

T字合流部の逆流現象に対する数値シミュレーション (合流前温度差が速度および温度分布特性に与える影響)

Numerical Simulation for Impinged Penetration Flow at a T-junction
(Effect of Inlet Temperature Difference on Velocity and Temperature Distribution Characteristics)

三好 弘二 (Koji Miyoshi) *1

要約 T字管の高低温水合流部における衝突型逆流現象を対象に数値シミュレーションを実施し、合流前温度差が、分岐管内面近傍の流速および温度分布に与える影響を調べた。特に、逆流による分岐管内面の熱疲労を想定し、分岐部のコーナー位置から分岐管軸方向に沿った分布特性を明らかにした。数値シミュレーションでは、配管も含む流体・構造熱連成解析による非定常計算を行った。その結果、温度差の増加による浮力の効果や主流温度の増加に伴う動粘度の低下により、逆流速度の時間平均値や変動量は増加する傾向があった。また、分岐管内面における温度変動量も増加し、その変動する範囲はより深くなる傾向があった。流体から管壁への熱伝達により管内面温度のRMS値は壁近傍の流体温度のRMS値の15%から40%の範囲まで低下していた。ただし、合流前温度差の増加により壁近傍の速度変動が増加する位置では、熱伝達の促進によりその減衰効果が小さくなっていた。

キーワード 熱疲労, T字管, 高低温水合流, 衝突型逆流, 数値シミュレーション

Abstract Numerical simulations were conducted to investigate the effect of the inlet temperature difference on the velocity and temperature distributions near the inner surface of the branch pipe at the T-junction, where hot and cold waters mix. The focus was on the distribution characteristics along the branch pipe axis from the corner position of the junction, considering thermal fatigue of the branch pipe inner surface due to impinged penetration flow. Non-stationary calculations were performed using fluid-structure thermal coupling analysis including the pipe wall. As a result, the mean and fluctuating values of velocity tended to increase with increasing temperature difference due to the effect of buoyancy and the decrease in viscosity with increasing mainstream temperature. In addition, the temperature fluctuation at the inner surface also increased, and the range over which it fluctuated tended to be deeper. Due to heat transfer from the fluid to the pipe wall, the RMS values of the temperature fluctuations on the inner surface of the pipe were reduced to the range of 15% to 40% of those of the fluid temperature near the wall. However, at locations where the velocity fluctuation near the wall increased due to an increase in the inlet temperature difference, its attenuation effect was reduced due to enhanced heat transfer.

Keywords Thermal fatigue, T-junction, Mixing of hot and cold water, Impinged penetration, Numerical simulation

1. 緒言

原子力発電所の配管では、温度差のある流体が混合する場所が存在し、このような部位では、流体温度変動が配管内面に伝達することで、熱疲労が生じる可能性がある。日本機械学会は、このような流体温度ゆらぎによる熱疲労を防止するため、「配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針」⁽¹⁾を策定し、構造健全性の評価指針を与えている。この中で、図1に示す高低温水の合流形態では、分岐管からの流れが主管内の流れに合流後、主管内面にて温度ゆらぎが発生すると想定しているが、本研究では逆流により分

岐管内面における熱疲労発生を想定した評価手法の高度化を図ることを目的としている。既報⁽²⁾では、分岐管側の流量が主管側の流量と比較して低い場合は、主流が分岐管内に逆流する場合があります、図2に示すような主流が分岐管の右側壁に衝突し逆流する衝突型逆流(IP)の流動様式を明らかにした。また、高温の主流が分岐管内に逆流することで生じる分岐管内面の管内面温度変動特性を示した⁽³⁾。

発電所の多くの高低温水合流部では、図3に示す通り、分岐管側にサーマルスリーブが挿入されている場所が多く⁽⁴⁾、逆流により発生する温度変動がスリーブの範囲内であれば、2重管となっていることから漏洩は防止可能であ

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

る。一方、既報⁽²⁾で示した通り逆流の最大侵入深さ $L_{IP,max}$ は、以下に示す運動量比と相関があり、図4に示す通り運動量比が増加するにつれて単調に増加する傾向がある。

$$M_R = M_m / M_b \quad (1)$$

$$M_m = \rho_m D_b D_m U_m^2 \quad (2)$$

$$M_b = 1 / 4\pi\rho_b D_b^2 U_b^2 \quad (3)$$

ここで、 D_m は主管内径、 D_b は分岐管内径、 U_m は主管側入口断面平均流速、 U_b は分岐管側入口断面平均流速、 ρ_m は主管側の流体密度、 ρ_b は分岐管側の流体密度である。そのため、主管側の流速が比較的速い場合や分岐管上流位置の弁から漏洩した場合など最大侵入深さが大きくなると、サーマルスリーブ上端位置において熱疲労の発生が懸念されることがある。よって、分岐管軸方向の温度分布を適切に予測することは熱疲労評価上重要である。

これまでの実験⁽²⁾⁽³⁾では、大気圧下で合流前温度差が約30°Cで分岐管軸方向の温度分布を測定していたが、高温・高圧条件下で合流前温度差が大きい条件になった場合に温度分布がどのように変化するかを把握しておくことは重要である。本研究では、衝突型逆流の流動様式において合流前温度差が、分岐管内面近傍の流体温度および管内面温度分布に与える影響を数値シミュレーションにより調べることにした。また、温度変動は流体から配管に伝達する過程で大きく減衰し、その程度は壁近傍の流速に依存することが知られている。よって、合流前温度差が壁近傍の流速分布に与える影響も明らかにすることにした。

