

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—

Numerical Simulations of Thermal Striping at T-junction Pipe
— 2nd Report: The Effects of LES Model Parameters and Temperature Diffusion Schemes —

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



株式会社 **原子力安全システム研究所**

Institute of Nuclear Safety System, Incorporated

〒919-1205 福井県三方郡美浜町佐田64号

Tel 0770-37-9100 Fax 0770-37-2008

URL <http://www.inss.co.jp>

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—

Numerical Simulations of Thermal Striping at T-junction Pipe — 2nd Report: The Effects of LES Model Parameters and Temperature Diffusion Schemes —

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

要約 温度差のある流体が混合する T 字合流配管では熱疲労が生じる可能性がある。本研究では配管合流部の温度変動を数値シミュレーションで再現するため、LES を用いて計算を行った。日本原子力研究開発機構で行われた WATLON 試験に対して、合流する噴流が壁面に沿う壁面噴流条件で、計算結果を比較した。その結果、Smagorinsky モデルの LES で Smagorinsky 定数 C_s を変えた計算では、 C_s の増加によって噴流周りの渦はしだいに大きな構造が支配的になった。Dynamic SGS モデルの LES でスカラー場の差分スキームを変えた計算では、差分スキームの選択により温度場に不安定が生じる場合があった。調べた範囲の Smagorinsky モデルの LES と Dynamic SGS モデルの LES では、合流部下流の壁面近傍の流体温度の変動強度を過小評価した。

キーワード 熱疲労, 温度変動, 噴流, T 字合流配管, 数値流体解析, 大規模渦シミュレーション

Abstract Thermal fatigue may occur at a T-junction pipe where the high and low temperature fluids mix. A series of numerical simulations was conducted to simulate temperature fluctuation at the T-junction pipe using large eddy simulation (LES). The results of simulations were compared to a case measured in the WATLON experiments performed by the Japan Atomic Energy Agency in which a wall jet condition that the jet from a branch pipe flowed near the main pipe wall. The results calculated by the Smagorinsky model LES using some value of the Smagorinsky constant C_s showed that the obtained vortex structure was larger scale when C_s was increased. The results calculated by the dynamic SGS model LES using some scalar diffusion schemes showed numerical instability of the temperature in some cases. The intensity of the water temperature fluctuation near the wall downstream from the T-junction was underestimated by the Smagorinsky model LES and the dynamic SGS model LES.

Keywords thermal fatigue, temperature fluctuation, jet, T-junction pipe, CFD, LES

1. 序論

高温流体と低温流体が混合する T 字配管においては、サーマルストライピングと呼ばれる温度変動が生じることが知られている。合流前の温度差は運転条件から決まるために緩和できないことが多く、温度変動が配管に疲労を生じさせる場合があるため、温度差による熱疲労を予測して設計・運転・検査を行うことが求められる。日本機械学会は T 字配管の熱疲労を評価するため、「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」⁽¹⁾ (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、閉塞分岐配管の熱成層により生じる熱疲労を評価・防止するものである。指針の評価フローにおいては詳細評価を行えることが記載されているが評価内容は技術革新を考慮して規定されておらず、例えば数値解析を用いて具体的な流動条件・配管形状に対して熱荷重を評価することが考えられる。熱疲労評価のための数値解析手法の開発は、国内外で精力的に取り組まれている。

フランスでは Civaux 発電所の余熱除去 (RHR) 系配管の損傷事例を評価するため、フランス電力

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

EDF^{(2)~(4)}やフランス原子力庁CEA⁽⁵⁾は独自にコードを開発して、数値解析による評価を試みている。EDFはCode_Saturneと呼ばれる熱流動数値解析コードを開発し、Pasuttoら⁽³⁾は大規模渦シミュレーション (Large Eddy Simulation, LES) のSmagorinskyモデルを用いてCivaux発電所余熱除去系の合流部上流形状の影響を調べた。Howardら⁽⁴⁾はLESのSmagorinskyモデル、Dynamicモデル、WALEモデルによりEDFが行ったFATHERINO試験の配管合流部の温度変動の再現を試みた。再現された温度変動はモデルにより違いがあり、最適な手法の見解はまだ得られておらず、経済協力開発機構/原子力機関(OECD/NEA)では熱流動数値解析のベンチマークを実施した⁽⁶⁾。

国内では、村松ら⁽⁷⁾が有限差分法に基づく内製コードを用いた疑似的な直接数値シミュレーション (Direct Numerical Simulation, DNS) により配管合流部の温度変動を調べた他、Tanakaら⁽⁸⁾が境界適合座標系LESコードを開発して比較的粗いメッシュでのLESと壁関数を用いたアプローチによる配管合流部の数値解析を行い、日本原子力研究開発機構 (Japan Atomic Energy Agency, JAEA) が実施した長周期温度変動水試験WATLON⁽⁹⁾における流体温度変動の再現を試みた。同じWATLON試験を対象にして、Costeら⁽¹⁰⁾はCEAの開発したTRIO-UコードのLESを用いた計算結果を、実験結果およびJAEAが行ったAQUAコードの計算結果と比較し、時間平均や変動の流速・温度分布に上流条件や解析格子の影響が見られたと報告した。原子力安全・保安院が実施した高経年化対策強化基盤整備事業 (技術情報基盤の整備) (以下NISA事業)の一部で熱流動数値解析のベンチマークが実施され⁽¹¹⁾、これまでの結果では、温度変動強度の再現などに一定の成果が得られているが、統一的手法を見いだすまでには至っていない。

これまで筆者らは、流体と構造とを熱的に連成させた数値シミュレーションを行って配管内部の温度変動を求め、それを時間・空間的に補間して応力解析を行う統合熱疲労評価システムIMAT-Fを開発した^{(12)~(14)}。また前報^{(15), (16)}では、乱流モデルを用いない計算と、せん断応力輸送モデル (Shear Stress Transport, SST)、剥離渦シミュレーション (Detached Eddy Simulation, DES) を用いてWATLON試験⁽⁹⁾の数値解析を試み、DESと乱流モデルを用いない計算によって実験値に近い温度変

動が得られることを示した。

本報告では、前述のNISA事業で行われた熱流動数値解析のベンチマーク結果⁽¹¹⁾では明らかにならなかった点をさらに検討するため、流れと温度変動に影響するLESのモデルパラメータと、温度場の収束に影響する差分スキームについて調べた。

2. 検証内容と評価手法

2.1 検証対象

原子力機構が行ったWATLONの試験部⁽⁹⁾を図1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である。主配管・枝配管はアクリル樹脂で作られ、枝配管は主配管下面に垂直かつT字形状で接合され、面取りは施されていない。合流部には下流から図2に示す熱電対ツリーを挿入し、主配管内の温度変動を計測した。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 $\phi 0.25\text{mm}$ の非接地K型であり、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。

