text{mm}]$ $v=1.0[\text{m/s}]$ $V=0.9[\text{m/s}]$ における
温度変動強度分布

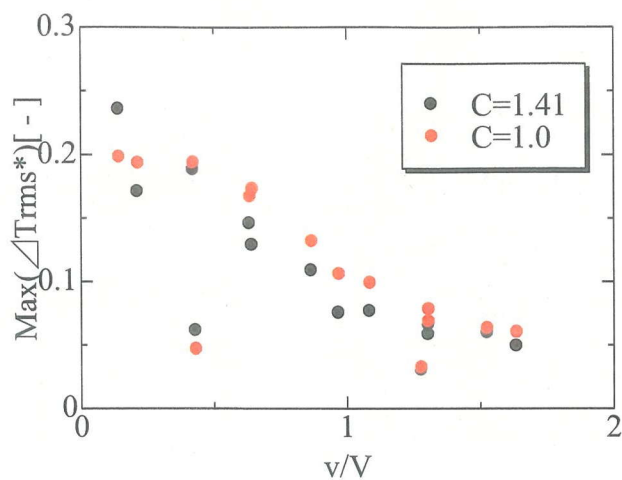


Fig. 4.27 枝管口径d=15[mm]における速度比とMax(ΔTrms*)の関係

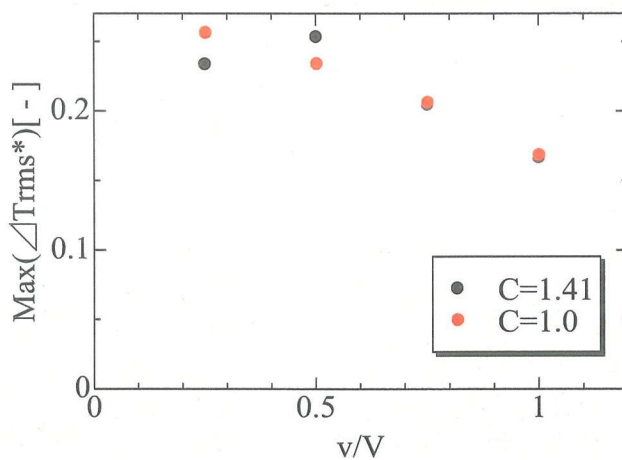


Fig. 4.28 枝管口径d=21[mm]における速度比とMax(ΔTrms*)の関係

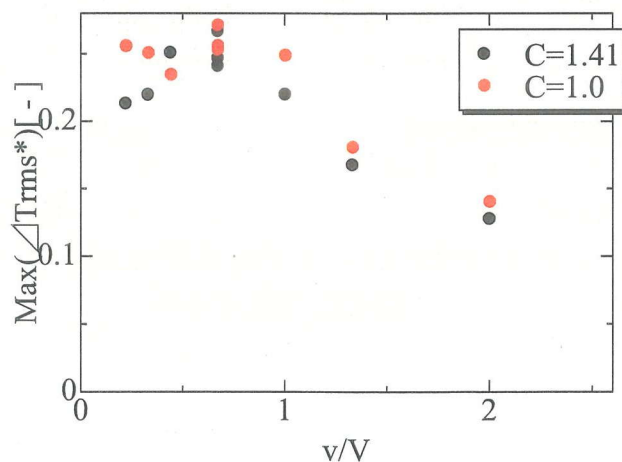


Fig. 4.29 枝管口径 d=31[mm]における速度比と Max(ΔTrms*)の関係

4. 4. 2 混合形態ごとの温度変動予測式の構築

次に $C=1.41$ の場合と同様に、 $C=1.00$ における速度比および口径比を用いて混合形態ごとの温度変動予測式の構築を行った。成層流における重回帰分析前のデータを Fig. 4.30 に、重回帰分析後のデータを Fig. 4.31 に示す。再付着噴流から偏向噴流における重回帰分析前のデータを Fig. 4.32 に、重回帰分析後のデータを Fig. 4.33 に示す。また、重回帰分析より得られた $\text{Max}(\Delta Trms^*)$ と速度比および口径比の関係式を成層流の場合について式(4.9)、再付着噴流から偏向噴流の場合について式(4.10)に示す。

$$\text{成層流} \quad : \quad \text{Max}(\Delta Trms^*) = 0.36(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.34} \quad (4.9)$$

$$\text{再付着噴流} \sim \text{偏向噴流} \quad : \quad \text{Max}(\Delta Trms^*) = 0.66(v/V)^{-0.86} (d/D)^{0.95} \quad (4.10)$$

成層流の場合、重回帰直線の 20% の誤差範囲に 80% 以上のデータが収まっている。一方、再付着噴流から偏向噴流の場合は 20% の誤差範囲に 50% のデータしか収まっていない。これにも主流の剥離の影響が出ていると考えられる。主流の剥離により非定常性が増すことは 4.4.1 で述べた。しかしながら、成層流は壁近傍を流れるため主流の非定常性の影響を受けにくいと考えられ、成層流という混合形態は崩されにくい。結果、成層流の混合形態をとる場合における温度変動は同じ傾向を見せ、温度変動予測式に対する誤差は減少したと考えられる。一方、再付着噴流から偏向噴流の場合は成層流に比べ、枝流が主流の中心方向に大きく入るため非定常性の影響を受けやすい。主流における非定常性の影響を受けた枝流は、再付着噴流や偏向噴流といった特定の形態をとれなくなってしまうと考えられる。結果、枝流の温度変動は同じ傾向が見られず、温度変動予測式に対する誤差は大きくなったと考えられる。誤差を小さくするには、主流の剥離の情報を重回帰分析の要素に取り込む必要があり、 C を含んだ重回帰分析を行う必要があると考えられる。

