

# 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 —

Numerical Simulations of Thermal Striping at T-junction Pipe  
— The Effect of Turbulence Model and Computational Grid —

中村 晶 (Akira Nakamura)\*

**要約** 温度差のある流体が混合する T 字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、4 種類の乱流モデルと 2 つの解析格子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とどまる壁面噴流の場合と、合流配管とは反対の主配管壁面に噴流が到達する衝突噴流の場合の 2 つの流速条件で、評価精度を調べた。その結果、層流と DES モデルを用いた数値解析により噴流後流の温度変動強度を定量的に予測できることが分かった。また、温度変動の原因となる噴流周りの渦構造は、壁面噴流の場合は  $\Omega$  型のアーチ渦、衝突噴流の場合は逆 U 字型のアーチ渦が支配的であることが分かった。

**キーワード** 熱疲労, 温度変動, 噴流, T 字配管, 数値計算, 乱流モデル

**Abstract** Thermal fatigue may occur at T-junction pipe where the high and low temperature fluids mix. A series of numerical simulations was conducted in this paper to simulate temperature fluctuation at T-junction pipe using four kinds of turbulence models and two computational grids. The accuracy of simulations was examined for two velocity conditions in WATLON experiments performed at Japan Atomic Energy Agency: wall jet condition that the jet from a branch pipe flowed near main pipe wall, and impinging jet condition that the jet reached the other side of main pipe. The intensity of temperature fluctuation in the wake of jet with laminar and DES model simulations showed good agreement with the experimental results. The dominant vortex structures which made temperature fluctuate were omega-shaped arch vortices for the wall jet condition and inverted U-shaped arch vortices for the impinging jet condition.

**Key Words** thermal fatigue, temperature fluctuation, jet, T-junction, numerical simulation, turbulence model

## 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は広く知られている。合流部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、この温度差により生じる配管の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」<sup>(1)</sup> (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、設計条件を用いたデー

タに基づいて疲れ累積係数を評価して不合格となった場合に、詳細評価を行うパスが残されている。この詳細評価には数値解析を活用して、具体的な流動条件・配管形状に対してより精緻な熱荷重を算出することが考えられる。このような熱疲労評価技術の開発は国内外で進められており、日本原子力研究開発機構 (旧核燃料サイクル開発機構, 以下、原子力機構) では流体解析, 熱伝導解析, 構造解析を組み合わせた評価手法<sup>(2)</sup>を開発している。

世界的にも熱疲労の評価手法研究が重要と認識され、国際ベンチマークが行われた<sup>(3)~(5)</sup>。このうち、フェニックス炉の 2 次主冷却系配管枝管合流部のベンチマーク問題では、実炉でき裂が発見された部位の評価には上流部エルボによる流速分布の影響があ

\* (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

り、長周期の温度変動成分の評価が重要であると報告されている<sup>(3)</sup>。また、仏 Civaux 発電所の余熱除去系統で発見された熱疲労による配管のき裂の発生原因を調べるため、EDF<sup>(6)</sup>、CEA<sup>(7)</sup>はそれぞれ独自に開発したコードにより3次元の熱流動非定常解析を行っている。

これまで筆者は、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<sup>(8)~(10)</sup>。原子力機構が行った液体ナトリウムを用いた高サイクル熱疲労試験 SPECTRA の試験結果<sup>(11)</sup>を用いた検証結果<sup>(9) (10)</sup>は、IMAT-F が実験結果に対して2~3%の誤差で温度評価が可能であることを示した。一方、軽水炉の配管を評価することを考えると、液体金属に比べて熱伝達の影響が相対的に大きくなる水条件での検証が必要である。

そこで本報告では原子力機構が行った T 字配管合流部を対象とした長周期温度変動水試験 WATLON の試験結果<sup>(12)~(14)</sup>を用いて、水条件での高・低温水合流部の温度変動の定量評価を検証した。この試験は流体の温度変動挙動の解明が目的のため、数値シミュレーションも壁面はモデル化しないで流体のみの温度変動を評価対象とした。

## 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長周期温度変動水試験 WATLON の試験部を図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する。熱電対は壁面から 1mm, 3mm, 5mm 間隔で 15 本の計 17 本であり、非接地 K 型でシース径  $\phi 0.25\text{mm}$  である。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。

T 管部での合流のフローパターンは、主流に合流する枝配管内の流れの運動量により変化すると考えられ、次のような運動量比  $M_R$  によって図3のように整理される<sup>(14)</sup>。

$$M_m = \rho(D_m D_b) V_m^2$$

$$M_b = \rho \frac{\pi D_b^2}{4} V_b^2$$

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

ここで  $\rho$  は流体の密度、 $V_m$ 、 $V_b$  はそれぞれ合流前の主配管と枝配管の断面平均流速である。

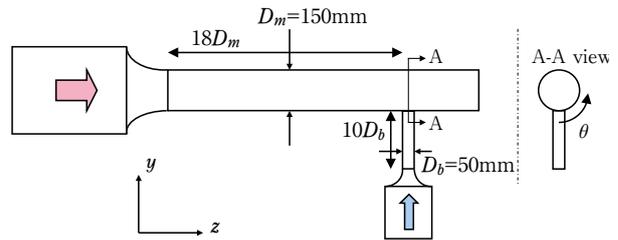


図1 WATLON 試験装置の概略<sup>(14)</sup>

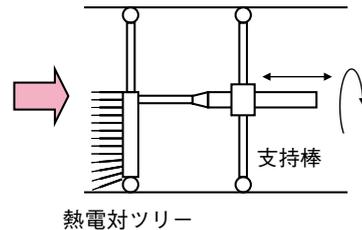
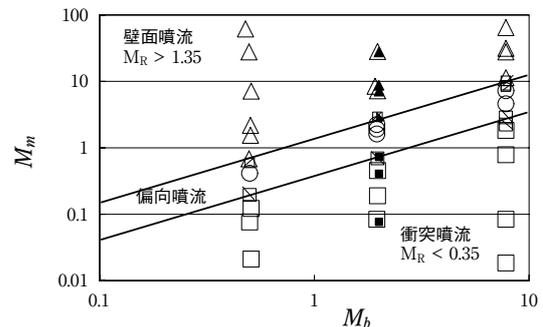


図2 温度計測のための熱電対ツリー<sup>(14)</sup>



△：壁面噴流，○：偏向噴流，□：衝突噴流  
白抜き：等温条件，黒塗り：非等温条件  
□■▲：各噴流形態の境界形態を示す  
図3 T 管内フローパターンマップ<sup>(14)</sup>

## 2.2 数値解析条件

熱疲労の評価では壁面近傍での温度変動挙動の再現性が重要であり、温度変動現象の原因となる流体的な不安定性に影響すると考えられる乱流モデルと解析格子を主なパラメータとして、シミュレーション結果を比較する。

解析コードには ANSYS 社の汎用熱流動解析コード CFX-10 を用い、WATLON 試験の流れ場をモデル化して解いた。

### 2.2.1 流体解析条件

#### 1) 流体条件

WATLON 試験のうち、 $M_R > 1.35$  となる壁面噴流条件から 1 ケース、 $M_R < 0.35$  となる衝突噴流条件から 1 ケースを代表的な流れ場として選び、次の表 1 の条件で数値解析を行った。温度条件は、主配管流入温度  $T_m = 48^\circ\text{C}$ 、枝配管流入温度  $T_b = 33^\circ\text{C}$  である。

表 1 検証を行う T 管の実験条件

ケース	噴流形態	$V_m$ [m/s]	$V_b$ [m/s]	$M_R$
Case A	壁面	1.46	1.0	8.1
Case B	衝突	0.23	1.0	0.2

初期条件には流速は 0、温度は単純平均として  $40^\circ\text{C}$  を解析範囲に一律に与えた。流入条件は主配管・枝配管とも一様流を与えた。壁面は Non-slip、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、 $40^\circ\text{C}$  の水の密度、粘度を与えた。

#### 2) 乱流モデル

乱流モデルは流況と熱伝達率の両方に対し影響する。最も広く用いられるレイノルズ平均モデルとして  $k-\varepsilon$  モデル、 $k-\varepsilon$  モデルと  $k-\omega$  モデルのハイブリッドである SST モデル<sup>(15)</sup>、LES と SST との切り替えを行う DES モデル<sup>(15)</sup> の 3 つを用いた。計算したケースを表 2 に示す。

移流項の空間差分には  $k-\varepsilon$ 、SST では 2 次精度上流差分、DES の LES では 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。

表 2 流体条件の各ケース

ケース	噴流	解析格子	乱流モデル
Case A1	壁面	粗メッシュ	なし (層流)
Case A2			$k-\varepsilon$
Case A3			SST *1
Case A4			DES *2
Case A5		詳細メッシュ	なし (層流)
Case A6			DES
Case B1	衝突	粗メッシュ	なし (層流)
Case B2			DES
Case B3		詳細メッシュ	なし (層流)
Case B4			DES

\*1 Shear Stress Transport (SST)  $k-\omega$  Model: 壁面近傍では  $k-\omega$  モデルが使用されバルク流では  $k-\varepsilon$  モデルが使用される

\*2 Detached Eddy Simulation (DES): 壁面近傍及び定常的な流れ場では SST モデルが使用され、変動の大きい流れ場では Large Eddy Simulation が使用される

### 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 4 のように配管合流部に上流側に主配管は  $1D_m$ 、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  $4D_m$  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。

