

T字配管部の熱疲労評価手法高度化に向けた 管壁温度特性の解明

An Investigation of Wall Temperature Characteristics to Improve Evaluation Method for Thermal Fatigue at a T-Junction Pipe

三好 弘二 (Koji Miyoshi)*¹ 中村 晶 (Akira Nakamura)*¹ 歌野原 陽一 (Yoichi Utanohara)*¹

要約 原子力発電所の配管における合流部では温度差のある流体が混合する場合があります。このような部位に熱疲労が生じる可能性があります。熱応力は、構造材内部の温度分布とその変動より発生する。実験により配管内表面の温度分布が得られれば、応力分布を算出することが可能である。よって、本研究では熱電対を埋め込んだステンレス製試験体を用い、壁面噴流条件を対象にT字合流部における管壁温度測定実験を実施した。その結果、温度変動強度の大きい箇所は分岐管近傍から下流 $1D_m$ (=主管内径)までの範囲であることがわかった。また、その温度変動は、噴流背後にできる渦列に加え、高温の噴流による主管の加熱領域が周方向に揺らぐことで発生していることがわかった。

キーワード 熱疲労, T字配管, 温度変動, 数値解析, 熱電対

Abstract Thermal fatigue cracking may initiate at a T-junction pipe where high and low temperature fluids flow in from different directions and mix. Thermal stress is caused by a temperature gradient in a structure and by its variation. It is possible to obtain stress distributions if the temperature distributions at the pipe inner surface are obtained by experiments. The wall temperature distributions at a T-junction pipe were measured using a stainless steel pipe in which thermocouples were installed. Large temperature fluctuations were measured at the region from the outlet of the branch pipe to the downstream of $1D_m$ (=main pipe inner diameter). These large temperature fluctuations were caused by the vortices behind the jet flow and the shifting of the heating region in the circumferential direction.

Keywords thermal fatigue, T-junction pipe, temperature fluctuation, numerical simulation, thermocouple

1. 序論

種々のプラントの配管合流部では、温度の異なる流体が混合することで発生する温度変動いわゆるサーマルストライピング現象により、配管材料内部に熱疲労が発生する可能性がある。1999年に生じた日本原子力発電(株)敦賀2号機の再生熱交換器連絡配管からの漏洩事象は、このサーマルストライピング現象による熱疲労が損傷の要因の一つであった⁽¹⁾。この事象等を契機に日本機械学会は、温度変動現象による構造物への影響評価手法を確立するため、「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」⁽²⁾(以下、指針)を

策定した。指針は、水を内包する配管の高低温水の合流・混合により発生する温度ゆらぎや閉塞分岐管滞留部に発生する熱成層化現象に起因する熱疲労に対する構造健全性評価方法を定めている。指針⁽²⁾では、サーマルストライピング現象を特徴付ける素過程として、以下の過程を提示している。

- (1)主流における温度ゆらぎの生成
- (2)境界層内における温度ゆらぎの減衰
- (3)非定常熱伝達の影響による温度ゆらぎの減衰
- (4)熱伝導による構造材内部の温度差の緩和

上記、(1)~(4)に示す過程の結果、構造材中における温度ゆらぎに起因する応力分布の変動が、材料の疲

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

労強度との関係により熱疲労をもたらす。よって、構造材内部の温度分布および応力分布を適切に予測することが熱疲労評価の上で重要な課題である。

T字配管合流部における構造材内部の温度分布を正確に得るには、非定常熱伝達率を3次元的に把握する必要がある。一方、指針⁽²⁾では、実験データに基づき保守的な一定値を用い空間的な分布は考えられていない。また、応力は管壁の厚さ方向の1次元評価を行い求めている。ホットスポットやコールドスポットといった温度分布の広がりによっては、3次元的な詳細な計算を行うことにより、精緻な評価が可能となる。

筆者らは、実験または数値解析により得られた温度分布から応力評価を行う手法としてIMAT-F (Integrated Methodology of Assessment for Thermal-Fatigue)を開発してきた⁽³⁾⁽⁴⁾。この手法による熱疲労評価フローを図1に示す。この手法を用いれば、熱応力の3次元時刻歴データを図1の(1)~(3)に示した3つのアプローチから得ることが可能である。T字配管合流部に対し、精度の高い熱応力評価を行うにはどのアプローチが適切か検討した。

まず、実験による流体温度データを用いた(1)のフローに対し検討してみる。このアプローチでは、前もって熱伝達率を明らかにすることが必要である。水を対象としたT字配管合流部における熱伝達率解明のための実験は国内外で進められている。日本原子力研究開発機構(以下、原子力機構)⁽⁵⁾では、熱電対を用い分岐管からの噴流下流部の25点において管壁温度を計測している。また、熱電対をツリー状にした計測装置を管内に挿入し壁近傍の流体温度を測定することにより、局所的な非定常熱伝達率を明らかにしている。国外では、仏Civaux発電所の余熱除去系統で見られた熱疲労による配管のき裂発生原因を調査するため、高低温水合流配管部における熱疲労研究が進められている。フランス電力公社(EDF)でも、水を対象としたT字配管合流部における管内表面温度データ⁽⁶⁾を採取している。この実験では流体側と壁側の温度を同時に計測できるように熱電対を組み合わせたCoefhとよばれるセンサを配管に埋め込み、分岐管からの噴流下流部の52点において計測している。この実験も原子力機構の実験同様、局所的な非定常熱伝達率を明らかにすることを目的としている。しかしながら、流体および壁温度を多点で同時に測定することは容易ではなく、非定常熱伝達率の空間的把握は困難である。

次に、図1のフロー(3)に示す流体・構造熱連成解析を用いるアプローチの適用性について検討した。T字配管合流部における流れの複雑さから精度よく温度変動を予測することは困難であり、適切な数値シミュレーション開発に向けいくつかの研究が行われている⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾。これらの研究では、合流下流域の速度変動および温度変動を対象に実験と数値シミュレーションとの比較検討が行われており、流体側の温度変動の予測について、さらなる改善が進められている。しかしながら、構造材側の温度変動予測については、十分な実験データとの比較検証が実施されていない。

最後に、実験による管内面温度データを用いた図1の(2)のフローによる手法である。このアプローチでは熱伝達率評価が不要であるため、十分な数の熱電対を配置すれば、精度よい応力分布を実験から得ることができ、流体・構造熱連成解析の検証用データとして用いることも期待できる。そこで、本研究では、水を対象に高低温水合流部のT字配管内表面の温度データを測定し、その実験結果から応力評価を行うことにした。本目的を達成するためには実験計画にあたり特に以下の点が重要となる。

