

T字合流配管の温度ゆらぎ現象の数値解析 — その3：上流境界条件が温度変動におよぼす影響 —

Numerical Simulations of Thermal Striping at T-junction Pipe
— 3rd Report: The Effects of Inlet Boundary Conditions
on Temperature Fluctuation Intensity —

歌野原 陽一 (Yoichi Utanohara) *¹ 中村 晶 (Akira Nakamura) *¹
三好 弘二 (Koji Miyoshi) *¹ 笠原 直人 (Naoto Kasahara) *²

要約 T字合流配管にて温度差のある流体が混合する場合、合流部下流の配管で温度変動に伴う熱疲労が生じることがある。筆者らはこれまで、数値計算による熱疲労評価方法の開発に取り組んできており、その一環として流体温度変動の適切な予測手法の開発を行っている。本報告では配管合流部での温度変動を計測した、日本原子力研究開発機構によるWATLON試験を対象にLESによる数値計算を行い、合流部上流の流入境界での流速分布および流入変動の考慮の有無が、合流部下流の熱流動場に与える影響を調べた。選定した流動状態は合流する枝管噴流が壁面に沿う壁面噴流条件である。その結果、流入境界で流速分布と変動流入を考慮することで、流れ場（時間平均値、速度変動強度）の再現性がよくなった。また、枝管噴流と周囲（主管）の流れとの混合を促進するため、温度変動強度が増加する結果となった。

キーワード 熱疲労, T字合流配管, 温度変動, 数値流体計算

Abstract Thermal fatigue crack may be initiated at mixing tee where high and low temperature fluids flow in and mix. In order to develop a standard evaluation method for thermal fatigue at mixing tees using numerical simulation, the authors have tackled the appropriate prediction of fluid temperature fluctuation at mixing tees. This paper compared simulation results of different inlet boundary conditions. The simulation conditions were set same as WATLON experiments performed at Japan Atomic Energy Agency: wall jet condition that the jet from the branch pipe flowed along the main pipe wall. The time-averaged velocity and velocity fluctuation intensity were predicted well when considering both of velocity profile and velocity fluctuation at the inlet boundaries of main and branch pipes. This case also accelerated the mixing of the jet from the branch pipe with the main pipe flow, and then increased temperature fluctuation intensity.

Keywords Thermal fatigue, Mixing tee, Temperature fluctuation, Numerical simulation

1. はじめに

原子力発電所等のプラントでは、配管系として配管合流部の設置が不可避である。しかし、配管合流部において温度の異なる二流体が混合する場合、温度変動による高サイクル熱疲労が生じる場合がある。これは、高低温流体の混合により配管構造内の温度が変動し、配管が膨張・収縮しようとするが、変形が拘束されるため応力変動が生じることによる。よって、プラント設計や保守の際には、配管合流部での局所的な温度変動が生じないように注意する

必要がある。

日本機械学会では熱疲労に関する評価指針として、2003年に「配管の高サイクル熱疲労評価指針」（以後JSME指針）⁽¹⁾を策定した。JSME指針で対象としている配管形状は、熱疲労による配管破損の事例が多い配管合流部と閉塞分岐管で、それぞれに応じて評価フローを定めている。JSME指針での配管合流部評価フローは図1の通りで、実験データベースに基づき、合流前の温度差の低減効果を考慮した温度ゆらぎ幅や熱応力評価式を用いて熱疲労発生の可能性が判定される。JSME指針で策定された

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

*2 東京大学大学院

熱疲労評価フローは4つのステップで構成されており、いずれかのステップを満足すれば評価終了となる。もし、いずれのステップも満足しなかった場合は、JSME 指針の評価フロー図の中に「詳細評価」というパスが残されている。「詳細評価」では、指針で示された4つの評価方法によらず、適切な方法により評価を実施することが認められている。

よって、筆者らはこれまで、評価フロー図の中の「詳細評価」として使用できる方法として、数値計算を利用した評価方法の開発に取り組んできた^{(2)~(8)}。この方法は、配管内の熱流動場、流体から配管構造への熱伝達、配管構造内での温度揺らぎと管壁内の発生応力、配管構造内の疲労など、熱疲労の発生原因から最終的な結果にわたって数値計算で予測することを想定している。これにより、局所の熱応力を3次元的に予測することを目指している。最終的には、流体構造連成計算による予測を考えているが、まずは数値計算を用いて流体温度変動を再現する必要がある。

熱疲労に関する研究は、国内外で多く取り組まれている。熱疲労の研究は熱流体の分野と構造および材料の分野にまたがり、熱疲労の評価を実施するためにも両者を複合させることが必要となる。これまでの研究は熱流体挙動と材料挙動、それぞれの視点からのものが多い。熱流動分野の研究例では、フランスCivaux発電所の余熱除去系配管の損傷原因を明らかにするため、フランス電力(EDF)⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾やフランス原子力庁(CEA)⁽¹¹⁾が独自にコードを開発して、数値計算による評価を試みている。また、CEA、EDFおよびアレバ社は共同で、FATHERおよびFATHERINOと呼ばれる配管合流部を模擬した実験装置を作成し、高低温水の混合挙動の観察、ならびに数値計算の検証データ取得を行っている⁽¹²⁾。Howardら⁽¹³⁾はラージェディシミュレーション(LES)によりFATHERINO試験の配管合流部の流体温度変動の再現を試みたが、温度変動はLESのモデルにより違いがあり、最適なモデルまだ見出されていない。経済協力開発機構/原子力機関(OECD/NEA)では、バッテンフォール社が計測したT字合流管での流速および温度データを対象に、熱流体数値計算のベンチマークを実施した⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。バッテンフォール実験を対象とした数値計算⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾では、非定常RANSやLESなどの乱流モデルを用いて熱流動場の再現性について調べている。日本原子力研究開発機構(Japan Atomic

Energy Agency, JAEA)では、WATLON試験と呼ばれる配管合流部を対象とした実験を行い⁽¹⁸⁾、合流部下流の管壁温度の測定と、ツリー状の熱電対(後述)による流体温度計測を行っている。Tanakaら⁽¹⁹⁾は境界適合座標系コード(MUGTHES)を開発し、壁関数を用いたLESによりWATLON試験の配管合流部の数値計算を行った。

以上のように、熱疲労問題を対象とした多くの数値流体計算が行われ、適切な計算方法が検討されている。しかし、まだ適切な数値流体計算方法は確立されていない。筆者らもこれまで数値流体計算に要求される方法を検討しており、WATLON試験のベンチマーク問題を通して、数値計算コードの違いや、適切な乱流モデルの選定⁽³⁾、計算メッシュの影響評価⁽⁸⁾を行っている。数値計算では計算モデルのみではなく、境界条件も重要となる。例えば、数値流体計算で検証例題として研究されてきたバックステップ流れでは、流入境界条件の違い(一様分布か発達チャンネル流れか)により、再付着点距離に差異が生じる⁽²⁰⁾。よって、熱疲労問題を対象とした計算でも適切な境界条件を選定することが望ましいが、実機プラントでは配管合流部上流がどのような