#### 2) 解析格子

解析メッシュによる温度変動への影響を確認するために、粗メッシュ及び詳細メッシュの 2 種類を作成した。どちらのメッシュも壁面近傍では無次元距

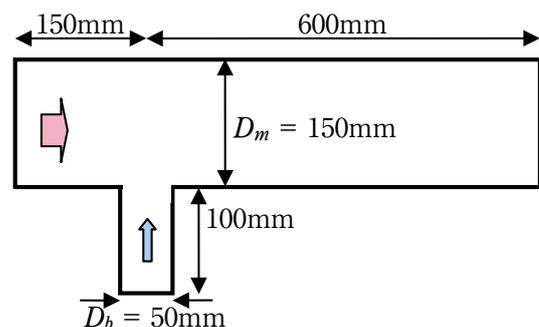


図 4 解析範囲

離  $y^+$  が 10 を目標とした。ここで、 $y^+$  は無次元距離 ( $y \times u^* / \nu$ )、 $u^*$  は摩擦速度  $\sqrt{(\tau_w / \rho)}$ 、 $\nu$  は動粘度、 $\tau_w$  は壁面摩擦力、 $\rho$  は密度、 $y$  はメッシュ幅である。

主配管及び枝配管の  $y$  は以下のように算出した。なお、主配管は合流後の平均流速、枝配管は合流前の流速を用いて、合流後の平均流速が高くなる Case A について算出した。

合流後の平均流速  $V_{mix} = 1.57\text{m/s}$

枝配管の平均流速  $V_b = 1.0\text{m/s}$

管内径  $D_m = 0.15\text{m}$ ,  $D_b = 0.05\text{m}$

動粘度  $\nu_m = 5.72 \times 10^{-7}$  (水 48°C)

$\nu_b = 7.53 \times 10^{-7}$  (水 33°C)

レイノルズ数  $Re_m = 4.12 \times 10^5$

$Re_b = 6.64 \times 10^4$

上記のレイノルズ数  $Re = VD / \nu$  にて管摩擦係数  $\lambda$  をブラジウスの式  $\lambda = 0.3164 \times Re^{-0.25}$  から算出すると、

$\lambda_m = 1.25 \times 10^{-2}$ ,  $\lambda_b = 1.97 \times 10^{-2}$   
となる。

この結果から今回のメッシュに対する  $y^+ = 10$  における半径方向のメッシュ幅  $y$  を主配管及び枝配管に関して求める。壁面摩擦力に関する次の関係から、

$$\tau_w = \lambda \rho V^2 / 8 \quad (2)$$

$y$  は主配管では  $y_m = 0.1\text{mm}$ 、枝配管では  $y_b = 0.15\text{mm}$  となる。

この半径方向の最小格子間隔を考慮して作成した粗メッシュ及び詳細メッシュを図5および図6に示す。総メッシュ数は粗メッシュで約50万ノード、詳細メッシュで約131万ノードである。

### 3) 時間刻み幅

今回の計算におけるタイムステップを検討するために、以下のクーラン条件を満足する時間刻み幅  $\Delta t$  を算出した。ここで  $C$  はクーラン数、 $\Delta x$  : メッシュ幅、 $\Delta t$  : タイムステップである。

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

主配管と枝管の合流部近傍における軸方向のメッシュ幅は粗メッシュで  $\Delta x = 3\text{mm}$ 、詳細メッシュで  $\Delta x = 0.5\text{mm}$  となったので、混合後の試験部平均流速  $V_{mix} = 1.57\text{m/s}$  を用いて  $C \approx 1$  となるタイムステップは、

粗メッシュ :  $\Delta t \approx 0.00471\text{ s}$

詳細メッシュ :  $\Delta t \approx 0.00079\text{ s}$

となる。

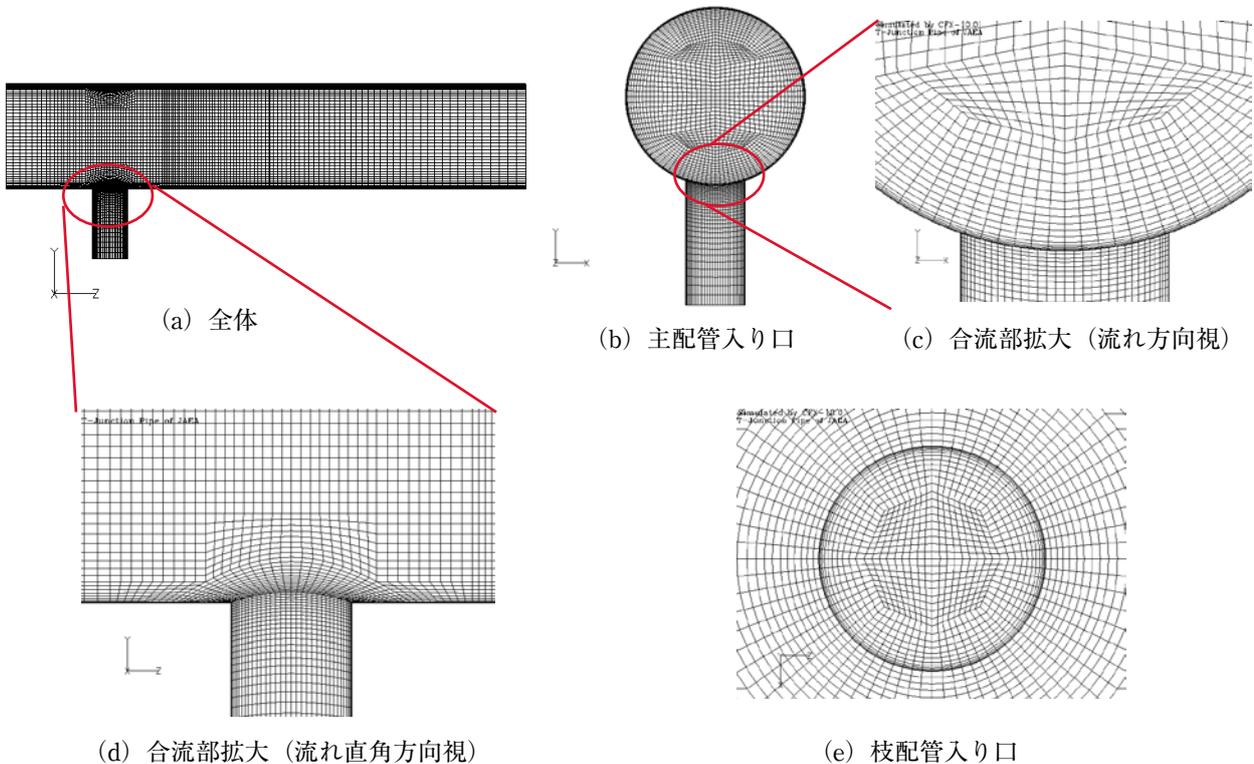


図5 粗メッシュ

これを考慮して今回の解析では、以下のタイムステップを用いた。

粗メッシュ： 0.005s

詳細メッシュ：0.001s

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 10 秒程度の計算を行い、その後 1 秒間の統計処理を行った。

### 3. 数値解析結果

#### 3.1 壁面噴流条件

##### 3.1.1 粗メッシュを用いた場合

###### 1) 時間平均温度分布

粗メッシュを用いた壁面噴流条件の計算結果のうち、時間平均温度  $T_{ave}$  の分布を図7と図8に示す。図7は主配管壁面から 1mm の流体温度を、枝配管