- ①温度ゆらぎにより発生する応力変動が最大となる箇所を捉えられる空間分布の温度を測定すること
- ②熱伝導解析の境界条件として用いるため、できる限り配管内表面に近い温度を測定すること

上記2点を実現するため、熱電対の配置位置、その取り付け手法、計測データの処理方法等の検討を行い、その結果については既報⁽¹⁰⁾で報告済みである。本報では、その検討結果を踏まえ開発した温度測定用試験体を用いたT字配管合流部における実験を行い、その結果から明らかになった管内表面温度特性について報告する。

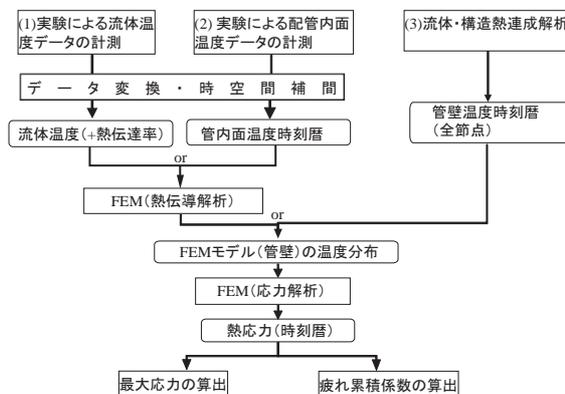


図1 熱疲労評価フロー(3)

2. 実験装置および方法

2.1 実験装置

図2に実験装置の概要を示す。実験装置は、主に高温水タンク、低温水タンク、混合水タンク、高温水ポンプ、低温水ポンプから構成され、タンク容量は各々7m³、8m³、20m³、ポンプ容量はともに20m³/hである。試験流体は水を使用する。高温水タンク内には電熱ヒータが設けられており約90℃までの高温水が生成可能である。低温水タンクには15℃まで冷却可能な熱交換器で温度調節した低温水が生成可能である。鉛直上方から流れてくる高温水と水平横方向から流れてくる低温水が試験部で合流した後、混合水タンクで受け入れるワンスルー方式となっている。ワンスルー方式では実験時間が限られることから、低温水同士の合流ではあるが、各ポンプの出口連絡配管および試験部出口から低温水タンクへの戻りラインを用いることで低温水ポンプ1台による循環運転が可能である。

試験部上流側には低温水側で18D_mの位置に、高温水側で56D_bの位置に多孔板と細管の束を組み合わせた整流器を設置した。流量はポンプ出口に設けた弁で調整する。また流体温度は整流器上流側に挿入した、非接地 K 型 JIS クラス 1 シース熱電対を用い測定した。

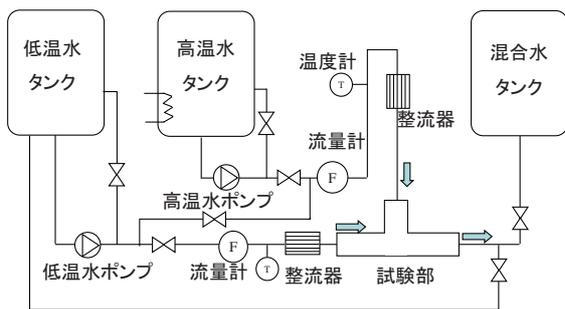


図2 実験装置の概要

2.2 試験体

図3に管壁温度測定用試験体の概観写真を示す。試験部はステンレス製であり、低温水側を主管側、高温水側を分岐管側と定義し、各々の管内径は $D_m = 150\text{mm}$ 、 $D_b = 50\text{mm}$ である。また、管外面には断熱

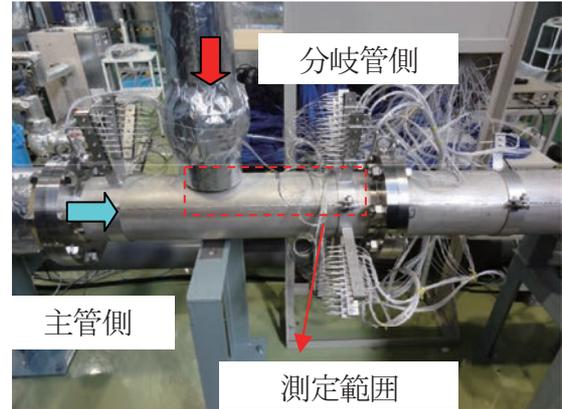


図3 管壁温度測定用試験体の外観写真

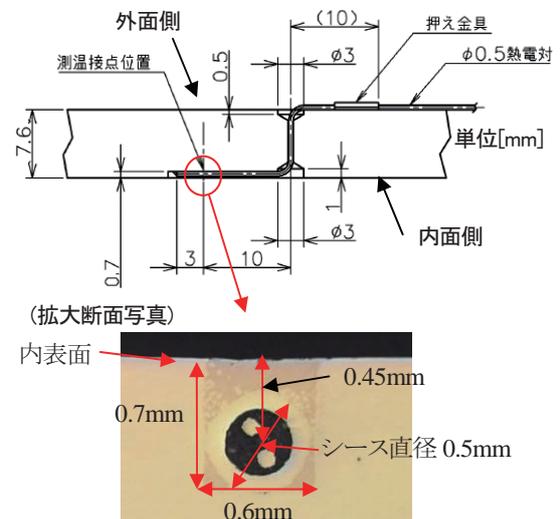


図4 熱電対取り付け概略図

材を取り付けた。管壁温度の測定には、シース直径0.5mmの非接地 K 型熱電対 JIS クラス 1 を使用した。熱電対は図4に示すとおり管厚7.6mmの配管に穴をあけ外面から挿入し、内表面に加工した幅0.6mm、高さ0.7mmの矩形溝に沿わせて後、Ni ロウ付けで固定した。ロウ付けした表面は滑らかに仕上げた。大気中ではロウ材が矩形溝コーナー部に十分流れ込まず、空隙が発生することが確認されたことから、高温真空炉でロウ付けを行い、空隙を排除する施工法を採用した⁽¹⁰⁾。図5に管壁温度測定箇所を示す。測定箇所は、図中に示す黒丸箇所であり、 $z = -50\text{mm} \sim 225\text{mm}$ の範囲に25mm間隔、 $\theta = 0^\circ \sim 60^\circ$ の範囲に5°間隔、 $z = -150\text{mm}$ 、600mmでは $\theta = 0^\circ$ の位置である。測定総箇所数は148箇所である。ここで z は、主管と分岐管の管軸の交点を原点として、主管軸に沿った下流方向の距離で、 θ は分岐管の方向を0°