次に、 $C=1.41$ における温度変動予測式との比較を行う。そこで、再度 $C=1.41$ における温度変動予測式を示す。成層流の場合を式(4.7)に、再付着噴流から偏向噴流の場合を式(4.8)に示す。

$$\text{成層流} \quad : \quad \text{Max}(\Delta Trms^*) = 0.28(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.22} \quad (4.7)$$

$$\text{再付着噴流} \sim \text{偏向噴流} \quad : \quad \text{Max}(\Delta Trms^*) = 0.64(v/V)^{-0.92} (d/D)^{1.11} \quad (4.8)$$

成層流における場合、再付着噴流から偏向噴流における場合双方について $\text{Max}(\Delta Trms^*)$ に対して、速度比および口径比による差はほとんど見られない。しかし、重回帰直線との誤差が小さいのは $C=1.41$ において再付着噴流から偏向噴流の場合であるが、 $C=1.00$ においては成層流の場合である。 $C=1.00$ では $C=1.41$ には生じていない主流の剥離の存在があるから、重回帰直線との誤差の原因は C が影響していると考えられる。故に、今後曲率半径比を考慮した関数の導入する必要があると考えられる。

その1つの方法として、4.3.5で挙げたディーン数を用いる方法が考えられ、今後ディーン数を用いた温度変動予測式の構築が課題であると考えられる。また、 $C=1.00$ および $C=1.41$ により構築された予測式を検証するために、主流における剥離が存在しない $C>1.41$ の90度ベンドにおいて実験を行う必要があると考えられる。

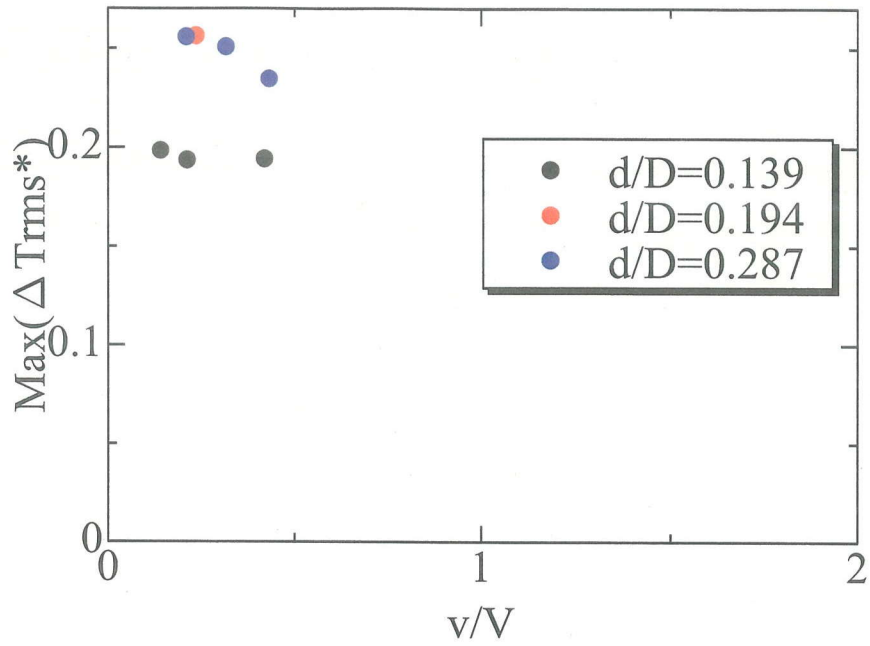


Fig. 4.30 重回帰分析前の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比の関係(成層流)

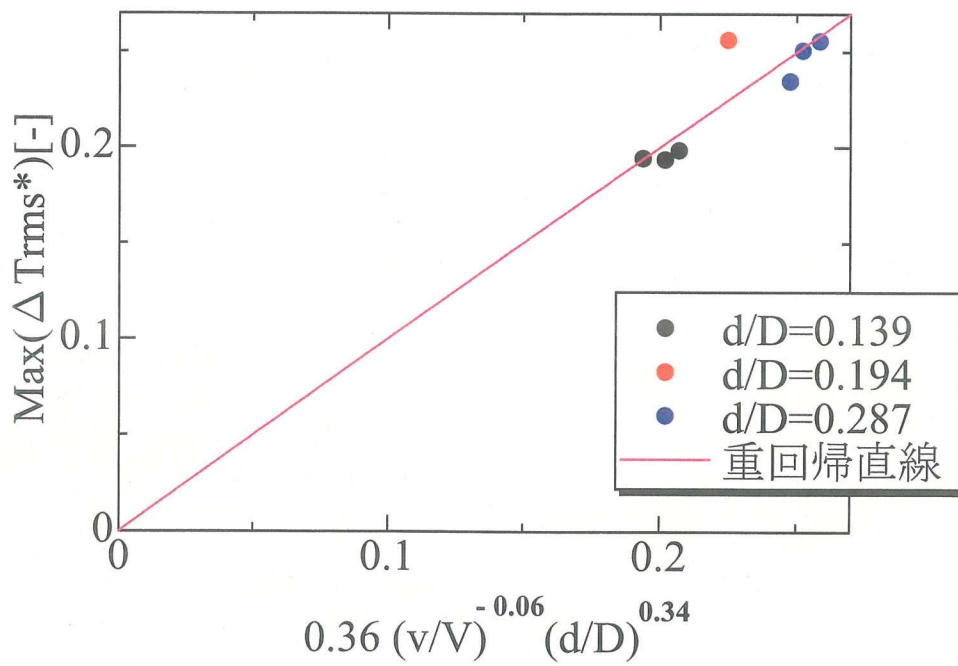


Fig. 4.31 重回帰分析後の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比および口径比の関係(成層流)

