高レイノルズ数エルボ管流れにおける熱伝達率に基づく形状係数

恒吉 達矢^{*1}, 伊藤 高啓^{*1}, 辻 義之^{*1}Geometry factor obtained from wall heat transfer coefficient
in high Reynolds number elbow flowTatsuya TSUNEYOSHI^{*1}, Takahiro ITO^{*1} and Yoshiyuki TSUJI^{*1}^{*1} Department of Energy Engineering and Science, Nagoya University
Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya 464-8603, Japan

Received: 31 August 2017; Revised: 30 January 2018; Accepted: 18 February 2018

Abstract

Flow accelerated corrosion (FAC) is one of the causes for wall thinning mechanisms in carbon steel pipes. Prediction of geometry factor is the key elements for estimation of FAC. Geometry factor is defined as the ratio of wall mass transfer coefficient in the piping systems such as elbow to that in a straight pipe. In this study, geometry factor of the elbow pipe is computed by using large eddy simulation (LES) for $Re=45000$, 180000 and 540000 . Mass transfer coefficient is evaluated based on the calculations simulating the heat transfer phenomena, instead of the mass transfer. Geometry factors obtained from the heat transfer coefficient by LES are good agreement with experimentally measured values by electrochemical method at $Re=45000$. Geometry factors on the outer side of the elbow are affected by strong shear flow and decrease with increase of Re . Geometry factors on inner side become large due to the unsteady swirling flow and they slightly depend on Re . The maximum of geometry factors are found on inner side near elbow outlet and their values are 2.38, 2.04, 1.76 for $Re=45000$, 180000 , 540000 , respectively.

Keywords : Flow accelerated corrosion, Mass transfer, Heat transfer, Geometry factor, Elbow, LES

1. 緒 言

原子力発電プラントの炭素鋼配管における減肉事象の一因として、流れ加速型腐食 (Flow Accelerated Corrosion, 以下 FAC と略す) には十分な注意を要する。FAC とは配管内で生じる複雑流動により、炭素鋼配管内壁からの鉄イオンの溶解および拡散が促進され、減肉が進行する現象である (Dooley and Chexal, 2000)。FAC の根本的な要因は腐食であり、キャビテーション等の流体の機械的作用による減肉とは区別される。FAC は流れが複雑な乱流となる個所で生じ、オリフィスやエルボ等の種々の配管要素において FAC による減肉が発生していることが報告されている (日本機械学会, 2014)。原子力プラントの高経年化が進む中で、配管安全管理のために減肉予測の精度向上が強く求められている。FAC は配管内壁から流体中への物質伝達現象であり、流体力学的な作用の影響は、壁面からの鉄イオンの溶出速度を表す物質移行係数として定量的に評価することができる。減肉予測の観点からは、対象とする配管要素における物質移行係数 k_c と直円管における物質移行係数 k_{c0} の比として定義される形状係数 k_c/k_{c0} として相対的な FAC の危険性を評価することが有用である。

著者らはオリフィス下流およびエルボ管流れを対象に数値計算ならびに電気化学実験により形状係数の算出を行なった (恒吉他, 2017)。数値計算では、LES (Large Eddy Simulation) により流動場および鉄イオンの濃度場を模擬した温度場の計算を行い、熱伝達率に基づく形状係数を算出した。実験では、作用極として点電極を用いた対流ボルタンメトリーにより物質移行係数を測定して形状係数を導出した。その際、試験部配管を伝導体を用いて作

No.17-00387 [DOI:10.1299/transjsme.17-00387], J-STAGE Advance Publication date : 27 February, 2018

本論文は、第22回動力・エネルギー技術シンポジウム 講演論文集(2017), No.F133の掲載内容に基づいた論文である。

^{*1} 正員, 名古屋大学 工学研究科 (〒464-8603 愛知県名古屋市千種区不老町)

E-mail of corresponding author: t-tsuneyoshi@energy.nagoya-u.ac.jp

成し、試験部内壁も作用極として機能させることで、測定点電極上だけではなく内壁全体での物質伝達を生じさせた全面電極条件における物質移行係数の測定を行った。その結果、点電極を単独で作用させた場合と壁面全面に通電した場合の形状係数は定性的に大きく異なることを明らかにした。また、数値計算により求めた熱伝達率に基づく形状係数と全面電極条件で測定した形状係数は定量的に一致することを示した。

エルボ管では、非定常性の強い3次元的に複雑な流れ(結城他, 2004, Tanaka and Ohshima, 2012, Vester et al., 2016)が生じるだけでなく、流れ場にレイノルズ数依存性(河村他, 2002, 岩本他, 2010)が存在することが知られている。著者らのエルボ管流れを対象とした電気化学実験(恒吉他, 2017)は、 $Re = 4.5 \times 10^4$ という条件で実施しており、レイノルズ数が 10^6 オーダーとなるプラント実機配管の形状係数予測として実験値をそのまま適用することはできない。エルボ管における圧力損失係数のレイノルズ数依存性(Shiraishi et al., 2006)を考慮すると、エルボ管形状により多少異なるが、概ねレイノルズ数が 4×10^5 まではエルボ管流れに強いレイノルズ数依存性が存在し、レイノルズ数が 4×10^5 を超えるとエルボ管形状より一意に定まる流れが形成されると期待される。そのため、Ono らはレイノルズ数依存性が残っている条件として $Re = 1.8 \times 10^5$ 、十分な高レイノルズ数条件として $Re = 5.4 \times 10^5$ の2条件で PIV による流動場測定を行なっている(Ono et al., 2011)。電気化学実験で用いた室内実験ループにおいて、 10^5 オーダーのレイノルズ数を実現することは困難である。そこで、本研究では電気化学実験に合わせた $Re = 4.5 \times 10^4$ の数値計算(恒吉他, 2017)に加えて、実機プラント配管を視野に入れた高レイノルズ数条件として $Re = 1.8 \times 10^5, 5.4 \times 10^5$ における数値計算を実施し、エルボ管の形状係数を明らかにすることを目的とする。