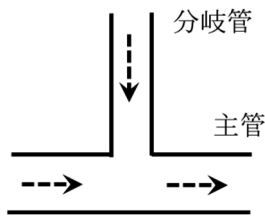


図1 T字管での合流形態

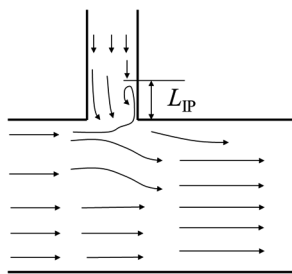


図2 T字管合流部の衝突型逆流の流動様式の模式図

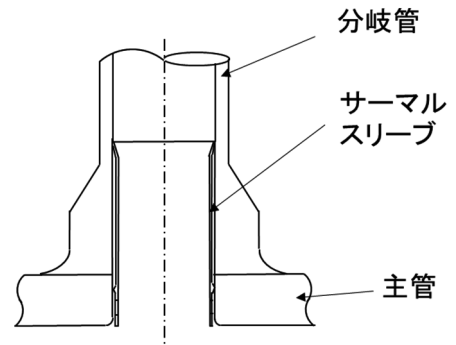


図3 サーマルスリーブの模式図

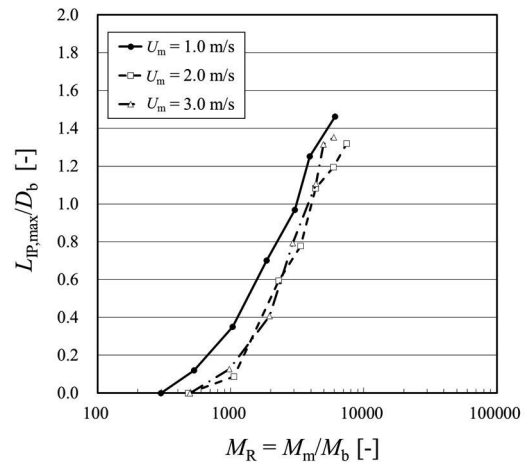


図4 最大侵入深さと運動量比の関係⁽²⁾

2. 数値計算手法

図5に使用した計算格子を示す。主管内径 $D_m = 150$ mm、分岐管内径 $D_b = 50$ mm である。主管側厚さ 7.6 mm、分岐管側厚さ 5.25 mm の配管を含めて格子を作成した。合流部から主管方向の上流、下流に $3D_m$ 、分岐管方向に $8.5D_b$ の長さを確保した。座標系は主管側の流れ方向を x 、鉛直上向き方向を z とした。また、主管と分岐管の管軸の交点を座標原点とした。重力は、 $-z$ 方向に負荷した。メッシュは 6 面体メッシュを用い、円管内面に沿うように作成した。また、合流部近傍や壁面近傍などにメッシュを寄せ、空間解像度を高めた。メッシュのセル数は約 65 万 (648,940) である。LES (Large eddy simulation) の場合、速度分布を精度良く捉えるためには、十分な層数のレイヤーメッシュを配置する必要がある。一般には、第一層目のメッシュに対して、壁面 $y+$ が粘性底層に収まるレベル ($y+ < 5$) であることが求められるが、計算の結果、最大で 1.6 であった。よって、壁面近傍の計算メッシュの解像度は適正であると判断した。

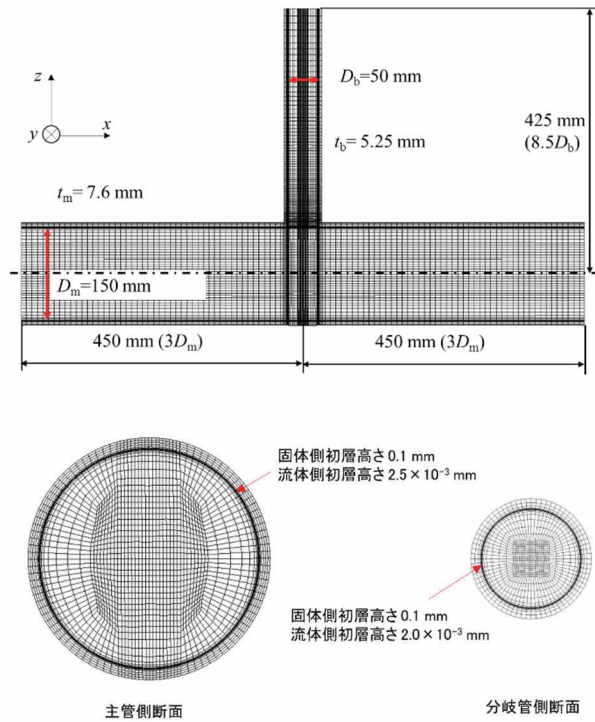


図5 計算格子

表1に計算手法を示す. 計算には商用コード ANSYS 社の FLUENT を用いた. 流体物性値 (密度, 比熱, 熱伝導率, 粘性係数) は温度多項式で与えた. 密度に温度依存性を与えることで浮力の効果を模擬しており, プシネスク近似のような浮力モデルなどは導入していない. 配管は SUS304 を想定して, 密度, 比熱, 熱伝導率を温度多項式で与えた. 乱流モデルは, 口径の違いはあるが ($D_m = 60$ mm, $D_b = 20$ mm), 既報⁵⁾で使用し最大侵入深さの再現性が良好であった LES の Dynamic Smagorinsky モデル⁶⁾とした. 時間刻み幅は 2×10^{-4} 秒として, 定常 RANS 収束解を初期条件として計算を開始し, 配管温度が準定常となった 26 秒から 46 秒 (20 秒間) で統計量 (時間平均値など) を取得した. 入口では, Vortex method⁷⁾により主管側および分岐管側ともに乱流強度 5% の乱れを付与した. 表2に計算条件を示す. Case 1 および Case 2 は, 過去に実施した管内面・流体温度測定実験³⁾の条件から2条件を選定した. また, Case 3 および Case 4 では Case 1 と Case 2 の条件で温度差だけを 150°C に変更して, 合流前の温度差が速度および温度分布に与える影響を調べた. 高温条件で運動量比がやや低下しているのは, 主流側の密度が低下するためである. 温度差は PWR プラントの起動時の余熱除去系統使用時の1次冷却材温度⁸⁾を想定し決定した. 配管外面は断熱条件とした.