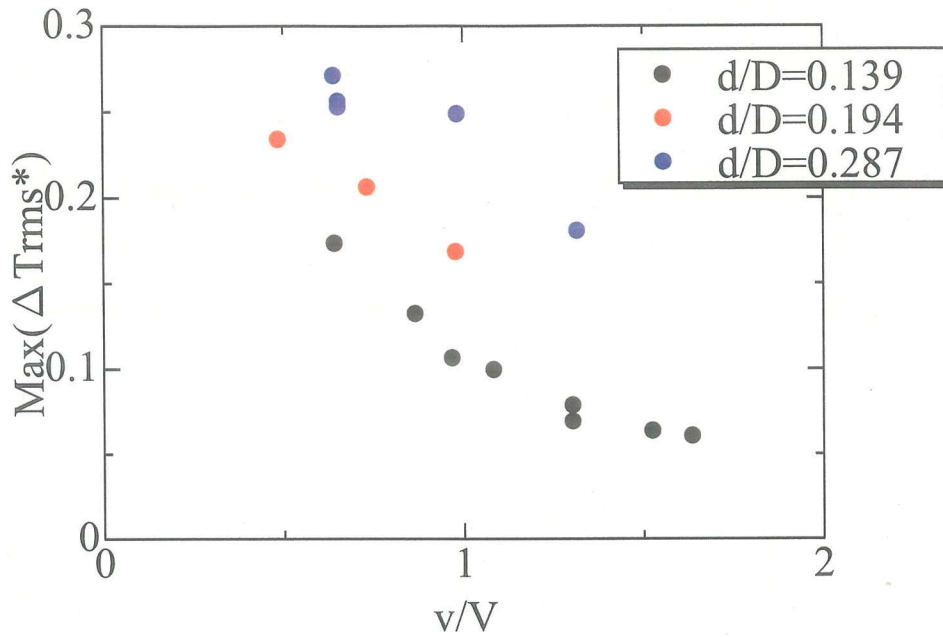


Fig. 4.33 重回帰分析後の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比および口径比の関係
(再付着噴流～偏向噴流)

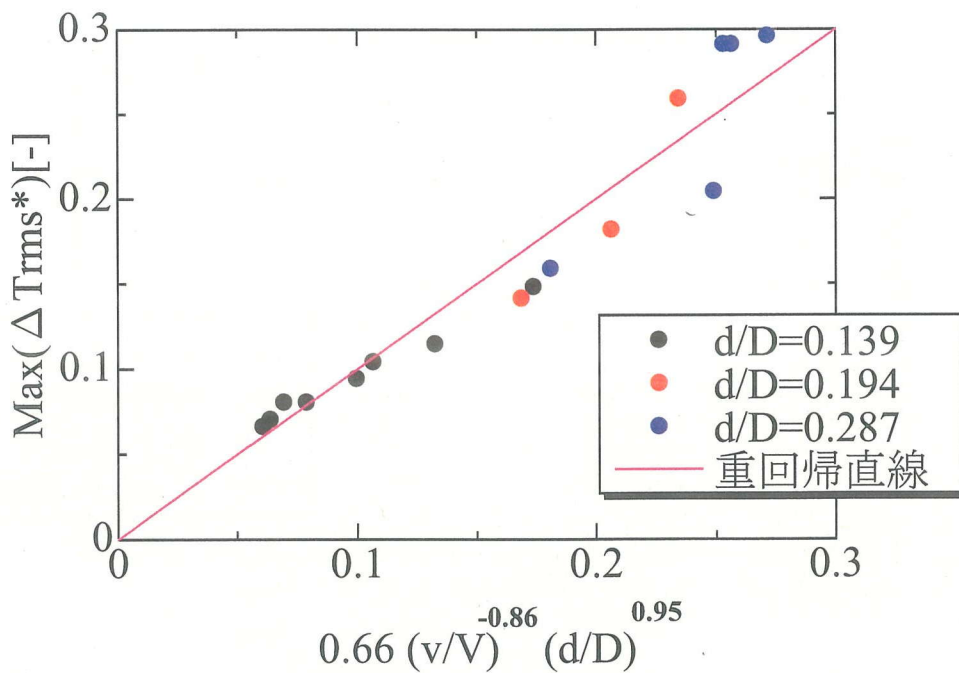


Fig. 4.32 重回帰分析前の $\text{Max}(\Delta \text{Trms}^*)$ と速度比の関係
(再付着噴流～偏向噴流)

4. 5 下流方向距離に対する最大温度変動減衰過程

この節では、T字配管合流部下流方向における最大流体温度変動の減衰過程を評価する。これまでの検討は、流体温度変動の特性を評価するために、流体温度変動強度 ΔT_{rms}^* を中心とした評価を行ってきた。しかし、主配管壁面の変動熱応力は壁面温度の最大温度差に依存するため、流体温度の最大と最小の温度差に対して無次元化を行った最大流体温度変動振幅 ΔT_{p-p}^* を用いて評価する。

