

円管内オリフィス下流域における壁面せん断応力の 時間平均と変動成分

著者	木綿 隆弘, 歌野原 陽一, 中村 晶, 木村 繁男, 小松 信義, 山田 紘司, 菅原 康裕, 中道 淳平
雑誌名	Nihon Kikai Gakkai Ronbunshu, B Hen/Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Part B
巻	79
号	799
ページ	258-262
発行年	2013-01-01
URL	http://hdl.handle.net/2297/34662

円管内オリフィス下流域における壁面せん断応力の時間平均と変動成分*

木綿隆弘*¹, 歌野原陽一*², 中村 晶*², 木村繁男*³,
小松信義*¹, 山田紘司*⁴, 菅原康裕*⁵, 中道淳平*⁵

Time-averaged and Fluctuated Wall Shear Stresses Downstream from an Orifice in a Circular Pipe

Takahiro KIWATA*¹, Youichi UTANOHARA, Akira NAKAMURA, Shigeo KIMURA,
Nobuyoshi KOMATSU, Kouji YAMADA, Yasuhiro SUGAWARA and Junpei NAKAMICHI

*¹ School of Mechanical Engineering, Kanazawa University, Kakuma-machi, Kanazawa, 920-1192, Japan

In the present study, the distributions of time-averaged and fluctuated wall shear stresses downstream from an orifice were measured using a Flow Vector Sensor of MEMS (Micro Electro Mechanical System). The air flow was supplied to a circular pipe from a blow-down wind tunnel. The diameter of the pipe is $D = 194$ mm and the diameter of the orifice is $d = 97$ mm, yielding a diameter ratio of 0.5. The axial distance from separation (orifice) to reattachment was approximately $2.5D$. Near the wall in the recirculating region, the minimum mean wall shear stress was located at approximately $x/D = 1.75$, and the maximum rms value of the wall shear stress was approximately $x/D = 1 - 2$. The experimental results were found to approximately agree with the numerical results obtained previously by Large-eddy simulation. It seems that using the fluctuated wall shear stress to estimate the FAC (Flow-Accelerated Corrosion) rate of the circular pipe wall downstream from the orifice is appropriate.

Key Words : Orifice, Pipe Flow, Wall Shear Stress, Flow Vector Sensor

1. 結 論

発電所やプラント内の配管では、流れ加速型腐食(FAC; Flow-Accelerated Corrosion)が生じて管内壁面が減肉する現象が見られる。この減肉現象の原因の一つである FAC は、炭素鋼の配管表面の酸化被膜が流れの乱れによる物質移動によって溶解が加速するというメカニズムによるとされており、特に、オリフィス下流域の配管内壁面では局所的な減肉が多く発生することが報告されている⁽¹⁾⁽³⁾。筆者らはこれまで、流れ加速型腐食に及ぼす流れ場の影響を評価するために、評価パラメータとして壁面せん断応力に注目し、オリフィス下流の実験による腐食速度分布と数値計算による壁面せん断応力分布とを比較してきた⁽¹⁾⁽²⁾。しかし、壁面せん断応力の計算値は、実験値との比較により妥当性の検討をする必要があった。また、壁面せん断応力は、物体表面に沿って流れがある場合に壁面に作用し、壁面せん断応力の時間平均値の測定がプレストン管法、クラウザー法、熱膜センサー等により行われてきた⁽⁴⁾⁽⁵⁾。近年の半導体製造技術の発達により MEMS (Micro Electro Mechanical System) と呼ばれる技術によって空間分解能と周波数特性に優れたマイクロセンサーの開発が進んでおり、ヒーターと熱電対を組み合わせた熱式センサーによって非定常な壁面せん断応力の計測が可能となって来ている⁽⁵⁾⁽⁶⁾。本研究では、MEMS の一つであるフローベクトルセンサー(FVS; Flow Vector Sensor)⁽⁷⁾を用いて、逆流が生じるオリフィス下流域の円管内の非定常な壁面せん断応力分布の計測を行い、FAC による減肉現象との関連性について検討を行う。さらに、LES による流れの数値シミュレーション結果⁽¹⁾⁽²⁾とも比較検討を行う。

*原稿受付 2012 年 8 月 31 日

*1 正員, 金沢大学 理工研究域 機械工学系 (〒920-1192 石川県金沢市角間町)