とする主管上流側からみて反時計周りの周方向角度である。

図6に流速分布測定用試験体の概略図を示す。試験体は透明なアクリル製であり、主管側、分岐管側の各々の管内径は $D_m=150\text{mm}$, $D_b=50\text{mm}$ である。主管側は、上流側 600mm の範囲、下流側は 900mm の範囲に、分岐管側は 615mm の範囲に、1 辺 300mm の矩形のウォータージャケットを管の外周に取り付け、ジャケット内を水で満たすことで屈折率の違いが流速測定位置に与える影響を低減した。

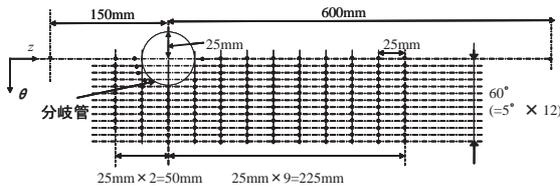


図5 管壁温度測定箇所

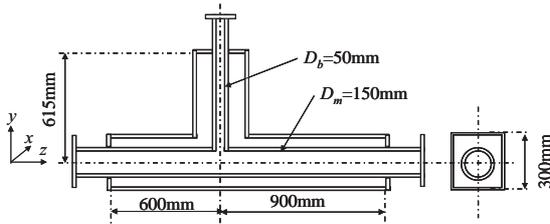


図6 流速分布測定用試験体概略図

2.3 実験方法および条件

2.3.1 流速分布測定実験

流速はレーザードップラー流速計（カノマックス製 Smart LDV II, Model 8741-S）を使用して計測した。粒子には平均粒径 $4.1\mu\text{m}$ 、密度 1.02g/cc のナイロン粒子を用い、計測サンプル数はおよそ 30,000 とした。流速測定実験は、計測時間が長時間必要であるため、試験部出口から低温水タンクへの戻りラインを用いた循環運転で実施した。試験条件を表1に示す。座標系は図6に示すとおり、主管と分岐管の管軸の交点を原点として、分岐管の鉛直上方方向を y 、主管の下流方向を z 、それらに垂直な方向を x とした。測定は主管側と分岐管側に温度差をつけず、常温の状態で行った。表1に示す管断面平均流速は、流量を流路面積で割った値である。case (1), (2) では主管側および分岐管側の入口流速分布を case (3), (4) では、合流後下流

域における流速分布を測定した。本実験では、式(1)で算出される運動量比 ($=M_R$) が 1.35 を上回る範囲で流速比の条件を設定した。Kamide らは⁽¹¹⁾その運動量比により合流下流域における流動様式を分類しており、 $M_R > 1.35$ の範囲では、分岐管からの噴流が主管の中心部まで到達せず主管壁に沿って流れる壁面噴流状態になることを示している。また、その状態では他の流動様式に比べ管壁温度変動が大きいことを示している。よって、本研究では、熱疲労評価の観点から厳しいと考えられる壁面噴流状態を試験条件に選定した。

$$M_R = \frac{M_m}{M_b} \tag{1}$$

$$\text{ここで、 } M_m = D_m D_b \rho_m V_m^2, \quad M_b = \frac{\pi}{4} D_b^2 \rho_b V_b^2$$

ρ_m は主管側流体密度、 ρ_b は分岐管側流体密度、 V_m は主管側管断面平均流速、 V_b は分岐管側管断面平均流速である。

表1 流速分布測定試験条件

| case | 計測位置 [mm] | 管断面平均流速[m/s] | | M_R [-] |
|-------|--------------|--------------|------|--------------|
| | | 主管側 | 分岐管側 | |
| 1-(1) | $z = -325$ | 1.00 | — | — |
| 1-(2) | $y = 175$ | — | 0.66 | — |
| 1-(3) | $z = 75$ | 0.98 | 0.67 | 8.1 |
| 1-(4) | $z = 150$ | 0.98 | 0.66 | 8.3 |

2.3.2 管壁温度測定実験

試験条件を表2に示す。入口流体温度は、整流器上流側に挿入した非接地 K 型 JIS クラス 1 シース熱電対を用い測定した。管壁の温度は 2.2 で述べたとおり試験体に埋め込んだ熱電対を用い計測した。熱電対からの測定データは、各チャンネル毎に A/D 変換を備えた多チャンネルの同時サンプリングが可能なデータロガー（共和電業製、USB-500A, UCAM-500B）を用い、データ記録の同時性の確保に配慮した。その誤差は $12.4\mu\text{sec}$ であり、実験の目的からほぼ同時といえる。また、サンプリング周波数は 50Hz とした。表2の試験条件での T 字合流部における温度変動の卓越周波数は高くても数 Hz 程度であることが報告されており⁽¹¹⁾、そのサンプリング周波数で特徴的な温度変動は測定可能であると考えた。

熱電対の記録データは、熱電対単体とデータロガー

の誤差による総合誤差が含まれることになる。よって、その誤差を低減するため、試験部近傍に白金測温抵抗体タイプの基準温度計を挿入し、静水状態で校正式を作成し、測定データを校正処理することにした。その誤差は、 $\pm 0.42^{\circ}\text{C}$ である。

管壁温度データの測定は、入口温度および流量が安定した後に測定を開始し、採取したデータから安定した範囲を抽出し統計処理等の評価を行った。

表2 管壁温度測定試験条件

| case | 入口流体温度 [C°] | | 温度差 [K] | 管断面平均流速 [m/s] | | M_R [-] |
|-------|-------------|------|---------|---------------|------|-----------|
| | 主管側 | 分岐管側 | | 主管側 | 分岐管側 | |
| 2-(1) | 25.7 | 59.8 | 34.1 | 0.99 | 0.66 | 8.7 |
| 2-(2) | 26.9 | 59.3 | 32.4 | 0.99 | 0.67 | 8.5 |
| 2-(3) | 26.7 | 58.6 | 31.9 | 0.98 | 0.67 | 8.3 |
| 2-(4) | 25.5 | 60.6 | 35.1 | 1.02 | 0.66 | 9.3 |
| 2-(5) | 23.4 | 57.9 | 34.5 | 1.01 | 0.65 | 9.3 |
| 2-(6) | 23.2 | 59.7 | 36.5 | 1.00 | 0.66 | 8.9 |
| 2-(7) | 23.3 | 58.8 | 35.5 | 1.05 | 0.65 | 10.1 |
| 2-(8) | 18.3 | 58.6 | 40.3 | 1.07 | 0.66 | 10.2 |