4. 5. 1 C=1.41 における最大温度変動振幅(ΔT_{p-p}^*)減衰過程

始めに枝配管 $d=15[\text{mm}]$ および $C=1.41$ と固定し、枝流流速 v および主流流速 V を変化させた場合における ΔT_{p-p}^* 減衰を評価する。主流流速 $V=0.9[\text{m/s}]$ と固定し、枝流流速 v を変化させた場合における ΔT_{p-p}^* 減衰を Fig. 4.34 に、枝流流速 $v=0.2[\text{m/s}]$ と固定し主流流速を変化させた場合における ΔT_{p-p}^* 減衰を Fig. 4.35 に示す。ここでグラフについて説明する。まず、枝配管中心から下流方向への距離を z とする。Fig. 4.34 および Fig. 4.35 における x 軸は、 z を主配管口径 D により無次元化したものである。 y 軸は同一の z 値において、最も ΔT_{p-p}^* 値が大きい値を用いる。以降の ΔT_{p-p}^* 減衰を示す図についても同様である。

Fig. 4.34 より T 字配管合流部直後における ΔT_{p-p}^* は、枝流流速の増大に伴い減少する。枝流流速の増大により、枝流が主流中心方向に深く侵入するためである。しかし枝流流速の増大に関わらず、 ΔT_{p-p}^* は $z/D > 1.8$ 以降ではほぼ同じ値をとる。これは主配管断面に発生する 2 次流れによる混合促進が、枝流流速の増大に伴う枝流流量の増加よりも影響が強いためと考えられる。また Fig. 4.35 より、主流流速の増大に伴い T 字配管合流部直後における ΔT_{p-p}^* は増加している。原因として、主流流速増大により枝流が主流中心方向に深く侵入できなくなり、壁近傍を流れるためだと考えられる。しかし、Fig. 4.34 と同様に主流流速によらず $z/D > 1.8$ 以降ではほぼ同じ値をとる。これは主配管断面における 2 次流れが発生するため、壁近傍の枝流が急速に拡散されることが原因と考えられる。また Fig. 4.34 および Fig. 4.35 より、枝流流速と主流流速によらず $z/D=3.8$ 付近ではほぼ一定値を取る。 ΔT_{p-p}^* の減衰は枝流および主流流速よりも、主配管断面に発生する 2 次流れによる混合作用による影響が強いと考えられる。枝流流速および主流流速を固定した両場合において、2 次流れによる混合作用を受けたことにより ΔT_{p-p}^* は、約 $4D$ 下流で入り口温度差の約 10% まで減少する。

次に、枝配管口径の変化における ΔT_{p-p}^* 減衰を評価する。Fig. 4.36(a) に枝流流速 $v=0.2[\text{m/s}]$ 、主流流速 $V=0.9[\text{m/s}]$ における枝配管口径の変化による ΔT_{p-p}^* 減衰過程の変化を示す。同様に Fig. 4.36(b) に $v=0.6[\text{m/s}]$ 、 $V=0.9[\text{m/s}]$ における場合、Fig. 4.36(c) に $v=0.2[\text{m/s}]$ 、 $V=0.6[\text{m/s}]$ における場合の ΔT_{p-p}^* 減衰過程を示す。Fig. 4.36(a)、(c) から枝配管口径の増加により、T 字配管合流部近傍における ΔT_{p-p}^* 値は大きい下流領域における減衰は枝配管口径 $d=31[\text{mm}]$ の方が速いことがわかる。また Fig. 4.36(b) より、枝流流速増加に伴い ΔT_{p-p}^* の減衰が遅くなることがわかる。

これは枝配管口径の増加に伴う流量の増加が原因と考えられる。(a)、(c)の場合、すなわち枝流流速 $v=0.2$ [m/s]において枝流の混合形態は成層流であるため壁面近傍には高温流体である枝流が存在している。このため、枝配管口径によらず温度変動は小さい。また枝流流速は小さいため、主流との混合は促進されやすいと考えられ、 ΔT_{p-p^*} の減衰は速いと考えられる。一方(b)の場合、つまり枝流流速 $v=0.6$ [m/s]において枝流は偏向噴流である。枝配管口径 $d=15$ [mm]においては枝流流量が小さいため、主流中において2次流れの影響を受けて急速に拡散し、下流領域における ΔT_{p-p^*} は小さいと考えられる。しかし枝配管口径 $d=31$ [mm]において枝流流量が多いため、2次流れによる影響を受けても主流と枝流の混合は促進されにくい。その結果、比較的高温の枝流が主配管壁面に影響を与えるために、下流領域において ΔT_{p-p^*} が $d=15$ [mm]に比べて大きいと考えられる。

最大温度変動振幅 ΔT_{p-p^*} における減衰過程において次のことが言える。枝配管口径が小さい場合($d=15$ [mm])、枝流流速、主流流速に関わらず主配管断面に発生する2次流れによる混合作用を受けるため ΔT_{p-p^*} は急速に減衰し、 $z/D=3.8$ 付近において入り口温度差の約10%まで減衰する。一方枝配管口径を増大した場合、成層流のように枝流が常に主配管内壁付近に存在している場合を除き、枝流流量増加の影響を無視できないため下流領域でも入り口温度差の約30%の温度差が発生する。