表1 計算手法

ソフトウェア	ANSYS Fluent 2021	
流体	水 (物性値は温度依存)	
配管	SUS304 (物性値は温度依存)	
乱流粘性モデル	LES (Dynamic smagorinsky model)	
入口境界	指数則分布 + Vortex method の乱れ	
流出境界	圧力流出	
壁面境界	粘着条件	
解法	圧力・速度連成	SIMPLEC
	空間の離散化	運動量 (Bounded Central Differencing) エネルギー (Second order upwind)
	非定常法	Second order implicit
初期条件	定常 RANS 収束解 (Realizable k-ε)	
時間刻み幅	2×10^{-4} 秒	
統計処理時間	準定常状態到達後の 20 秒間 (26 秒から 46 秒)	

表2 計算条件

Case		入口流速 [m/s]	入口温度 [$^\circ\text{C}$]	圧力 [MPa]	運動量比 M_R [-]
1	主管	3.0	53.7	大気圧	2,800
	分岐管	0.11	23.6		
2	主管	3.0	53.6	大気圧	5,600
	分岐管	0.078	23.3		
3	主管	3.0	170	3.0	2,600
	分岐管	0.11	20		
4	主管	3.0	170	3.0	5,100
	分岐管	0.078	20		

3. 数値計算結果

3.1 速度分布

図6に46秒の瞬時の速度ベクトル分布を示す. コンター色は速度の z 成分の値を示す. 図は見やすくするため合流部を拡大して示した. どのケースでも衝突型逆流による分岐管への主流の侵入が再現されている. 主流と分岐管からの流れが衝突する境界面近傍では波打つような速度場が生じている. この波立ちが右コーナー部に衝突することで右側壁に沿って逆流していると考えられる. 主流の分岐管内への逆流の範囲を明確にするために 20 秒間における z 方向速度の最大値の分布を調べた. その結果を図7に示す. 20 秒間における分岐管内の逆流深さは, Case 1 と比

較して, Case2 の方が, やや深くなっていることがわかる. また, Case 3 と Case 4 になると, 運動量比は減少しているにもかかわらず逆流の範囲は Case 1 と Case 2 と比較して増加していた. すなわち, 温度差が増加することで逆流の範囲が増加していた.

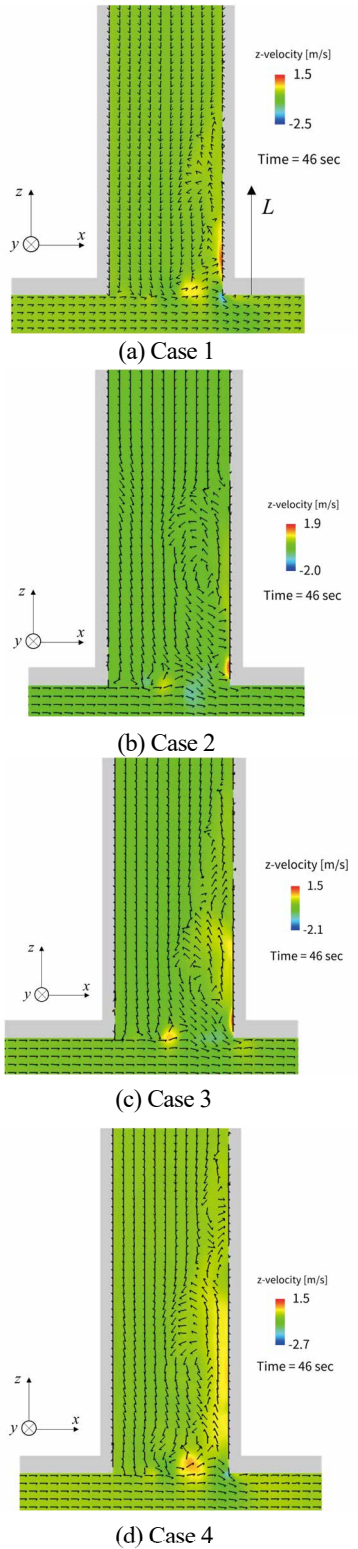


図6 瞬時速度ベクトル分布

図8に z 方向速度の時間平均値 w^{*}_{ave} の分岐管軸方向分布を示す. 速度は主管側の入口断面平均流速 U_m で無次元化した値である. 図9に z 方向速度のモニター位置を示