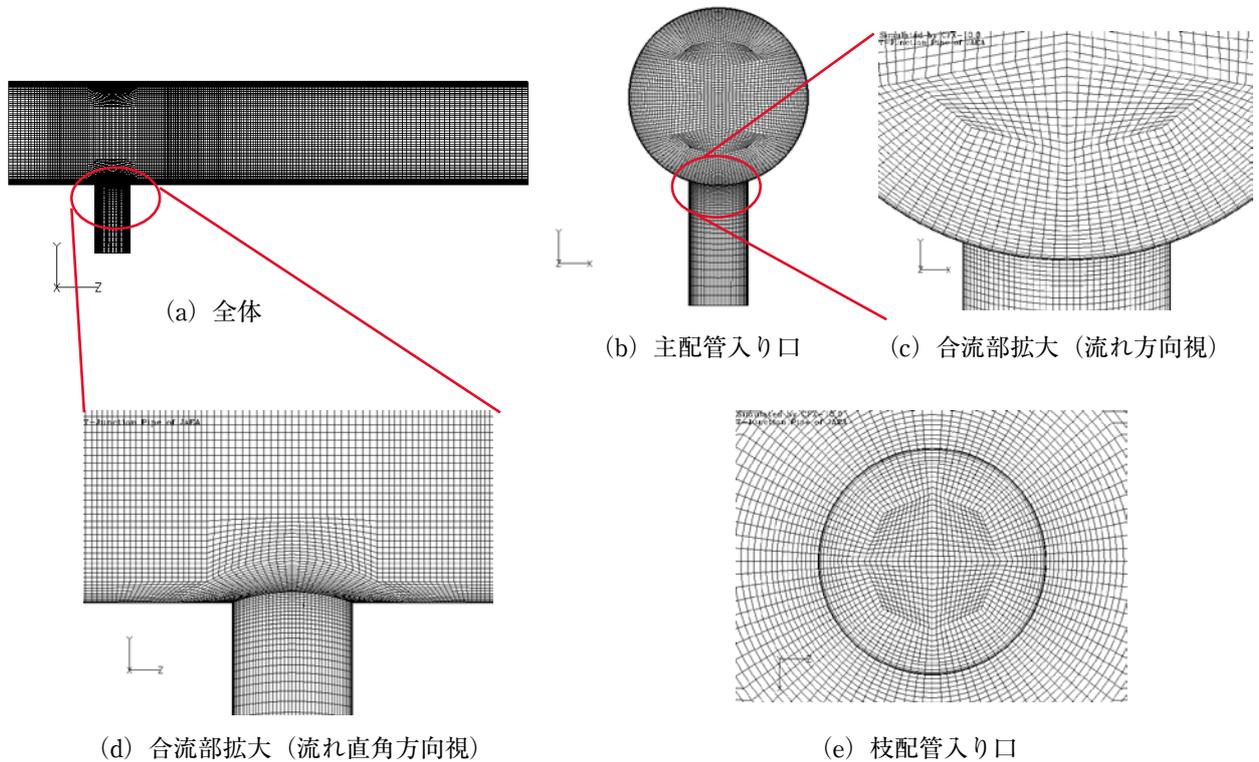


図6 詳細メッシュ

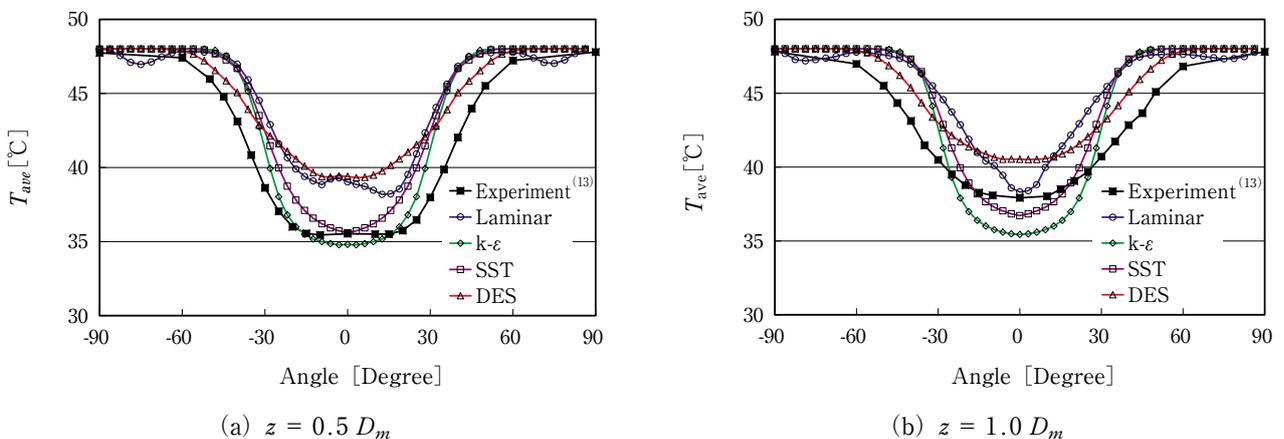


図7 壁面近傍の時間平均温度分布 (粗メッシュ, 壁面噴流)

の合流方向を0とする周方向角度 $\theta$ に対してプロットしている。図7では角度が0を中心に温度が低下しており、図8でも分かるように枝配管からの低温流体が噴流後流に流れる壁面噴流となっている。図7の低温領域の幅を見ると、実験結果に対して各乱流モデルの結果はわずかに狭くなっている。図8に示す枝配管合流部を起点にする軸方向位置 $z = 0, 0.5D_m, 1.0D_m$ の各断面を見ると、各乱流モデルの影響は平均温度にはあまり表れていない。軸方向断面では、層流の結果は $k-\epsilon$ モデル、SSTモデルを用いた場合よりも合流した壁面噴流が下流で広がり、拡散が強いことが分かる。DESモデルの場合は壁面噴流が他の場合に比べて下流で壁近傍に寄せられている。

2) 温度変動強度分布

粗メッシュを用いた壁面噴流条件の計算結果のうち、温度変動強度 $T_{rms}^*$ の分布を図9と図10に示す。ここで $T_{rms}^*$ は、

$$T_{rms}^* = \frac{1}{T_m - T_b} \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_i - T_{ave})^2}{N}} \quad (3)$$

図9は主配管壁面から1mmの流体温度を、枝配管の合流方向を0とする周方向角度 $\theta$ に対してプロットしている。図9を見ると実験では枝配管から合流する壁面噴流により壁近傍では $\theta = \pm 40^\circ$ 付近に2つの温度変動のピークを有しているが、その傾向を再現しているのは層流とDESモデルの場合である。図中では判別しづらくなっているが、 $k-\epsilon$ モデル、SSTモデルでは温度変動が全く生じていない。別途、流れ場を可視化してみると、 $k-\epsilon$ モデル、SSTモデルでは非定常で計算しているにもかかわらず、流速と温度は時間的に変動が全く見られなかった。

層流の結果とDESの結果を図10で比較すると、層流(a)の軸方向断面では噴流の前縁から温度変動が生じていることに対し、DES(d)では主として噴流が主流に吹き流されていく過程で変動が生じている。この違いは図9にも現れており、 $z = 0.5D_m$ 断面でDESモデルは温度変動がほとんど生じていないが、 $z = 1.0D_m$ 断面では変動が小さいながらも再現されている。層流の場合は $z = 0.5D_m$ の位置で0.268と実験結果の0.253に対して6%ほど過大評価しているが、 $z = 1.0D_m$ の位置では0.213と実験結果の0.238に対して11%ほど過小評価している。ま

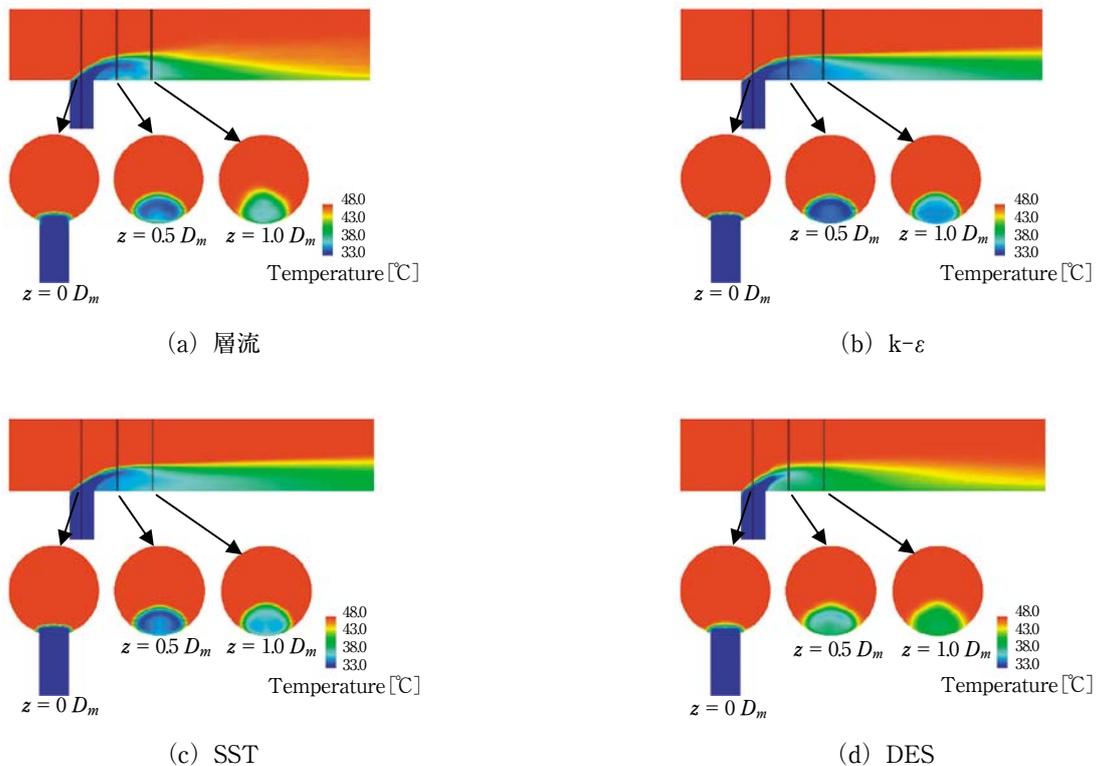


図8 配管断面の時間平均温度分布（粗メッシュ、壁面噴流）

た、変動強度の周方向の幅が実験結果よりわずかに狭くなっている。

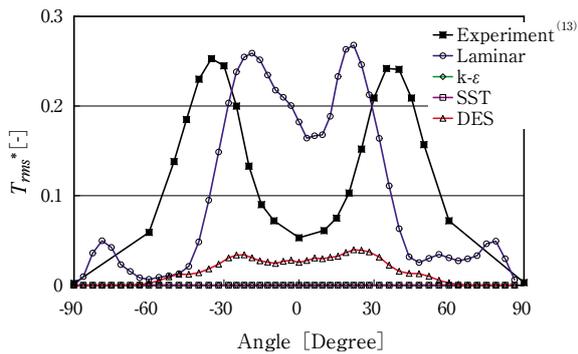
3.1.2 詳細メッシュを用いた場合

1) 時間平均温度分布

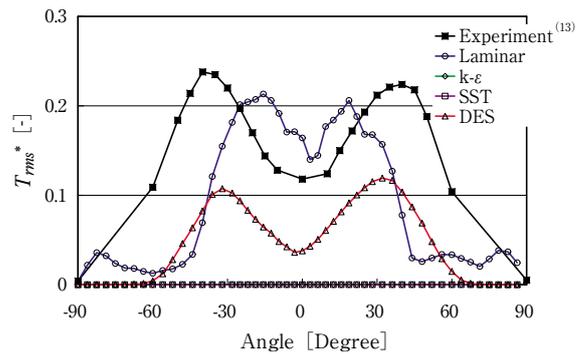
次に解析格子を図6に示した詳細メッシュに変更し、他の条件は同じままで解析を行った。ただし、

粗メッシュで温度変動の生じなかった k-εモデル、SSTモデルについては現象の再現性が悪いと判断して計算を行わなかった。計算結果の時間平均温度の周方向分布を図11に示し、各断面の分布を図12に示す。