4. 5. 2 曲率半径比 C の変化および 90 度ベンドの有無における

最大温度変動振幅(ΔT_{p-p^*})減衰過程

ここでは曲率半径比 C を変化させた場合における ΔT_{p-p^*} の変化および上流に90度ベンドが存在しないT字配管における流体混合との比較を行う。90度ベンドが上流に存在しないT字配管における流体混合のデータは、高橋らによって求められた指数関数式を用いた^[3]。その式を式(4.11)に示す。

$$\Delta T_{p-p^*} = 0.81 \exp\{-0.45(z/D + 0.25)\} + 0.19 \quad (4.11)$$

ただし、式(4.11)は成層流から偏向噴流までにおいて成立式である。また配管口径比 $d/D=0.500$ 、主流入り口 Re 数 2.2×10^4 、 $0.5 \leq v/V \leq 2.0$ 、 $0.5 \leq z/D \leq 8.0$ を満たす必要がある。

枝配管口径 $d=15$ [mm]、 $v=0.2$ [m/s]および $V=0.9$ [m/s]と固定した時における、曲率半径比の変化および90度ベンドが上流に存在しない場合における ΔT_{p-p^*} 減衰過程を Fig. 4.37 に、枝配管口径のみ $d=31$ [mm]に変化させた場合を Fig. 4.38 に示す。

Fig. 4.37 より、曲率半径比 C を変化させても ΔT_{p-p^*} 減衰過程はほとんど変化が無いことがわかる。Fig. 4.38 においても同様で、曲率半径比 C によらずほぼ同一の減衰傾向を示す。始め、曲率半径比 $C=1.00$ においては2次流れの非定常性に主流の剥離の影響が加わることにより、主流はより強い非定常を持つため混合が促進されると考えていた。しかし結果は、曲率半径比 $C=1.41$ とほぼ同じ傾向を示しており予想に反している。原因として主流の非定常性の増大による混合作用の影響が小さいと考

えられる。つまり $C=1.41$ において発生する 2 次流れの混合作用は枝流および主流を十分に混合していると考えられる。そこに $C=1.00$ において発生する主流の剥離による非定常性の増大に伴う混合作用が加わっても、これ以上混合は促進されない状態であると考えられる。

次に上流に 90 度ベンドが存在しない体系との比較を行う。今回用いた上流にベンドが存在しない場合におけるデータは本実験 ($d/D < 0.287$) で用いた口径比とは値が異なる ($d/D=0.5$) ため単純な比較は行えないが、ベントによる定性的な影響を見るために敢えて比較を行った。上流に 90 度ベンドが存在しない場合に比べ、90 度ベンドが存在する場合における T 字配管合流部流体混合の方が温度変動減衰が早い可能性はあると考えられる。Fig. 4.27 および Fig. 4.38 より上流に 90 度ベンドが存在する場合において、 $z/D=4$ 付近において入り口温度差の約 10~20%まで ΔT_{p-p^*} が減少しているのに対して、上流に 90 度ベンドが存在しない場合では約 30%までしか減少していない。以上より、上流に 90 度ベンドが存在する場合の方がベンドが存在しない場合に比べて、下流領域における ΔT_{p-p^*} 減衰が速い。つまり下流領域における主配管壁面の変動熱応力は上流に 90 度ベンドが存在する体系の方が小さく、下流領域における熱応力による配管破断の可能性を減少させると考えられる。

しかし、上流に 90 度ベンドが存在する場合における ΔT_{p-p^*} 予測式は求められておらず、熱応力による配管破断の回避の指針を得るため、この ΔT_{p-p^*} 予測式を立てていく必要がある。