*2 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

*3 正員, フェロー, 金沢大学 環日本海域環境研究センター

*4 金沢大学工学部 機能機械工学科

*5 金沢大学大学院 自然科学研究科 機能機械科学専攻

E-mail: kiwata@t.kanazawa-u.ac.jp

2. 実験装置および実験方法

2.1 オリフィス円管装置

実験装置概略を図1に示す。風洞装置の縮流胴から整流された空気が、直径 $D=194\text{ mm}$ 、全長 $22D$ の円管内に供給される。配管入り口から約 $12D$ 下流位置に、厚さ $0.1D$ で絞り比 0.5 のオリフィス板が取り付けられている。管壁面には、センサーを挿入するための測定孔が上下に合計 30 個設けられている。

2.2 壁面せん断応力測定方法

図2に本実験で使用したフローベクトルセンサーの概略図を示す。フローベクトルセンサー(矢崎総業製)はMEMSの一種であり、 $2\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ のシリコン板上にある中央の1個のヒーターとその周囲の8個の温度センサーから構成されている。測定原理の概念図を図3に示す。流れがない($U=0$)場合はヒーターからの熱は同心円上に広がるが、流れがある($U \neq 0$)場合はヒーターからの熱は下流側に流れていくため、温度分布が歪むことになる。したがって、一定の電圧で加熱したヒーターからの熱を8個の温度センサーで検出し、その角度 45° 毎の出力電圧のベクトルを加算することで、ある時刻の流れ(せん断応力)の方向と大きさ、つまり速度ベクトルが測定できる。なお、フローベクトルセンサーと壁面せん断応力との校正は、完全に発達した乱流速度分布を形成させるための直径 $D=51\text{ mm}$ 、全長 $57D$ の直円管路を風洞装置に付け替えて行った。壁面せん断応力の時間平均値 τ_{ave} は、距離 l での壁面の圧力差 Δp との関係式 $\tau_{ave} = \Delta p \cdot D / 4l = \lambda \rho U_{ave}^2 / 8$ から算出した。ここで、 λ は管摩擦係数、 U_{ave} は管断面平均流速である。図示していないが、平均流速 U_{ave} と時間平均の壁面せん断応力 τ_{ave} から算出される管摩擦係数 λ は、実験を行ったレイノルズ数 ($Re = U_{ave} D / \nu$) の範囲において滑らかな円管の管摩擦係数のブラジウスの実験公式 ($\lambda = 0.3164 Re^{-0.25}$) と良く一致した。図4のようにフローベクトルセンサーの出力電圧に対する壁面せん断応力の校正曲線を作成した後、同じ気温でオリフィス板下流域の壁面せん断応力の計測を行った。各測定孔でのデータは、サンプリング周波数 5 kHz で $50,000$ 点(10秒間)を取得し、時間平均値と変動値などを算出した。