2.4 計測温度データの処理方法

図1の熱疲労評価フローで示したとおり、FEMを用い、熱応力分布を算出するには、その前段として管壁の温度分布が必要である。よって、温度分布算出のため、管内表面の温度データを境界条件として非定常熱伝導解析をする必要がある。しかしながら、図4の熱電対取り付け断面写真に示したとおり熱電対の測定点は管内表面より0.45mm離れており厳密には管内表面温度データではない。よって、以下の手法で測定データから管内表面温度を算出することにした⁽¹⁰⁾。

- ①熱電対で温度データを測定。
- ②①で得られたデータをFFT（高速フーリエ変換）解析し周波数領域に変換。
- ③あらかじめ用意した配管内表面温度と熱電対測温点位置の温度に関する伝達関数を熱伝導解析で作成。
- ④③で作成した伝達関数の逆関数を用い②の結果に対し振幅・位相を処理。
- ⑤④で処理した温度変動値を逆FFT解析し時間領域に変換。

上記③の手順で作成した伝達関数を以下に示す。

$$a = \exp(-0.236f^{0.628}) \quad (2)$$

$$\theta = 0.355f^{0.602} \quad (3)$$

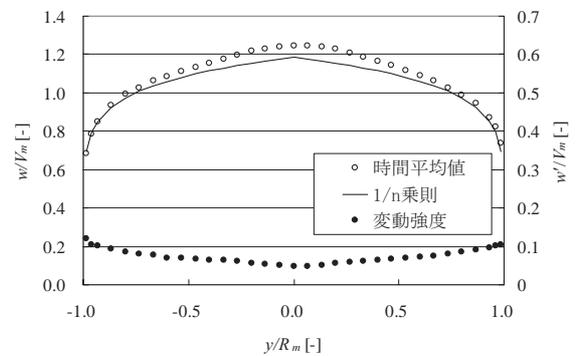
ここで、 a は振幅比、 θ は位相遅れ、 f は周波数である。以降、実験結果に記載の管内表面温度は、上記手法で計測データを処理した結果である。

3. 実験結果および考察

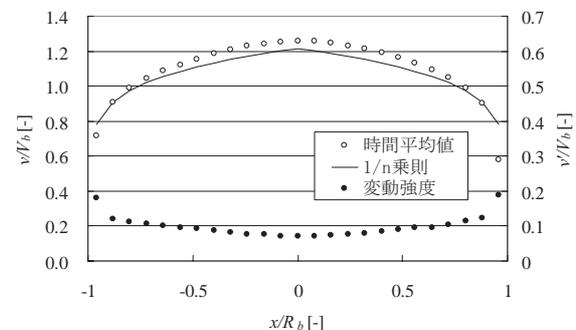
3.1 流速分布特性

図7に表1の試験条件 case1-(1), 1-(2)の合流部上流の流速分布測定結果を示す。主管側は z 方向の流速 w とその変動強度 w' を、分岐管側は $-y$ 方向の流速 v とその変動強度 v' を示した。各々の分布は流れに垂直な y 軸、 x 軸上の値である。LDVにより取得される流速値は計測サンプルを平均した値であるため、流速は時間平均値を示すことになる。変動強度はそのサンプルデータの標準偏差である。値は各々管断面平均流速で無次元化した。図中にはあわせて指数法則の値を実線で示した。測定結果から、合流部上流の流速分布は主管、分岐管ともにほぼ発達した分布となっていることが確認できる。

図8に試験条件 case1-(3), 1-(4)の合流部下流



(a) 主管側 (case1-(1), $z = -325$ mm)



(b) 分岐管側 (case1-(2), $y = 175$ mm)

図7 上流の流速分布

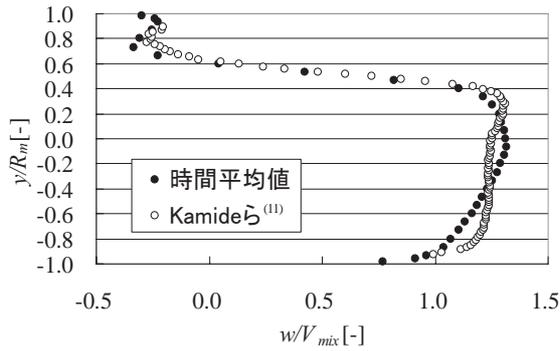
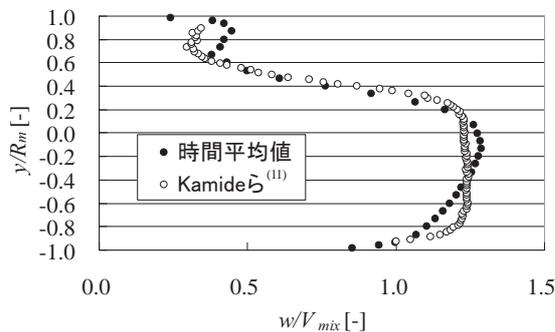
(a) case1-(3) ($z = 75$ mm)(b) case1-(4) ($z = 150$ mm)

図8 合流部下流の時間平均流速分布

$z=75, 150$ mm における y 軸上の時間平均流速分布を、図9にその変動強度を示す。値は合流後の管断面平均流速 ($=V_{mix}$) で無次元化した。図中には、Kamide ら⁽¹¹⁾の実験結果のうち、試験条件 $V_m=1.46$ m/s, $V_b=1.0$ m/s, $M_R=8.1$ の結果を示した。本研究の試験条件と管断面平均流速値は異なるため、単純な定量的比較はできないが、その運動量比 ($=M_R$) はほぼ同じ値であることから、同じ流動パターンである壁面噴流状態の特徴が再現できているか確認のため比較した。

壁面噴流状態では、分岐管からの噴流の下流には再循環領域が生成されることが確認されており、その範囲では z 方向の流速が減少する傾向がある。図8(a)の時間平均値の測定結果で $y/R_m=0.4\sim 1.0$ の範囲の流速は減少しており、Kamide ら⁽¹¹⁾の結果と一致していることが確認できる。一方、 $y/R_m=-0.8\sim 0.2$ の範囲では Kamide ら⁽¹¹⁾のデータはより平らな分布になっている。これは、各々の実験装置の入口速度分布の違いが影響しているものと考えられる。