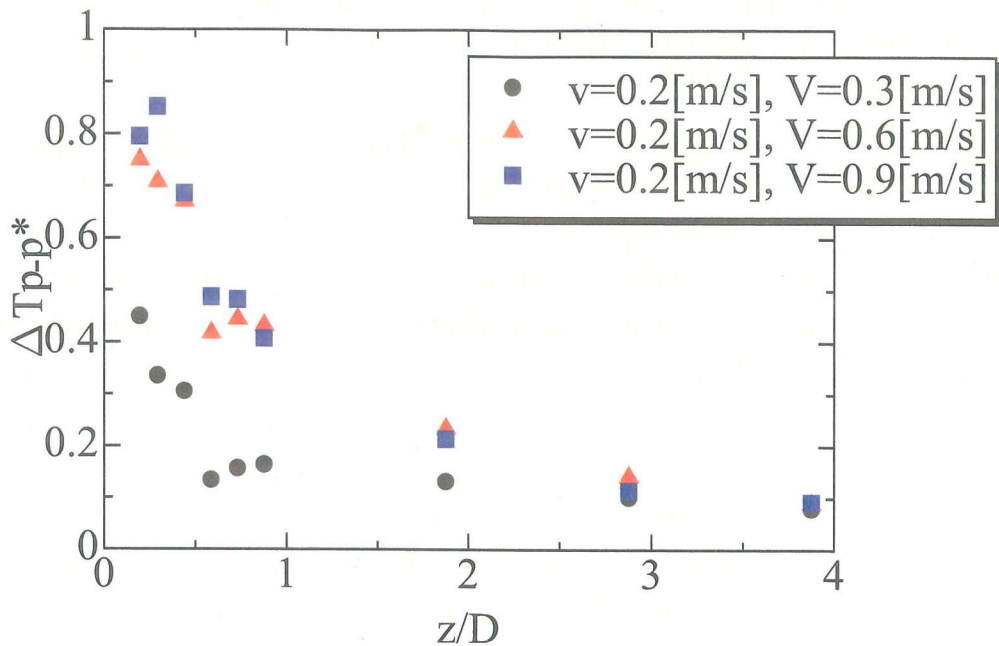


Fig.4.34 枝配管口径 $d=15$ [mm]、曲率半径比 $C=1.41$ における
枝流流速 v の変化と ΔT_{p-p^*} 減衰の関係

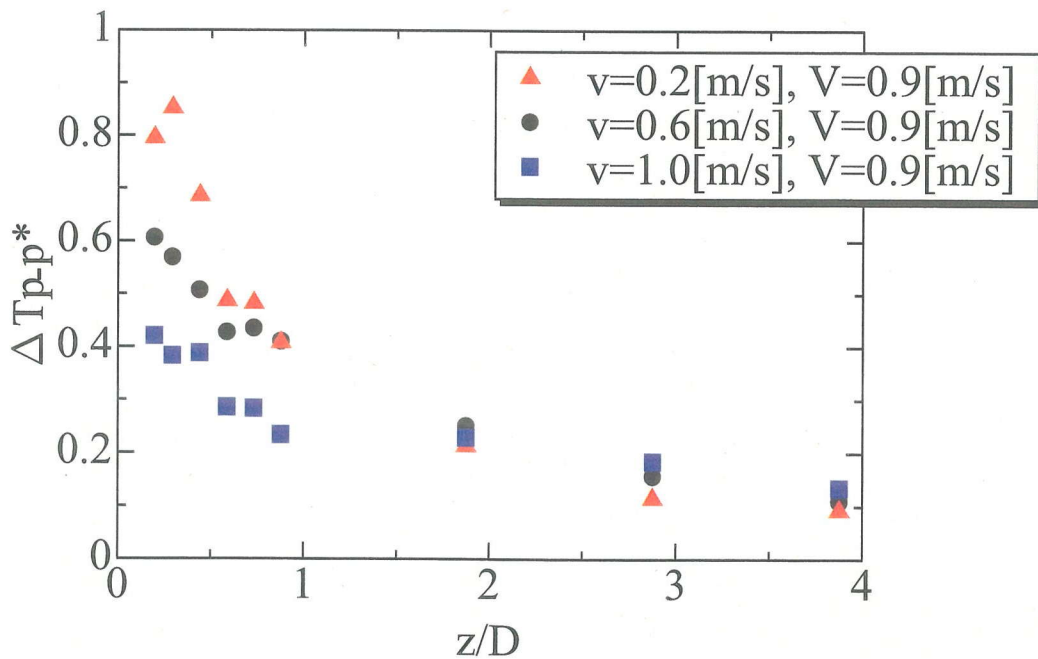
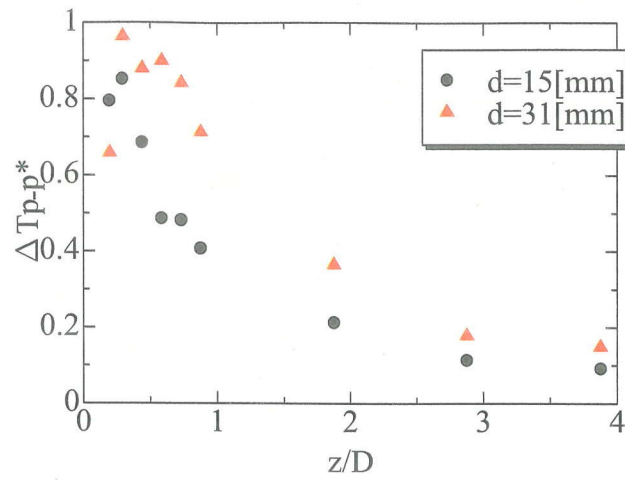
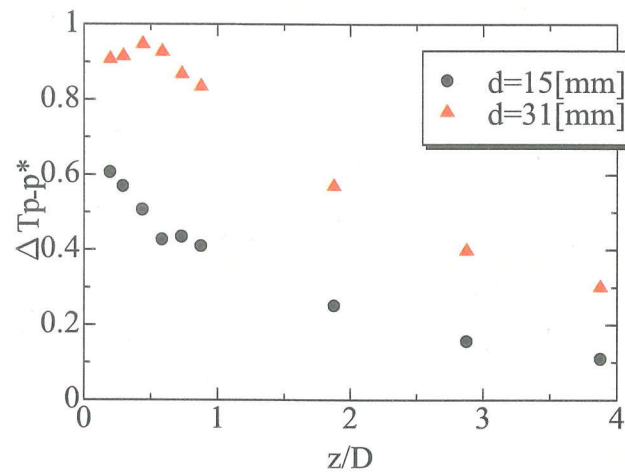


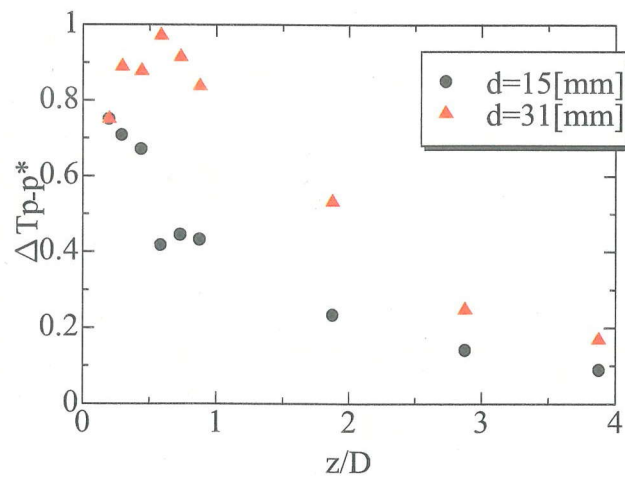
Fig. 4.35 枝配管口径 $d=15$ [mm]、曲率半径比 $C=1.41$ における
主流流速 V の変化と ΔT_{p-p^*} 減衰の関係