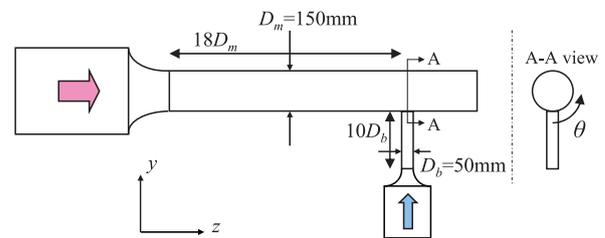


図1 WATLON試験装置の概略⁽⁹⁾

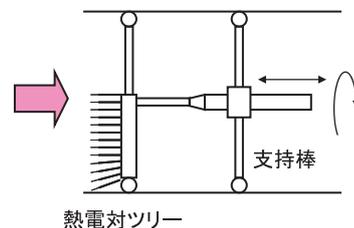


図2 温度計測のための熱電対ツリー⁽⁹⁾

2.2 数値解析条件

熱疲労を評価するためには、壁面近傍での温度変動挙動の再現が重要であり、温度変動現象の原因となる流体的な揺らぎの再現に影響すると考えられる

乱流モデルとモデルパラメータについて、本報告では調べることにした。前述のNISA事業で行われた熱流動数値解析のベンチマーク結果⁽¹¹⁾では、乱流モデルとしてレイノルズ平均モデル (SST および Reynolds Stress Model), DES, Smagorinsky モデルの LES, Dynamic SGS モデルの LES を比較した。その結果、汎用コード CFX-11 のレイノルズ平均モデル (SST, RSM) では温度変動が再現されず、Front Flow/Red (FFR) コードの Smagorinsky モデルの LES では温度変動幅を過小評価し、CFX-11 の DES と汎用コード Fluent の Dynamic SGS モデルの LES では最大温度変動幅が実験値に近い結果となった。また以下の点が課題として残された。すなわち、Smagorinsky モデルの LES でモデル定数を変えた場合の影響と、Fluent 以外の Dynamic SGS モデルの適用性である。

これらの点を検討するため、CFX-11 および CFX-12 を用いて、次のような条件での計算を行うことにした。解析コードには ANSYS 社の汎用熱流動解析コード CFX を使い、前述のベンチマークと同じ条件で解いた。

2.2.1 流体解析条件

1) 流体条件

WATLON 試験のうち、壁面噴流条件から 1 ケースを代表的な流れ場として選び、次の条件で数値解析を行った。管断面平均流速は、主配管 $V_m = 1.46$ m/s, 枝配管 $V_b = 1.0$ m/s であり、温度条件は主配管 $T_m = 48^\circ\text{C}$, 枝配管 $T_b = 33^\circ\text{C}$ である。流入境界には管断面平均流速が実験条件となるように、主配管・枝配管とも指数法則により円管の半径方向に流速分布を与えた。温度変動は主として噴流後流で生じることから、主流部分での流速変動は温度変動に影響しないと考え、流速変動は与えなかった。

初期条件として流速は 0, 温度は 33°C を解析範囲に一樣に与えて上記入口境界条件にて定常解析を行い、その結果を初期条件として非定常解析を行った。壁面は Non-slip を仮定して壁関数を与え、断熱条件とした。流体の物性値は実験の温度範囲ではあまり変化しないものと見なして、高低温の単純平均の 40.5°C における水の密度, 粘度等を日本機械学会「伝熱工学資料」⁽¹⁷⁾ から線形補間して与えた。

表 1 計算ケース

ケース	モデル	パラメータ
1	Smagorinsky	$C_s = 0.05$
2		$C_s = 0.10$
3		$C_s = 0.15$
4		$C_s = 0.20$
5		$C_s = 0.25$
6	Dynamic SGS	scalar diffusion scheme = 1
7		scalar diffusion scheme = 2
8		scalar diffusion scheme = 3
9		scalar diffusion scheme = 4
10		scalar diffusion scheme = 5
11		scalar diffusion scheme = 6

表 2 スカラー場の差分スキームの組み合わせ

パラメータ	差分スキーム	
	主流	壁面近傍
scalar diffusion scheme = 1	central	central
scalar diffusion scheme = 2	PDC	central
scalar diffusion scheme = 3	PDV	PDV
scalar diffusion scheme = 4	blend	central
scalar diffusion scheme = 5	PDC	PDV
scalar diffusion scheme = 6	blend	PDV

2) 乱流モデルと差分スキーム

前述のNISA事業で行われた熱流動数値解析のベンチマーク結果⁽¹¹⁾を踏まえて、Smagorinsky モデルの LES と、Dynamic SGS モデルの LES を用いた。表 1 のように、CFX-11 の Smagorinsky モデルの LES により、流れと温度変動に影響するモデルパラメータ⁽¹⁸⁾である Smagorinsky 定数 C_s を変えた計算と、CFX-12 の Dynamic SGS モデルの LES により、温度場の収束性に影響するスカラー場の差分スキーム (SDS) を変えた計算を行った。CFX-12 でスカラー場の計算に用いられる差分スキーム⁽¹⁹⁾には、2次精度中心差分 (Central), 2次精度中心差分に係数行列の計算安定化を加えたスキーム (PDV), PDV に加えソース項に補正を加えたスキーム (PDC), さらに PDV と PDC を混合させたスキーム (blend) がある。安定性は $\text{Central} < \text{PDC} < \text{PDV}$ とされるが、計算精度は $\text{Central} > \text{PDC} > \text{PDV}$ とされ、さらにこれらを主流領域と壁面近傍で使い分けることにより、表 2 のような組み合わせが用意されている。

移流項の空間差分には 2 次精度中心差分を用い、時間項には全ての場合で 2 次精度 Euler 後退差分を用いた。

2.2.2 解析格子

1) 解析範囲

試験部では枝配管からの合流により、主流内部に噴流が生じる。この噴流が温度変動を支配すると考え、図3のように配管合流部の上流側に主配管は $2D_m$ 、枝配管は $2D_b$ の距離を取り、合流部から後流は噴流の影響範囲を考慮して $5D_m$ の距離を解析範囲とした。主配管の流れ方向の座標 z と枝配管の流れ方向の座標 y の原点は、主配管中心軸と枝配管中心軸の交点に取った。