LES 計算においては壁面近傍の計算手法に関して、密なメッシュを配置し微細な乱流構造まで直接的に解像する方法と、比較的荒いメッシュを用いつつ壁関数の適用や RANS(Reynolds Averaged Navier-Stokes)とのハイブリッドモデルにより計算する方法がある。熱伝達や物質伝達を対象とした LES では、計算精度が高く、詳細なスカラー輸送の解析が可能な前者の方法が望まれる。ただし、解析しようとする壁面近傍の渦スケールは、レイノルズ数の増加とともに小さくなる。また、水の熱伝達のような高プラントル数条件においては、温度場の変動スケールは流動場の変動スケールよりもさらに小さくなる。そのため、レイノルズ数が 10^5 オーダーの流動場における熱伝達の LES 計算のためには、数億セルのメッシュを必要とし、スーパーコンピュータを用いた大規模並列計算が必須となる。平行平板間乱流のような典型的壁乱流を対象にインハウスコードを用いた大規模計算は既に行われているものの、工学的な複雑流動場を対象に大規模計算が実施された例はほとんどない。工学的な流動場計算では、商用コードが広く利用されているが、大規模な並列計算に対してはライセンスに関連した制約が多く容易ではない。本研究では、並列計算時のライセンスの制限がないオープンソースコードの OpenFOAM を用いることで、複雑流動場を対象とした並列数が 1000 を超える規模での LES 計算に基づく解析を実現した。

2. 数値計算方法

2・1 LES の計算条件

エルボ管流れを対象に、LES により流動場ならびに温度場の非定常計算を実施した。LES の計算条件を表 1 に示す。計算条件は、管直径 D および断面平均流速 V_{20} を用いて定義されるレイノルズ数 $Re (= V_{20}D/\nu)$ が 4.5×10^4 とした既報の計算(恒吉他, 2017)と同様であり、概要を以下に記す。計算には数値流体のオープンソースコードである OpenFOAM(version 2.2.1)を用いた(OpenCFD, 2015)。本計算では、鉄イオンの濃度場を模擬したスカラー場として温度場の計算を行っている。OpenFOAM の標準ソルバのひとつである pimpleFoam をベースに、パッシブスカラーとして温度場を計算するようにコードの追加および修正をしている。LES の乱流モデルは動的スマゴリンスキーモデル(Germano et al., 1991)を用いた。作動流体は非圧縮性を仮定し、物性値は温度 300 K の水として動粘度 ν 、熱伝導率 λ 、温度拡散率 α を定数で与えている。このとき、プラントル数 Pr は約 5.8 である。サブグリッドスケールの乱流熱拡散の算出に用いる乱流プラントル数 Pr_t は 0.9 とした。レイノルズ数は 4.5×10^4 に加えて、 1.8×10^5 、 5.4×10^5 の3条件とした。統計処理時間 t はそれぞれ 2.25 秒、0.54 秒、0.18 秒である。これは、おおよそ $V_{20}t/D = 43$ であり、計算領域を断面平均流速で 3 回程度流下するのに要する時間である。時間発展は 2 次精度後退差分を用いた陰解法である。移流項は制限関数に superbee (Roe, 1985)を用いた TVD スキームを適用した。拡散項は 2 次精度中心差分である。図 1 に計算領域の概要を示す。エルボ管の形状は、曲り中心から管軸中心までの距離で定義される曲率半径が $R_c/D = 1.5$ の 90 度エルボである。計算領域は、エルボの上流側、下流側に $6D$

の長さを設定した．入口境界には mappedPatch という境界条件を適用し，下流方向長さ $4D$ の位置の断面における物理量を参照して入口の値を定めている．これにより，入口から下流方向長さ $4D$ の区間は発達乱流を生成するドライバーストとして機能する．

2・2 温度場の計算条件および熱伝達率に基づく形状係数の算出方法

温度場の計算条件は，水の入口断面における平均温度が 300 K に対して，壁面は $\theta_{tw} = 310$ K の一様な等温加熱条件である．入口境界条件の mappedPatch において断面平均温度が 300 K になるように補正を行ない，ドライバースト区間において発達した温度場を形成して，エルボ部へ流入させている．温度場計算の結果から，次式により壁面の熱伝達率 h を求める．

$$h = \frac{q_w}{\theta_{tw} - \theta_{tb}} \quad (1)$$

ここで， q_w は加熱壁面における熱流束であり，熱伝導率 λ と壁面の温度勾配から算出される． θ_{tw} は加熱壁面の温度， θ_{tb} は流体のバルク温度である．本計算では入口管軸中心の温度を θ_{tb} として熱伝達率を求めている．本計算の温度場は，鉄イオンの濃度場を模擬しており，壁面の物理量として熱伝達率 h が物質移行係数 k_c に相当する．よって，熱伝達率に基づく形状係数は式(2)となる．ここで，下付きのゼロは円管発達乱流における値を表しており，本計算ではドライバースト部の平均値として求めた．

$$\frac{k_c}{k_{c0}} = \frac{h}{h_0} \quad (2)$$

Table 1 Conditions of large eddy simulation in elbow flow.