(a) $v=0.2$ [m/s], $V=0.9$ [m/s]の場合



(b) $v=0.6$ [m/s], $V=0.9$ [m/s]の場合



(c) $v=0.2$ [m/s], $V=0.6$ [m/s]の場合

Fig. 4.36 $C=1.41$ における枝配管口径の変化に伴う ΔT_{p-p^*} 減衰の変化

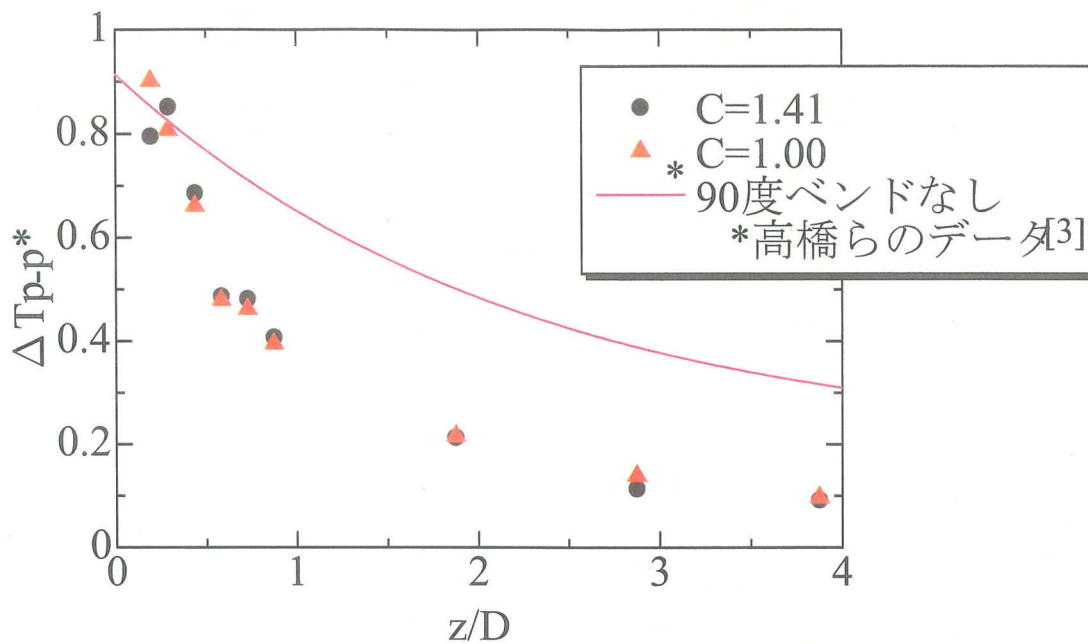


Fig. 4.37 枝配管口径 $d=15$ [mm]、 $v=0.2$ [m/s]、 $V=0.9$ [m/s]における曲率半径比 C の変化と ΔT_{p-p^*} 減衰の関係

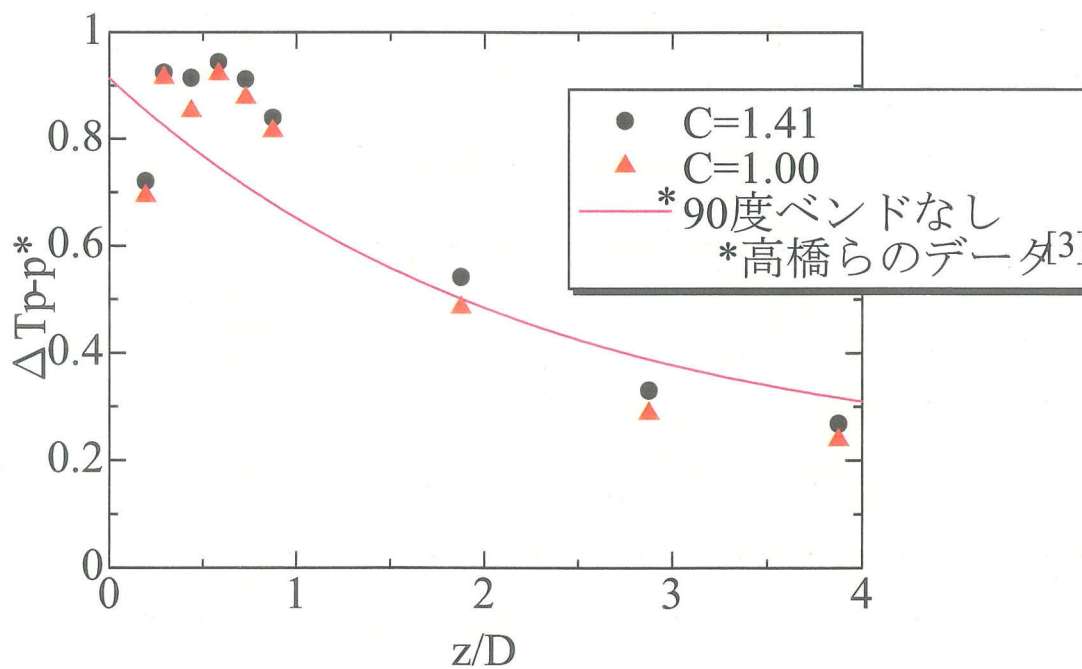


Fig. 4.38 枝配管口径 $d=31$ [mm]、 $v=0.2$ [m/s]、 $V=0.9$ [m/s]における曲率半径比 C の変化と ΔT_{p-p^*} 減衰の関係