一方、速度変動強度分布では、再循環領域と主流との境界付近 ($y/R_m=0.4\sim 0.6$) でその速度差の影響

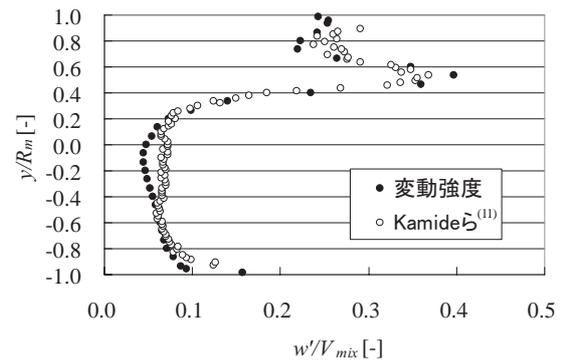
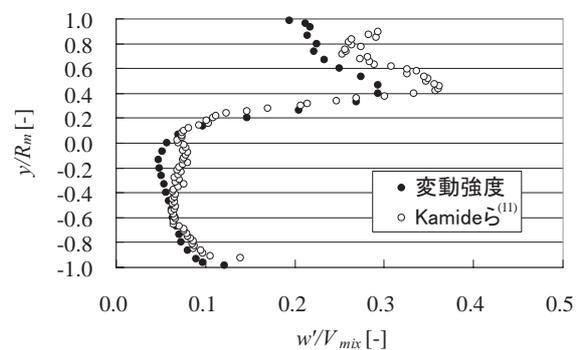
(a) case1-(3) ($z = 75$ mm)(b) case1-(4) ($z = 150$ mm)

図9 合流部下流の流速変動強度分布

から、変動強度が大きくなる傾向があることがわかっており、その特徴も再現できていることがわかる。

3.2 管内表面温度分布特性

図10に表2の case2-(1)の管内表面温度分布の測定結果を示す。値は2.4で述べたとおり熱電対データを内表面に変換した値を用いている。図10(a)は、瞬時の温度分布を表しており、式(4)により無次元化してある。

$$T^* = \frac{T - T_m}{T_b - T_m} \quad (4)$$

ここで、 T_m は、主管側流体温度、 T_b は、分岐管側流体温度である。図中の黒丸は測温点位置を示しており、分布図は測温点の値を一次補間し作成した。瞬時温度分布より分岐管出口部(原点を中心とした円)からの高温の噴流が壁に沿い下流域に流れていることが確認できる。その値は $z=1D_m$ でおよそ $T^*=0.6$ になっていることがわかる。また、周方向角度で $\theta=20^\circ\sim 30^\circ$ 付近(図中の赤丸範囲)の周方向温度勾配が大きいことがわかる。

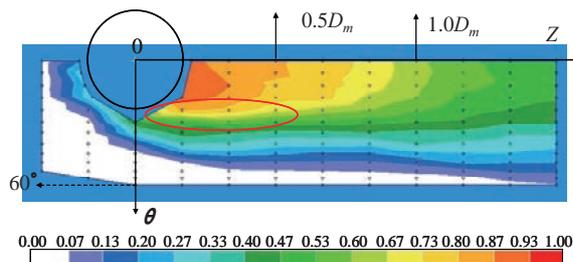
図 10(b)は、式(5)で定義される温度変動強度分布を示す。

$$T^*_{std} = \frac{T_{std}}{T_b - T_m} \quad (5)$$

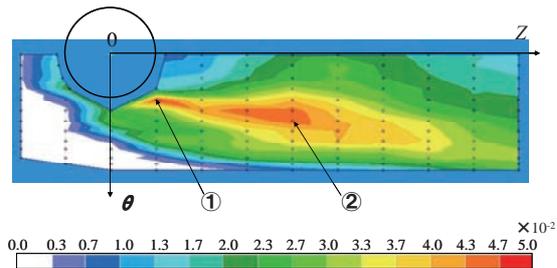
$$T_{std} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_i - T_{ave})^2}{N}}$$

ここで、 T_{std} は、 $T_{std} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_i - T_{ave})^2}{N}}$ である。160秒間の温度データを統計処理しており、サンプリング周期は0.02秒としたことから $N=8000$ である。図中の①、②は一番目と二番目に変動強度が大きい位置を示しており、各々 $T^*_{std}=0.048$ ($z=25\text{mm}$, $\theta=20^\circ$), 0.045 ($z=100\text{mm}$, $\theta=30^\circ$)であった。

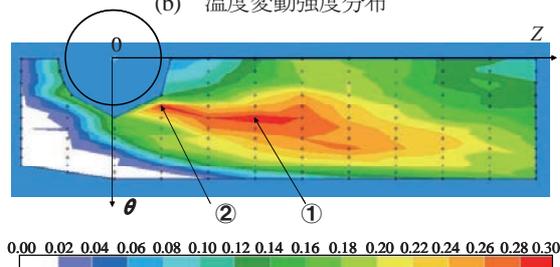
熱疲労評価の観点から応力変動幅の最大値が重要であることに鑑み、変動強度に加え、160秒間の時系列データにおける最大値 T_{max} と最小値 T_{min} の差である最大温度差の評価も行った。図10(c)に、式(6)で定義される無次元化した最大温度差の分布を示す。



(a) 瞬時温度分布



(b) 温度変動強度分布



(c) 最大温度差分布

図 10 管内表面温度分布(case2-1)

$$T^*_{max-min} = \frac{T_{max} - T_{min}}{T_b - T_m} \quad (6)$$

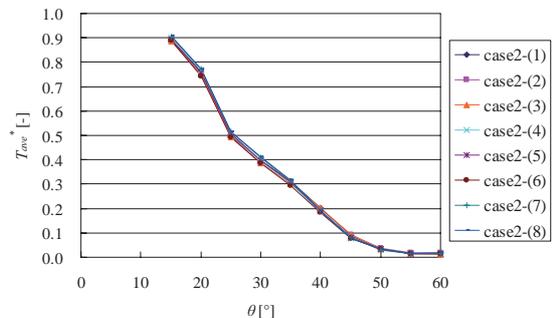
図中の①、②は一番目と二番目に大きい最大温度差の箇所を示しており、その値は、各々 $T^*_{max-min}=0.29$ ($z=25\text{mm}$, $\theta=20^\circ$), 0.29 ($z=75\text{mm}$, $\theta=25^\circ$)であった。