Software	OpenFOAM (2.2.1)	
Solver	Modified pimpleFoam	
Turbulent model	Dynamic Smagorinsky model	
Fluid	Water (300 K)	
	Kinematic viscosity	$\nu=8.5735 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$
	Thermal conductivity	$\lambda=0.6104 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$
	Thermal diffusivity	$\alpha=1.466 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$
	Prandtl number	$Pr=\nu/\alpha=5.847$
	Turbulent Prandtl number	$Pr_t=0.9$
Time integration	Implicit unsteady	
Transient term	2nd-order backward difference scheme	
Convection term	2nd-order total variation diminishing scheme	
Diffusion term	2nd-order central difference scheme	
Boundary conditions	Inlet	Fully developed
	Outlet	Constant total pressure
	Wall	Non slip
Reynolds number	$Re=V_{z0}D/\nu=4.5 \times 10^4, 1.8 \times 10^5, 5.4 \times 10^5$ (V_{z0} : Cross sectional mean streamwise velocity)

Fig.1 Mesh adopted for the calculation of elbow flow.

Table 2 Cell size and number of cells.

Re	4.5×10^4	1.8×10^5	5.4×10^5
L_r^+	0.4-35	0.4-33	0.4-55
L_θ^+	26	25	25
L_z^+	78	75	75
$N_{r\theta}$	8256	38304	148608
N_z	431	1508	3948
N_{total}	3.56×10^6	5.78×10^7	5.87×10^8

2・3 座標系の定義

図1にはポスト処理のために定義した座標系を示した。流れ方向の座標として、エルボ上流ではエルボまでの距離 z_{in} ，エルボ内では曲り角 ϕ ，エルボ下流ではエルボからの距離 z_{out} を用いる。円管断面の周方向の角度 θ はエルボ背側を 0° ，エルボ腹側を $\pm 180^\circ$ とする。管軸を含む中央断面において，エルボ腹側壁面をゼロとしたエルボ背側方向への位置 y を定義する。下付き添え字の r ， θ ， z はそれぞれ径方向，周方向，流れ方向を表す。

2・4 メッシュ条件

メッシュは図1に示した通り，ヘキサメッシュ(6面体セル)を用いた。セルサイズ L はレイノルズ数により変えており，円管発達乱流における摩擦速度 u_τ を用いた無次元数 $L^+ (= u_\tau L / \nu)$ で表した場合に同程度の値となるように設定している(表2)。エルボ管流れの熱伝達計算においては，エルボ部で生じる偏流や2次流れという比較的大きなスケールの流動構造とともに，壁面近傍の小さなスケールの流動や熱輸送を適切にとらえる必要がある。レイノルズ数を増加させた際には，壁面近傍の相対的な流動のスケールは小さくなるが，無次元化したセルサイズ L^+ を等しくすることで，熱伝達計算の精度を一定に保つことができる。 L^+ の値の選定については次項で詳しく述べる。表2には円管断面のセル数 $N_{r\theta}$ および流れ方向のセル数 N_z を示した。計算領域全体のセル数 N_{total} は，レイノルズ数 4.5×10^4 ， 1.8×10^5 ， 5.4×10^5 に対してそれぞれ 3.56×10^6 ， 5.78×10^7 ， 5.87×10^8 である。

2・5 エルボ管流れにおける熱伝達計算のメッシュ解像度依存性

レイノルズ数が 4.5×10^4 のエルボ管流れを対象として，表3に示すセルサイズの異なる4条件で計算を行ない，計算精度のメッシュ解像度依存性を検討した。Case1のメッシュが最も粗く，Case4が最も細かい。Case3が本計算で用いたセルサイズである。Case1からCase2においてセルサイズを3/4倍，Case2からCase3およびCase3からCase4においてセルサイズを2/3倍程度細かくしている。ただし，壁面近傍の壁垂直方向のメッシュが粗いと，計算精度が著しく低下するため，全てのCaseで壁面第1層セルの厚さは $L_r^+ = 0.4$ ，壁垂直方向への伸長率は1.2としている。これは，プラントル数を用いて表される温度場計算における相対的なセルサイズ $L^{++} (= Pr^{1/2} L^+)$ において，壁面第1層セルの厚さがおおよそ $L_r^{++} = 1$ となり，壁乱流のLES(森西他, 2000)と比較して十分な解像度を有している。

図2に計算結果としてエルボの背側($\theta = 0^\circ$)と腹側($\theta = 180^\circ$)の線上における熱伝達率をヌセルト数 Nu で示す。エルボの背側では，主に流れ方向流速の偏りにより熱伝達が増加するが，熱伝達に影響する流動構造のスケールが大きいため，計算精度のメッシュ解像度依存性は小さい。一方，エルボの腹側出口周辺では，2次流れに起因する非定常性の強い流れにより熱伝達が促進されるが，熱輸送に寄与する流動構造のスケールが小さい。そのため，メッシュが粗くなると，ヌセルト数の最大値や最大となる位置を見誤る。Case3の結果はCase4に対して，わずかにヌセルト数の値を過小評価しているが，分布形状はよく一致している。よって，Case3のメッシュは，

エルボ腹側の比較的スケールの小さな流動構造によるスカラー輸送の過程を計算可能な程度に細かく、エルボ管流れの熱伝達現象を解析するのに適切なメッシュ解像度を有していると考えられる。

Table 3 Validation conditions for elbow flow at $Re=4.5 \times 10^4$.

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
L_r^+	0.4~59	0.4~44	0.4~35	0.4~25
L_θ^+	51	38	26	17
L_z^+	156	117	78	52
N_{total}	7.46×10^5	1.52×10^6	3.56×10^6	8.47×10^6

Fig.2 Effect of mesh resolution on Nusselt number in elbow flow for $Re = 4.5 \times 10^4$, (a) $\theta = 0^\circ$, (b) $\theta = 180^\circ$. Mesh resolution is shown in table 3, - - - -: Case 1,: Case 2, - · - · -: Case 3, —: Case 4.