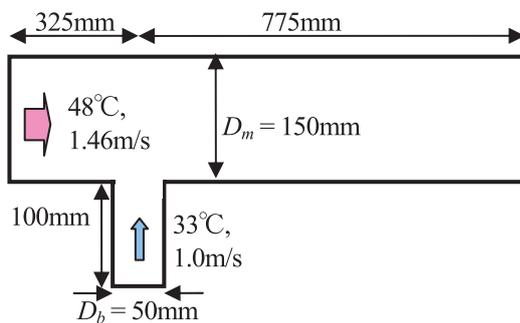


図3 解析範囲

2) 解析格子

前述の NISA 事業で行われた熱流動数値解析のベ

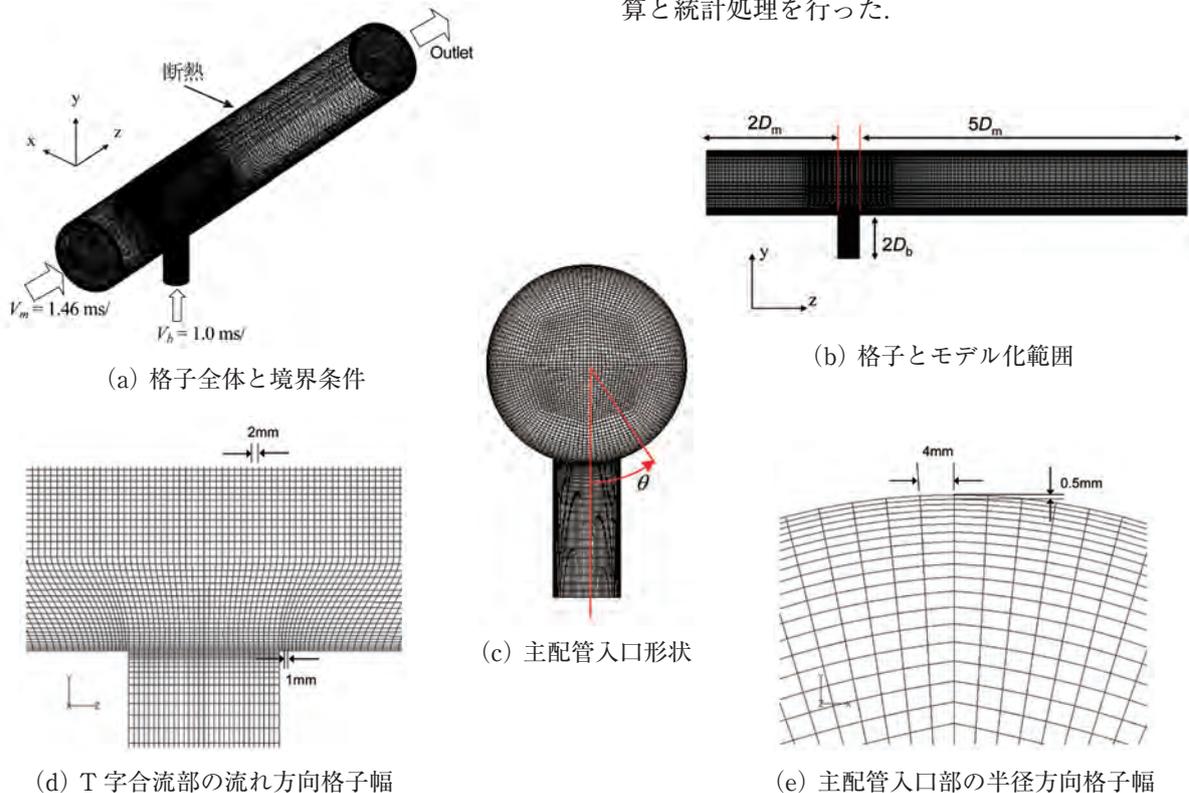


図4 WATLON 試験の計算のための解析格子

ンチマーク⁽¹¹⁾に用いられた格子とほぼ同じ形状として、図4に示すような解析格子を作成した。全ての格子は6面体で、流れ方向の最小格子幅は2mm、壁面近傍の半径方向の最小格子幅は0.5mmとした。総メッシュ数は約75万要素である。定常解析結果から算出された半径方向の最小格子幅の無次元距離 y^+ は、合流後の流れで100程度であった。

3) 時間刻み幅

計算における時間刻み幅 Δt を、以下のクーラン条件を満足するように決定した。ここで C はクーラン数、 V :流速、 Δz :メッシュ幅、 Δt :タイムステップである。

$$C = V \Delta t / \Delta z < 1$$

主配管と枝配管の合流部近傍における軸方向のメッシュ幅は $\Delta z = 2\text{mm}$ となったので、定常解析による合流後の最大流速 $V_{max} = 3\text{m/s}$ を用いて $C < 1$ となるようにタイムステップを、

$$\Delta t = 0.0002\text{ s}$$

と決めた。

本解析の対象となる実験は480秒間実施された。しかし、発生する温度変動は数Hz程度であることから、シミュレーション時間はまず6秒間の計算を行い初期値の影響を除いてから、その後4秒間の計算と統計処理を行った。

3. 数値解析結果

3.1 Smagorinsky モデルの LES

1) ケース 1

Smagorinsky モデルの LES で、モデルパラメータである Smagorinsky 定数 C_s を 0.05 にしたケース 1 の計算結果から、10s の瞬時の温度分布を図 5(a) に、温度変動強度 T_{std}^* の分布を図 5(b) に示す。こ

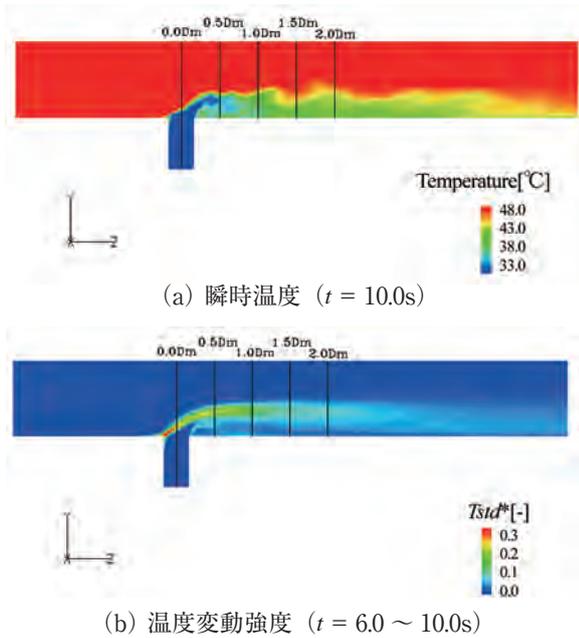


図 5 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース 1, LES, $C_s=0.05$)

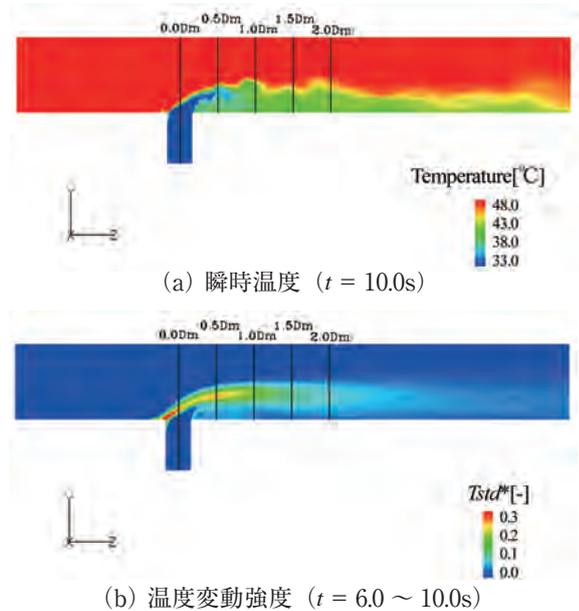


図 6 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース 2, LES, $C_s=0.10$)

こで T_{std}^* は、次式で無次元化された温度の標準偏差である。

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

図 5(a) から枝配管から合流する冷水が主配管の壁面近傍に沿って下流に流れる状態、すなわち壁面噴流状態になっていることが分かる。壁面噴流は主

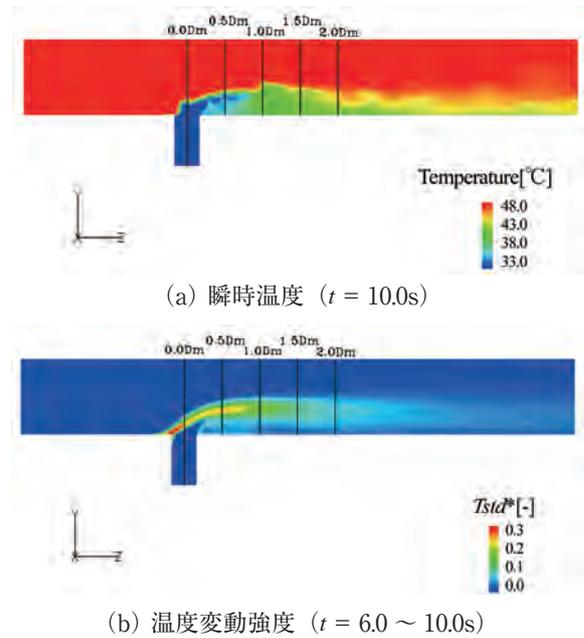


図 7 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース 3, LES, $C_s=0.15$)

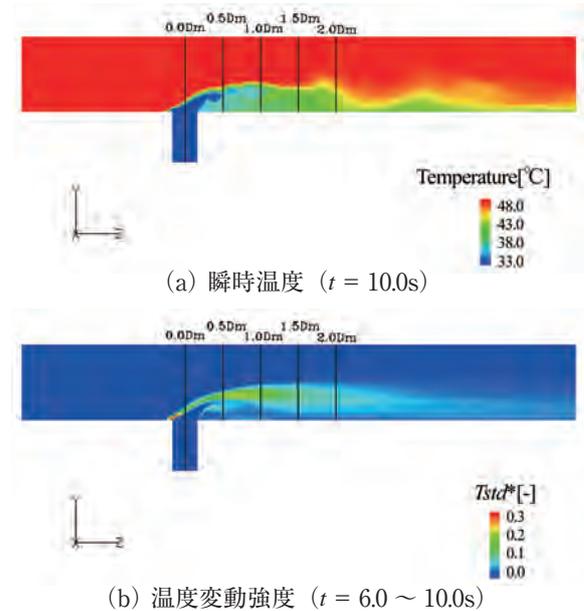


図 8 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース 4, LES, $C_s=0.20$)