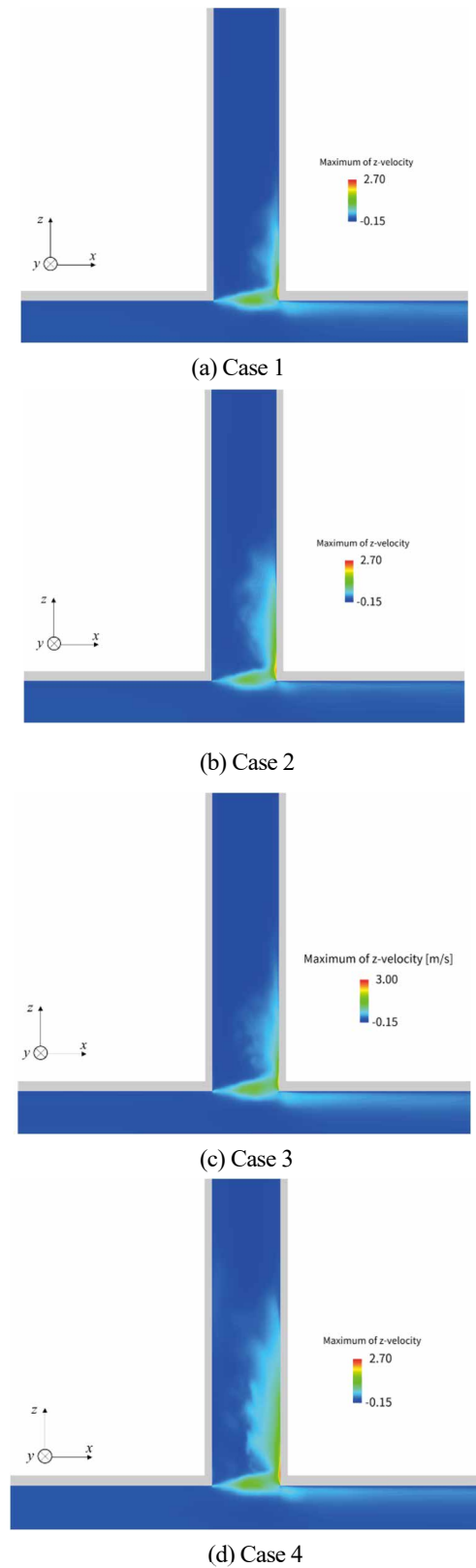


図7 z 方向速度の最大値の分布

す。図に示す通り、壁から 1mm の位置 ($x = 24 \text{ mm}, y = 0 \text{ mm}$) で、横軸 L は、主管の内面位置から鉛直上向き方向への距離である。以後に示す図 10 および図 11 の値も同じ位置である。いずれの条件でも $L=0$ 付近では鉛直下向きに主流流速 U_m の約 20% の流速であり、 L とともに増加し、 $L=0.2D_b$ 付近でピークとなり、その後は単調に減少する分布となっていた。それらのピーク値は U_m の 10% から 20% の範囲であった。Case 1 と Case 2 のピーク位置はともに $L = 0.17D_b$ で MR の増加により、 $w_{ave}^* = 0.10$ から $w_{ave}^* = 0.18$ に 1.8 倍増加していた。これは、分岐管側入口流速 U_b が、

0.11 m/s から 0.078 m/s に低下したため、主流が分岐管内に侵入しやすくなったためと考えられる。Case 3 と Case 4 の場合も、1.8 倍増加していた。Case 1 と Case 3 を比較するとピーク値は 1.1 倍、Case 2 と Case 4 を比較すると 1.2 倍となっていた。これは、温度差が増加することによる浮力の増加効果と主流の温度が高温になることによる動粘度の低下によるものと考えられる。

図 10 に z 方向速度の RMS (Root Mean Square) 値 w_{rms}^* の分岐管軸方向分布を示す。いずれの条件でも $L=0$ では U_m の約 14% の変動量であり、 L が増加するに伴い一旦減少し、 $L = 1.0D_b$ から $L = 2.0D_b$ 付近でピークを有する分布となっていた。Case 1 と Case 2 を比較してわかるように MR が増加すると時間平均値が増加したため RMS 値も増加したと考えられる。Case 3 と Case 4 の比較結果も同様な傾向が観察された。Case 1 と Case 3 を比較すると Case 3 の方が RMS 値は増加していることがわかる。侵入する主流温度が上昇し、動粘度が低下したためと考えられる。Case 4 も Case 2 と比較して同様な理由で増加していた。