2・6 OpenFOAM を用いた大規模並列計算

OpenFOAM におけるメッシュの取り扱いは非構造格子であり、メッシュは通し番号であるラベルで管理される。OpenFOAM の標準的なコンパイルでは、ラベルは 32 ビット整数が用いられる。32 ビット整数で表現できる最大の整数値は $2^{32}-1$ (約 21 億) である。数億セルのメッシュの作成を試みると、フェイス数が数十億となり、32 ビット整数のラベルでは表現し得なくなる。そのため、数億を超えるセルのメッシュを OpenFOAM で扱うためには、ラベルに 64 ビット整数を用いる必要がある。OpenFOAM のメジャーバージョンが 2 までは、wmake ディレクトリ配下の general ファイルにおいて、DFOAM_LABEL64 のフラグを追加してコンパイルすることで、メッシュラベルは 64 ビット整数となる。メジャーバージョンが 3 以降は、WM_LABEL_SIZE=64 と環境変数に明示することで、64 ビット整数のラベルが使用できる。

本計算には、名古屋大学のスーパーコンピュータシステムである Fujitsu PRIMERGY CX400 を用いた。ノード間並列には Intel MPI (version 4.1.1) を用い、レイノルズ数が 4.5×10^4 , 1.8×10^5 , 5.4×10^5 に対して、並列数はそれぞれ 48, 384, 1344 とした。メッシュ数が数億セル、並列数が 1000 を超える程度になると、Scotch ライブラリ等を用いた自動領域分割では、分割された領域間のフェイス数や、1つの分割領域に接続する他の分割領域の数が増加し、並列化効率が大幅に低下する。本計算では、cellDecomposition ファイルを用いて各セルの processor 番号を明示し、領域分割を手動で行うことで、分割領域間のフェイス数や接続する分割領域の数を抑制し、並列化効率の向上を図った。領域分割や計算結果の結合、結果の可視化といったプリポスト処理には、大規模共有メモリシステムである SGI UV2000 を用いた。

3. 結果および考察

3・1 エルボ管の平均流動場

図 3 に管軸を含むエルボ管中央断面における、時間平均した流れ方向流速のコンターを示す。図 4 にはエルボ入口からエルボ下流にかけてのそれぞれの位置における、壁垂直方向分布を左から順にプロットしている。流れ方向流速は断面平均流速 V_{z0} により無次元化している。エルボの入口においては、主流部の高速領域はエルボ腹側に偏っている。エルボ内で腹側からの流れの剥離とともに、高速領域は管軸中心へ移り、エルボを通過した後は背側への偏流となる。剥離した流れと壁面に挟まれた腹側出口周辺には、低速領域が形成される。本計算の曲率

半径 $R_c/D = 1.5$ の条件では、流れ方向の平均流速に逆流はみとめられない。レイノルズ数の増加により、流れの剥離点は下流側に移動し、腹側の低速領域も小さくなる傾向にある。そのため、エルボ内ではレイノルズ数が低い程、背側への流速の偏りが大きくなり、背側壁面の速度せん断も強くなる。 $Re = 4.5 \times 10^4$ の場合は、エルボ出口において背側の壁面せん断応力が最も大きくなる。レイノルズ数が増加すると、エルボを通過後に背側への偏流が強く表れるようになる。 $Re = 5.4 \times 10^5$ では、おおよそ $z_{out}/D = 2$ において背側の壁面せん断応力は最大となる。本計算で求めた流速分布は、同じ曲率半径($R_c/D = 1.5$)とレイノルズ数($Re = 1.8 \times 10^5, 5.4 \times 10^5$)を対象とした Ono ら(Ono et al., 2011)の PIV 測定の結果と概ね一致している。特に、流れの剥離によって形成される高速領域と低速領域の境目の位置はよく一致している。エルボ出口($z_{out}/D = 0$)の分布を比較すると、高レイノルズ数条件における本計算結果および Ono らの測定結果は、ともに管軸中心の近傍において流速が $V_z/V_{z0} = 1.1$ 程度で壁垂直方向に比較的平坦な分布となっている。また、壁垂直方向位置がおおよそ $y/D < 0.2$ の範囲が低速領域となっている点も共通している。ただし、低速領域における流速の値については、本計算結果では $V_z/V_{z0} = 0.55$ 程度となっているが、Ono らの測定結果は V_z/V_{z0} が 0.8 よりも高い値を示しており異なっている。この差異は、エルボへの流入条件に関して、本計算ではドライバ部を設けて完全発達乱流としているのに対して、Ono らの測定では助走距離を $10D$ と短く設定しており流れが発達段階にあるという違いによって生じたものと考えられる。

Fig.3 Contour of mean streamwise velocity in a mid-plane of the elbow, (a) $Re = 4.5 \times 10^4$, (b) $Re = 1.8 \times 10^5$, (c) $Re = 5.4 \times 10^5$. As Reynolds number increases, the separation point moves to the downstream.

Fig.4 Profiles of mean streamwise velocity at several streamwise positions.: $Re = 4.5 \times 10^4$, - - -: $Re = 1.8 \times 10^5$, —: $Re = 5.4 \times 10^5$.