配管の温水よりは温度が低く、温度差が生じている。主流と壁面噴流との間の温度界面は流れ方向に大きく揺らぎ、渦が発生していて、温度変動が生じていることが分かる。図 5(b)の温度変動強度と比較すると、ケース 1 では枝配管から噴流が合流した所の、噴流の前縁に温度変動強度の高い部位があり、合流部より後流の壁面噴流と主流の境界では、徐々に温

度変動強度が小さくなっている。

なお、以降図中には、Smagorinsky モデルの LES を LES, Dynamic SGS モデルの LES を LES Dynamic と略して示している。

2) ケース 2

Smagorinsky 定数 C_s を 0.10 にしたケース 2 の計

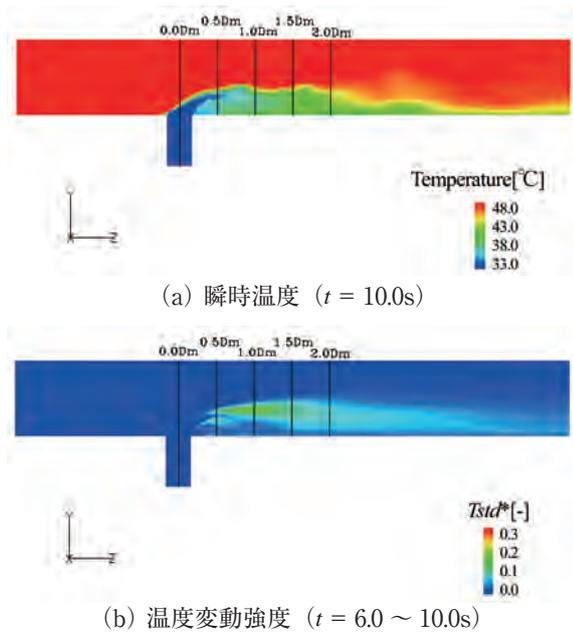


図 9 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース 5, LES, $C_s=0.25$)

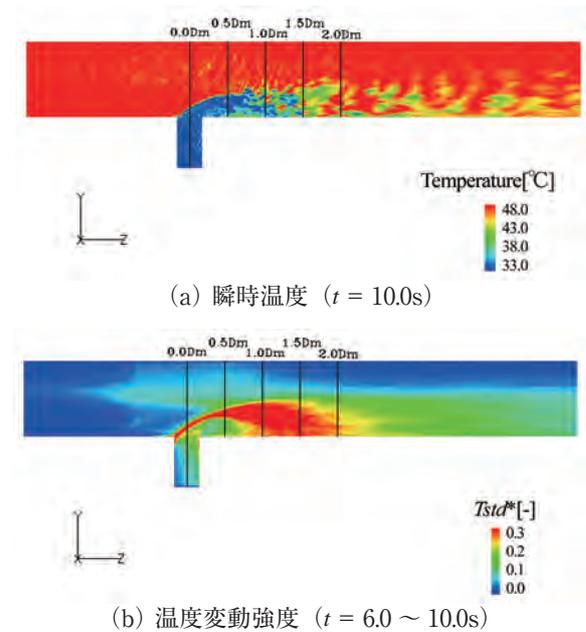


図 11 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース 7, LES Dynamic, $SDS=2$)

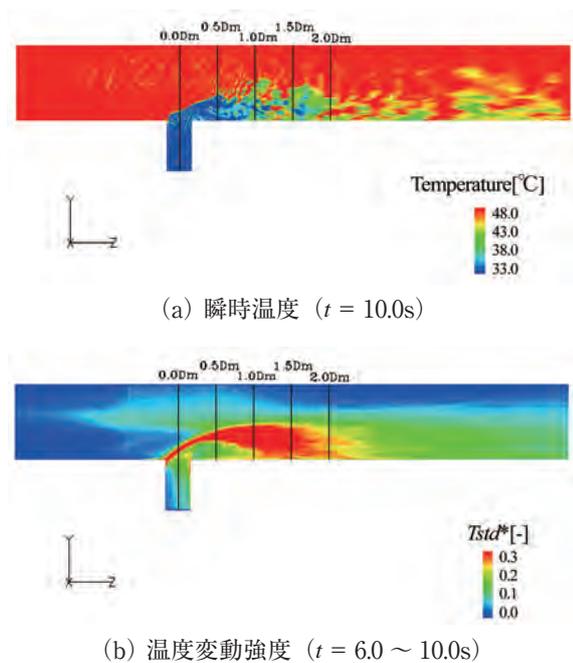


図 10 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース 6, LES Dynamic, $SDS=1$)

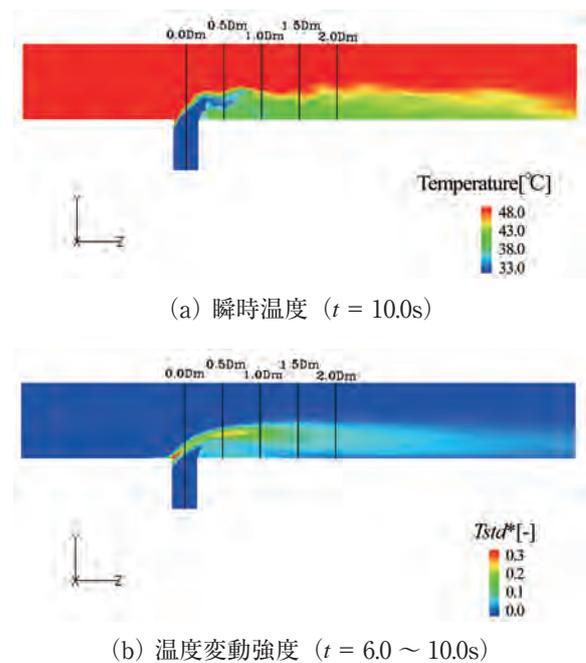


図 12 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース 8, LES Dynamic, $SDS=3$)

算結果から、10sの瞬時の温度分布を図6(a)に、温度変動強度の分布を図6(b)に示す。図6(a)からはケース1と同様に冷水が壁面噴流状態になっていることが分かる。図6(b)からは、ケース1と同様に噴流の前縁に温度変動強度の高い部位があるが、ケース1よりは下流まで噴流上面に沿って、変動強度が0.2～0.3と高い範囲が広がっている。

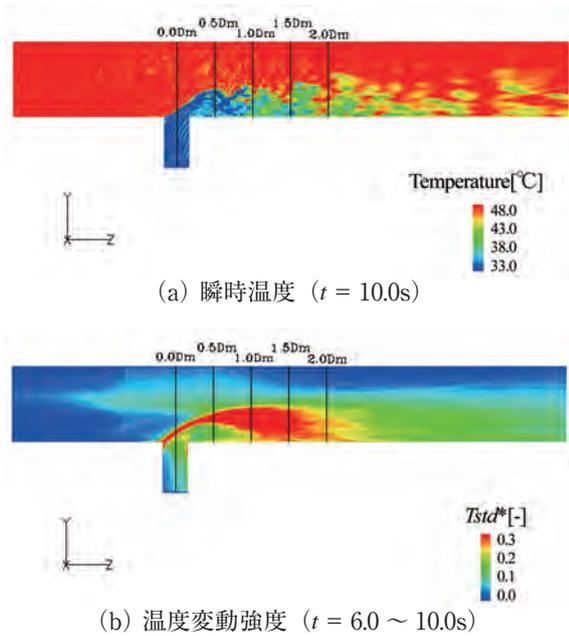


図13 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース9, LES Dynamic, SDS=4)