図 11 に z 方向速度の最大値 w_{max}^* の分岐管軸方向分布を示す。いずれの条件でも $L = 0$ では U_m の約 20% の鉛直

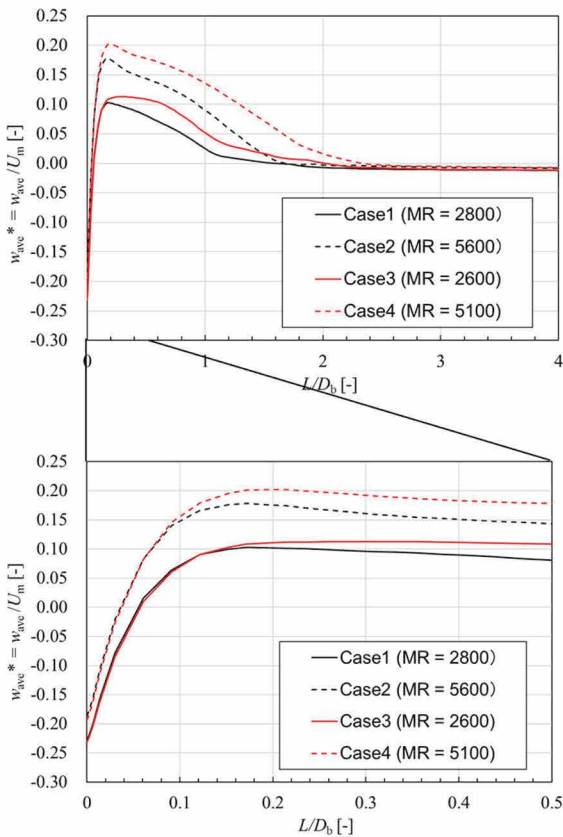


図 8 z 方向速度の時間平均値の分岐管軸方向分布

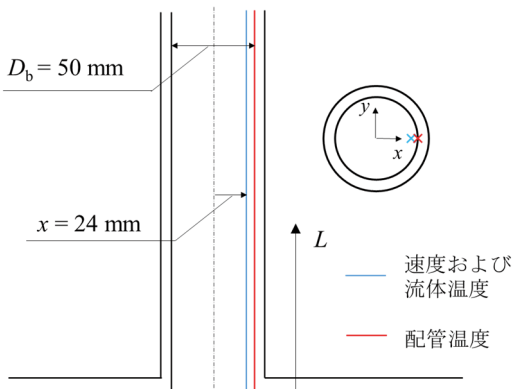


図 9 速度および温度のモニター位置

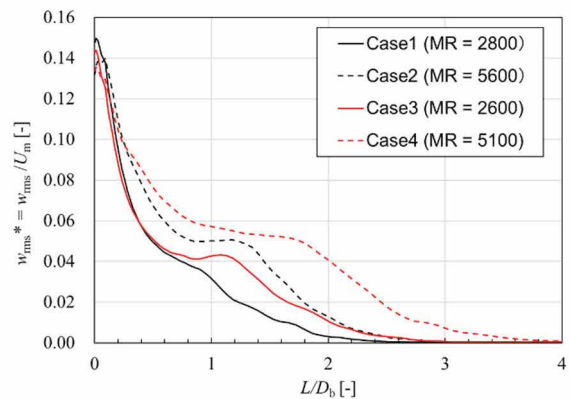


図 10 z 方向速度の RMS 値の分岐管軸方向分布

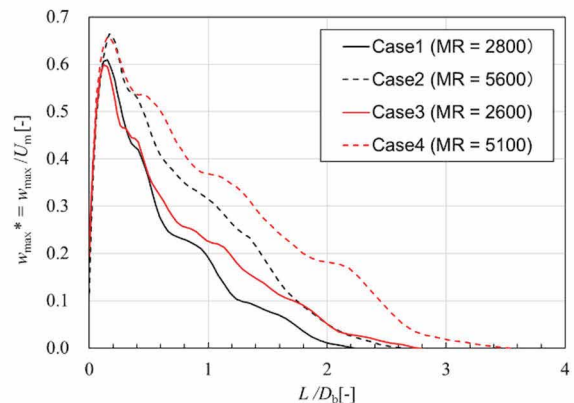


図 11 z 方向速度の最大値の分岐管軸方向分布

上向きの流速であり、 $L=0.2D_b$ 付近でピークとなり、以後単調に減少する分布となっていた。それらのピーク値は U_m の60%から70%であった。Case 1 と Case 2 を比較してわかるように M_R が増加すると w^*_{max} も増加しており、そのピーク値は1.1倍となっていた。 M_R が増加すると分岐管側入口速度が低下することから、主流が侵入しやすくなったと考えられる。Case 3 と Case 4 を比較した場合も w^*_{max} のピーク値は1.1倍となっていた。Case 1 と Case 3 の比較結果から分かるように温度差が増加すると w^*_{max} のピーク値は、ほぼ同じであるもののそれより深い範囲ではほとんどの位置で増加していた。Case 2 と Case 4 の比較結果も同様であった。

図 11 にて w^*_{max} が 0 となる L の位置を逆流の最大侵入深さと定義した場合のそれらの値の比較結果を表 3 に示す。表に示す通り、分岐管側の入口流速を減少させると最大侵入深さは $L = 2.2D_b$ から $L = 2.6D_b$ に増加した。また、入口流速は同じでも温度差を増加させると最大侵入深さは増加し、 $U_b = 0.11 \text{ m/s}$ では $L = 2.2D_b$ から $L = 2.7D_b$ へと1.2倍増加し、 $U_b = 0.087 \text{ m/s}$ では $L = 2.6D_b$ から $L = 3.4D_b$ へと1.3倍増加していた。

表 3 逆流の最大侵入深さの比較結果

Case		入口流速[m/s]	入口温度[°C]	最大侵入深さ L/D_b [-]
1	主管	3.0	53.7	2.2
	分岐管	0.11	23.6	
2	主管	3.0	53.6	2.6
	分岐管	0.078	23.3	
3	主管	3.0	170	2.7
	分岐管	0.11	20	
4	主管	3.0	170	3.4
	分岐管	0.078	20	

3.2 温度分布

図 12 に 46 秒における瞬時の温度分布を示す。高温の主流の侵入により分岐管内の流体温度が増加しているのが確認できる。また、それに合わせて管壁も温度が高くなっている。主流と分岐管側からの流れとの衝突界面には速度分布の際にも見られた界面の波立ちが確認できる。

図 13 に温度の時間平均値 T^*_{ave} の分岐管軸方向分布を示す。温度は主管側入口温度 T_m 、分岐管側入口温度 T_b を用いて無次元化した値である。モニター位置は図 9 に示す通り壁から 1 mm 離れた位置 ($x = 24 \text{ mm}, y = 0 \text{ mm}$) と分

岐管内面位置 ($x = 25 \text{ mm}, y = 0 \text{ mm}$) である。以後に示す図 14 および図 16 の値も同じ位置である。いずれの条件でも L が増加すると単調に減少する傾向があった。これは、図 12 に示す通り主流の高温水が逆流する際に鉛直上方から流れてくる低温水と混合して温度が低下するためである。Case 1 と比較して、Case 2 の方が、温度が高くなっていた。これは、 $U_b = 0.11 \text{ m/s}$ から $U_b = 0.078 \text{ m/s}$ に低

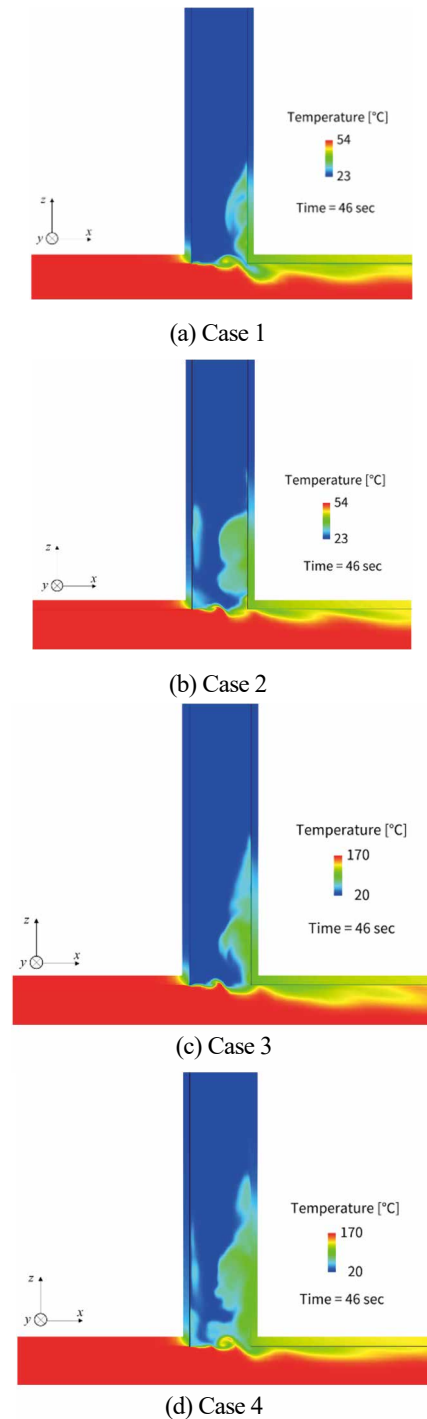


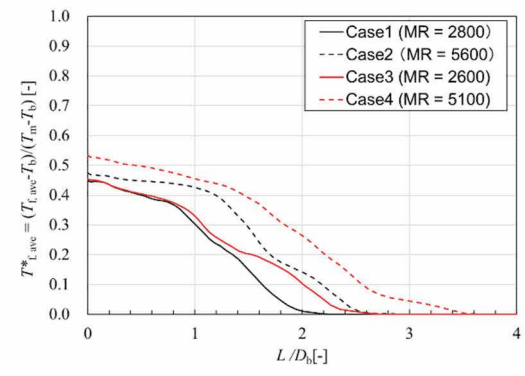
図 12 瞬時温度分布

下したため、主流の侵入深さが増加したためと考えられる。また、Case 1 と Case 3 を比較してわかるように温度差が増加すると時間平均温度は増加している。これらの傾向は図 8 に示した z 方向速度の時間平均値の傾向と同様であった。温度差が増加すると z 方向速度 w^*_{ave} が増加して、主流が侵入しやすくなり、 $T^*_{t,ave}$ が増加したと考えられる。壁から 1 mm 位置の流体温度と管内面温度は、ほぼ同じであった。これは、温度が準定常状態になっているためである。