3・2 エルボ出口における瞬時の2次流れ

図 5 に $Re = 5.4 \times 10^5$ の場合のエルボ出口断面における瞬時の2次流れを、径方向流速 v_r と周方向流速 v_θ を合わせた速度 $v_{r\theta} = \sqrt{v_r^2 + v_\theta^2}$ のベクトルとコンターで示す。図 5 の(a)と(b)は壁面に沿う腹側への時計回りまたは反時計回りのどちらかの2次流れが特に強くなった瞬間を示している。この両方向の旋回流は強弱が周期的に入れ替わるが、どちらか片方の旋回流が他方に卓越している時間は短く、時系列データの中で占める割合は低い。時系列データの中の多くで、図 5(c)のように左右から同程度の強さの2次流れが腹側に流れ込み、細かな擾乱が腹側壁面近傍で発生する様子が確認できた。 $Re = 4.5 \times 10^4$, 1.8×10^5 の場合も、生じる乱れのスケールは異なるものの、2次流れの様相は $Re = 5.4 \times 10^5$ の場合と同様である。

Fig.5 Instantaneous swirling flow in a cross section of the elbow outlet for $Re = 5.4 \times 10^5$. (a) Strong secondary flow in clockwise or (b) counter-clockwise appeared intermittently. (c) Usually, secondary flow in both directions of the same strength occurred.

3・3 乱流エネルギー分布

エルボ出口断面における乱流エネルギー分布を図6に示す。図5に示した2次流れにより、エルボ出口の腹側では特に高い乱流エネルギーが生じる。 $Re = 4.5 \times 10^4$ の場合は、腹側の乱流エネルギーが高い領域の周方向への広がり大きい。レイノルズ数が増加すると、乱流エネルギーが高い領域は狭まる。図7にはエルボ管中央断面における乱流エネルギーのコンターを示す。腹側の乱流エネルギーが高い領域の流れ方向への広がりも $Re = 4.5 \times 10^4$ の場合が最も大きく、レイノルズ数の増加とともに空間的広がりも縮小する。乱流エネルギーの最大値も $Re = 4.5 \times 10^4$ が最も高い。レイノルズ数の増加に対して乱流エネルギーの最大値は減少傾向にあるが、 $Re = 1.8 \times 10^5$ と $Re = 5.4 \times 10^5$ の差異は小さい。

Fig.6 Contour of turbulent kinetic energy in a cross section of the elbow outlet, (a) $Re = 4.5 \times 10^4$, (b) $Re = 1.8 \times 10^5$, (c) $Re = 5.4 \times 10^5$.

Fig.7 Contour of turbulent kinetic energy in a mid-plane of the elbow, (a) $Re = 4.5 \times 10^4$, (b) $Re = 1.8 \times 10^5$, (c) $Re = 5.4 \times 10^5$.

3・4 平均温度分布

図8に時間平均した温度のコンターを示す。平均温度 θ_t は入口管軸中心で求めたバルク温度 θ_{tb} との温度差をとり、壁面とバルクの温度差 $(\theta_{tw} - \theta_{tb})$ により無次元化している。平均温度はおおよそ流れ方向の平均流速と対称な分布となる。エルボ出口からエルボ下流にかけて、背側への高速領域の偏流が強くなる領域において、比較的低温の流体が背側の壁面方向へ偏って存在している。一方、エルボ腹側では、流れの剥離の後流の低速領域において、流体の平均温度が高くなっている。このエルボ腹側の低速領域は、レイノルズ数の増加とともに空間的な広がりも縮小するが、流動場の変化にあわせて平均温度が高くなる領域も小さくなる。ただし、エルボ出口ではレイノルズ数が低い場合により広い範囲で温度が上昇するが、エルボ通過後にその差異は小さくなる。また、エルボ腹側における平均温度の上昇幅もレイノルズ数への依存性は小さい。

Fig.8 Contour of mean temperature in a mid-plane of the elbow, (a) $Re = 4.5 \times 10^4$, (b) $Re = 1.8 \times 10^5$, (c) $Re = 5.4 \times 10^5$.

3・5 熱伝達率に基づくエルボ管の形状係数

熱伝達率 h に基づく形状係数 h/h_0 のコンターを図9に示す。図中の左側にはエルボ管の背側と腹側からの俯瞰図、右側には壁面の展開図を示す。図10にはレイノルズ数を変えた場合の背側($\theta = 0^\circ$)と側壁($\theta = 90^\circ$)と腹側($\theta = 180^\circ$)の線上における形状係数分布を示す。 $Re = 4.5 \times 10^4$ における分布をみると、エルボ内の背側を中心として形状係数の値が高い領域と、エルボ腹側出口を中心として値が高い領域が広がっていることがわかる。図10には、 $Re = 4.5 \times 10^4$ の条件において電気化学的手法により直接的に物質移行係数 k_c を測定して求めた形状係数 k_c/k_{c0} (恒吉他, 2017)をあわせて示した。背側($\theta = 0^\circ$)では計算値は実験値に対して形状係数を過大評価する傾向がみとめられるが、側壁($\theta = 90^\circ$)と腹側($\theta = 180^\circ$)の分布はよく一致している。また、腹側における形状係数の最大値を比較すると、実験値の方が計算値よりも高い値を示しているが、その差はわずかであり温度場計算によって乱流スカラー輸送の効果を適切に反映した形状係数を算出できていると考えられる。

レイノルズ数の増加に対して、エルボ管の形状係数は概ね減少する傾向にある。特にエルボ内の背側では大幅な形状係数の減少が確認できる。ただし、レイノルズ数が増加すると、背側の形状係数の最大値はエルボの下流に表れるようになる。これは、エルボ背側の形状係数の増加が、主に流れ方向流速の偏りによって生じており、図3, 4に示したように、レイノルズ数が増加するとエルボ内ではなくエルボ通過後に背側への偏流が強くなるためである。腹側の分布をみると、出口周辺の形状係数が高い領域は、レイノルズ数の増加に対して空間的な広が

Fig.9 Contour of geometry factor obtained from heat transfer coefficient, (a) $Re = 4.5 \times 10^4$, (b) $Re = 1.8 \times 10^5$, (c) $Re = 5.4 \times 10^5$.