壁面噴流条件にて壁近傍の流体温度変動強度を測定した従来の研究⁽¹¹⁾では、 $z=0.5\sim 1.0D_m$ 付近にピークが存在することが明らかとなっているが、壁温測定の結果から分岐管出口部近傍より $1.0D_m$ までの広範囲にわたり変動強度が大きい箇所があることがわかった。また、最大温度差の分布形状も変動強度分布と同様の分布形状となることがわかった。この温度分布の特徴は、case2-(1)のみでなくcase2-(2)~2-(8)の試験条件でも確認できた。

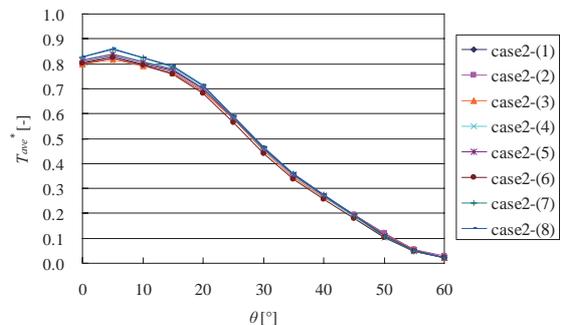
次に、図11~13にcase2-(1)~2-(8)の時間平均温度、温度変動強度、最大温度差について、比較した結果を示す。ここで時間平均温度は、式(7)に示すとおり、160秒間の時系列データの時間平均温度 T_{ave} を無次元化した値である。

$$T_{ave}^* = \frac{T_{ave} - T_m}{T_b - T_m} \quad (7)$$

比較は、特に温度変動が大きかった $z=25\text{mm}$, 75mm にてその周方向分布に対して行った。時間平均

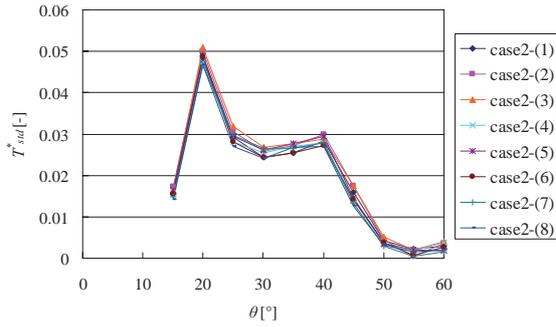


(a) $z = 25 \text{ mm}$

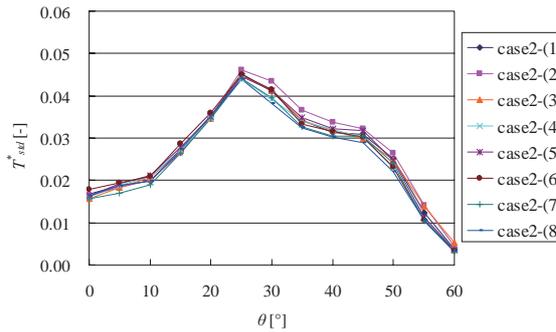


(b) $z = 75 \text{ mm}$

図 11 周方向の時間平均温度分布

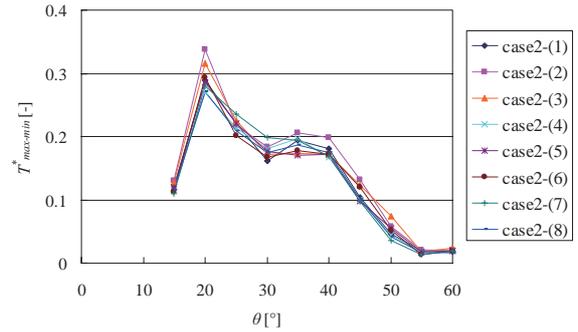


(a) $z = 25 \text{ mm}$

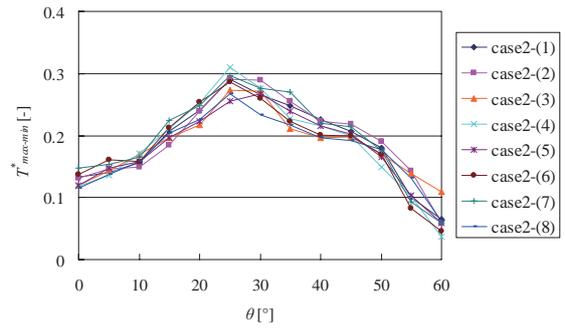


(b) $z = 75 \text{ mm}$

図 12 周方向の温度変動強度分布



(a) $z = 25 \text{ mm}$



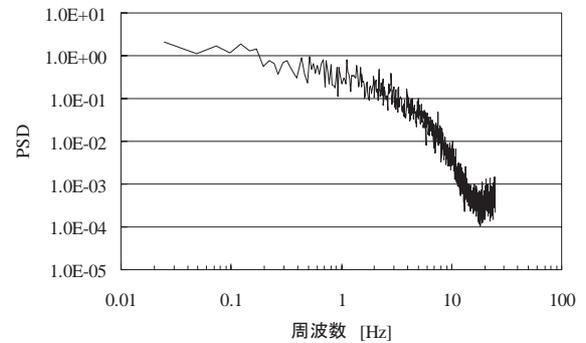
(b) $z = 75 \text{ mm}$

図 13 周方向の最大温度差分布

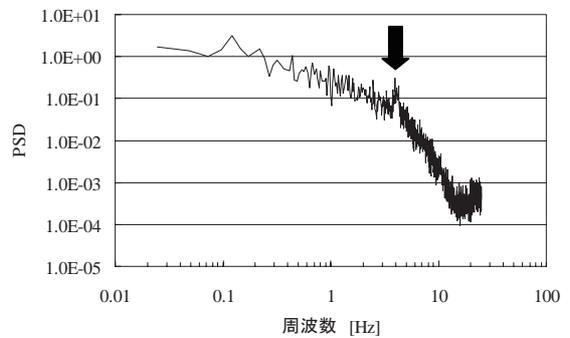
温度、温度変動強度は、case2-(1)~2-(8)でほぼ一致している。一方、最大温度差には、ある程度のばらつきが存在することがわかる。表2の試験条件では運動量比について若干の差異があるものの、それとの相関が見られずランダムなばらつきである。また、図11, 12の時間平均値、変動強度がほぼ一致することを踏まえると、図13のばらつきは試験条件の違いによるものではなく、現象そのものに起因するばらつきである可能性が高いと考えられる。よって、最大温度差を用いた評価では、そのばらつきも把握しておく必要があるといえる。