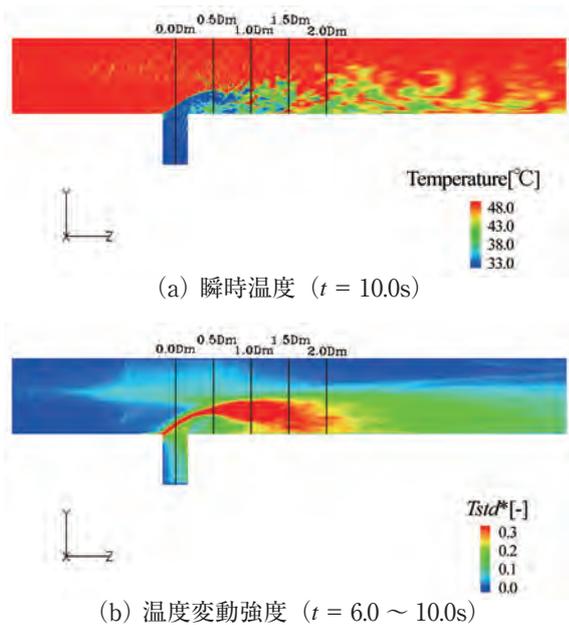


図14 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース10, LES Dynamic, SDS=5)

3) ケース3

Smagorinsky 定数 C_s を 0.15 にしたケース3の計算結果から、10sの瞬時の温度分布を図7(a)に、温度変動強度の分布を図7(b)に示す。図7(a)(b)ともにケース2と比較して、ほぼ同様な温度分布・温度変動強度分布になっている。

4) ケース4

Smagorinsky 定数 C_s を 0.20 にしたケース4の計算結果から、10sの瞬時の温度分布を図8(a)に、温度変動強度の分布を図8(b)に示す。図8(a)からはケース1～3と比較して、噴流上面の温度変化に周期的な変化が少なくなり、渦の生成が弱くなっていると思われる。図8(b)からは、ケース1～3と比較して噴流前縁での温度変動強度が小さくなり、0.2以上の範囲が狭くなっている。

5) ケース5

Smagorinsky 定数 C_s を 0.25 にしたケース5の計算結果から、10sの瞬時の温度分布を図9(a)に、温度変動強度の分布を図9(b)に示す。図9(a)からはケース4と同様に噴流上面の温度変化に周期的な変化が少なくなり、渦の生成が弱くなっていると思われる。図9(b)からは噴流前縁から下流にかけて、ケース1～4と比較して温度変動強度が小さくなっている。

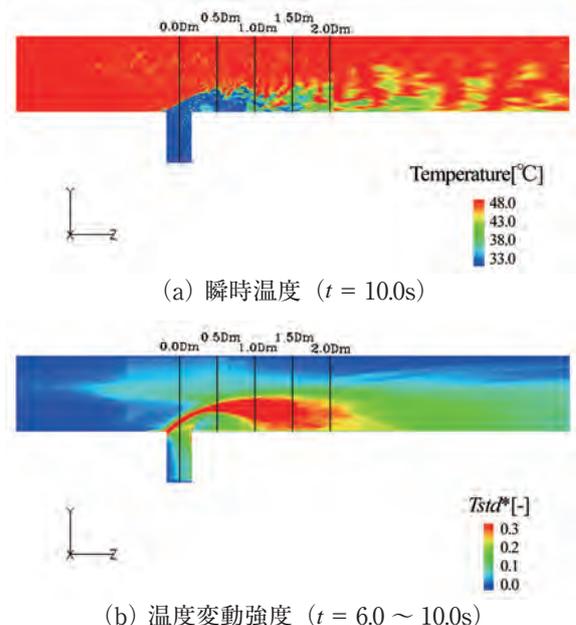


図15 配管断面の瞬時温度分布および温度変動強度分布 (ケース11, LES Dynamic, SDS=6)

3.2 Dynamic SGS モデルの LES

1) ケース 6

Dynamic SGS モデルの LES で、スカラー場の差分スキームを表 2 の scalar diffusion scheme = 1 の組み合わせに設定したケース 6 の計算結果から、10s の瞬時の温度分布を図 10(a) に、温度変動強度 T_{std}^* の分布を図 10(b) に示す。なお、以降図中には、scalar diffusion scheme を SDS と略して示している。

図 10(a) からは冷水が壁面噴流状態になっているが、下流で冷水が塊に分散している。しかし、合流部よりも上流を見ると主配管・枝配管とも温度にムラが観察され、計算の不安定性から温度場が十分に収束していないため、仮想的な温度変動が生じていると考えられる。図 10(b) の温度変動強度を見ると、噴流の前縁から生じた温度変動が $1.0 \sim 2.0D_m$ の範囲に広がっている。図 10(a) で冷水塊が分散する位置と、この温度変動の高い範囲は一致している。しかし図 10(a) と同様に合流部よりも上流に主配管・枝配管とも温度変動が観察され、計算の不安定性による仮想的な温度変動が生じていると考えられる。

2) ケース 7

Dynamic SGS モデルの LES で、表 2 の scalar diffusion scheme = 2 の組み合わせに設定したケース 7 の計算結果から、10s の瞬時の温度分布を図 11(a) に、温度変動強度の分布を図 11(b) に示す。図 11(a) (b) とともにケース 6 の図 10(a) (b) と比較して、ほぼ同様な瞬時温度分布・温度変動強度分布になっている。すなわち、合流部よりも上流に主配管・枝配管とも温度変動が観察され、計算の不安定性による仮想的な温度変動が生じていると考えられる。

3) ケース 8

Dynamic SGS モデルの LES で、表 2 の scalar diffusion scheme = 3 の組み合わせに設定したケース 8 の計算結果から、10s の瞬時の温度分布を図 12(a) に、温度変動強度の分布を図 12(b) に示す。ケース 6, 7 の図 10, 11 と比較して、図 12 では瞬時温度分布・温度変動強度分布ともに合流部よりも上流に主配管・枝配管とも温度のムラや温度変動が観察されなくなり、計算が安定して収束したと考えられる。3.1 で前述した Smagorinsky モデルの LES と比較すると、図 12(a) の瞬時温度分布と図 12(b) の温度変動強度分布とともに、Smagorinsky 定数 C_s

を 0.05 にしたケース 1 の図 5(a) (b) にそれぞれ似通っている。

4) ケース 9 ~ 11

Dynamic SGS モデルの LES で、表 2 の scalar diffusion scheme = 4, 5, 6 に設定したケース 9, 10, 11 の計算結果から、瞬時温度分布と温度変動強度の分布をそれぞれ図 13, 14, 15 に示す。これらの 3 ケースともケース 6 の図 10(a) (b) と比較して、ほぼ同様な瞬時温度分布・温度変動強度分布になっている。すなわち、合流部よりも上流に主配管・枝配管とも温度変動が観察され、計算の不安定性による仮想的な温度変動が生じていると考えられる。

4. 温度変動の考察

4.1 渦構造の変化

4.1.1 Smagorinsky モデルの LES

噴流周りに生じる渦と温度変動の関係を調べるた

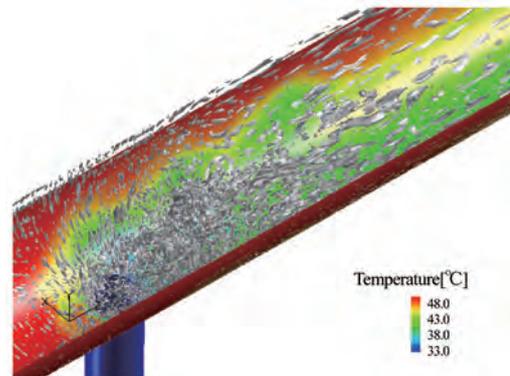


図 16 瞬時の壁近傍の流体温度 (色) および Q 値の等値面 (灰色) (ケース 1, LES, $C_s=0.05$, $t=10.0s$)