Fig.10 Profile of geometry factor for streamwise direction at several circumferential angles, (a) $\theta = 0^\circ$, (b) $\theta = 90^\circ$, (c) $\theta = 180^\circ$. Lines are present numerical simulation results obtained from heat transfer coefficient for high Reynolds number, $\cdots$: $Re = 4.5 \times 10^4$, $---$: $Re = 1.8 \times 10^5$, $—$: $Re = 5.4 \times 10^5$. Symbols ($\square$) are experimental values from mass transfer coefficient measured by electrochemical method for $Re = 4.5 \times 10^4$ (Tsuneyoshi et al., 2017).

りが減少し、値も小さくなる。この腹側出口の形状係数は、乱流エネルギーの分布に強く依存しており、形状係数の減少は速度変動によるスカラー輸送が弱まるためと考えられる。ただし、いずれのレイノルズ数においても形状係数の最大値は腹側出口の近くに存在しており、 $Re = 4.5 \times 10^4, 1.8 \times 10^5, 5.4 \times 10^5$ に対して $h_{max}/h_0 = 2.38, 2.04, 1.76$ である。 $Re = 1.8 \times 10^5$ と $Re = 5.4 \times 10^5$ の間ではレイノルズ数に依存した形状係数の変化がみとめられるが、圧力損失係数のレイノルズ数依存性を考慮すると、さらにレイノルズ数を増加させた際の形状係数の変化は緩やかになると考えられる。また、形状係数の最大値のレイノルズ数依存性は単調減少する傾向にあり、さらにレイノルズ数を増加させた際にその傾向から転じて急激に形状係数が増加する危険性は低いと考えられる。

3・6 壁垂直方向のスカラー輸送

エルボ管における複雑流動と壁面の形状係数の増減について解析を行ってきたが、ここから、伝達現象の本質である流動場中のスカラー輸送について考察する。強制対流熱伝達では乱流による熱輸送が強く働くが、壁面境界における熱の移動はあくまでも熱伝導である。また、壁面近傍の流動場には粘性の影響を強く受ける粘性底層が存在しており、温度場においても熱伝導が支配的な伝達底層を通して熱輸送が行われる。熱伝達現象において、複雑流動がこの熱輸送の過程にどのように影響を及ぼしているかという点は非常に重要である。

図 11 に壁垂直方向の熱流束分布を示す。実線は熱伝導による熱流束、破線は乱流の速度変動による熱流束をそれぞれ表す。熱伝導による壁垂直方向の熱流束 $q_{vis} = \alpha(d\theta_t/dr)$ は温度拡散率 α と平均温度勾配の積であり、乱流熱流束 $q_{turb} = -\overline{v_r'\theta_t'}$ は速度変動 v_r' と温度変動 θ_t' の積の時間平均値である。縦軸の熱流束は、ドライバーの円管発達乱流における摩擦速度 $u_{\tau 0}$ と摩擦温度 $t_{\tau 0}$ により無次元化している。横軸は壁面からの距離を摩擦速度 $u_{\tau 0}$ を用いて無次元化して対数でプロットしている。 $u_{\tau 0}$ と $t_{\tau 0}$ の壁変数を用いて無次元化することで、異なるレイノルズ数のエルボ管流れにおける熱流束の相対的な増減を比較することができる。円管発達乱流(図 11(a))においては、レイノルズ数の増加に対して、主流部の乱流熱流束が支配的な領域が広がるが、壁面近傍の熱伝導と乱流熱流束の分布は変化しない。エルボ背側出口(図 11(b))では、壁面近傍の乱流熱流束は円管発達乱流に比べて減少するが、熱伝導は増加している。これは、乱れの少ない主流部の高速領域が、エルボ背側への偏流となっていることに対応している。特に $Re = 4.5 \times 10^4$ の熱伝導の増加は著しい。エルボ背側出口の熱流束分布から、壁面から離れた位置における乱流熱流束の増加は、熱伝達に大きくは影響を及ぼさないことがわかる。エルボ腹側入口(図 11(c))では、 $Re = 4.5 \times 10^4$ においてわずかに熱伝導と乱流熱流束の増加が確認できるが、高レイノルズ数条件では円管発達乱流の熱流束分布と大きな違いはみとめられない。エルボ腹側出口(図 11(d))では、乱流熱流束が壁面

近傍まで比較的に大きな値を持っている。腹側出口の壁面近傍は速度せん断が強いが、伝導底層の上部で大きな乱流熱流束が生じているため、相応に熱伝導も大きくなっている。レイノルズ数が高くなると、乱流熱流束の最大値は低下するが、壁面近傍の乱流熱流束の減少は緩やかである。

Fig.11 Distributions of the wall normal heat flux. Solid lines are heat conduction $q_{vis} = \alpha(d\theta_t/dr)$ and dashed lines are turbulent heat flux $q_{turb} = -\overline{v_r'\theta_t'}$. Both heat fluxes are normalized by the friction velocity $u_{\tau 0}$ and the friction temperature $t_{\tau 0}$ in the driver. The color of the line represents Reynolds number (blue: $Re = 4.5 \times 10^4$, green: $Re = 1.8 \times 10^5$, red: $Re = 5.4 \times 10^5$). At the elbow outlet of inner side, turbulent heat flux strongly affects the wall heat transfer.