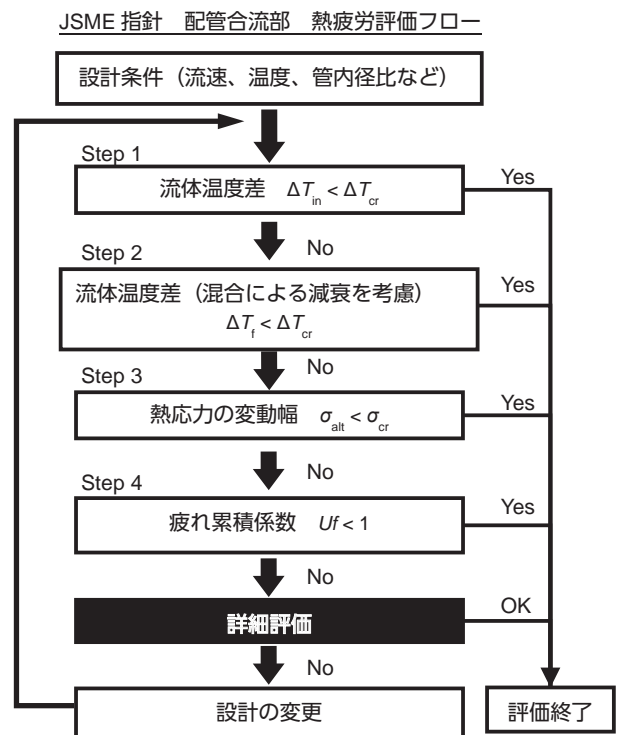


図1 JSME 指針による配管合流部熱疲労評価フロー⁽¹⁾、図中 ΔT_{in} は合流前の流体温度差、 ΔT_{cr} は判定温度差、 ΔT_f は合流後の温度ゆらぎ幅(両振幅)、 σ_{alt} は熱応力振幅、 σ_{cr} は平均応力の効果を考慮した疲労限、 U_f は疲れ累積係数である。

流況であるのか推定しにくく、不正確な境界条件の設定になる可能性がある。従って、流入境界条件の与え方が合流部下流の温度変動に与える影響を把握することは重要な課題である。

よって本報告では、WATLON試験を計算対象として取り上げ、配管合流部上流の流入境界において、流速分布と変動流入の有無をパラメータに4ケースの数値計算を行い、それぞれの差異と実験データの再現性について比較検討を行った。

2. 数値計算方法

2.1. 計算対象

計算対象はJAEAが実施したWATLON試験⁽¹⁸⁾で試験の試験部の模式図を図2に示す。試験装置の主配管は内径 $D_m = 150\text{mm}$ 、枝配管は内径 $D_b = 50\text{mm}$ であり、口径比は3:1となる。主配管・枝配管はT字合流配管での流動パターンが可視化できるようアクリル樹脂で作られ、試験体表面におけるレーザ光の屈折率による影響を緩和するために、周囲をウォータージャケットで囲っている。枝配管は主配管下面に垂直に接合され、合流部の角に面取りは施されていない。主配管と枝配管の上流には、合流部へ流れが偏りなく流入するよう整流板と縮流ノズルが設置されたバッファータンクが設けられている。合流部には下流から図3に示す熱電対ツリーを挿入し、主配管内の半径方向の温度分布を計測した。熱電対は壁面から1mmと3mmの位置、以後5mm間隔で15本の計17本取り付けられた。熱電対はシース径0.25mmの非接地K型であり、応答時間は約0.03秒、校正試験から測定誤差は 0.2°C 以下であった。熱電対ツリーは流れ方向への移動と円周方向への回転が可能である。

WATLON試験では、主配管と枝配管の流速をそれぞれ変えて実験を行っているが、そのうち、合流部後流に大きな温度変動が観察された壁面噴流条件(枝管からの低温水が合流部下流で枝管側壁面に付

着するように流れる流動様式)を計算対象に選定した。選定した実験条件を表1に示す。

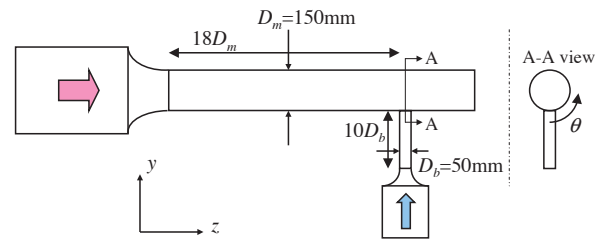


図2 WATLON試験装置の概略

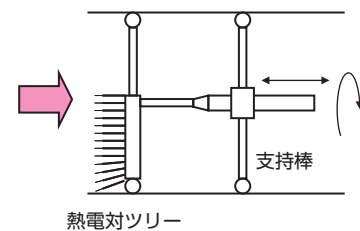


図3 温度計測のための熱電対ツリー

2.2. 数値計算設定

計算領域の外観と境界条件を図4に、計算領域の寸法を図5に示す。合流部から上流に管直径の2倍、下流には5倍の配管長さである。対象は流体のみとし、アクリルは模擬しない。管内壁面は断熱境界とした。座標系は、図に示すように、主配管流れ方向に z 、主管流れ方向と交差する水平方向に x 、鉛直方向に y とする。座標原点は、主配管と枝配管の管中心軸が交差する点とする。

主な数値計算条件を表2に示す。乱流モデルはWATLON試験を対象としたベンチマーク計算⁽³⁾において最も実験データを再現していた、LES Dynamicとした。流入、壁面、流出境界条件は図4に示すように設定した。流入境界条件は表3に示すように、流入境界での流速分布・変動流入の有無をパラメータにして4ケースの条件を設定した。なお、各ケースには名前を付けており、profはprofile(流速分布)、perturbはperturbation(変動流入)を意味する。流入境界での座標 y での時間平均流速 u_{ave} は管内の乱流速度分布である指数法則⁽²¹⁾で与える。

$$\frac{u_{ave}}{u_{max}} = \left(\frac{y}{R} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (1)$$

$$n = 3.45\text{Re}^{0.07} \quad (2)$$

表1 計算対象となるWATLON試験条件

	主配管	枝配管
断面平均流速 U [m/s]	1.46	1.0
温度 [$^\circ\text{C}$]	48	33
管内径 [m]	0.15	0.05
Reynolds数	3.8×10^5	6.6×10^4

表2 数値計算条件

計算機 (CPU)		Xeon E5-2690, 8 並列計算		
OS		Red Hat Enterprise Linux WS release 6.3		
ソフトウェア		FLUENT 15.0		
流体	水 (40.5 °C)			
	密度	991.71 kg/m ³		
	粘性係数	6.652 × 10 ⁻⁴ Pa s		
	比熱	4.17968 × 10 ³ J/ (kg K)		
	熱伝導率	0.62849 W/ (m K)		
乱流モデル		LES Dynamic (Smagorinsky-Lilly)		
		Dynamic stress (Dynamic Energy Flux は off)		
境界条件	流入境界	主管	1.46 m/s (1/9 乗則分布), 48 °C	
		枝管	1.0 m/s (1/8 乗則分布), 33 °C	
		変動流入	表 3 に記載	
	流出境界		圧力流出境界条件 (Pressure-outlet)	
	壁面境界 (流体)		y ⁺ の値に応じて粘性条件 or 対数則	
	壁面境界 (熱)		断熱	
解法	圧力・速度カップリング		SIMPLE	
	Gradient		Green-Gauss Cell Based	
	Pressure		Standard	
	対流項差分	運動量	Bounded central differencing	
		エネルギー	Bounded central differencing	
時間	時間進行		2 次精度陰解法	
	時間刻み		0.0002 s	
	1time step 当たりの反復回数		毎回必ず 20 回	
	初期条件		9 万メッシュでの計算結果	
	統計処理時間		4 秒計算後の 4 ~ 9 秒 (5 秒間)	
メッシュ	形状		6 面体 (ヘキサメッシュ)	
	メッシュ数	24 万メッシュ	235,108 セル	
	壁面 y ⁺		最大 60 程度	

表3 上流境界条件

Case	主管	枝管	備考
Case 1 (Prof Perturb)	1/n 乗流速分布	1/n 乗流速分布	流速分布 (Profile) と流速の変動 (Perturbation) を全て考慮. 最も現実に近いと考えられるケース
	変動○	変動○	
Case 2 (Branch Noperturb)	1/n 乗流速分布	1/n 乗流速分布	枝管 (Branch) では変動を考慮しない.
	変動○	変動×	
Case 3 (Prof Noperturb)	1/n 乗流速分布	1/n 乗流速分布	流速分布 (Profile) のみを考慮. 変動成分の影響評価.
	変動×	変動×	
Case 4 (Noprof Noperturb)	一様流速分布	一様流速分布	流速分布と変動を全て考慮しない, 最も単純なケース.
	変動×	変動×	
変動流入条件の詳細	Vortex method Number of Vortices = 190 Turbulent Intensity, $u_{z, rms} / U_m = 0.05$ Hydraulic Diameter = 0.15 m (主管), 0.05 m (枝管) Reynolds-Stress Specification Method : K or Turbulent Intensity		