図11を見ると粗メッシュを用いた結果の図7に比べて、層流の解析結果は温度の周方向分布が改善されて、実験結果に近くなっている。平均温度の断面

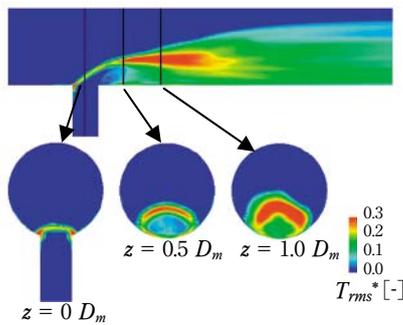


(a)  $z = 0.5 D_m$

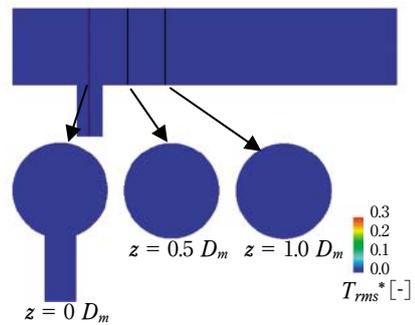


(b)  $z = 1.0 D_m$

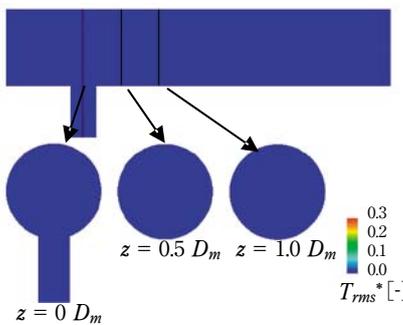
図9 壁面近傍の温度変動強度分布 (粗メッシュ, 壁面噴流)



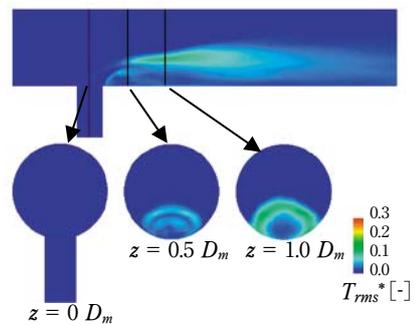
(a) 層流



(b) k-ε



(c) SST



(d) DES

図10 配管断面の温度変動強度分布 (粗メッシュ, 壁面噴流)

分布を粗メッシュを用いた図8と比べると、図12(a)の層流の結果で噴流後流での循環域の長さが短くなり、噴流前縁からの渦の巻き込みが激しくなったことを予想させる。DESモデルの結果は図11を見ると粗メッシュを用いた場合に比べて、平均温度分布の周方向の最小値が実験結果により近づいている。

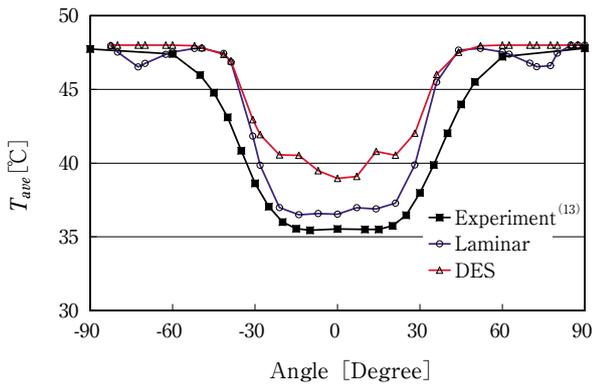
2) 温度変動強度分布

温度変動強度の周方向分布を図13に、各断面の分布を図14に示す。層流の場合では粗メッシュの結果である図9と比較すると、詳細メッシュでは $z = 0.5D_m$ の位置において温度変動の最大値が0.193と小さくなり、実験結果の0.253に対して24%ほど過小評価している。しかし、 $z = 1.0D_m$ の位置では温度変動強度の最大値は0.250と実験結果の0.238より5%ほど過大評価になっている。DESモデルの場合では $z = 0.5D_m$ の位置において温度変動の最大値

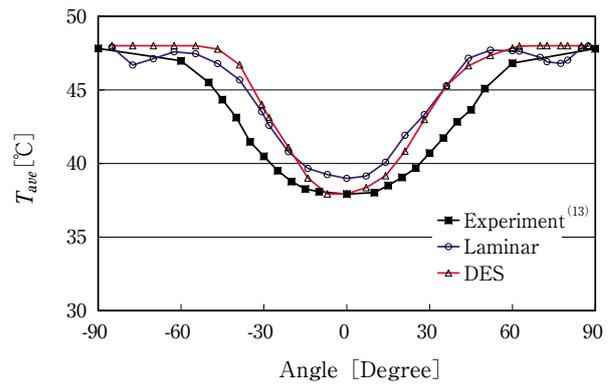
が0.107となり、粗メッシュの結果である図9より改善しているが、実験結果の0.253に対してまだ58%過小評価している。しかし、 $z = 1.0D_m$ の位置では温度変動強度の最大値は0.259と実験結果の0.238より9%ほど過大評価になっている。

周方向の分布では、層流・DESモデルとも $z = 0.5D_m$ の位置では温度変動の生じる範囲が $\pm 40^\circ$ の間であり実験結果の $\pm 60^\circ$ よりも狭いが、 $z = 1.0D_m$ の位置では $\pm 60^\circ$ に近い結果となり、実験結果をよく再現している。従って、層流・DESモデルとも $z = 1.0D_m$ の位置での温度変動は、温度変動強度と温度変動の生じる周方向範囲とも実験結果に対して十分な精度で再現している。

図14に示す温度変動強度の断面分布を粗メッシュの結果である図10と比較すると、層流とDESモデルの両方で、詳細メッシュを用いることにより温度変動強度が大きくなっていることが分かる。特に層流の結果である図14(a)では噴流前縁での温度変動

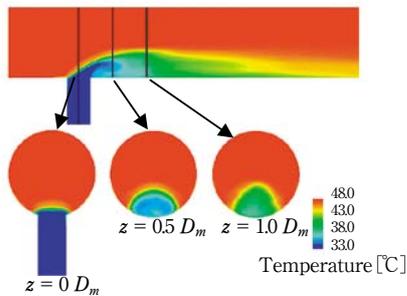


(a)  $z = 0.5 D_m$

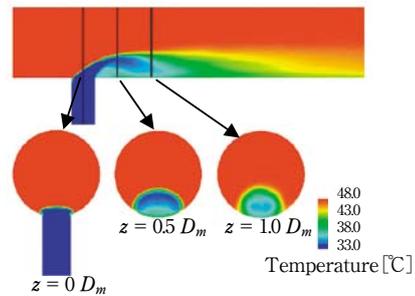


(b)  $z = 1.0 D_m$

図11 壁面近傍の時間平均温度分布（詳細メッシュ，壁面噴流）



(a) 層流



(b) DES

図12 配管断面の時間平均温度分布（詳細メッシュ，壁面噴流）

強度がかなり強くなり、DES モデルでは噴流前縁でほとんど変動が見られないことは違っている。

## 3.2 衝突噴流条件

### 3.2.1 粗メッシュを用いた場合

#### 1) 時間平均温度分布

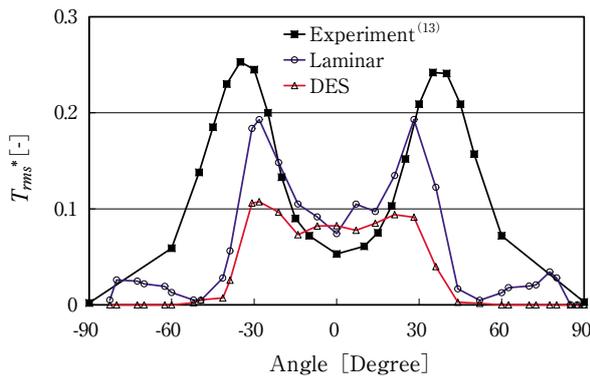
流速により噴流形態が変化することを数値シミュレーションで再現できるかどうかを調べるため、表 1 の Case B に示した衝突噴流条件を、表 2 の組み合わせで計算を行った。粗メッシュを用いた衝突噴流条件の計算結果のうち、時間平均温度の周方向分布を図 15 に、断面分布を図 16 に示す。まず図 16 を見ると、枝配管からの噴流は主配管内を通り、枝配管が合流する方向とは反対の主配管壁面に到達して、衝突噴流状態であることが分かる。その結果、図 15 (a) では周方向角度で  $120 \sim 180^\circ$ 、および  $-180 \sim$

$-120^\circ$  の範囲で噴流の衝突により時間平均温度が低下している。この低温部は噴流後流の混合により、図 15 (b) では周方向範囲が広がっている。

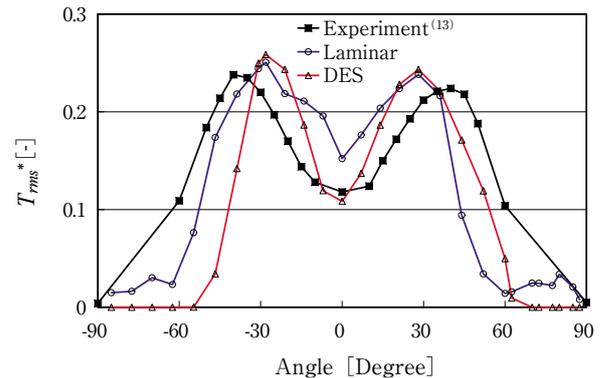
図 15 (a) で DES モデルの結果を見ると、ほとんど時間平均温度が主配管流入温度  $48^\circ\text{C}$  から低下しておらず、噴流の影響が見られない。これは図 16 (b) で  $0.5D_m$  の位置で、壁面近傍の流体温度が周方向にほぼ  $48^\circ\text{C}$  になっていることから分かる。その原因は図 16 (b) の上図で分かるように、噴流の配管壁面へ衝突する位置が  $0.5D_m$  よりも下流になっているためである。数値解析結果で周方向の最低温度が、実験結果の最低温度の  $44^\circ\text{C}$  まで低下する位置を探すと、 $z = 0.68 D_m$  であった。よって DES モデルでは粗メッシュを用いると、噴流衝突位置の流れ方向の誤差が 36% 程度と見積もられる。