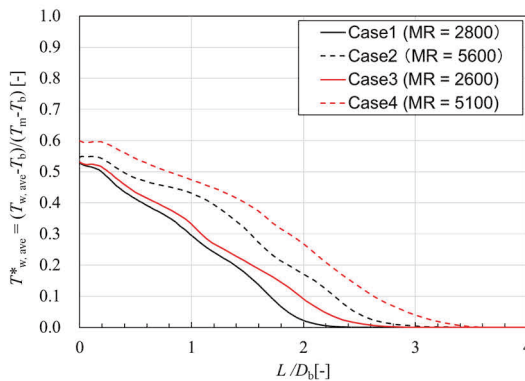
図 14 に温度の RMS 値 T^*_{rms} の分岐管軸方向分布を示す。温度は合流前温度差で無次元化した値である。図 14(a) に示すとおり流体温度の RMS 値はいずれの条件でも $L = 0$ で最大となり、 L が増加するに伴い一旦減少し、その後、増加に転じピークを有する分布となっていた。ピークを有する分布となった理由として、高温水の逆流の先端と鉛直上方から流入する低温水との境界部で変動が増加するためと考えられる。Case 1 と Case 2 を比較してわかるように、Case 2 の方がピーク位置はやや深い位置となり、変動が発生する範囲も深くなっている。これは、表 3 に示す通り分岐管側入口流速が低下することで Case 2 の最大侵入深さが Case 1 と比較して増加するためである。また、そ

のピーク値は 1.2 倍増加していた。これは、図 10 に示す通り z 方向速度の RMS 値が増加したため温度変動量も増加したと考えられる。Case 3 と Case 4 の違いは、Case 1 と Case 2 の比較結果と同様である。Case 1 と Case 3 を比較するとそのピークの位置はやや深くなっているものの、そのピーク値は同程度であった。これは、温度差を増加させると表 3 に示したとおり最大侵入深さは増加するものの、図 10 に示したとおり w^*_{ms} のピーク値の増加率が比較的小さいためである。一方、温度が変動する範囲は $L = 2.3D_b$ から $L = 2.7D_b$ まで増加していた。Case 2 と Case 4 の比較結果についても同様の傾向である。

図 14(b) に管内面温度の RMS 値の分布を示す。流体温度の場合と同様に $L = 0$ で最大となり、 L が増加するに伴い一旦減少し、その後、増加に転じピークを有する分布となっていた。Case 1 と Case 2 の場合を比較すると、そのピーク値は 1.8 倍であり流体温度と比較して大きく増加する特徴があった。これは、流体から管壁への熱伝達率の違いによるものと考えられる。図 10 の Case 1 と Case 2 の結果を比較するとわかるように w^*_{ms} がピーク位置付近で増加する傾向があることから、速度変動量の増加にともない熱伝達率が増加したためと考えられる。Case 3 と Case 4 の場

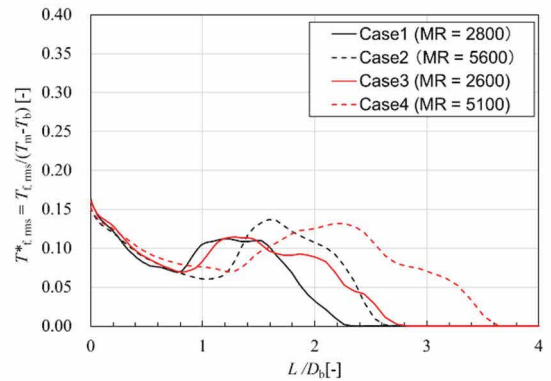


(a) 流体温度 (壁から 1 mm)

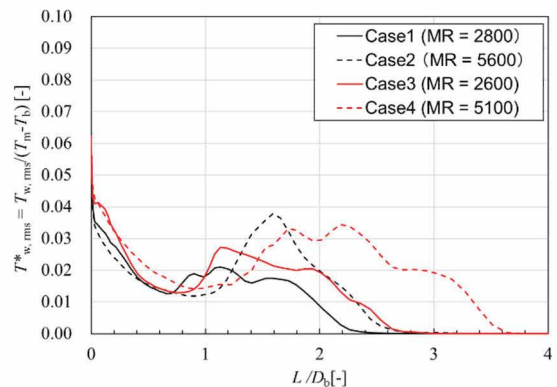


(b) 管内面温度

図 13 時間平均温度の分岐管軸方向分布



(a) 流体温度 (壁から 1 mm)



(b) 管内面温度

図 14 温度変動 (RMS 値) の分岐管軸方向分布

合の相違も同様である。温度差を増加させた Case 1 と Case 3 を比較すると、そのピーク値は 1.3 倍となっていた。流体温度の比較では同程度であったことから、熱伝達率が増加したといえる。また、温度が変動する範囲は、 $L=2.4D_b$ から $L=2.7D_b$ に 1.1 倍増加していた。Case 2 と Case 4 を比較するとそのピーク値は増加しないものの、2 つのピークが生じていた。温度が変動する範囲は、 $L=2.7D_b$ から $L=3.6D_b$ に 1.3 倍増加していた。熱伝達率の増加により、ピーク値が増加するのではなく、その範囲が増加する場合もあるといえる。