ここで、 u_{max} は最大流速、 R は管の半径、 n は指数の分母の値である。主管の Reynolds 数は $Re = 3.8 \times 10^5$ (48 °C, 断面平均流速 $U_m = 1.46$ m/s)、枝配管に対しては $Re = 6.7 \times 10^4$ (33 °C, $U_b = 1.0$ m/s) であるので、主・枝配管のそれぞれの Re 数を式 (2) に入れると、 $n_m = 8.5$, $n_b = 7.5$ となり、これを四捨五入してそれぞれ、1/9 乗、1/8 乗で入り口の流速分布を与えた。なお、最大流速 u_{max} は次式により与えられる⁽²²⁾。

$$u_{max} = \frac{(n+1)(2n+1)U}{2n^2} \quad (3)$$

よって、主管の入口最大流速は $u_{max,m} = 1.71$ m/s ($n_m = 9$, $U_m = 1.46$ m/s)、枝配管の入口最大流速は $u_{max,b} = 1.19$ m/s ($n_b = 8$, $U_b = 1.0$ m/s) となっ

た。一方、変動流入については、FLUENT に組み込まれている Vortex 法⁽²³⁾ を採用した。

図 6 に数値計算で使用した計算メッシュを示す。メッシュ数は全体で約 24 万セルである。壁面から第 1 層の厚さは 0.5 mm とした。一般に、LES での壁面境界条件は粘着条件 (壁面で流速 0) を用い、境界層が十分解像できるようにメッシュを十分に配置するが、より簡便な評価手法の確立という観点から、壁面境界条件として壁関数 (対数則) の使用を想定し壁面近傍のメッシュ数を削減した。なお FLUENT では、壁面から第一メッシュまでの無次元距離、いわゆる y^+ の値に応じて壁関数の使用を切り替えており、 y^+ が FLUENT 内部で設定された基準値よりも大きい場合は壁関数を使用し、基準値以下の場合は粘着条件として計算を行う。 y^+ の値は