#### 2) 温度変動強度分布

粗メッシュを用いた衝突噴流条件の計算結果のう

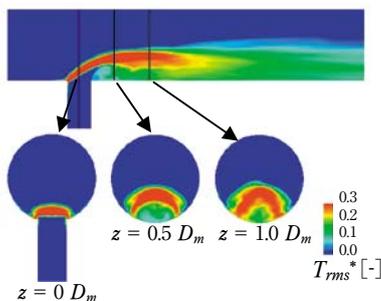


(a)  $z = 0.5 D_m$

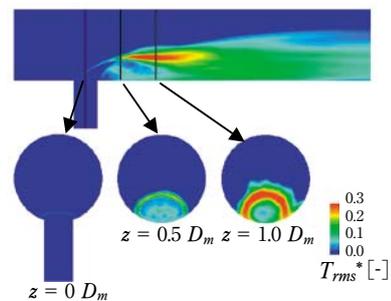


(b)  $z = 1.0 D_m$

図 13 壁面近傍の温度変動強度分布 (詳細メッシュ, 壁面噴流)



(a) 層流



(b) DES

図 14 配管断面の温度変動強度分布 (詳細メッシュ, 壁面噴流)

ち、温度変動強度の周方向分布を図 17 に、断面分布を図 18 に示す。まず図 17 (a) を見ると、図 15 で枝配管からの噴流が衝突することにより時間平均温度が低下していた周方向角度  $120 \sim 180^\circ$ 、および  $-180 \sim -120^\circ$  の範囲で、温度変動強度が大きくなっている。この範囲は  $z = 1.0D_m$  の位置では噴流後流の混合により広くなり、図 17 (b) では周方向角度  $60 \sim 180^\circ$ 、および  $-180 \sim -60^\circ$  の範囲で変動が生じている。温度変動強度の最大値を比較すると、層流では  $z = 0.5D_m$  の位置において温度変動の最大値が 0.338 と実験結果の 0.256 に対して 32%ほど過大評価している。 $z = 1.0D_m$  の位置では温度変動強度の最大値は 0.177 と実験結果の 0.162 より 9%ほど過大評価になっている。DES モデルの場合では  $z = 0.5D_m$  の位置では温度変動がほとんど見られず、 $z = 1.0D_m$  の位置では 0.161 と実験結果にほぼ一致しているものの全体に過小評価する傾向がある。この DES モデルにおける差違は、先に述べた噴流の衝突

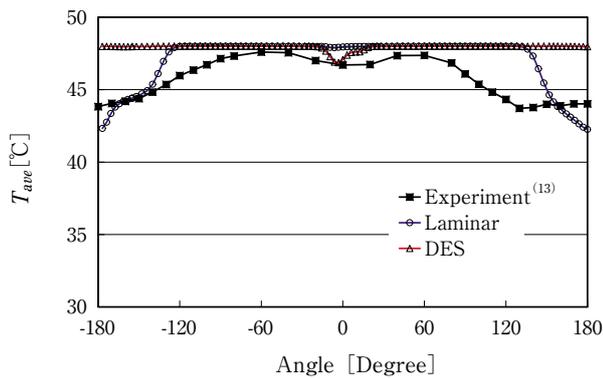
位置の差に影響されたと考えられる。

図 18 の温度変動強度の断面分布では、先の壁面噴流の場合と同様に、噴流前縁での温度変動強度が強いことがわかる。壁面噴流の場合と同様に、衝突噴流の場合でも層流の結果と比べて DES モデルの結果である図 18 (b) は変動強度が小さい。

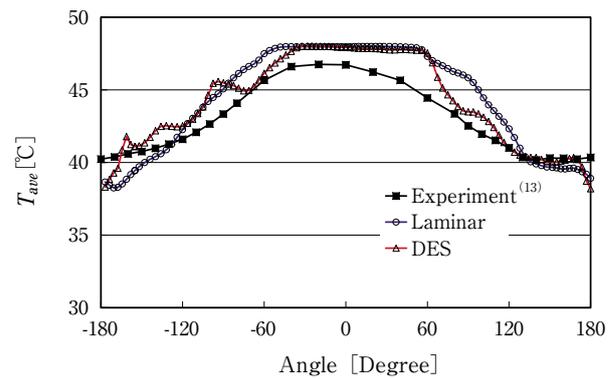
### 3.2.2 詳細メッシュを用いた場合

#### 1) 時間平均温度分布

解析格子を詳細メッシュに変更して同じ衝突噴流条件で解析を行った結果から、時間平均温度の周方向分布を図 19 に、断面分布を図 20 に示す。粗メッシュの結果である図 15 と比較すると、図 19 ではメッシュによる差があまり見られない。ただし、 $z = 0.5 D_m$  位置の図 19 (a) を見ると、DES モデルの結果はほとんど時間平均温度が主配管流入温度  $48^\circ\text{C}$  から低下しておらず、噴流の影響が見られない。こ

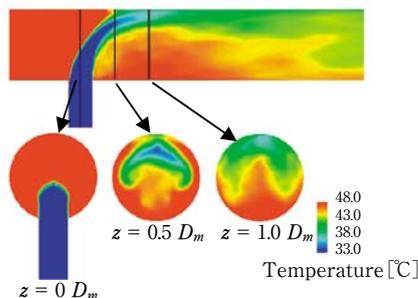


(a)  $z = 0.5 D_m$

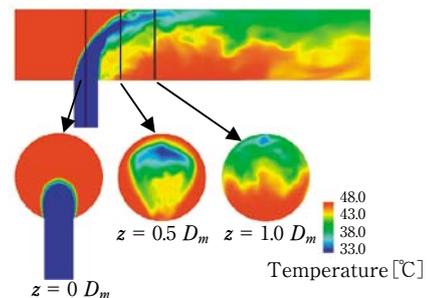


(b)  $z = 1.0 D_m$

図 15 壁面近傍の時間平均温度分布 (粗メッシュ, 衝突噴流)



(a) 層流



(b) DES

図 16 配管断面の時間平均温度分布 (粗メッシュ, 衝突噴流)

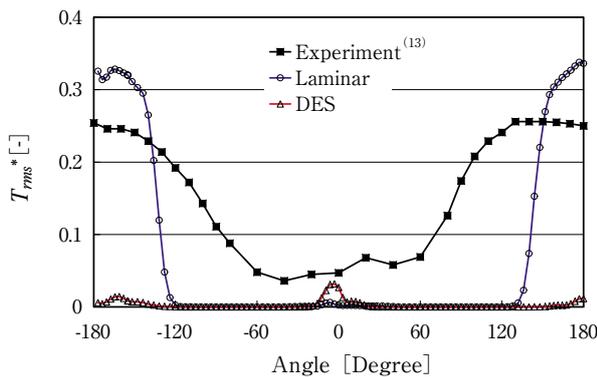
これは図 20 (b) で  $0.5D_m$  の断面で、壁面近傍の流体温度が周方向に  $48^\circ\text{C}$  になっていることから分かる。その原因は図 20 (b) の上図で分かるように、噴流の配管壁面へ衝突する位置が  $0.5D_m$  よりも下流になっているためである。この衝突位置の差は詳細メッシュの方が粗メッシュの場合より強く表れているようであり、図 19 (a) で層流の結果を見ても、図 15 (a) の層流の結果より時間平均温度分布の低下している範囲が狭くなっている。

## 2) 温度変動強度分布

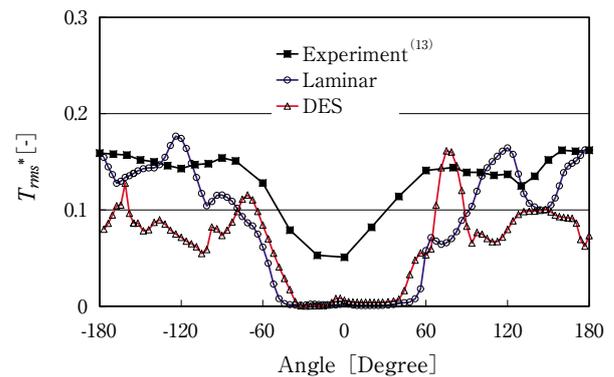
温度変動強度の周方向分布を示した図 21 を見ると、温度変動強度の最大値は層流の場合ではほぼ実験値と一致しているが、DES モデルの場合では  $z = 0.5D_m$  位置ではかなり過小評価されている。これは粗メッシュの場合と同様に、衝突位置の差によると考えられ、断面分布を示した図 22 (b) を見ると、 $z = 0.5D_m$  位置よりも後流の壁面近傍で温度変動強度

が高くなっていることが分かる。

詳細メッシュを用いると層流では  $z = 0.5D_m$  の位置において温度変動の最大値が  $0.270$  となり、実験結果の  $0.256$  に対しては過大評価しているが、温度変動の生じる周方向角度範囲  $110 \sim 180^\circ$  の間と  $-180 \sim -90^\circ$  の範囲であり、実験結果が主として  $60 \sim 180^\circ$  と  $-180 \sim -60^\circ$  の範囲で変動していることよりもかなり狭くなっている。このことは前述の衝突位置とも関係があり、後流の  $z = 1.0D_m$  の位置では層流・DES モデルとも実験結果を良く再現している。この位置で層流の温度変動強度の最大値は  $0.194$  と実験結果の  $0.162$  より  $20\%$  ほど過大評価になっている。DES モデルの場合では  $0.168$  となり、実験結果にはほぼ一致している。また周方向の範囲は、この位置では層流・DES モデルとも実験結果をよく再現している。従って、層流・DES モデルとも  $z = 1.0D_m$  の位置での温度変動は、温度変動強度と温度変動の生じる周方向範囲とも実験結果に対して十分