図 14(a)と図 14(b)を比較してわかるように流体から管壁への熱伝達の過程で温度変動量は大きく減衰していた。変動量の減衰の程度を把握することは、熱疲労評価上重要である。図 15 に管内面温度の RMS 値 $T^*_{w,ms}$ と流体温度の RMS 値 $T^*_{f,ms}$ の比の分岐管軸方向分布を示す。 $T^*_{f,ms}$ が 0 に近づくと比が発散し有意な値とならないため、 $T^*_{f,ms} > 0.05$ の範囲のみ記載した。図に示す通り、減衰の程度は 15%から 40%の範囲であった。いずれの条件でも RMS 値の比は $L=0$ 付近では約 40%であるが L が増加するにともない一旦減少し、その後上昇するピークを有する分布となっている。Case 1 と Case 2 を比較するとそのピーク値は Case 2 の方が大きくなっている。前述したように w^*_{ms} の増加により熱伝達率が増加したためと考えられる。Case 3 と Case 4 との比較結果も同様である。Case 1 と Case 3 を比較すると入口温度差の増加によりそのピーク値はやや大きくなるのがわかる。Case 2 と Case 4 の比較では、そのピーク値は同程度であったが、Case 4 ではより深い位置でもその比が低下する傾向はなかった。温度差とともに w^*_{ms} が比較的深い位置でも増加していた影響と考えられる。

図 16 に温度の変動範囲 $T^*_{max-min}$ の分岐管軸方向分布を示す。ここで変動範囲とは、20 秒間における最大値と最

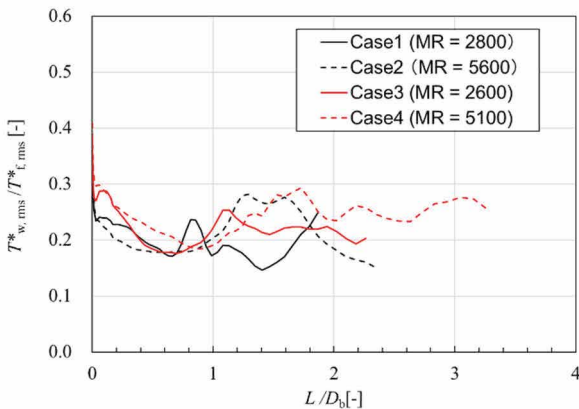
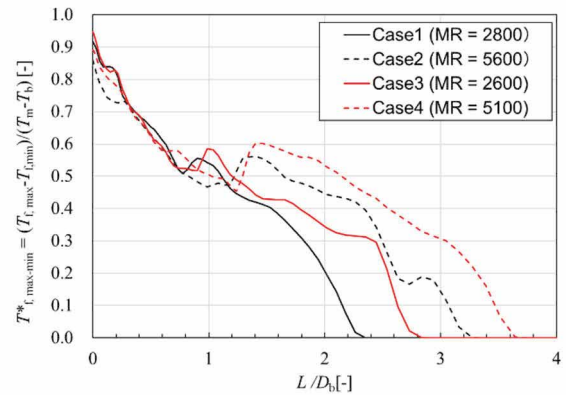


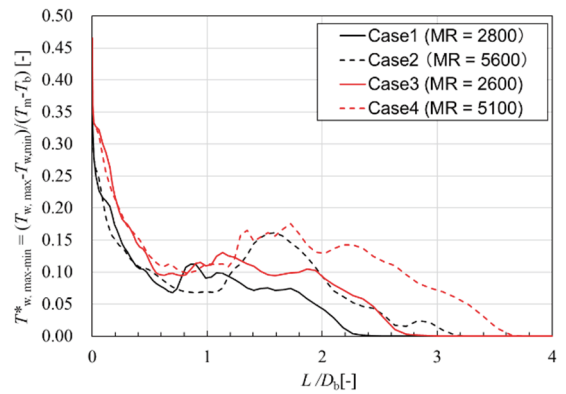
図 15 温度変動量 (RMS 値) の比の分岐管軸方向分布

小値の差である。温度は入口温度差で無次元化した値である。疲労評価では、発生する応力振幅の最大値を材料の疲労限度と比較するため、温度の変動範囲を適切に予測することが重要である。よって、ここでは RMS 値に加えて温度変動範囲の分布も示した。図 16 (a)に示す通り RMS 値の場合と違い、 $T^*_{f,max-min}$ は $L=0$ 付近ではほぼ 1 となっていた。 L が増加するにともない一旦減少し、その後上昇するピークを有する分布となっており、その傾向は $T^*_{f,ms}$ と同様であった。Case 1 と Case 2 を比較すると $T^*_{f,ms}$ と異なりそのピーク値は同程度であったが、変動が発生する深さは $T^*_{f,ms}$ と同じように増加していた。Case 3 と Case 4 の比較結果も同様であった。Case 1 と Case 3 を比較すると $L=1.0D_b$ 付近のピーク値は同程度であるが、変動する範囲は深くなっていた。この傾向は、RMS 値の場合と同じであった。Case 2 と Case 4 の比較結果も同様である。

図 16 (b)に管内面の温度変動範囲の分岐管軸方向分布を示す。RMS 値の場合と同様にいずれの条件でも $L=0$ 付近で最大となり、 L が増加するに伴い一旦減少し、ピークを有する分布となっていた。Case 1 と Case 2 のピーク値を比較すると、1.5 倍となっており、 $T^*_{f,max-min}$ と比較して大きく増加していた。Case 3 と Case 4 の比較結果も同様



(a) 流体温度 (壁から 1 mm)



(b) 管内面温度

図 16 温度変動範囲の分岐管軸方向分布

であった。これらの特徴は RMS 値の場合と同じである。Case 1 と Case 3 のピーク値を比較すると 1.2 倍に、Case 2 と Case 4 のピーク値は同程度であるがピークが 2 つとなっていた。これらの特徴は RMS 値の場合と同様である。