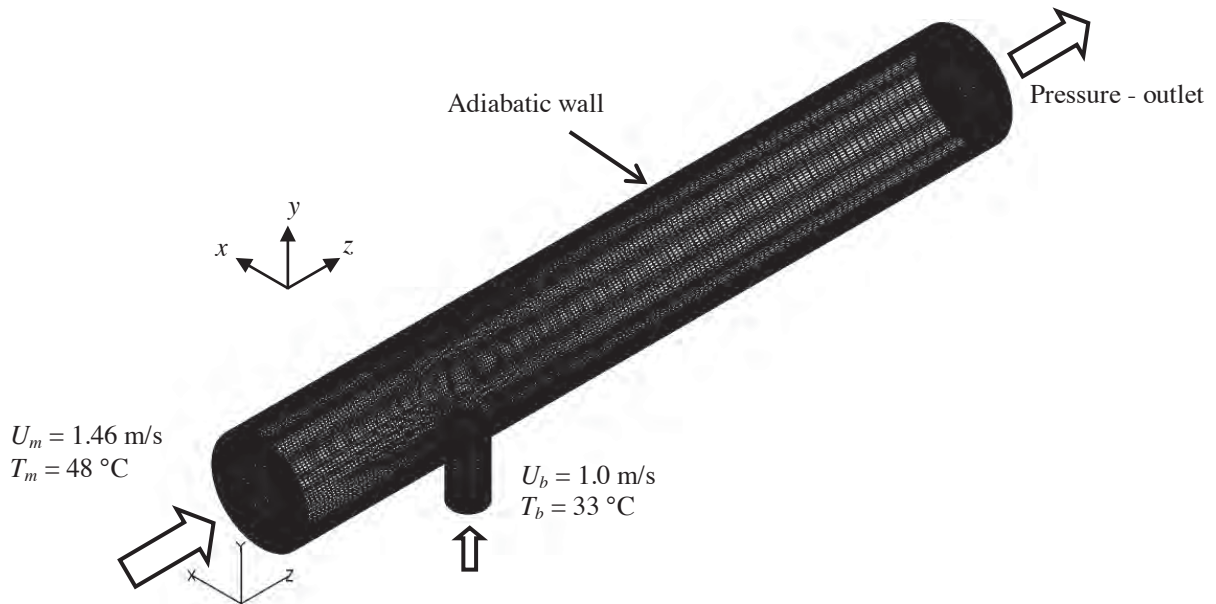


図 4 全体形状と境界条件

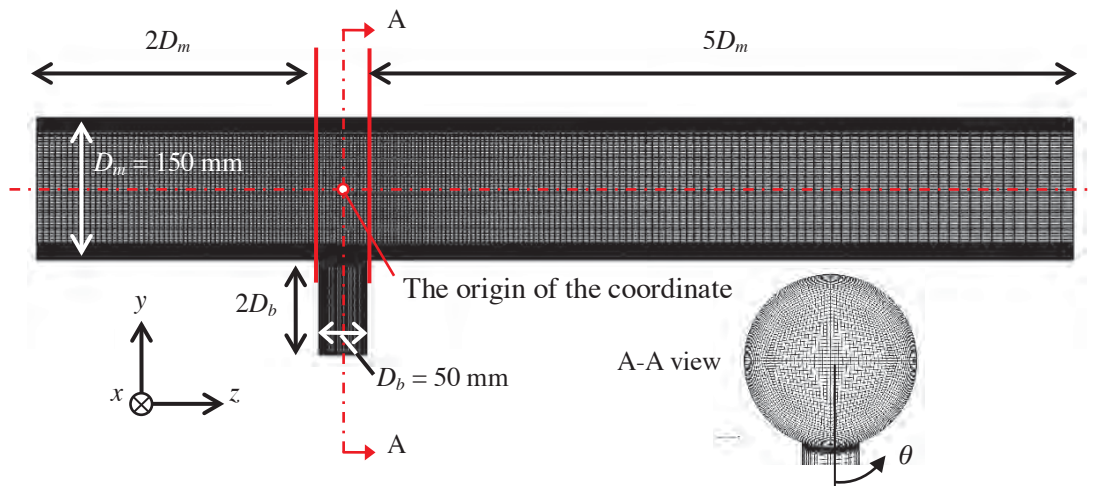


図 5 計算領域の寸法

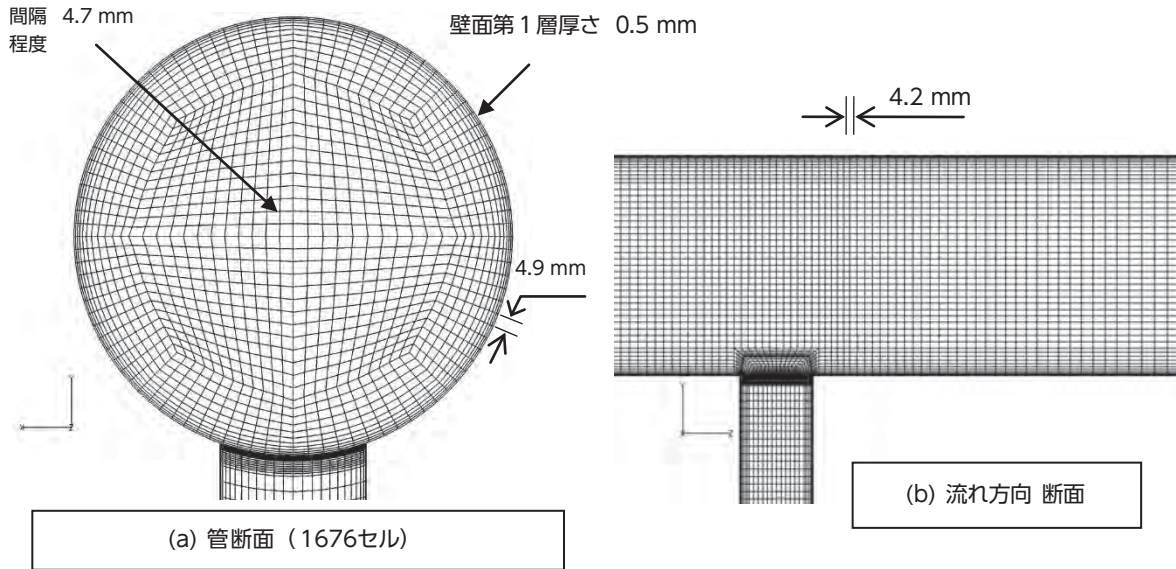


図6 計算メッシュ

計算結果から合流部下流において最大で60程度であることを確認している。

解像度の多少粗い約9万セルのメッシュで流れ場が準定常になるまで計算を行い、その結果を約24万セルを用いた本計算の初期条件として用いた。そして、さらに流れ場が準定常状態になるまで計算を空回しさせた。空回しさせる時間は、流体が主管管を流入して流出するまでの経過時間の5倍程度の4秒間とした。その後の4～9秒の5秒間で、準定常的な状態での統計量（時間平均値，変動強度）を取得した。参考に、計算を実行した環境と計算実行に要した時間を表4に示す。

表4 計算環境と計算時間

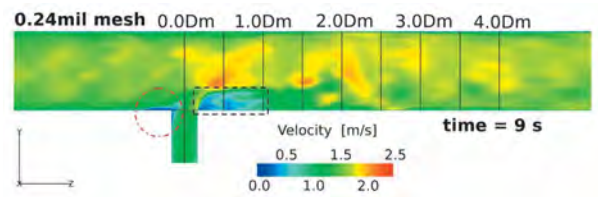
メッシュ	25万（流体）+ 32万（配管）
計算機（CPU）	Xeon E5-2690, 8並列
インターコネクト等	Infiniband
OS	Red Hat Enterprise Linux WS release 6.3
ソフトウェア	FLUENT 15.0
計算時間（1秒）	6時間 28分
計算時間（9秒）	58時間 14分

注) 計算時間はファイル出力の頻度や容量，計算機の負荷状態に応じて変化する。

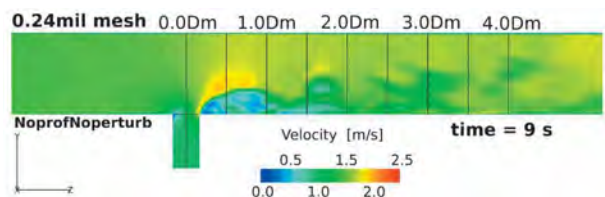
3. 計算結果と考察

3.1. 瞬時の流速分布，時間平均流速分布と速度変動強度分布

瞬時（9秒時）における流速分布を図7に示す。図7(a)は主管・枝管の両方の流入境界で、流速分布と変動流入を考慮した場合（Case 1）で、図7(b)は流速分布の無い一様流入で、かつ変動流入の無い場合（Case 4）である。合流部下流の壁近傍に速度の低下する部分（図中黒点線で囲んだ領域）が現れるが、主管の流れが枝管の流れと衝突することで生じる後流域と考えられる。両者の違いとし



(a) 主管・枝管の両方の流入境界で流速分布と変動流入を考慮（Case 1）



(b) 主管・枝管の両方の流入境界で一様流速，変動無し（Case 4）

図7 瞬時（9秒時）における流速分布

て、Case 1の場合は合流部上流から流速が変動しており、合流部で流速変動が更に強くなっているが、Case 4の場合は合流部上流全体で一様な流速になっており、合流部では速度変動がCase 1比べて弱くなっている。また、Case 1の場合は、主管・枝管合流部の前縁（図中赤の一点鎖線で囲んだ領域）に流速が低くなる箇所が現れ、合流に伴う流れの剥離・よどみと考えられるが、Case 4の場合は、このような領域が現れていない。

図8に時間平均流速分布を示す。(a)のCase 1の場合は、主管上流で管中心付近の比較的高速な領域が、合流部でさらに増速している様子がわかる。一方、(b)のCase 4の場合は、管断面で一様な流速の領域が合流部に近づくにつれ徐々に増速している。わずかな差ではあるが、(a)のCase 1の後流域は、(b)のCase 4ものよりも狭くなっている。これは、主管上流からの変動流入により速度の拡散と混合が促進され、後流域が狭まるためだと考えられる。

図9は速度変動強度分布を示したものである。速度変動強度は次式の速度のRMS値 u_{rms} を主管断面平均流速 U_m で無次元化したものと定義する。

$$u_{rms} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (u_i - u_{ave})^2}{N}} \quad (4)$$

ここで、 u_i はタイムステップ i での流速、 N はRMS値を算出するサンプル数である。(a)のCase 1の場合は、変動流入のため合流部より上流で既に

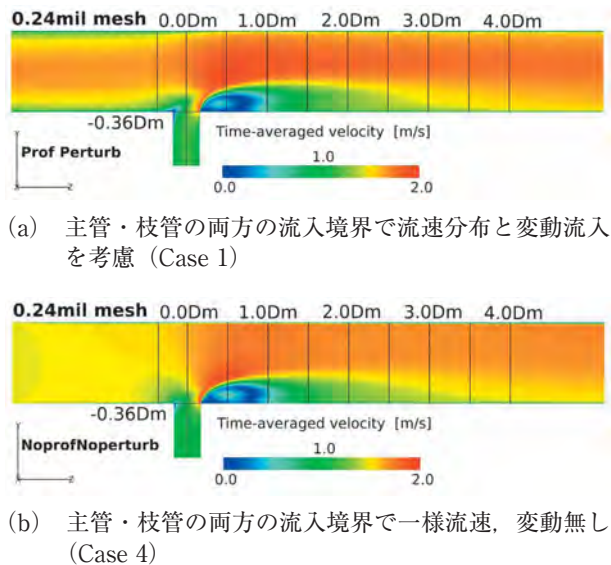


図8 時間平均流速分布

速度が変動しているが、(b)のCase 4の場合は速度変動がない状態で合流部に流入している。合流部下流の $0.5D_m$ から $1.5D_m$ の壁面近傍にかけて速度変動強度が大きい、これは後流域でのよどみ・剥離により速度変動が強くなっているためと考えられる。また、主管・枝管合流部の前縁から主管と枝管の流れの境界面付近で速度変動が強く現れており、速度差によるせん断層が形成されていると考えられる。この領域の速度変動は(a)のCase 1の方が(b)のCase 4の場合よりも強い。

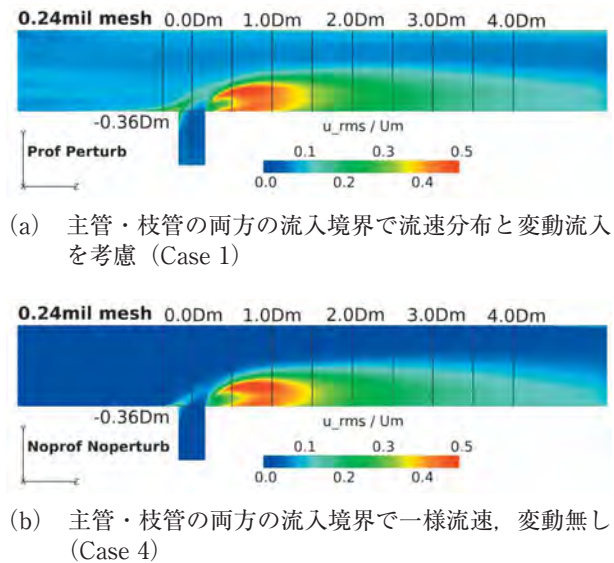


図9 速度変動強度分布

3.2. 速度の計算値と実験データとの比較

図10に速度の流れ方向 (z 方向) 成分の時間平均値分布を示す。それぞれの図は主管における y 方向 (径方向) の分布である。図中の凡例の文字は表3の表記に従う。図10(a)は $z = -0.36 D_m$ での分布で、主管の流入境界で流速分布と変動流入を考慮した場合 (Case 1およびCase 2) が他よりも実験データに近い分布を再現している。ただ、管中心付近で実験データは比較的平らな流速分布になっており、数値計算結果とずれが生じている。差異が生じた理由として、実験装置の試験体入口において流速分布が発達途中で流入した可能性が考えられるが、 $z = -0.36 D_m$ より上流の実験データがないため、詳細は不明である。流速分布と変動流入を考慮しないCase 4の場合、流速分布は壁面近傍まで平坦になり、最も実験データと合っていない。変動流入のみを考慮した条件で計算を行っていないが、この条件でも