第5章 おわりに

5.1 結論

上流に90度ベンドを有するT字配管合流部非等温流体混合実験を行い、主配管壁面近傍における流体温度変動を計測した。速度比および口径比を変化させることで様々な流動条件における温度変動を測定し、温度変動に対する2次流れの影響を定量的に評価した。過去に計測された流れ場と本研究で計測を行った温度場計測データの両面における解析を行い、温度変動予測式の構築を試みた。これらより以下の知見を得た。

1. T字配管合流部における主配管壁面温度変動の主要因が2次流れであることを定量的に明らかにした。
2. T字配管合流部における主流と枝流の混合形態を分類することにより、主流と枝流の流速比($0.2 < (v/V) < 1.7$)および口径比($(d/D) < 0.287$)を用いて、最大温度変動強度 $\Delta Trms^*$ の最大値 $Max(\Delta Trms^*)$ を予測する温度変動予測式を構築した。ベントの曲率半径比は $C=1.41$ である。

$$\text{成層流} \quad : \quad Max(\Delta Trms^*) = 0.28(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.22} \quad (4.7)$$

$$\text{再付着噴流} \sim \text{偏向噴流} \quad : \quad Max(\Delta Trms^*) = 0.64(v/V)^{-0.92} (d/D)^{1.11} \quad (4.8)$$

3. ベントの曲率半径比 C を変化させ、 $Max(\Delta Trms^*)$ に対する曲率半径比 C の影響を評価した。
4. 同時に、流速比($0.2 < (v/V) < 1.7$)および口径比($(d/D) < 0.287$)を用いて、ベントの曲率半径比 $C=1.00$ における温度変動予測式を構築した。

$$\text{成層流} \quad : \quad Max(\Delta Trms^*) = 0.36(v/V)^{-0.06} (d/D)^{0.34} \quad (4.9)$$

$$\text{再付着噴流} \sim \text{偏向噴流} \quad : \quad Max(\Delta Trms^*) = 0.66(v/V)^{-0.86} (d/D)^{0.95} \quad (4.10)$$

5. T字配管合流下流域における温度変動の減衰を評価するため、熱疲労問題に大きく関与する $\Delta Tp-p^*$ に対して定量的に評価を行った。また、上流に90度ベンドが存在しない場合と比較を行った。比較より温度変動の減衰は、上流に90度ベンドを持つ場合において減衰が速い可能性があると考えられる。

5. 2 今後の課題

最初の課題として、温度変動予測式の構築において誤差を小さくする必要がある。そのためには速度比および口径比を用いた予測式の構築に固執せず、速度比の代わりに流量比などを用いて混合形態ごとに予測式の構築を試み、検討する必要がある。また他の方法として、2次流れの影響を温度変動予測式に組み込む方法がある。2次流れは主流 Re 数と曲率半径比 C に依存することが言われており、主流 Re 数と C の関数であるディーン数を導入し予測式の再構築を試みる必要もあると考えられる。また、ディーン数を用いて構築した予測式を C=1.00 および C=1.41 で構築された予測式を検証するために、主流において剥離が生じない C>1.41 の 90 度ベンドを用いて実験を行う必要がある。

また、熱疲労問題に大きく関わる ΔT_{p-p^*} を評価のパラメータとして、上流に 90 度ベンドが存在する場合における減衰の予測式を構築する必要がある。

参考文献

- [1] 村松壽晴、笠原直人：“サーマルストライピングに対する解析的評価手法の実炉データによる検証”、サイクル機構技報、No.6、(2000)
- [2] 村上光清、他：“三次元曲管内の流動に関する実験的研究”、日本機械学会論文集、第2部、35巻272号、(1969)
- [3] 高橋志郎、椎名孝次：“高温水と低温水が混合する T 字形合流配管の流体温度変動特性” 日本機械学会論文集、B 編 66 巻 651 号、(2000)
- [4] 奥山圭太：“配管合流部におけるサーマルストライピング現象の解明と制御”、東北大学工学部量子エネルギー工学科卒業論文、(2000)
- [5] 奥山圭太：“上流にベンドを伴う T 字型配管合流部における非等温流体混合メカニズムの解明”、東北大学大学院量子エネルギー工学専攻修士論文、(2002)
- [6] 田嶋祐：“配管合流部における非定常熱流動現象の解明”、東北大学工学部量子エネルギー工学科卒業論文、(2001)
- [7] 田嶋祐：“ベンドで生成される渦流の非等温流体混合に及ぼす影響に関する研究”、東北大学大学院量子エネルギー工学専攻修士論文、(2003)
- [8] 生井武文、井上雅弘：“機械工学基礎講座 粘性流体の力学”、第1版、理工学社、(1979)
- [9] 五十嵐実、他：“配管合流部の混合特性に関する研究－流体混合現象と構造材への温度変動伝達挙動の解明－”、JNC TN9400 2003-92、(2003)
- [10] Kazuhisa YUKI, et al. : “INVESTIGATION OF NON-ISOTHERMAL FLUID MIXING AND WALL TEMPERATURE FLUCTUATION IN A T-JUNCTION WHICH HAS A 90-DEGREE BEND IN THE UPSTREAM AREA”、The 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10)、Seoul、Korea、(2003)
- [11] 結城和久、他：“上流に 90 度ベンドを有する T 字配管合流部領域での熱的混合特性に対する曲率半径比の影響”、日本機械学会論文 (査読中)