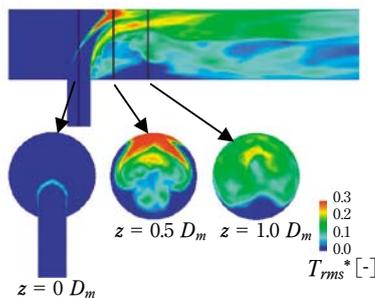


(a)  $z = 0.5 D_m$

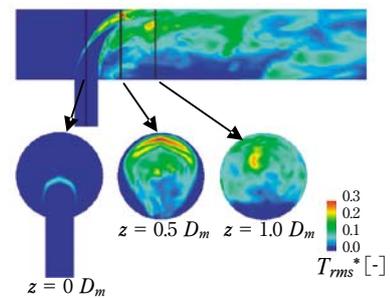


(b)  $z = 1.0 D_m$

図 17 壁面近傍の温度変動強度分布 (粗メッシュ, 衝突噴流)



(a) 層流



(b) DES

図 18 配管断面の温度変動強度分布 (粗メッシュ, 衝突噴流)

な精度で再現している。

図 22 に示す温度変動強度の断面分布は、粗メッシュの結果である図 18 と比べると、特に大きな差は見られない。壁面噴流の場合にはメッシュサイズ・乱流モデルによって温度変動の最大値の現れる位置が、噴流の前縁から噴流の後縁かという違いがあったが、衝突噴流の場合にはメッシュサイズ・乱流モデルにかかわらず噴流前縁で主に温度変動が生じている。

#### 4. 温度変動現象の考察

##### 4.1 壁面噴流の場合

噴流周りに生じる渦と温度変動の関係を調べるため、数値解析結果から速度勾配テンソルの第二不変量（以下、 $Q$  値）を用いて可視化した。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量である。図 23 には壁面噴流の結果から  $Q$  値の等値面 ( $Q = 10^4$ ) を灰色に、温度を色で示す。乱流モデルについてはこれまでの解析ケースから、壁面噴流と衝突噴流の両方で温度変動の再現性の良かった層流の場合だけ図に示した。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る。この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 Kelvin-Helmholtz の不安定により渦が生じる<sup>(16)(17)</sup>ことが知られており、流速差と同時に温度差が噴流周りに生じていることが温度変動の直接的な原因となる。

図 23 の  $Q$  値の等値面から壁面噴流の後流には  $\Omega$  の形をした渦が周期的に放出されていることが分かる。この渦を、時間を追って観察すると、 $\Omega$  型のアーチ渦が流れ方向に交互にカルマン渦的な配置となっている。この様子をスケッチして図 24 に示す。流れが偏向噴流の場合に生じるアーチ渦の構造と放

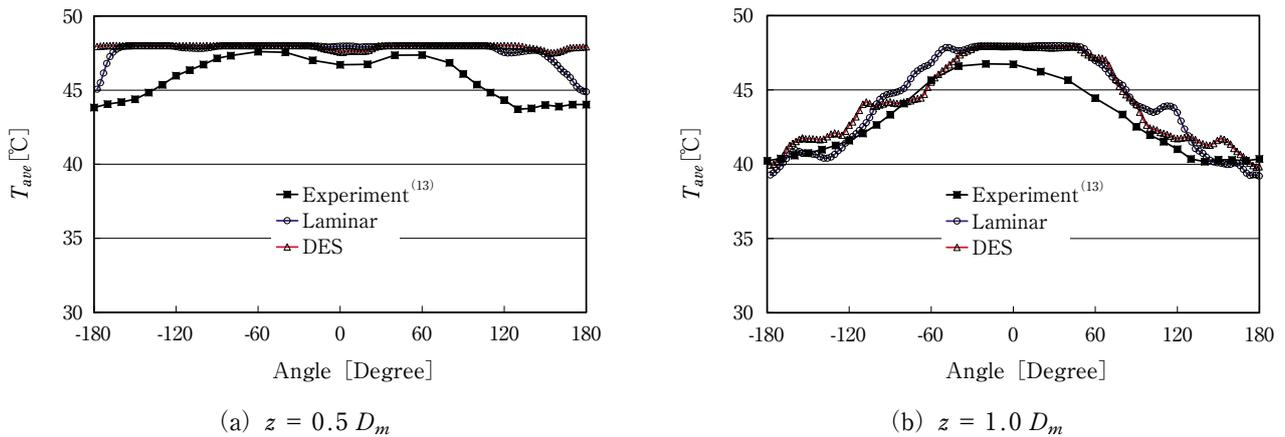


図 19 壁面近傍の時間平均温度分布（詳細メッシュ，衝突噴流）

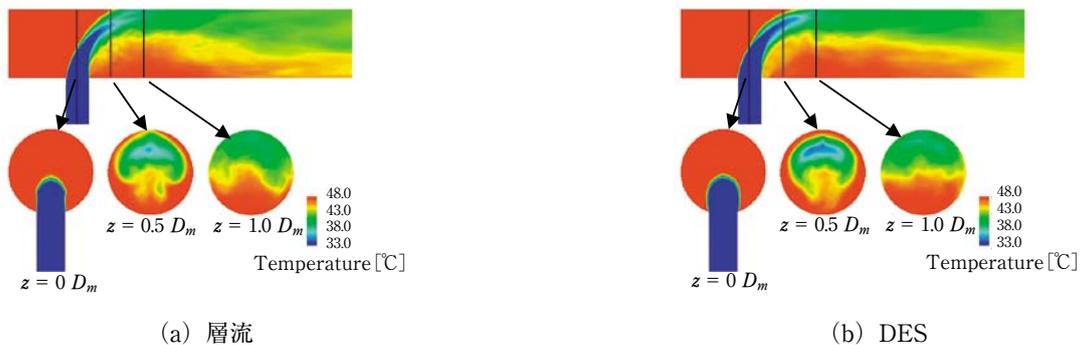


図 20 配管断面の時間平均温度分布（詳細メッシュ，衝突噴流）

出周波数については檜原ら<sup>(18)</sup>が詳しく調べているが、流れ方向に交互な配列になることは報告されていない。一方、五十嵐ら<sup>(12)</sup>は枝配管からの噴流を柔な構造物と考えてカルマン渦的な渦放出が生じていると考え、その放出周波数をストローハル数（以下、 $St$  数）で整理した。

$$St = \frac{fD_b}{V_m} \tag{4}$$

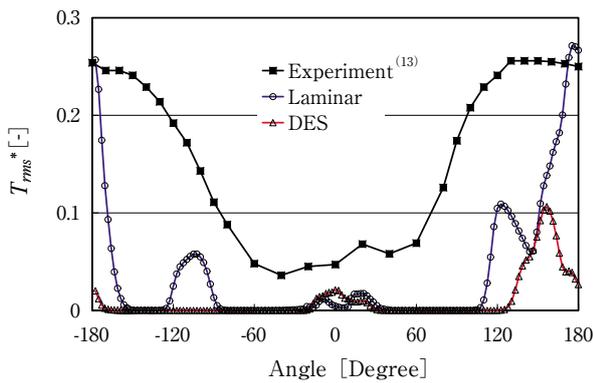
ここで  $f$  は渦放出周波数である。

詳細メッシュの数値解析結果より壁面から 1mm の流体温度の変動を高速フーリエ変換した結果を図 25 に示す。実験結果では 6.15Hz にピークがあることに對し、層流では 5.86Hz、DES モデルでは 6.35Hz にピークがあり、どちらも実験結果の変動周波数をよく再現している。先の(4)式に一般的な円柱周りのカルマン渦の  $St = 0.2$  を用いて  $f$  を算出すると 5.84Hz となり、温度変動の周波数が  $St$  数で整理できることが確認できた。このことは数値解析結

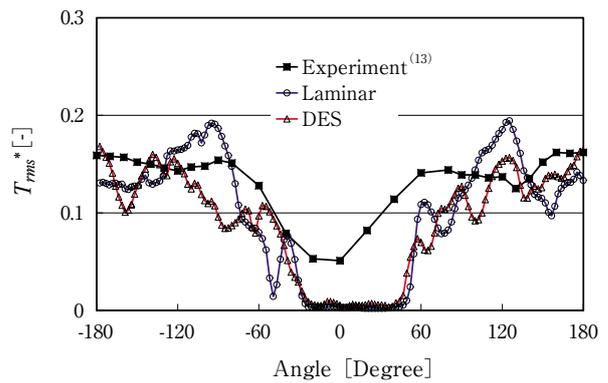
果からの可視化で観察した、図 24 (a) の  $\Omega$  型のアーチ渦が交互配列になっていることと対応していると考えられる。

渦の発生は図 26 に示すように噴流の前縁から始まり、主流と噴流の流速差から渦が発達する。一方、壁面噴流の後流は流れが配管に付着しているため、図 27 に示す時間平均流速分布で分かるように流速が遅くなる。噴流前縁で発達した逆 U 字型の渦が下流へと流下すると、主配管の中心近傍では主流の影響を受けやすく逆 U 字の丸い部分が速く流れることになり、噴流後流では逆 U 字の足の部分が遅く流れることになる。この流速差により逆 U 字の渦が引き延ばされて  $\Omega$  型へと変形し、図 24 のように下流へと放出される。

図 26 には枝配管の中へ主流が一部進入している様子が現れている。詳細メッシュを用いた DES モデルでの計算結果ではこの進入は現れておらず、実験では注目されていなかったためにデータがない。