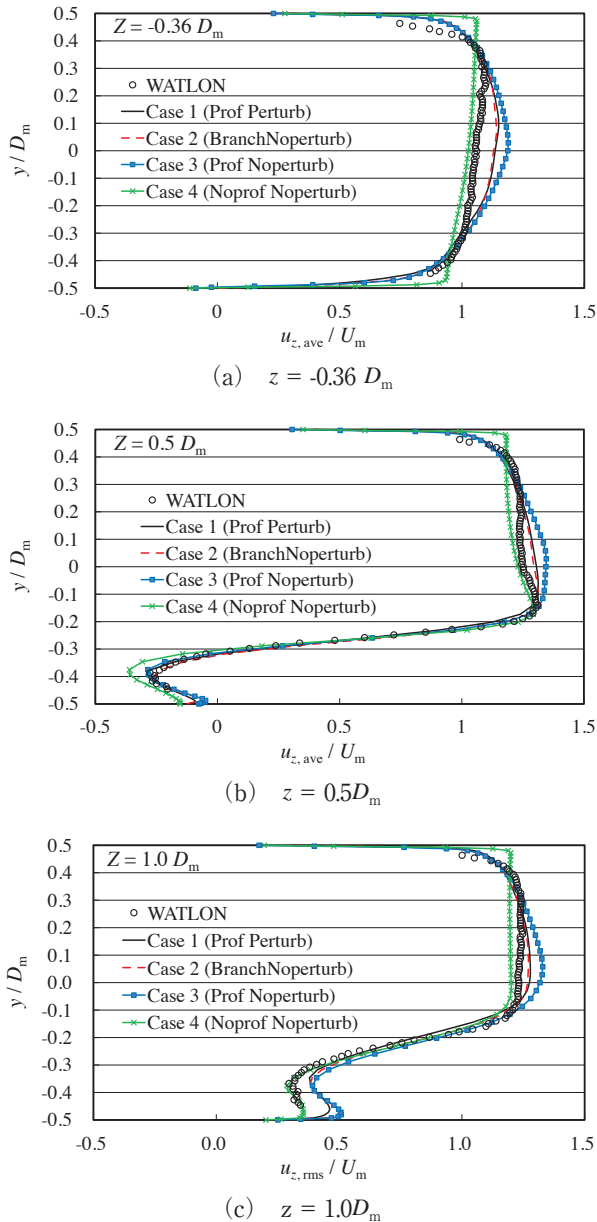


図10 時間平均流速分布（流れ方向成分，径方向分布）

恐らく実験データには合わないと考えられる。

図10(b), (c) はそれぞれ $z = 0.5D_m$, $1.0D_m$ での時間平均流速分布である。実験では主流側 ($y/D_m > 0.1$) で流速は大体一定の値 (およそ $u_{z,ave} = 1.25U_m$) となり，枝管側壁面近傍に近づくにつれ流速が減少する分布となる。数値計算結果はそれぞれ実験データに近い分布になっているが， $z = 0.5D_m$ では Case 1 および Case 2 がもっとも実験データを再現している。Case 4 が最も実験データとずれているが，Case 4 から流速分布を考慮するだけで Case 3 のように実験データに近づく結果になっている。 $z = 1.0D_m$ でも傾向は同様であるが，ただ，枝管側壁面近傍 ($y/D_m = -0.3 \sim -0.5$) にて Case 4 が最

も合い，他のケースは定性的な傾向は再現するものの過大評価となっている。

図11に速度の流れ方向 (z 方向) 成分の変動強度分布を示す。図11(a) の $z = -0.36 D_m$ での分布では，主管流入境界において変動流入を考慮していない Case 3 と Case 4 が主流中で 0 に近い値となる。Case 1 および Case 2 は比較的实验データに近づいているが，過小評価となっている。主管流入境界における乱流強度 ($u_{z,rms} / U_m$) を増加させると実験データに近づく可能性があるが，本計算では乱流強度は 5% で固定している。なお，Laufer の計測によると⁽²⁴⁾，円管内の乱流強度分布は管中心付近でおよそ 3%，管壁面近傍でおよそ 10% であり，本計算の 5% の設定は一般的には妥当と考えられる。図11(a) の計算結果は，壁面近傍 ($y/D_m = -0.5$) で速度変動強度がピークを持つが，これは図9からもわかる通り，主管・枝管合流部の前縁で速度変動が強く現れるためである。合流部下流の図11(b), (c) において，実験では速度変動が主流側 ($y/D_m > 0$) で大体一定の値 (およそ $u_{z,rms} = 0.07U_m$) となり，高低温水の境界面付近 ($y/D_m = -0.2 \sim -0.3$) でピークを持ち，枝管側壁面近傍に近づくにつれ減少するような分布となっている。数値計算結果はケース間で多少のばらつきがあるが，どのケースも実験データを定性的に再現できている。Case 4 の場合，主流側 ($y/D_m > 0$) で速度変動を過小評価しているが，枝管側壁面近傍 ($y/D_m < -0.1$) では他のケースとそれほど違いはない。流入境界で流速分布のみを考慮したケースである Case 3 でも同様な傾向となった。Case 1 および Case 2 では，主流側の速度変動が他のケースより実験データに近づいているが，多少実験値を下回る。この過小評価は，上述の流入境界における乱流強度の増加により改善できる可能性がある。

以上の結果は以下のようにまとめられる。

- ・合流部より下流の主流側 ($y/D_m > 0$) の時間平均流速の再現には，流入境界での流速分布の考慮が必要。
- ・合流部より下流の主流側 ($y/D_m > 0$) の速度変動強度の再現には，流入境界での流入変動の考慮が必要。
- ・合流部より下流の枝管側壁面近傍 ($y/D_m < 0$) の時間平均流速，速度変動強度は，ケースにより多少差があるものの，どの流入境界条件でも定性的な傾向は再現できる。しかし，流入境界