3.3 温度変動特性

図14に case2-(1)で温度変動強度が大きかった2箇所 ((a) $z=25\text{mm}$, $\theta=20^\circ$, (b) $z=100\text{mm}$, $\theta=30^\circ$) の値のパワースペクトル密度分布 (PSD) を示す。PSDは、全収録データから40.96秒 (2048個) のデータを1秒 (50点分) ずつずらして120回取り出し、各40.96秒分のデータにFFTを施した後に平均化処理を行った。図14(b)の位置のPSDでは周波数 $f=3.9\text{Hz}$ (図中の矢印の箇所) において卓越周波数が確認できた。これは、式(8)で定義されるストロ



(a) $z = 25 \text{ mm}$, $\theta = 20^\circ$



(b) $z = 100 \text{ mm}$, $\theta = 30^\circ$

図 14 管内表面温度 (case2-(1)) のパワースペクトル密度分布

ーハル数換算で 0.20 に相当する。

$$St = \frac{f \cdot D_b}{V_m} \quad (8)$$

壁近傍の流体温度変動強度を測定した従来の研究⁽¹¹⁾では、温度変動強度が大きい箇所にて $St=0.2$ の卓越周波数が確認されており、本実験結果は、その結果と一致している。これは噴流背後にできる渦列により変動が発生していることを意味している。一方、図 14(a) の位置の PSD 結果からは明確な卓越周波数は認められなかった。測定したすべての箇所において同様に PSD を算出したところ $St=0.2$ で卓越周波数が確認できた範囲は限定されており、図 15 に示す赤点の測定点のみであった。このことから渦列に起因する変動は少なくとも $z=0.5D_m$ より下流の範囲であることがわかる。よって、より上流側である分岐管近傍における変動はその他の要因で発生していると考えられ

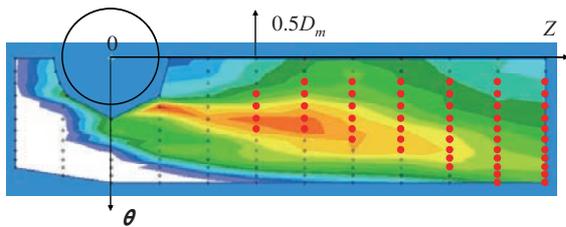
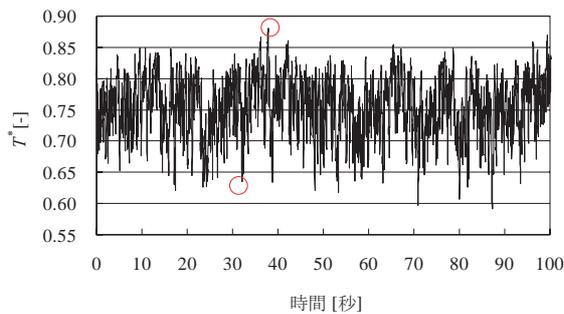
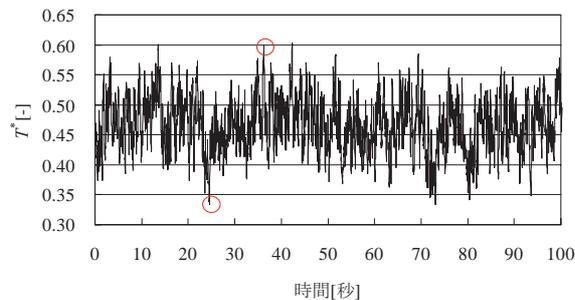


図 15 $St=0.2$ を卓越周波数とする測定点



(a) $z = 25 \text{ mm}, \theta = 20^\circ$



(b) $z = 100 \text{ mm}, \theta = 30^\circ$

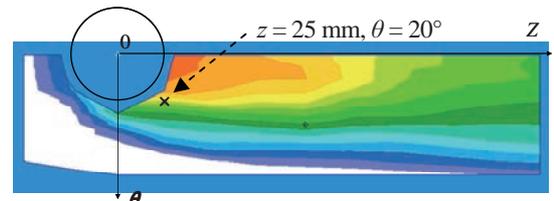
図 16 管内表面温度の時系列データ (case2-(1))

る。

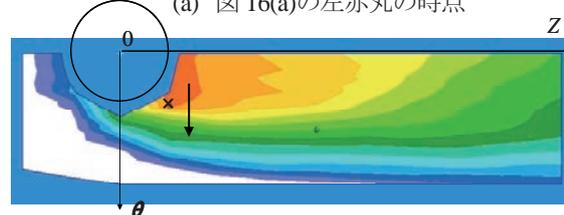
図 16 に PSD を算出した箇所における温度の時系列データを示す。(a),(b)いずれの箇所も数秒~10秒程度の周期で大きな変動があることが確認できる。この変動は、その周期から噴流背後にできる渦列により発生したものではないと考えられる。

図 17 に図 16(a)中の赤丸で示した時刻における瞬時温度分布を、図 18 に図 16(b)中の赤丸で示した時刻における瞬時温度分布を示す。図 17, 18 中の×印は図 16 で示した時系列温度データの測定箇所に対応する。

図 16(a)で確認された数秒~10秒程度の周期で発生する大きな温度変化は、図 17(a)と(b)の比較から高温噴流により加熱された領域が周方向(図中の矢印で示す)へ揺らぐことで発生していることがわかる。このことは図 18(a),(b)の比較結果からも確認できる。

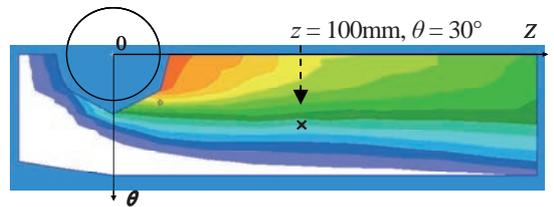


(a) 図 16(a)の左赤丸の時点

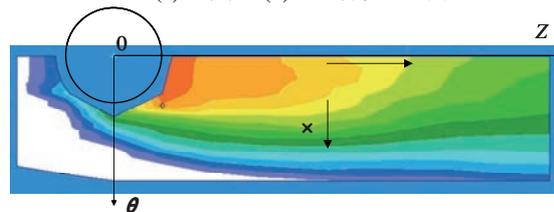


(b) 図 16(a)の右赤丸の時点

図 17 瞬時温度分布の変化(図 16(a)の変動を説明)