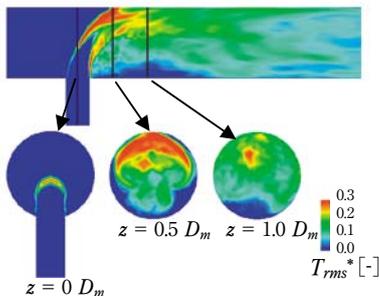


(a)  $z = 0.5 D_m$

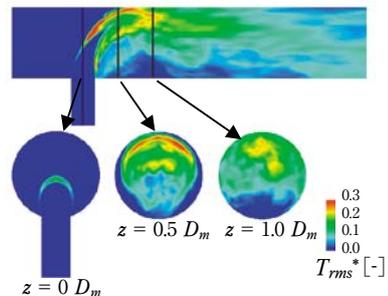


(b)  $z = 1.0 D_m$

図 21 壁面近傍の温度変動強度分布（詳細メッシュ、衝突噴流）

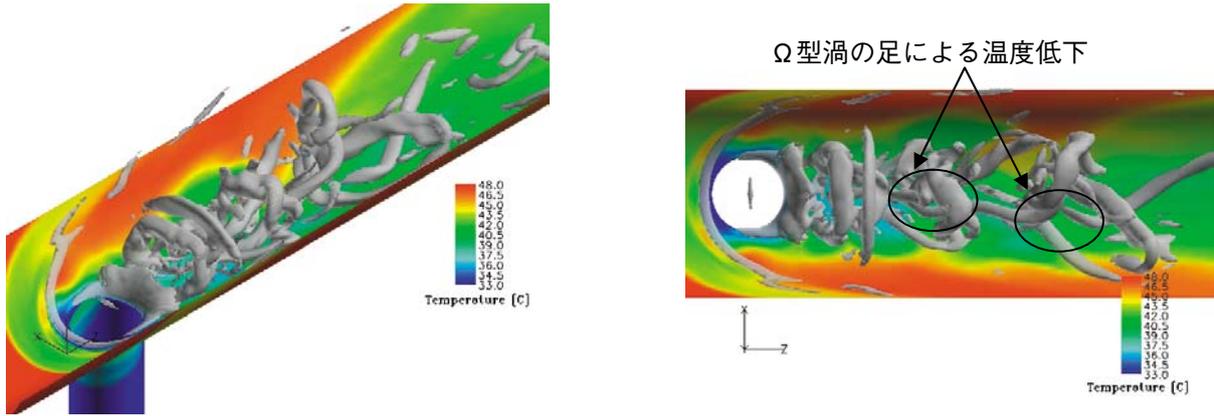


(a) 層流



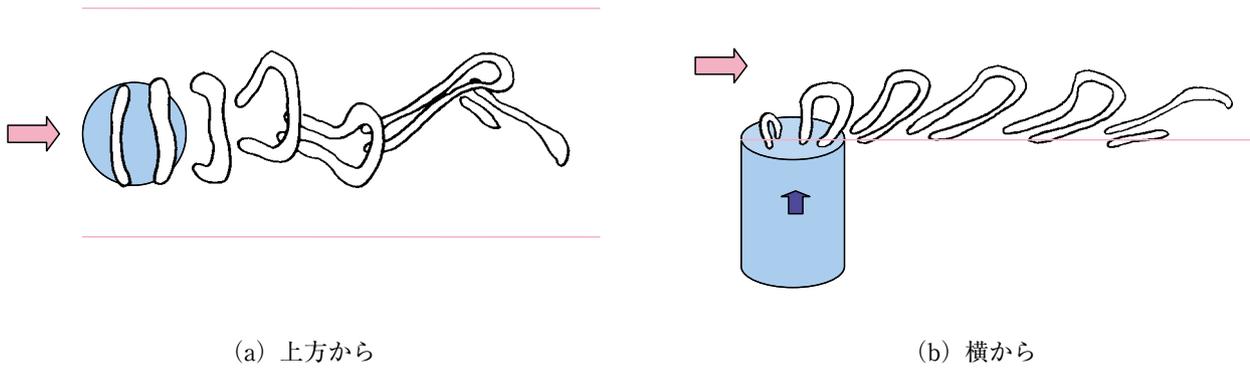
(b) DES

図 22 配管断面の温度変動強度分布（詳細メッシュ、衝突噴流）



(a) 斜め上方から (b) 上方から

図 23 壁面近傍の瞬時温度（色）と Q 値の等値面（灰色）（詳細メッシュ，壁面噴流， $t = 11.8s$ ）



(a) 上方から (b) 横から

図 24 壁面噴流まわりに生じる渦

従ってこの進入が実配管で生じるという保証はないが、この現象による熱疲労の可能性は今後調べる必要があると考えられる。

### 4.2 衝突噴流の場合

衝突噴流の場合には温度変動が生じるのは主として噴流が衝突する配管壁面であり、枝配管の合流とは逆方向である。そこで色で示された温度は半透明にして、主配管内の渦を Q 値の等値面で表したものを図 28 に示す。渦は壁面噴流の場合と同様に噴流前縁から主流と噴流の流速差から発達して、逆 U 字の形状を保ったまま主流に放出される。その様子をスケッチして図 29 に示す。衝突噴流の場合は噴流が強いため、噴流の背面でも U 字の渦が発生するが、噴流背後の流れが複雑なために渦が細分化され、図 29

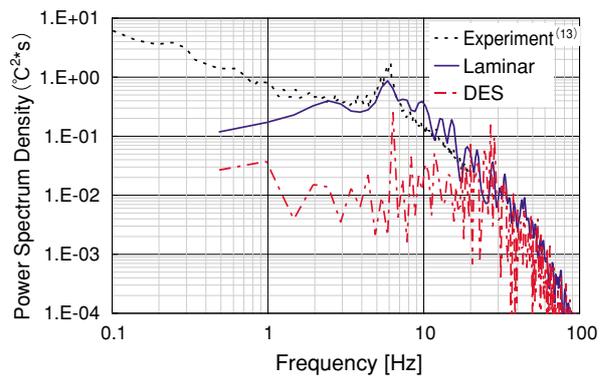


図 25 壁面近傍の流体温度の周波数分布（詳細メッシュ，壁面噴流， $z = 1.0D_m$ ， $\theta = 30^\circ$ ，壁面から 1mm 内側）

のような噴流前縁からの渦が支配的になる。この渦が壁面に到達すると、渦は噴流の低温水を巻き込んでいるために温度が低く、図 28 (b) のように壁面近傍での流体温度の低下を生じる。

このように衝突噴流まわりに周期的に逆 U 字型のアーチ渦が放出されるが、その渦が壁面へ衝突するタイミングは渦の複雑な配列によって一定周期とはならないようである。図 30 には詳細メッシュの計算結果より壁面から 1mm の流体温度の変動を高速フーリエ変換した結果を示す。実験結果、数値解析結果とも壁面噴流の場合に比べて、明瞭な周波数ピークが見られない。

図 31 に示す合流部近傍の瞬時温度分布を見ると、噴流の前縁と背面の両側に渦が発達し、その両方が渦ペアとなって噴流自体が渦塊へと細分化されている。

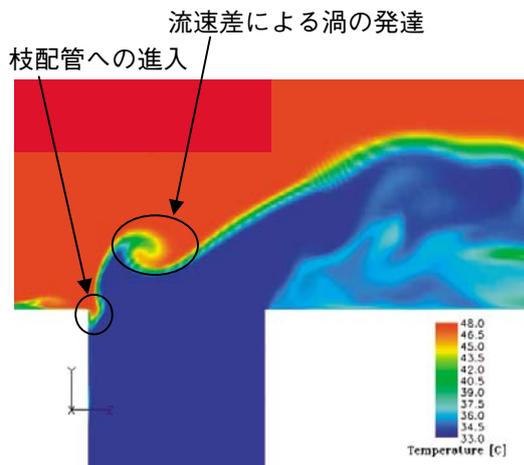


図 26 合流部近傍の瞬時温度分布 (詳細メッシュ, 壁面噴流,  $t = 12.0st$ )

く様子が分かる。壁面へ到達する位置では噴流は揺らぎ、渦に内包される冷水塊が壁面に衝突する位置やタイミングが細かく変化する。そのため図 30 で明瞭な周波数ピークが見られないと考えられる。

## 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、乱流モデルと解析格子をパラメータとして計算を行った。日本原子力研究開発機構が行った WATLON 試験に対して評価精度を調べた結果、以下のことが分かった。

- (1) 壁面噴流となる流速条件での計算結果から、メッシュが粗い場合は  $k-\epsilon$ , SST の両乱流モデ

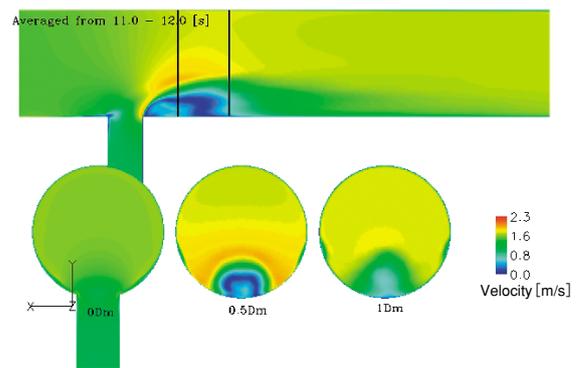
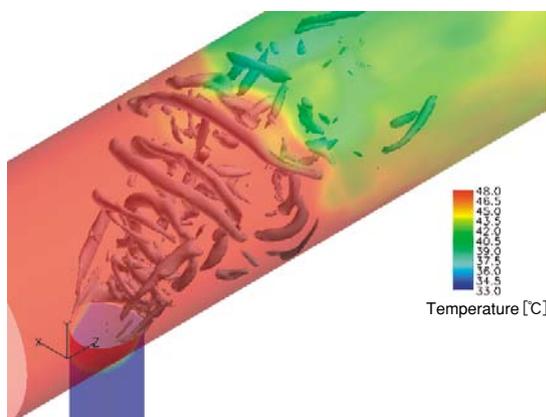
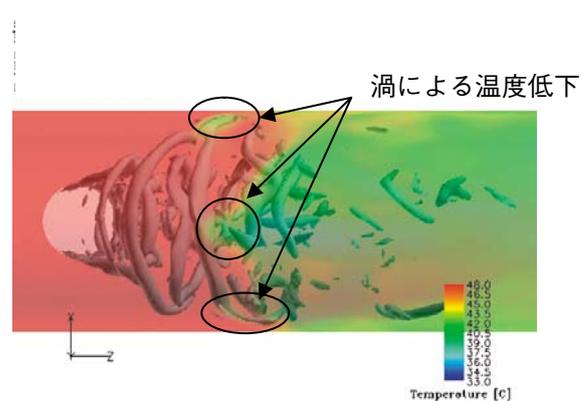