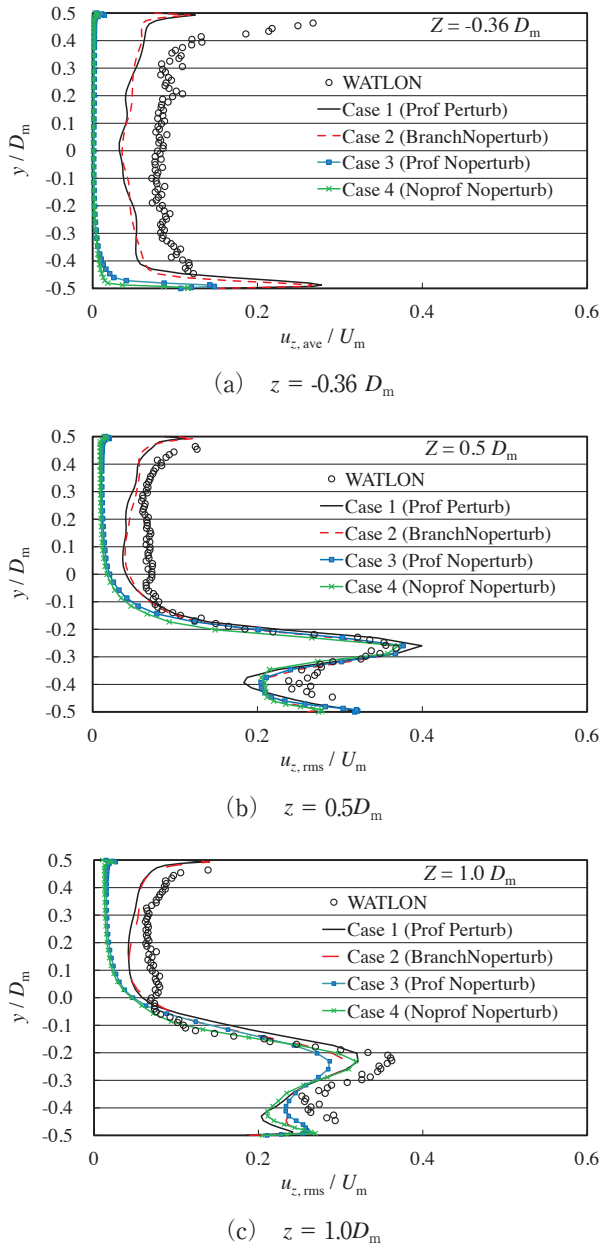


図11 速度変動強度分布
(流れ方向成分, 径方向分布, 標準偏差 $t = 4 \sim 9$ s)

条件と時間平均流速・速度変動強度との因果関係が見出しにくい。

3.3. 瞬時の温度分布と時間平均温度分布

計算終了時の瞬時の温度分布を図12に示す。枝管からの低温水が合流部下流で壁面に付着するように流れる壁面噴流となっている。枝管噴流は合流して周囲の高温流体と混合していくが、(a)のCase 1と(b)のCase 4で比較すると、(a)の方が混合が早く進んでおり(b)の方は比較的下流の方まで

枝管の低温流体が保持されている。なお、温度計算では計算の不安定性から温度場が十分に収束せず、解の振動により不合理な温度場になる場合があるので⁽⁶⁾、図12では温度の上限・下限値を流入境界温度(48℃および33℃)で打ち切らず、描画面での計算結果の最大・最小値で示している。逸脱は 10^{-4} ℃程度と小さく、温度のムラなども認められず、妥当に温度場が計算されたと考えられる。

図13に時間平均温度分布を示す。上述の高低温水の混合の様子がよく現れており、(a)のCase 1

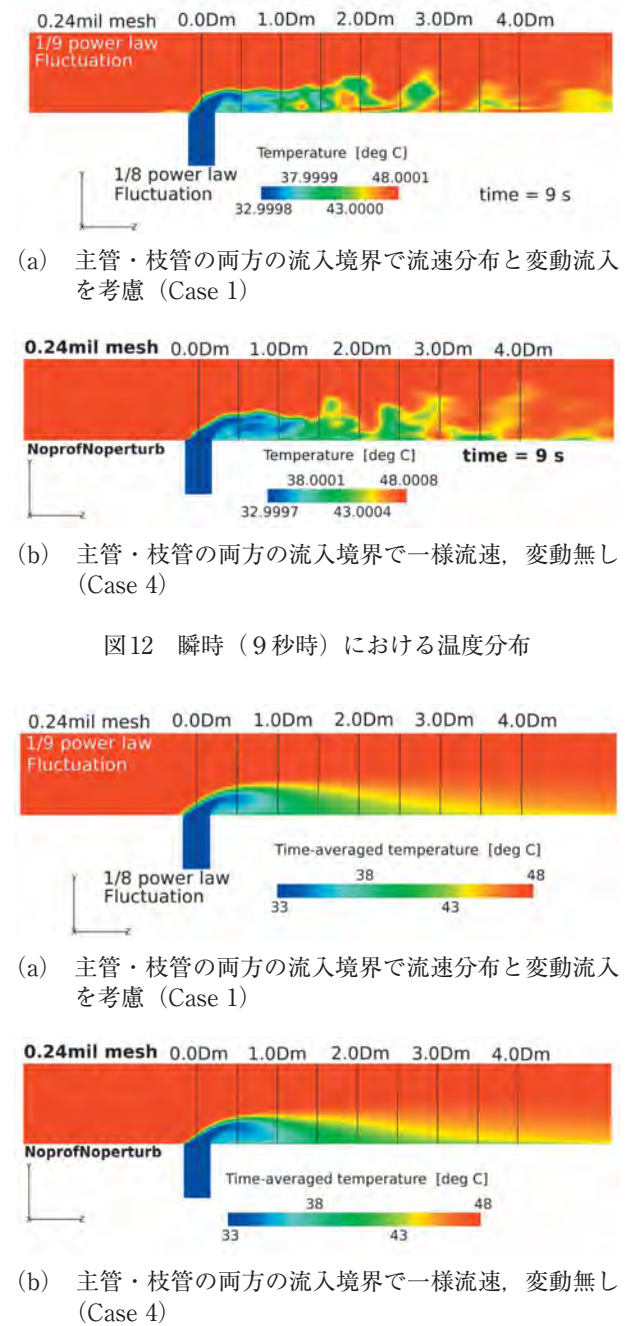


図12 瞬時(9秒時)における温度分布

図13 時間平均温度分布

の方が低温水の領域が短い距離で終わっており、混合が早く進んでいることがわかる。

図14に合流部下流における径方向の時間平均温度分布を示す。(a)の $z = 0.5D_m$ の位置では流入境界の違いによる有意な差はあまりなく、どのケースも実験データによく合っている。ただし、壁面近傍($y < -0.4D_m$)では過大評価になった。更に下流の(b)の $z = 1.0D_m$ の位置では壁面近傍で多少差が現れ、Case 1がもっとも温度が高く、Case 4が最も低くなった。これは上述のように、流入境界に流速分布と変動流入を考慮することで、枝管噴流と周囲の高温流体との混合が促進されるためである。なお、最も実験データに近いのは枝管に変動流入を考慮しないCase 2の場合であった。

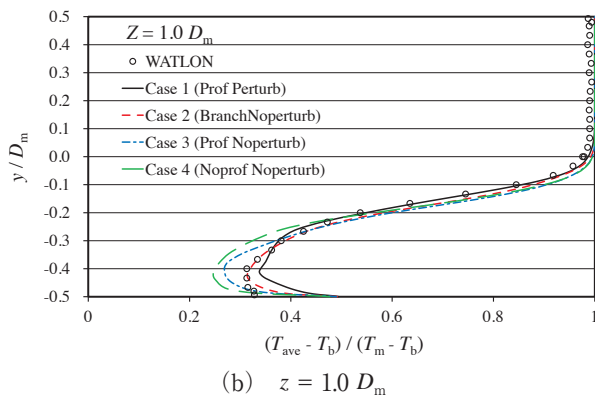
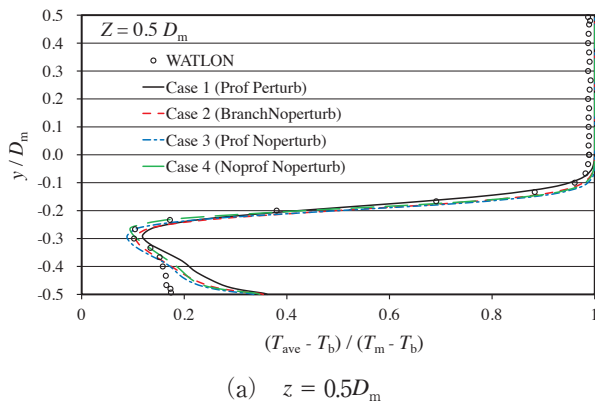


図14 時間平均温度分布 (径方向分布)