図 17 に管内面温度の変動範囲 $T_{w, \max-\min}^*$ と流体温度の変動範囲 $T_{f, \max-\min}^*$ の比の分岐管軸方向分布を示す。 $T_{f, \max-\min}^*$ が 0 に近づくと比が発散し有意な値とならないため、 $T_{f, \max-\min}^* > 0.1$ の範囲のみ記載した。図に示す通り、減衰の程度は 10% から 50% の範囲であった。いずれの条件でもそれらの比は $L=0$ 付近では約 50% であるが L が増加するにともない一旦減少し、その後上昇するピークを有する分布となっている。Case 1 と Case 2 を比較するとそのピーク値は Case 2 の方が大きくなっている。この傾向は RMS 値の比と同様であった。Case 3 と Case 4 との比較結果も同様である。Case 1 と Case 3 を比較すると入口温度差の増加によりそのピーク値は大きくなっていた。Case 2 と Case 4 の比較では、そのピーク値は同程度であったが、Case 4 ではより深い位置でもその比が低下する傾向はなかった。これらの特徴は RMS 値の比の場合と同じであった。

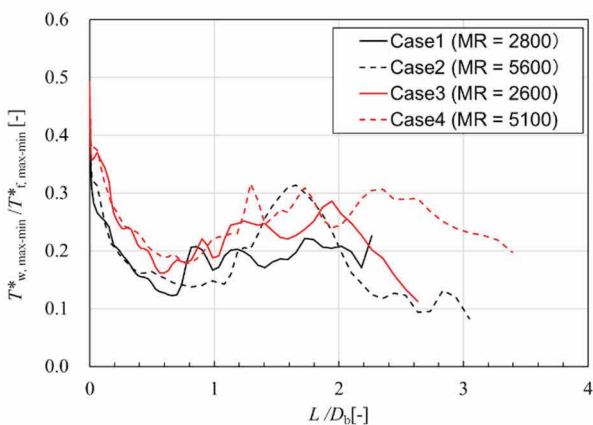


図 17 温度変動範囲の比の分岐管軸方向分布

4. 結言

T 字管の高低温水合流部における衝突型逆流現象を対象に数値シミュレーションを実施し、合流前温度差が、分岐管内面近傍の流速および温度分布に与える影響を調べた。特に、逆流による分岐管内面の熱疲労を想定し、分岐部のコーナー位置 ($L=0$) から鉛直上向き方向の分布特性を明らかにした。主管側の入口流速は $U_m=3 \text{ m/s}$ とし、分岐管側の入口流速を $U_b=0.078 \text{ m/s}$ と $U_b=0.11 \text{ m/s}$ に変化した 2 条件の運動量比に対し、温度差 (30°C と 150°C) が無次元化した流速および温度分布に与える影響を調べ

た。数値シミュレーションでは、配管も含む流体・構造熱連成解析による非定常計算を行った。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 分岐管内面近傍における鉛直上向き (z 方向) の時間平均流速は、 $L=0.2D_b$ 付近でピークとなる分布となっていた。一方、速度変動量 (RMS 値) は、 $L=0$ 付近で最大となり、一旦減少したのち $L=1.0D_b$ から $L=2.0D_b$ 付近でピークを有する分布となっていた。合流前温度差が増加するとそれらのピーク値は増加していた。浮力の効果や主流の温度の増加により動粘度が低下するため増加したと考えられる。
- (2) z 方向速度の最大値が零となる位置を逆流による最大侵入深さとした場合、その最大侵入深さは合流前温度差が増加すると $U_b=0.078 \text{ m/s}$ の条件で 1.3 倍、 $U_b=0.11 \text{ m/s}$ の条件で 1.2 倍となっていた。
- (3) 分岐管内面近傍における流体と管内面の時間平均温度は逆流した高温水が低温水と混合することにより z 方向に単調に減少する傾向があった。また、温度差が上昇するに伴い、時間平均温度は増加する傾向があった。これは、逆流の速度が増加することで、逆流侵入深さが深くなったためと考えられる。
- (4) 流体温度および管内面温度の RMS 値の分布は $L=0$ 付近で最大となり、一旦減少した後、増加に転じ、 $L=1.0D_b$ から $L=2.0D_b$ 付近でピークを有する分布となっていた。高温水の逆流先端と鉛直上方から流入する低温水との境界部で変動が増加したことによりピークが発生したと考えられる。合流前温度差が増加しても流体温度の変動量のピーク値は同程度であったものの、管内面温度の変動量のピーク値は $U_b=0.11 \text{ m/s}$ の条件で 1.3 倍となっていた。また、管内面の温度変動が発生する位置は、 $U_b=0.078 \text{ m/s}$ の条件で 1.3 倍、 $U_b=0.11 \text{ m/s}$ の条件で 1.1 倍深くなっていた。
- (5) 熱疲労評価では発生する応力の振幅が重要であるため、RMS 値に加えて温度変動範囲の分布も調べた。その結果、合流前温度差がその分布に与える影響については、RMS 値の場合と大差はなかった。
- (6) 流体から配管への熱伝達の過程で管内面の温度変動の RMS 値は、壁近傍の流体温度変動の 15% から 40% の範囲で、温度変動範囲では 10% から 50% の範囲で低下していた。合流前温度差が増加すると、速度変動量が増加する位置では熱伝達の促進によりその減衰効果が小さくなっていた。

引用文献

- (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) Miyoshi, K., Utanohara, Y. and Kamaya, M., “Penetration flow into a branch pipe causing thermal fatigue at a mixing tee”, Nuclear Engineering and Design 360 (2020), 110496.
- (3) Miyoshi, K., “Heat transfer process for penetration flow into a branch pipe causing thermal fatigue at a T-junction”, Nuclear Engineering and Design 417 (2024), 112885.
- (4) IAEA (International Atomic Energy Agency), Assessment and Management of Ageing of Major Nuclear Power Plant Components Important to Safety Primary Piping in PWRs, IAEA-TECDOC-1361, IAEA, Vienna, (2003).
- (5) 歌野原陽一, 三好弘二, 釜谷昌幸, “T字配管における衝突型逆流現象の数値シミュレーション”, INSS JOURNAL, Vol.28, pp.75-82, (2021).
- (6) ANSYS, Inc., ANSYS Fluent 理論ガイド, Fluent 2021 R1, (2021), 4.15.2.2.
- (7) ANSYS, Inc., ANSYS Fluent 理論ガイド, Fluent 2021 R1, (2021), 4.15.3.1.
- (8) 神田誠, 梅田賢治, 三宅修平他, 原子力教科書 原子力プラント工学, オーム社, p.89, (2009).