図 27 配管断面の時間平均流速分布 (詳細メッシュ, 壁面噴流)



(a) 斜め上方から



(b) 上面

図 28 壁面近傍の瞬時温度 (色) と  $Q$  値の等値面 (灰色) (詳細メッシュ, 衝突噴流,  $t = 11.75s$ )

ルでは温度変動が生じなかった。同じ場合でも乱流モデルを用いない層流の場合と、DESモデルを用いた場合では温度変動が生じた。従って、配管合流部の数値シミュレーションでは、層流もしくはDESモデルを用いることが良い。

- (2) 壁面噴流となる流速条件で解析格子を変えた計算結果から、合流部から主配管内径  $D_m$  だけ離れた位置では、今回用いた詳細メッシュでは層流とDESモデルともに温度変動強度と温度変動範囲が十分な精度で実験結果を再現している。これより合流部に近い  $0.5D_m$  の位置では、粗メッシュと詳細メッシュの両方で層流の方が

実験結果に近い結果となった。

- (3) 衝突噴流となる流速条件で層流とDESモデルを用いて解析格子を変えた計算結果から、この流速条件では今回用いたメッシュの粗さの影響があまり見られなかった。合流部から主配管内径  $D_m$  だけ離れた位置では、層流とDESモデルともに温度変動強度と温度変動範囲が十分な精度で実験結果を再現している。これより合流部に近い  $0.5D_m$  の位置では層流の方が実験結果に近い結果となった。
- (4) 数値解析結果から温度変動現象を考察し、壁面噴流の場合には噴流前縁から発生する渦が後流に  $\Omega$  型渦として放出され、それがカルマン渦状

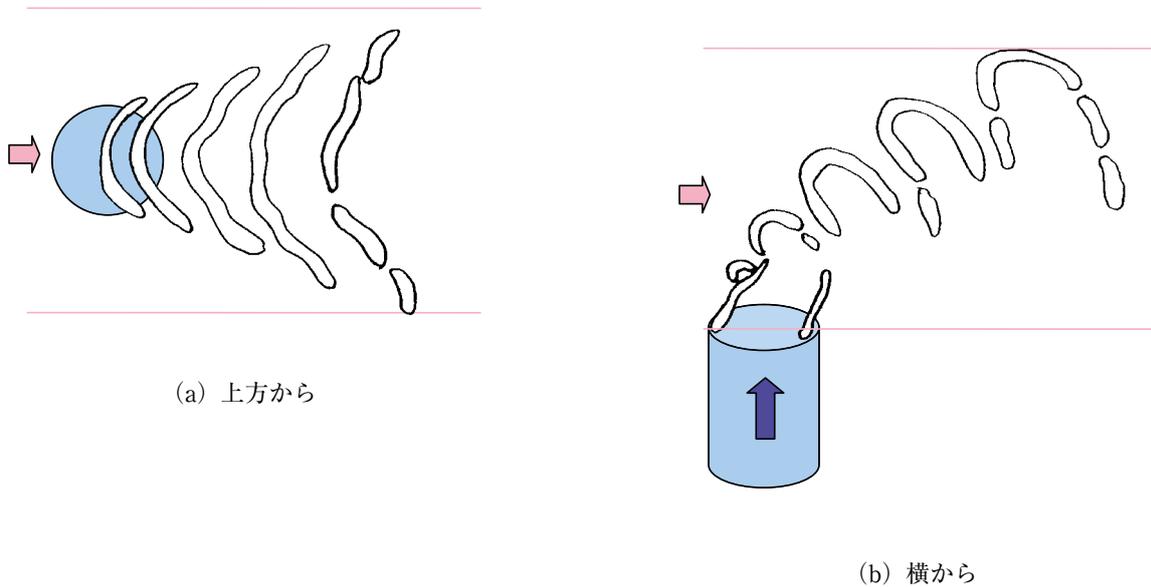


図 29 衝突噴流まわりに生じる渦

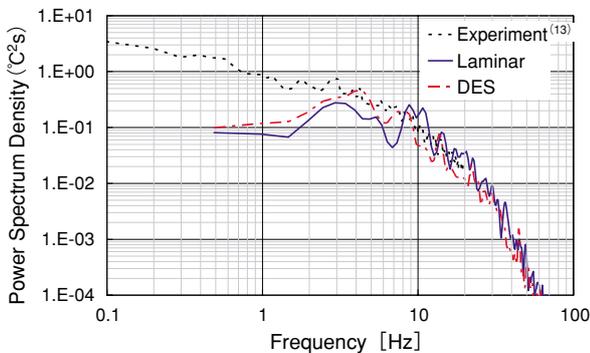


図 30 壁面近傍の流体温度の周波数分布 (詳細メッシュ, 衝突噴流,  $z = 1.0D_m$ ,  $\theta = 180^\circ$ , 壁面から 1mm 内側)

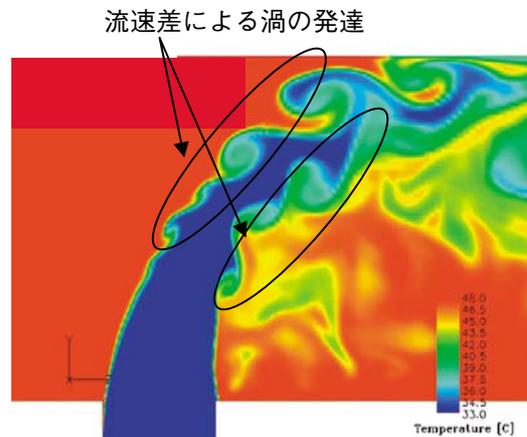


図 31 合流部近傍の瞬時温度分布 (層流, 詳細メッシュ, 衝突噴流,  $t = 12.0s$ )

に交互に配置されることにより温度変動が生じる。衝突噴流の場合には噴流前縁からは逆U字型のアーチ渦が放出されて壁面近傍に達するが、渦が複雑に干渉して壁面近傍に到達するため、温度変動の周期には明瞭なピークが見られない。

## 謝辞

WATLON 試験の結果について情報提供いただき、また議論をさせていただいた上出英樹氏、笠原直人氏、大島宏之氏をはじめ日本原子力研究開発機構の次世代原子力システム研究開発部門の諸氏に謝意を表します。

## 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) 村松壽晴, 笠原直人, 菊池政之, 西村元彦, 上出英樹, サーマルストライピングに関する研究の現状と今後の研究計画, 核燃料サイクル開発機構研究報告書 TN9400 2000-010, (2000).
- (3) 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験データによる検証, サイクル機構技報, No. 6, (2000).
- (4) OECD Nuclear Energy Agency, FAT3D-An OECD/NEA benchmark on thermal fatigue in fluid mixing areas, NEA/CSNI/R (2005) 2, (2005).
- (5) S. Chapuliot et al., OECD benchmark on thermal fatigue problem, Third International Conference Fatigue of Reactor Components, Session No. 2b-1, (2004).
- (6) 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).
- (7) S. Chapuliot et al., Hydro-Thermal-Mechanical Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee, Third International Conference Fatigue of Reactor Components, Session No. 2a-1, (2004).
- (8) 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, p.90, (2006).
- (9) 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, p.102, (2006).
- (10) 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).
- (11) 長谷部慎一, 小林澄男, 田中宏, 茨城幸一, 深作博, 高サイクル熱疲労特性に関する試験研究—第3報 周期 20 秒における正弦波温度変動試験結果—, 核燃料サイクル開発機構研究報告書 TN9400 2004-034, (2004).
- (12) 五十嵐実, 田中正暁, 林謙二, 飛田昭, 上出英樹, 配管合流部の混合現象に関する研究—流体内部温度測定試験結果—, 核燃料サイクル開発機構研究報告書 TN9400 2002-026, (2002).
- (13) 五十嵐実, 川島滋代, 中根茂, 田中正暁, 木村暢之, 上出英樹, 配管合流部の混合現象に関する研究—DNS による実験解析と現象の解明—, 核燃料サイクル開発機構研究報告書 TN9400 2003-005, (2003).
- (14) 上出英樹, 五十嵐実, 木村暢之, 林謙二, 高サイクル熱疲労の熱流動現象に関する研究—T管及び平行三噴流体系の温度変動—, サイクル開発技報, No. 27, p.41, (2005).
- (15) Turbulence and Near-Wall Modelling, ANSYS CFX-Solver Release 10.0 Online Manual, (2005).
- (16) T.F. Fric and A. Roshko, Vortical structure in the wake of a transverse jet, Journal of Fluid Mechanics, vol. 279, p.1, (1994).
- (17) J.N. Blanchard, Y. Brunet and A. Merlen, Influence of a counter rotating vortex pair on the stability of a jet in a cross flow: an experimental study by flow visualizations, Experiments in Fluids, vol. 26, p.63, (1999).
- (18) 檜原秀樹, 村松壽晴, 平田直樹, 須藤浩三, T字型合流管内の流れ (第1報, 流れの特性と枝管からの流れが作る渦列), 日本機械学会論文集 (B編), 70 巻 693 号, p.1192, (2004).