3・7 エルボ管流れで生じる渦構造と乱流スカラー輸送

熱伝達を大きく増加させる要因として、流動場中の渦構造に注目する。図 10 に速度勾配テンソルの第 2 不変量 Q の等値面により可視化した渦構造を示す。異なるレイノルズ数の条件に対して、 Q 値は円管発達乱流における摩擦速度 $u_{\tau 0}$ を用いて無次元化した値 $Q^+ (= Qv^2/u_{\tau 0}^4)$ が等しくなるようにしている。可視化した渦は比較的強度の高い渦であるが、主にエルボの腹側で生じていることがわかる。エルボ内では、強い 2 次流れの成分を含んだ旋回流に沿って、流れ方向に伸びた渦が生じている。エルボ腹側出口では、流れ方向に伸びていた渦が湾曲し、下流に進むにつれて壁面近傍から主流部へと離脱していく。腹側出口周辺の渦構造は、レイノルズ数の増加に対して、渦が発生する空間的な広がり小さくなるが、同程度の強度の渦が発生していると考えられる。

エルボ腹側の渦構造と乱流熱流束の関係について考察する。図 12 に腹側出口周辺の瞬時の温度場と乱流熱流束を示す。乱流熱流束 $-\overline{v_r'\theta_t'}$ は壁面の熱伝達を促進する効果のある sweep ($v_r' > 0, \theta_t' < 0$) と ejection ($v_r' < 0, \theta_t' > 0$) の成分をそれぞれ寒色と暖色で示している。sweep と ejection は壁乱流におけるレイノルズ応力に対して用いられている用語であるが、ここでは現象の相似性から乱流熱流束に対して同様に適用する。腹側出口周辺は剥離流れの背後の低速領域にあたり、温度は剥離流れの主流部と比較して高くなっている。剥離流れに沿った低温流体と高温流体の境目では、sweep と ejection の両方が強く働いている。ただし、壁面から離れた位置の乱流熱流束の増加は、壁面の熱伝達には直接的には影響を及ぼさない。熱伝達に強く働くのは壁面近傍にみられる ejection による熱輸送である。この ejection を主とする乱流熱流束は、図 12 に示した強度の高い渦によりもたらされていると考えられる。 $Re = 4.5 \times 10^4$ においては、壁面近傍で生じる渦の長さスケールが相対的に大きいため、壁面近傍の渦による熱輸送と剥離流れに沿った境界での熱輸送の構造を明確に区別することが困難である。レイノルズ

数が増加すると、相対的に壁面近傍の渦の長さスケールは小さくなり、剥離流れの境界で生じる乱流熱流束と、壁面近傍での *ejection* が明確に識別できるようになる。この *ejection* による熱輸送が強く働くことにより、エルボ出口腹側は壁面近傍の平均温度が比較的高くなるのにも関わらず、壁面で高い熱伝達率を示すと考えられる。

Fig.12 Isosurface of the instantaneous Q criterion ($Q^+ = Qv^2/u_{\tau 0}^4 = 0.0028$), (a) $Re = 4.5 \times 10^4$, (b) $Re = 1.8 \times 10^5$, (c) $Re = 5.4 \times 10^5$. Vortex structures leave from the wall to the bulk at the elbow outlet of inner side.

Fig.13 Contour of instantaneous temperature and turbulent heat flux of sweep and ejection component near the elbow outlet of inner side. Turbulent heat flux $-v'_r \theta'_t$ are nondimensionalized by $V_{z0}(\theta_{tw} - \theta_{tb})$. Turbulent heat flux of sweep ($v'_r > 0, \theta'_t < 0$) and ejection ($v'_r < 0, \theta'_t > 0$) contribute to the increase of the wall heat transfer. Near wall region, ejection component works effectively.

4. 結 論

曲率半径が $R_c/D = 1.5$ の 90 度エルボ管流れを対象に、流れ加速型腐食に対する形状係数の導出を目的として、 $Re = 4.5 \times 10^4$ に加えて、高レイノルズ数条件として $Re = 1.8 \times 10^5, 5.4 \times 10^5$ において LES 計算を行った。壁面近傍の微細な渦構造まで解像する LES 計算を行うために、最大で約 5.87 億セルのヘキサメッシュを設定し、計算コードに OpenFOAM を用いて大規模並列計算を実施した。流動場計算とともに、鉄イオンの濃度場を模擬したパッシブスカラーとして温度場計算を行い、熱伝達率に基づく形状係数を算出した。また、流動場と熱輸送の解析から以下の結論を得た。

流れ方向平均流速について、レイノルズ数の増加に対して、エルボ内での高速領域の偏りは弱まる。これにより、エルボ背側壁面の熱伝達率に基づく形状係数はレイノルズ数の増加とともに減少する。エルボの腹側出口では、壁面近傍で流れ方向に伸びていた強度の高い渦が湾曲し、下流に進むにつれて壁面近傍から主流部へと離脱していく。この渦構造により高温流体の吹き上げによる強い乱流熱流束が生じ、壁面の熱伝達率も増加する。レイノルズ数の増加により、壁面近傍の強い渦が発生する領域は狭まり、壁面の形状係数もわずかに減少する。形状係数は腹側出口の近くで最大値をとり、 $Re = 4.5 \times 10^4, 1.8 \times 10^5, 5.4 \times 10^5$ に対して $h_{max}/h_0 = 2.38, 2.04, 1.76$ である。さらにレイノルズ数が高い条件に対して、エルボ管流れのレイノルズ数依存性を考慮すると、形状係数は $Re = 5.4 \times 10^5$ における値から大きくは変化しないと推定される。