3.4. 温度変動強度

温度変動強度分布を図15に示す。温度変動強度 T_{std}^* の定義は次式の通りである。

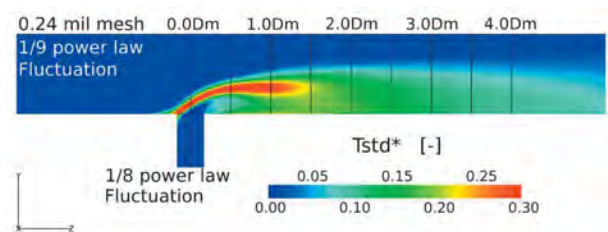
$$T_{std}^* = \frac{T_{std}}{T_m - T_b} \quad (5)$$

$$T_{std} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_i - T_{ave})^2}{N}} \quad (6)$$

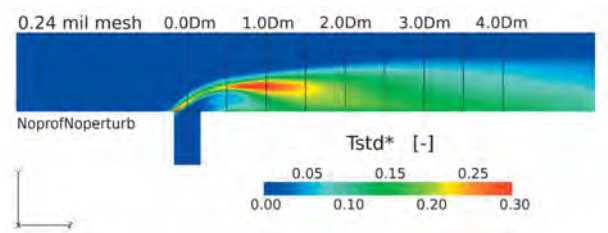
ここで、 T_i はタイムステップ*i*での温度、 T_{ave} は時間平均温度である。温度変動強度の大きい部分は主・枝管合流部の前縁から $1.5 D_m$ 程度までの高低温水界面である。(a)のCase 1と(b)のCase 4で比較すると、Case 1の方が高低温水界面での変動が強く現れており、Case 4では $z = 0 \sim 0.5 D_m$ で変動が比較的弱くなっている。前節の時間平均温度の傾向と合わせて考えると、流入境界での流速分布と変動流入により枝管噴流と周囲流体との混合が促進され、温度変動が強く現れるものと考えられる。

図16に径方向の温度変動強度を示す。図11の速度変動強度分布と似たような分布であり、高低温水の境界面で温度変動のピークが現れる分布となっている。どのケースも定性的な分布傾向は再現されているが、総じて壁面近傍にて過大評価の傾向となった。図16(a)の $z = 0.5 D_m$ では、ピーク位置($y / D_m = -0.2$)において、Case 1, Case 2, Case 3, Case 4の順に温度変動が小さくなった。(b)の $z = 1.0 D_m$ ではピーク位置での温度変動にそれほど差が無いが、壁面近傍($y / D_m < -0.3$)においてCase 4以外は温度変動が実験データほど減少せず、過大評価となった。

図17は壁から1 mmの位置での周方向における

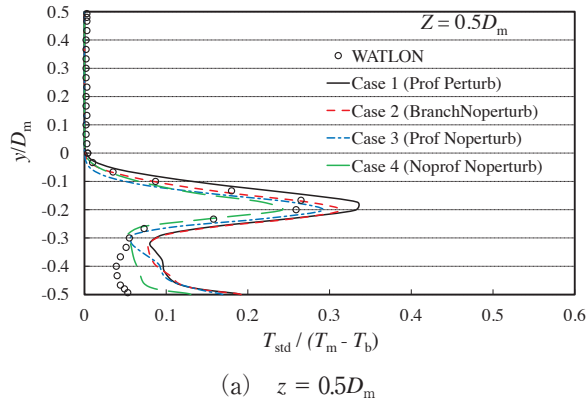


(a) 主管・枝管の両方の流入境界で流速分布と変動流入を考慮 (Case 1)

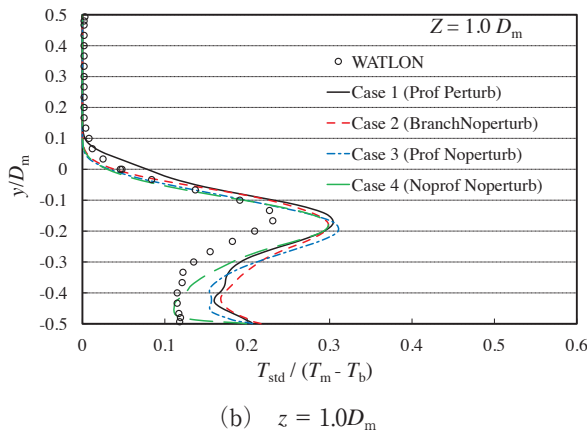


(b) 主管・枝管の両方の流入境界で一様流速、変動無し (Case 4)

図15 温度変動強度分布



(a) $z = 0.5D_m$



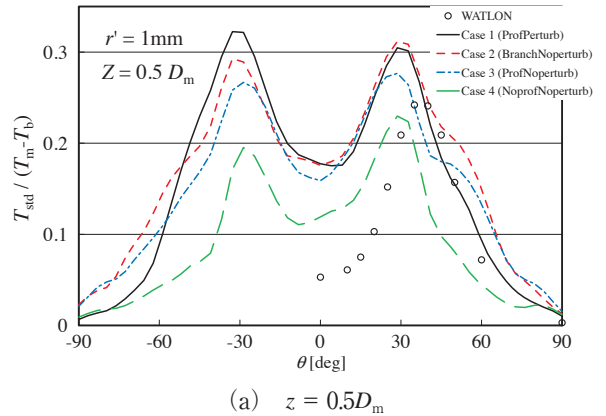
(b) $z = 1.0D_m$

図16 温度の変動強度分布（径方向分布）

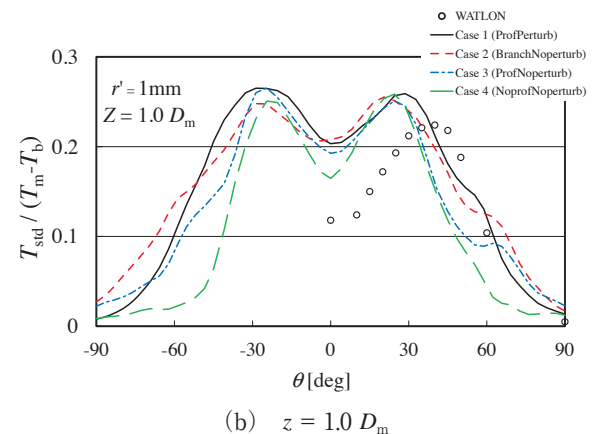
温度変動強度分布である。周方向角度の定義は図5に示す通りであり、流れ方向から見て反時計回りを正とし、枝管位置を 0° とする。± 30° 付近の2つのピークを持つ分布であるが、計算結果は若干非対称になっている。より対称な分布を得るには、統計量取得時間を現状の5秒より長くする必要があるが、現状でも定性的な傾向は把握できる。(a)の $z = 0.5D_m$ の位置では、Case 1, Case 2が大体同程度の値になり、続いてCase 3, Case 4の順に温度変動が小さくなった。(b)の $z = 1.0D_m$ では、どのケースも大体同じぐらいのピーク値となるが、分布の幅がばらついており、Case 4の場合がもっとも変動の幅が狭い分布となった。Case 1, Case 2はほぼ実験データを包含するが、Case 3, Case 4は実験データよりも変動の幅が狭い。

3.5. 合流部上流の境界条件と実験データの再現性

以上、境界条件での流速分布と流入変動の考慮の有無によって、流れ場と温度場がどのように影響を受けるかを比較して示した。流れ場（時間平均値、



(a) $z = 0.5D_m$



(b) $z = 1.0D_m$

図17 温度の変動強度分布（周方向）

速度変動強度)の再現性は、主流に近い部分は流速分布・流入変動を考慮することで向上できそうだが、壁面近傍に関しては流入境界条件との因果関係が見出しにくかった。また、温度場に関して時間平均温度分布は、どの流入境界条件でも比較的同様な分布となるが、流速分布・変動流入を考慮した方が枝管噴流と周囲流体（主管の流れ）との混合を促進するため、壁面近傍の温度を高く予測した。温度変動強度は流速分布、流入変動を考慮した方が値が大きくなった。どちらか一方でも考慮しないと温度変動強度は低くなり、局所的に実験データを過小評価した。流速分布、流入変動を考慮しないCase 4の場合でも、評価する断面によっては、例えば図16の温度変動強度（径方向分布）のように実験データに近い分布となる。しかし、図17の温度変動強度分布（周方向分布）では実験データより値が低くなる部分がある。