(a) 図 16(b)の左赤丸の時点



(b) 図 16(b)の右赤丸の時点

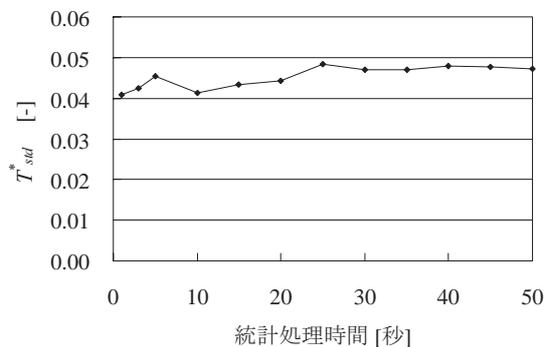
図 18 瞬時温度分布の変化(図 16(b)の変動を説明)

また、図 18(b)中の矢印に示すとおり、周方向に加熱領域が拡大するにともない、管軸方向 (z 方向) にも加熱領域が拡大していることがわかる。この加熱領域の拡大、縮小をともなう周方向の揺らぎの発生要因については今後、解明していく予定である。

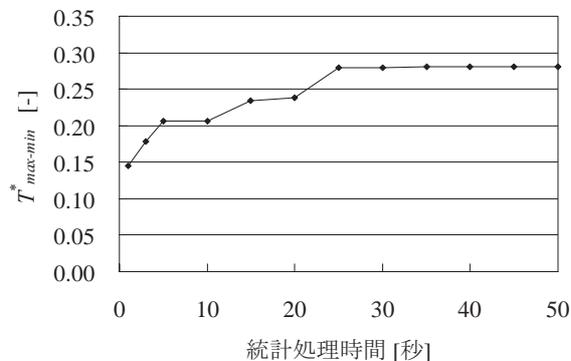
3.4 温度データの統計処理時間の影響

前節まで温度変動特性を評価するため、温度変動強度や最大温度差については、160 秒間の実験結果を対象に考察を進めてきた。一方、流体・構造熱連成数値シミュレーション検証のため、実験データと比較を行う場合は、計算負荷を削減するため、なるべく短時間の計算結果を統計処理したい。よって、温度変動強度や最大温度差を算出する場合にその統計処理時間が与える影響を今回の実験で確認した。

図 19 に式 (5), (6) で定義した温度変動強度、最大温度差について統計処理時間を変えた場合の変化を示す。値は全測定箇所のうち最大値を使用した。図から数秒程度の実験データを統計処理した場合では、変動



(a) 温度変動強度(全箇所のうち最大値)



(b) 最大温度差(全箇所のうち最大値)

図 19 統計処理時間による管壁温度データの影響 (case2-(1))

量を過小評価することがわかる。よって、統計処理時間は少なくとも 30 秒程度は必要であることがわかる。この原因としては前節で述べたとおり本現象では温度変動特性として 10 秒程度の長周期で大きな変動が発生しているためと考えられる。

4. 結論

本研究では、T 字配管合流部の熱疲労現象解明に向けた管壁温度分布測定実験を行った。試験条件は、分岐管/主管の口径比 0.33 (=50/150)、流速比は、分岐管からの噴流が主管の中心部まで到達せず主管壁に沿って流れる壁面噴流状態で実施した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 管内表面温度の変動強度の大きい箇所は分岐管近傍から下流 $1D_m$ までの範囲であった。また、その最大温度差分布も変動強度分布と同様な分布形状であった。
- (2) 数 H z 程度の渦列に加え、分岐管からの高温噴流による主管壁の加熱領域が 10 秒程度の周期で周方向に揺らぐことで管内表面の温度変動が発生していることがわかった。
- (3) 適切な温度変動強度と最大温度差を得るための統計処理時間はおよそ 30 秒以上必要である。

以上の結果を踏まえ、今後は流体温度分布測定による管壁温度変動要因の解明、図 1 に示すフローに従い熱伝導解析、応力解析、疲労評価を実施していく予定である。

文献

- (1) 通商産業省資源エネルギー庁編, 平成 12 年度版 原子力発電所運転管理年報, 火力原子力発電技術協会, (2000), pp. 233-234.
- (2) 日本機械学会, JSME S 017 配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針 (2003).
- (3) 大厩徹, 中村晶, 竹中信幸, 熱疲労評価手法のシステム化 I —閉塞分岐配管の熱成層問題への適用—, INSS JOURNAL, Vol.13, (2006), pp. 90-101.
- (4) 中村晶, 大厩徹, 熱疲労評価手法のシステム化 II —数値シミュレーションを用いた評価手法の検証—, INSS JOURNAL, Vol.13, (2006), pp. 102-114.

- (5) Kimura, N., Ono, A., Miyakoshi, H. and Kamide, H., "Experimental Study on High Cycle Thermal Fatigue in T-Junction," The 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), N13P1169, (2009).
- (6) Fontes, J., Brailard, O., Cartier, O. and Dupraz, S., "Evaluation of an Unsteady Heat Transfer Coefficient in a Mixing Area: the FATHER Experiment Associated to the Specific "Coefh" Sensor," The 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), N13P1136, (2009).
- (7) Nakamura, A., Oumaya, T. and Takenaka, N., "Numerical Investigation of Thermal Striping at a Mixing Tee Using Detached Eddy Simulation." The 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), N13P1074, (2009).
- (8) Tanaka, M., Ohshima, H. and Monji, H., "Thermal Mixing in T-Junction Piping System Related to High-Cycle Thermal Fatigue in Structure", Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 47, No. 9, (2010), pp. 790-801.
- (9) Howard, R. and Pasutto, T., "The Effect of Adiabatic and Conducting Wall Boundary Conditions on LES of a Thermal Mixing Tee", The 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), N13P1110, (2009).
- (10) 三好弘二, 中村晶, T字合流配管部の熱疲労現象解明に向けた管壁温度分布の測定—熱電対を用いた温度測定方法の検討—, INSS JOURNAL, Vol.18, (2011), pp.106-117.
- (11) Kamide, H., Igarashi, M., Kawashima, S., Kimura, N. and Hayashi, K., "Study on mixing behavior in a tee piping and numerical analyses for evaluation of thermal striping," Nuclear Engineering and Design, 239, (2009), pp.58-67.