文 献

- Dooley, R. B. and Chexal, V. K., Flow-accelerated corrosion of pressure vessels in fossil plants, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol.77, No.2-3 (2000), pp.85-90.
- Germano, M., Piomelli, U., Moin, P. and Cabot, W. H., A dynamic subgrid-scale eddy viscosity model, *Physics of Fluids A*, Vol.3, No.7 (1991), pp.1760-1765.
- 岩本幸治, 南浦弘尚, 十河基介, 山野秀将, 高レイノルズ数域における曲率の強いエルボ内流れの LDV 計測, *日本機械学会論文集 B 編*, Vol.76, No.765 (2010), pp.830-838.
- 河村勉, 中尾俊次, 高橋正典, エルボ下流の乱れに及ぼすレイノルズ数の影響, *日本機械学会論文集 B 編*, Vol.68, No.667 (2002), pp.645-651.
- 森西洋平, 市川明洋, 奥村隆, 中林功一, 壁乱流の LES における差分精度と格子解像度の影響, *日本機械学会論文集 B 編*, Vol.66, No.647 (2000), pp.1750-1757.
- Ono, A., Kimura, N., Kamide, H. and Tobita, A., Influence of elbow curvature on flow structure at elbow outlet under high Reynolds number condition, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.241, No.11 (2011), pp.4409-4419.
- OpenCFD, OpenFOAM: The open source computational fluid dynamics(CFD) toolbox, available from <<http://www.openfoam.com>>, (accessed on 26 May, 2015).
- Roe, P. L., Some contributions to the modeling of discontinuous flows, *Lectures in Applied Mathematics*, Vol.22 (1985), pp.163-193.
- Shiraishi, T., Watakabe, H., Sago, H., Konomura, M., Yamaguchi, A. and Fujii, T., Resistance and fluctuating pressures of a large elbow in high Reynolds numbers, *Journal of Fluids Engineering*, Vol.128, No.5 (2006), pp.1063-1073.
- Tanaka, M. and Ohshima, H., Numerical investigation on large scale eddy structure in unsteady pipe elbow flow at high Reynolds number conditions with large eddy simulation approach, *Journal of Power and Energy Systems*, Vol.6, No.2 (2012), pp.210-228.
- 日本機械学会, 配管減肉管理法の改良・実用化に向けた調査研究分科会成果報告書, P-SCCII-4 (2014).
- 恒吉達矢, 伊藤高啓, 歌野原陽一, 辻義之, 形状係数測定における壁面伝達境界条件が及ぼす影響に関する研究, *日本機械学会論文集*, Vol.83, No.847 (2017), DOI:10.1299/transjsme.16-00417.
- Vester, A. K., Örlü, R. and Alfredsson, P. H., Turbulent flows in curved pipes: recent advances in experiments and simulations, *Applied Mechanics Reviews*, Vol.68, No.5 (2016), 050802.
- 結城和久, 熊野孝保, 戸田三朗, 橋爪秀利, 村松壽晴, 90° ベンドで発生する二次流れの非定常減衰挙動, *日本機械学会論文集 B 編*, Vol.70, No.693 (2004), pp.1163-1170.

References

- Dooley, R. B. and Chexal, V. K., Flow-accelerated corrosion of pressure vessels in fossil plants, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol.77, No.2-3 (2000), pp.85-90.
- Germano, M., Piomelli, U., Moin, P. and Cabot, W. H., A dynamic subgrid-scale eddy viscosity model, *Physics of Fluids A*, Vol.3, No.7 (1991), pp.1760-1765.
- Iwamoto, Y., Minamiura, H., Sogo, M. and Yamano, H., LDV measurements of a flow in a strongly-curved elbow under a high Reynolds number condition, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol.76, No.765 (2010), pp.830-838 (in Japanese).
- Kawamura, T., Nakao, T. and Takahashi, M., Reynolds number effect on turbulence downstream from elbow pipe, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol.68, No.667 (2002), pp.645-651 (in Japanese).
- Morinishi, Y., Ichikawa, A., Okumura, T. and Nakabayashi, K., Effects of the order of accuracy of finite-difference method and grid resolution on LFS of wall turbulence, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B*, Vol.66, No.647 (2000), pp.1750-1757 (in Japanese).
- Ono, A., Kimura, N., Kamide, H. and Tobita, A., Influence of elbow curvature on flow structure at elbow outlet under high Reynolds number condition, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.241, No.11 (2011), pp.4409-4419.
- OpenCFD, OpenFOAM: The open source computational fluid dynamics(CFD) toolbox, available from <<http://www.openfoam.com>>, (accessed on 26 May, 2015).
- Roe, P. L., Some contributions to the modeling of discontinuous flows, *Lectures in Applied Mathematics*, Vol.22 (1985), pp.163-193.
- Shiraishi, T., Watakabe, H., Sago, H., Konomura, M., Yamaguchi, A. and Fujii, T., Resistance and fluctuating pressures of a

large elbow in high Reynolds numbers, Journal of Fluids Engineering, Vol.128, No.5 (2006), pp.1063-1073.

Tanaka, M. and Ohshima, H., Numerical Investigation on large scale eddy structure in unsteady pipe elbow flow at high Reynolds number conditions with large eddy simulation approach, Journal of Power and Energy Systems, Vol.6, No.2 (2012), pp.210-228.

The Japan Society of Mechanical Engineers, Research committee on improvement and practical use of pipe-wall-thinning management, P-SCCII-4 (2014) (in Japanese).

Tsuneyoshi, T., Ito, T., Utanohara, Y. and Tsuji, Y., Study on effects of wall mass transfer condition for measurement of geometry factor, Transactions of the JSME (in Japanese), Vol.83, No.847 (2017), DOI:10.1299/transjsme.16-00417.

Vester, A. K., Örlü, R. and Alfredsson, P. H., Turbulent flows in curved pipes: recent advances in experiments and simulations, Applied Mechanics Reviews, Vol.68, No.5 (2016), 050802.

Yuki, K., Kumano, T., Toda, S., Hashizume, H. and Muramatsu, T., Unsteady decay behaviour of secondary flow generated in 90-degree bends, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series B, Vol.70, No.693 (2004), pp.1163-1170 (in Japanese).