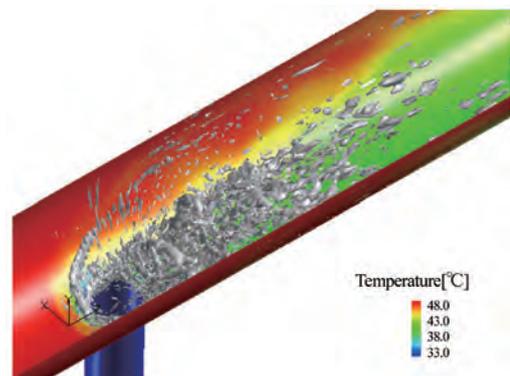


図 17 瞬時の壁近傍の流体温度 (色) および Q 値の等値面 (灰色) (ケース 2, LES, $C_s=0.10$, $t=10.0s$)

め、数値解析結果から速度勾配テンソルの第二不変量⁽¹⁸⁾(以下、 Q 値)を用いて渦構造を可視化した。この Q 値は乱流のシミュレーションにおいて渦構造を調べるためによく用いられる。SmagorinskyモデルのLESで、Smagorinsky定数 C_s を0.05~0.25にしたケース1~5の計算結果から、10sの瞬時の Q 値の等値面($Q = 10^4$)を灰色に、壁近傍で最外周のノードの温度分布と合わせて図16~20に示す。

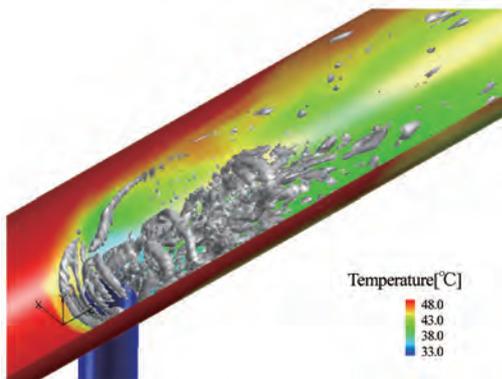


図18 瞬時の壁近傍の流体温度(色)および Q 値の等値面(灰色)(ケース3, LES, $C_s=0.15$, $t=10.0s$)

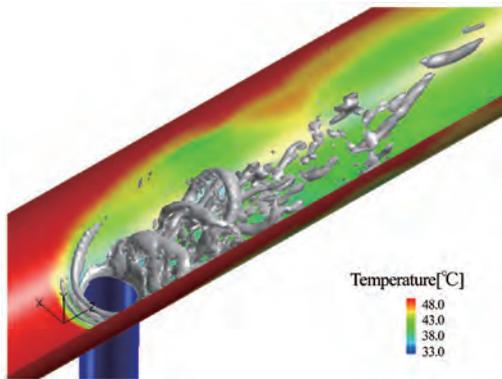


図19 瞬時の壁近傍の流体温度(色)および Q 値の等値面(灰色)(ケース4, LES, $C_s=0.20$, $t=10.0s$)

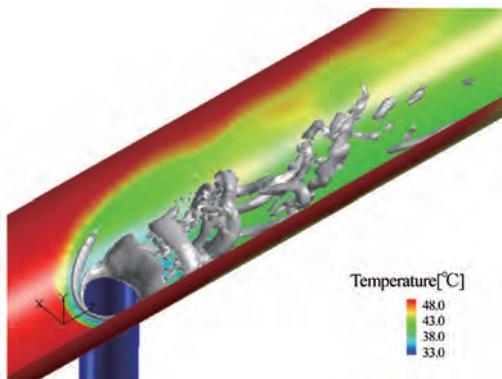


図20 瞬時の壁近傍の流体温度(色)および Q 値の等値面(灰色)(ケース5, LES, $C_s=0.25$, $t=10.0s$)

壁面噴流条件では噴流は大きく曲げられて主配管壁面に沿うように流れ、噴流後流は主流に比べて温度が低く、また流速が低い。噴流周りには流速差により Ω のような形状のアーチ渦が生じる^{(15), (16)}。この渦は主流より低温であり、渦の変動と下流への移

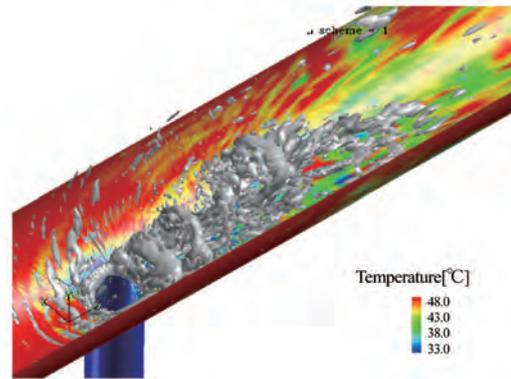


図21 瞬時の壁近傍の流体温度(色)および Q 値の等値面(灰色)(ケース6, LES Dynamic, $SDS=1$, $t=10.0s$)

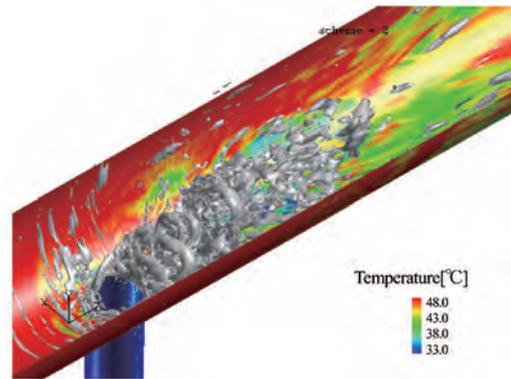


図22 瞬時の壁近傍の流体温度(色)および Q 値の等値面(灰色)(ケース7, LES Dynamic, $SDS=2$, $t=10.0s$)

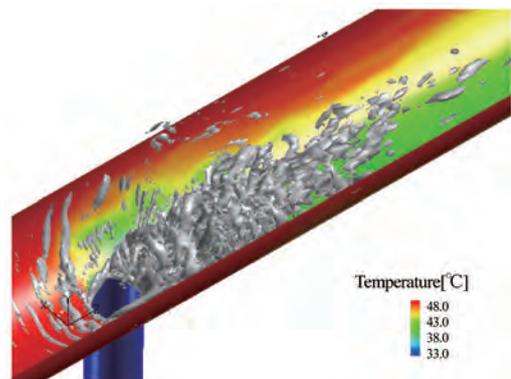


図23 瞬時の壁近傍の流体温度(色)および Q 値の等値面(灰色)(ケース8, LES Dynamic, $SDS=3$, $t=10.0s$)

流によって、温度変動の直接的な原因となる。Cs=0.05のケース1の結果である図16を見ると、灰色の等値面は細かく分散して壁面噴流周りに散らばっていて、下流でも細かな渦が残っている。それに対してCsが0.10から0.25と増えるに従って、図17～20のように灰色の等値面は大きな渦構造が支配的になり、Ω形状のアーチ渦が明瞭になる。

4.1.2 Dynamic SGS モデルの LES

Dynamic SGS モデルの LES で、スカラー場の差分スキームを変えたケース6～8の計算結果から、10sの瞬時のQ値の等値面 ($Q = 10^4$) を灰色に、壁近傍で最外周のノードの温度分布と合わせて図21～23に示す。3.2で前述したようにケース9～11はケース6と同様の結果のため、省略した。流れ場の差分スキームとは違い、スカラー場の差分スキームを変えても渦構造にはあまり影響が無いと考えられ、図21～23を比較しても灰色の等値面に差はあまり無い。