このように、4通りの境界条件で計算を行ったが、実験データをどこでも精度よく再現するような計算結果は得られなかった。ならば、熱疲労問題の詳細評価として満足できる方法という点で考えると、実

験データ，特に熱疲労で最も注目すべき温度変動強度のデータを，保守側に大きめに評価できるような数値計算方法であれば好ましい．この観点から考えると，境界条件にて流速分布と流入変動をどちらも考慮したCase 1の場合が，温度変動強度を最も保守側に大きめに評価する傾向があり，好ましい流入境界条件であると言える．

一般に，数値計算において適切な流速分布と流入変動を考慮することは，より精度の高い計算結果を得るために言うまでもないことである．しかし，発電プラントの配管内の熱流動場は不明な場合がほとんどで，適切な境界条件を与えることは難しい．よって，管断面での平均流速が明らかな場合は，そのRe数に合わせた流速分布を与え，乱流強度5%から10%程度の変動流入を考慮することで，熱疲労問題にとっては保守側に大きめな評価が期待できることになる．

4. 結論

本報告では，熱疲労評価方法として適した数値計算方法の開発の一環として，配管合流部上流の流入境界条件が合流部下流の流れ場および温度場に与える影響について調べた．計算対象はWATLON試験で，流入境界での流速分布と変動流入の有無をパラメータとし，実験データの再現性を比較した．その結果以下のような知見が得られた．

- ・合流部下流の時間平均流速，速度変動強度の再現には，流入境界での流速分布と変動流入の考慮が望ましい．
- ・流入境界での流速分布と変動流入は，枝管噴流と周囲（主管）の流れとの混合を促進する．そのため，枝管噴流が主管へ合流後，より上流側で周囲流体の温度に近づく．また，混合促進に伴い温度変動強度が増加する．
- ・上記に伴い，流速分布と変動流入をどちらも考慮した流入境界条件が，温度変動強度を最も保守側に大きめに評価する傾向があった．熱疲労問題への適用を考えると，流速分布と変動流入の考慮が好ましい流入境界条件であると言える．

5. 謝辞

本報告は原子力規制庁が実施した平成24年度高齢年化技術評価高度化事業の成果の一部である．ここに謝意を表す．

6. 参考文献

- (1) 日本機械学会，配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針，JSME S 017，(2003)．
- (2) A. Nakamura, T. Oumaya and N. Takenaka, "Numerical Investigation of Thermal Striping at a Mixing Tee Using Detached Eddy Simulation," Proc. of the 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), Kanazawa, Ishikawa, Japan, September 27-October 2, Paper No. N13P1074 (2009)．
- (3) A. Nakamura, H. Ikeda, S. Qian, M. Tanaka and N. Kasahara, "Benchmark Simulation of Temperature Fluctuation Using CFD for the Evaluation of the Thermal Load in a T-Junction Pipe," Proc. of the Seventh Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS-7), Chuncheon, Korea, November 14-17, Paper No. N7P-0011 (2010)．
- (4) M. Kamaya, Y. Utanohara and A. Nakamura, "Thermal Fatigue Analysis at a Mixing Tee by a Fluid-Structural Simulation," Proc. of the ASME 2011 Pressure Vessels & Piping Division Conference (ASME-PVP), Baltimore, Maryland, USA, July 17-21, No. PVP2011-57585, (2011)．
- (5) 中村晶，T字合流配管の温度ゆらぎ現象の数値解析－乱流モデルと解析格子の影響－，INSS Journal, Vol. 14, pp. 99-115, (2007)．
- (6) 中村晶，歌野原陽一，三好弘二，T字合流配管の温度ゆらぎ現象の数値解析－その2：LESのモデルパラメータと温度場差分スキームの影響－，INSS Journal, Vol. 18, pp. 56-68, (2011)．
- (7) A. Nakamura, Y. Utanohara, K. Miyoshi and N. Kasahara, "Simulation of Thermal Striping at T-Junction Pipe Using LES with

- Smagorinsky Constants and Temperature Diffusion Schemes,” Proc. of the Experimental Validation and Application of CFD and CMFD Codes in Nuclear Reactor Technology (CFD4NRS-4) , Daejeon, Korea, September 10-12, Paper No.PS2-P2#3 (2012).
- (8) A. Nakamura, Y. Utanohara, K. Miyoshi and N. Kasahara, “A Review of Evaluation Methods Developed for Numerical Simulation of the Temperature Fluctuation Contributing to Thermal Fatigue of a T-junction Pipe,” E-Journal of Advanced Maintenance, Vol.6 No.4, pp.118-130, (2015).
- (9) C. Peniguel et al., “Presentation of a Numerical 3D Approach to Tackle Thermal Striping in a PWR Nuclear T-Junction,” Proc. of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2003-2191, (2003).
- (10) T. Pasutto, C. Peniguel and J.M. Stephan, “Effects of the Upstream for Thermal Fatigue Studies of PWR T-Junction Using Large Eddy Simulation,” Proc. of the 15th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE15-10410, (2007).
- (11) S. Chapuliot et al., “Hydro-Thermal-Mechanical Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee,” Proc. of the Third International Conference on Fatigue of Reactor Components, Session No.2a-1,(2004).
- (12) O. Braillard, P. Quemere and V. Lorch, “Thermal Fatigue in Mixing Tees Impacted by Turbulent Flows at Large Gap of Temperature: the FATHER Experiment and the Numerical Simulation,” Proc. of the 15th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 15) , Nagoya, Japan, April 22-26, Paper No. ICONE15-10805 (2007).
- (13) R. Howard and T. Pasutto, “The Effect of Adiabatic and Conducting Wall Boundary Conditions on LES of a Thermal Mixing Tee,” Proc. of the 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), N13P1110, (2009).
- (14) OECD/NEA, OECD/NEA-Vattenfall T-Junction Benchmark Specifications (Final version, July 2009) , (2009).
- (15) OECD/NEA, Report of the OECD/NEA-Vattenfall T-Junction Benchmark Exercise, Report No. NEA/CSNI/R (2011) 5, (2011).
- (16) Th. Frank, C. Lifante, H.-M. Prasser, F. Menter, “Simulation of Turbulent and Thermal Mixing in T-Junctions Using URANS and Scale-Resolving Turbulence Models in ANSYS CFX,” Nuclear Engineering and Design, Vol. 240, Issue 9, pp. 2313-2328, (2010).
- (17) T. Höhne, “Scale Resolved Simulations of the OECD/NEA-Vattenfall T-Junction Benchmark,” Nuclear Engineering and Design, Vol. 269, pp. 149-154 (2014).
- (18) H. Kamide, M. Igarashi, S. Kawashima, N. Kimura and K. Hayashi, “Study on Mixing Behavior in a Tee Piping and Numerical Analyses for Evaluation of Thermal Striping,” Nuclear Engineering and Design, Vol.239, pp.58-67 (2009).
- (19) M. Tanaka, H. Ohshima and H. Monji, “Thermal Mixing in T-junction Piping System concerned with High-cycle Thermal Fatigue in Structure,” Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.47, No.9, pp.790-801, (2010).
- (20) 数值流体力学編集委員会編, 数值流体力学シリーズ, 乱流解析, 東京大学出版会 (1995).
- (21) 日本機械学会, JSMEテキストシリーズ, 流体力学, pg.98 (2005).
- (22) 日野幹雄, 流体力学, 朝倉書店, pg.316 (1992).
- (23) ANSYS Inc., ANSYS Fluent Theory Guide, Release 15.0, (2013).
- (24) J. Laufer, “The Structure of Turbulence in Fully Developed Pipe Flow,” NACA Technical Note 2954, (1953).