図23だけは壁近傍の温度分布にムラが見られないが、3.2の3)に述べたように、温度場が安定して収束したためであり、渦構造には差が生じなかったと思われる。

4.2 流速変動強度

4.1で述べたように合流部の壁面噴流周りに生じる渦が温度変動強度に影響すると考えられることから、合流部下流での流速の変動強度を実験と比較した。Smagorinsky モデルの LES で、Smagorinsky 定数 Cs を 0.05～0.25 にしたケース1～5の計算結果から、縦軸に管半径位置 y を主配管内径 D_m で割った無次元距離、横軸に管軸方向流速 V_z の標準偏差 $V_{z, std}$ を主流平均流速 V_m で割った無次元変動強度をプロットして図24に示す。 $y = 0$ は主配管軸であり、流れ方向位置は $z = 0.5 D_m$ である。図中には比較のため、前報⁽¹⁵⁾と同じ手法で解析格子と境界条件を2.で前述した条件にして、DESを用いて計算した結果と乱流モデルを用いずに計算した結果 (Laminar と表示) も示した。

図24では、下方から枝配管の流れが合流するため、 $y = -0.5 \sim -0.2$ の噴流が影響する範囲で流速変動値が高く、 $y = -0.25$ 付近でピークを持つ。 $y = -0.1 \sim 0.5$ の主流部分では、WATLON の結果

では試験部上流からの乱れが計測されていると思われる。計算では2.2.1の1)で前述したように、入口境界条件には流速の変動は与えていないため、変動強度を過小評価している。ただし $C_s = 0.05$ の場合には図16に示したように広範囲に渦が生じており、噴流との境界だけでなく主流にも流速変動が生じているため、図24で変動強度を過小評価していない。しかし計算上で入口境界には変動を与えずに、計算結果として入口から $2.5D_m$ 下流でこのように変動が再現されていることは、奇異に感じられる。

WATLONの実験値に比べると、 $C_s = 0.20, 0.25$ の場合には噴流の影響範囲で流速変動を過小評価していて、 $C_s = 0.05, 0.10$ 場合にはピーク値を過大評価している。流速変動だけ考えると、 $C_s = 0.15$ が実験値に最も合っている。

次に Dynamic SGS モデルの LES のケース6～11の計算結果から、図25に無次元変動強度を示す。これらのケースではスカラー場の差分スキームだけが変更されているため、流速変動にはあまり影響が無い。わずかに違いが見られるのは、統計処理を行っ

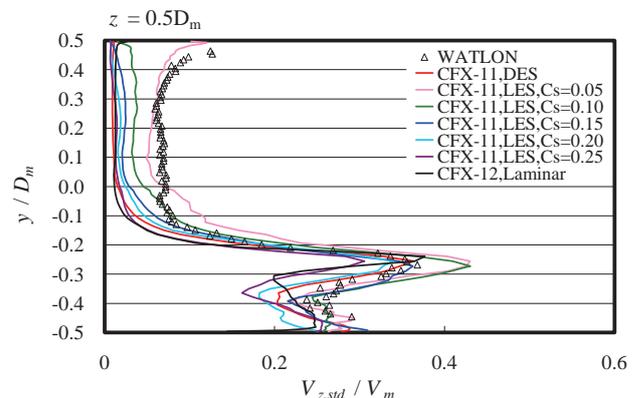


図24 流速変動強度の管直径方向分布 ($z = 0.5D_m$, LES 他, $t = 6.0 \sim 10.0s$)

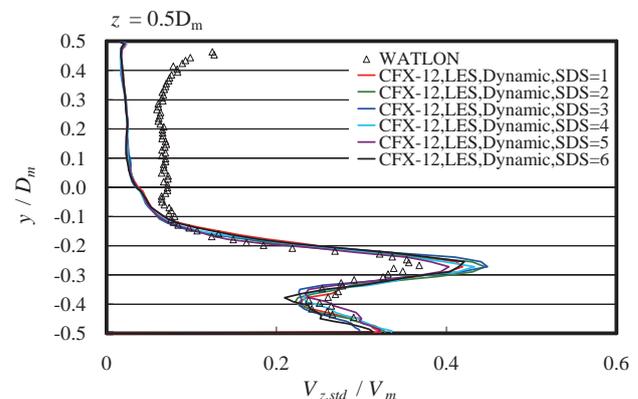


図25 流速変動強度の管直径方向分布 ($z = 0.5D_m$, LES Dynamic, $t = 6.0 \sim 10.0s$)

た計算時間が短いためと考えられる。

4.3 温度変動強度

合流部下流での壁近傍の温度変動強度を実験と比較した。Smagorinsky モデルの LES で、Smagorinsky 定数 C_s を 0.05 ~ 0.25 にしたケース 1 ~ 5 の計算結果から、横軸に主配管の周方向角度 θ 、縦軸に温度変動強度 T_{std}^* をプロットして図 26 に示す。壁からの距離 r' は 1mm であり、流れ方向位置は $z = 0.5 D_m$, $1.0 D_m$ である。下方の角度 $\theta = 0$ 度から枝配管の流れが合流するため、 $\theta = -30, 30$ 度の付近で温度変動強度が 2 つのピークを持つ。WATLON の実験値に比べると、 $z = 0.5 D_m$ では全てのケースで温度変動強度を過小評価している。1.0 D_m では、DES と乱流モデルを用いない場合が最大値を再現しているが、Smagorinsky モデルの LES のケース 1 ~ 5 は実験値のピークが 0.24 であることに 0.1 以下となり、約 60% 過小評価している。

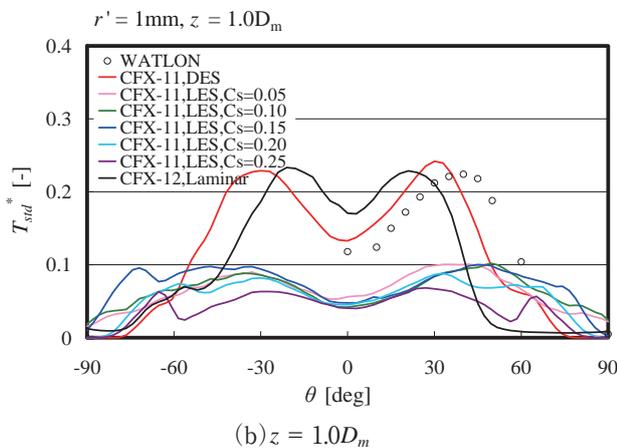
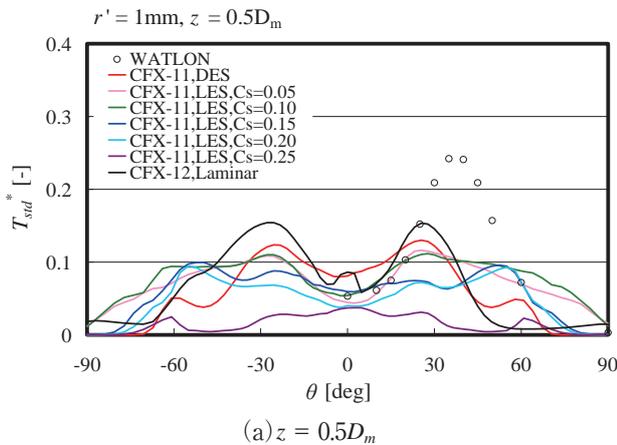


図 26 温度変動強度の管周方向分布
(壁から 1mm, LES 他, $t = 6.0 \sim 10.0s$)

次に Dynamic SGS モデルの LES のケース 6 ~ 11 の計算結果から、図 27 に温度変動強度を示す。3.2 に前述したように、scalar diffusion scheme = 3 の組み合わせに設定したケース 8 以外では、計算の不安定による仮想的な温度変動が生じていると考えられ、図 27 で温度変動強度を過大評価している。ケース 8 では、計算が安定して温度場が収束したと考えられるが、図 27 で温度変動強度を見ると $z = 0.5 D_m$, $1.0 D_m$ の両方の位置でピーク値を約 40% 過小評価している。図 26 の Smagorinsky モデルの LES の全てのケースより図 27 の Dynamic SGS モデルの LES のケース 8 は、 $z = 0.5 D_m$, $1.0 D_m$ の両方の位置で温度変動強度が上回っている。

4.4 課題と今後の対応

前報⁽¹⁵⁾の結果と合わせて、これまで調べた中では DES と乱流モデルを用いない場合が合流部下流で温度変動強度の最大値を再現している。しかし、

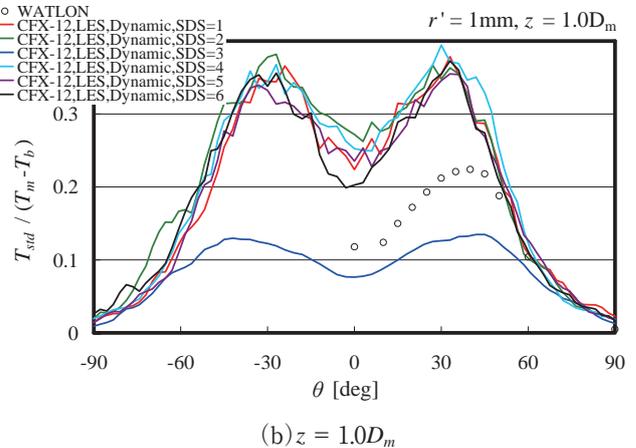
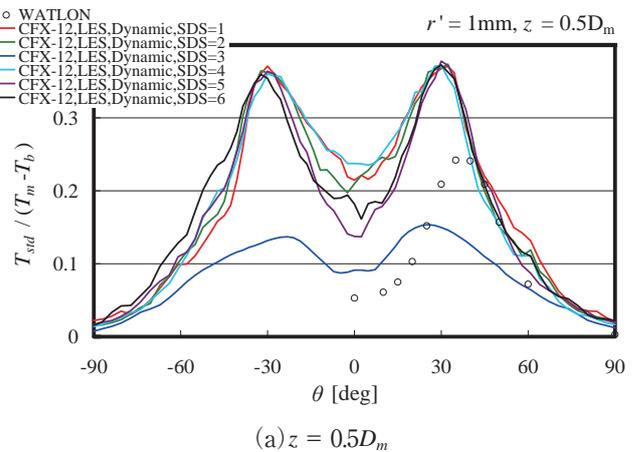


図 27 温度変動強度の管周方向分布
(壁から 1mm, LES Dynamic, $t = 6.0 \sim 10.0s$)

図 26(a)に示したように温度変動強度を過小評価する位置もあり、流体の温度変動の評価に最適な乱流モデルの開発は今後の課題である。

また、配管内で生じる温度分布による熱応力が熱疲労の原因であるため、今回調べた流体温度変動がどのように壁に伝わるのか（非定常熱伝達率のメカニズムと予測評価）、管の温度の空間分布・板厚方向分布と熱応力との関係（ホットスポットなどの分布、時間変動周期と熱伝導との関係）、疲労を評価するための熱応力の評価精度（変動周期、熱応力変動幅）等について、順次明らかにしていくことが必要である。そのために実験的に管壁の温度分布を計測して熱応力を評価すること、また実験による熱応力に対して数値解析による熱応力の評価精度を確認することが不可欠である。

5. 結論

本研究では水条件での高・低温水合流部の温度変動を数値シミュレーションで再現するため、日本原子力研究開発機構が行った WATLON 試験⁽⁹⁾に対して、Smagorinsky モデルの LES で Smagorinsky 定数をパラメータとして変えた場合と、Dynamic SGS モデルの LES でスカラー場の差分スキームを変えた場合の計算を行い、以下のことが分かった。

- (1) 汎用コード CFX-11 の Smagorinsky モデルの LES を用いて、Smagorinsky 定数 C_s をパラメータとして変えた計算を行った。Smagorinsky 定数を増加させると Q 値の等値面で見えた渦は、しだいに大きな渦構造が支配的になった。しかし、調べたケースの全てにおいて合流部下流 $0.5 D_m$, $1.0 D_m$ の位置で、壁近傍温度変動は過小評価された。
- (2) 汎用コード CFX-12 の Dynamic SGS モデルの LES を用いて、温度場の収束に影響するスカラー場の差分スキームを変えて計算を行った。調べたケースでは、2 次精度中心差分に係数行列の計算安定化を加えたスキーム (PDV) を主流と壁近傍の両方に適用する組み合わせの場合は温度場の収束性が良かったが、それ以外の組み合わせでは合流部よりも上流でも温度変動が観察されるなど計算に不安定が見られた。
- (3) 上記の汎用コード CFX-12 の Dynamic SGS モデルの LES を用いて、PDV を主流と壁近傍の両方に適用する組み合わせの場合は、合流部下

流 $0.5 D_m$, $1.0 D_m$ の位置で、壁近傍温度変動は過小評価されたものの、Smagorinsky モデルの LES を用いて C_s を変えたどのケースよりも温度変動強度は上回った。

- (4) 前報⁽¹⁵⁾の結果と合わせて、これまで調べた中では DES と乱流モデルを用いない場合が合流部下流で温度変動強度の最大値を再現しているが、過小評価する位置もあり、温度変動の評価に最適な乱流モデルの開発は今後の課題である。

文献

- (1) 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).
- (2) C. Peniguel et al., Presentation of a Numerical 3D Approach to Tackle Thermal Striping in a PWR Nuclear T-Junction, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2003-2191, (2003).
- (3) T. Pasutto, C. Peniguel and J.M. Stephan, Effects of the upstream for thermal fatigue studies of PWR T-junction using Large Eddy Simulation, 15th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE15-10410, (2007).
- (4) R. Howard and T. Pasutto, 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).
- (5) S. Chapuliot et al., Hydro-Thermal-Mechanical Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee, Third International Conference on Fatigue of Reactor Components, Session No.2a-1, (2004).
- (6) J. Mahaffy, "Synthesis of T-Junction Benchmark Results", CFD for Nuclear Reactor Safety Applications (CFD4NRS-3 Workshop), Sept. 14-16, USA, OECD/NEA, Keynote(2010).
- (7) 村松 壽晴, 檜原 秀樹, 村上 論, 須藤 浩三, T 字形合流管内の流れ (第 2 報, 分岐管からの流れが作る渦列の数値解析), 日本機械学会論文集 (B 編), 70 巻 698 号, pp. 2551-2558, (2004).
- (8) 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).
- (9) 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*, 239, pp. 58-67,(2009).
- (10) P. Coste, P. Quemere, P. Roubin, P. Emonot, M. Tanaka and H. Kamide, Large Eddy Simulation of Highly Fluctuational Temperature and Velocity Fields Observed in a Mixing-Tee Experiment, *Nuclear Technology*, 164, 1, pp. 76-88, (2008).
- (11) 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, *The 7th Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS-7)*, N7P-0011, (2010).
- (12) 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, pp. 90-101, (2006).
- (13) 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, pp. 102-114, (2006).
- (14) A. Nakamura and T. Oumaya, An Approach of Integrated Evaluation Method for Thermal Fatigue and Its Validation Applying Spectra Test, *15th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE15-10424*, (2007).
- (15) 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).
- (16) A. Nakamura, T. Oumaya and N. Takenaka, 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).
- (17) 伝熱工学資料 改訂第4版, 日本機械学会, (1986).
- (18) Turbulence and Near-Wall Modeling, ANSYS CFX-Solver Release 11.0 Online Manual, (2007).
- (19) Solver Expert Control Parameters, ANSYS CFX-Solver Release 12.1 Online Manual, (2009).