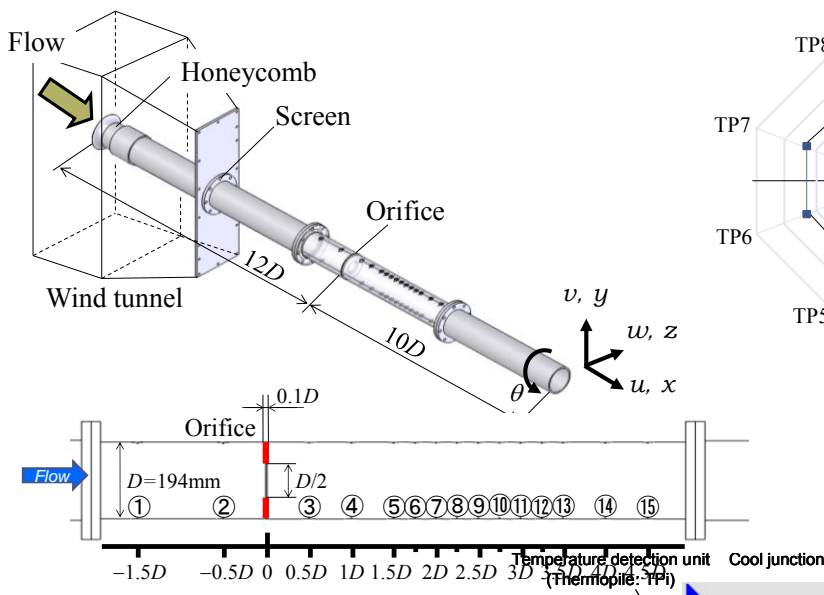


Fig.1 Schematic diagram of the experimental apparatus

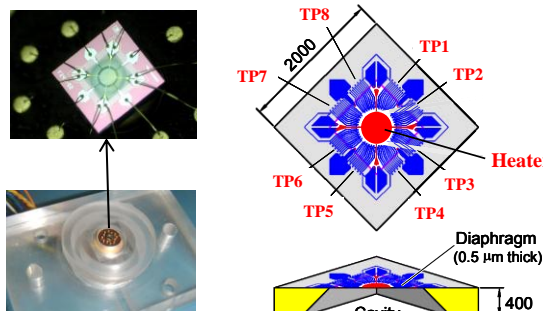


Fig.2 Flow vector sensor (unit: μm)

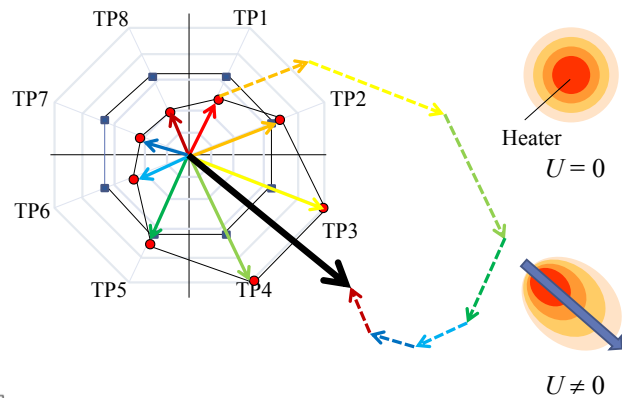


Fig.3 Principle of the measurement of a wall shear stress by the flow vector sensor

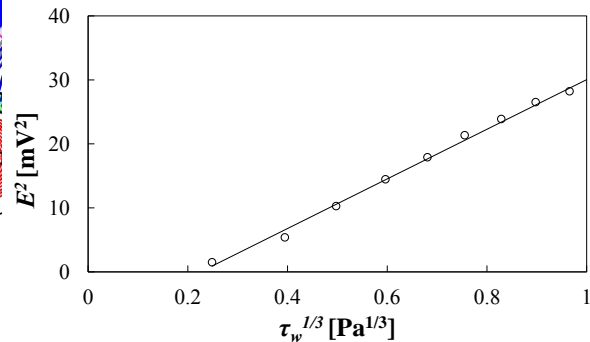


Fig.4 Calibration curve of the flow vector sensor

3. 実験結果および考察

3・1 出力波形と再付着位置

図5にフローベクトルセンサーの0.2秒間(1,000点)の出力波形(方向と大きさの時間変化)をオリフィス上流の円管断面中心流速 $U_0=2.07\sim 6\text{ m/s}$ [$Re(=U_{ave}D/\nu)=2.25\sim 6.53\times 10^4$]の場合について示す. オリフィス板に近い位置である $x/D=0.5$ では, 波形が変動している範囲はまだ小さく出力波形が x 軸の若干プラス側に分布している. しかし, 再付着点位置の $x/D=2.5$ 手前までは, マイナス側に分布し, 波形が変動している範囲も大きくなっている. それ以降は再びプラス側に分布し, 変動の範囲もやや小さくなっていく. 図6にフローベクトルセンサーにより算出した x 方向速度の順流率 γ [$= (x$ 方向の出力電圧がプラスとなった時間) / (計測時間)] 変化を示す. 流速が $U_0=2.07\sim 6\text{ m/s}$ と変化した場合, $x/D < 1.75$ において順流率 γ の分布に差異が見られるが, $x/D > 1.75$ において順流率 γ はほぼ一致しており, $\gamma=0.5$ となる再付着点位置は $x/D=2.6$ 付近である. また, 図7には, 酸化チタンの粉末とマシン油を混ぜた油膜を管内壁に塗布して, その流れを可視化観察した写真を示す. 重力の影響で円管下側の低い部分に白い油が集まってくる. $x=550\sim 600\text{ mm}$ ($x/D=2.8\sim 3.1$)付近に流跡線の方向が上流と下流に分かれている再付着点位置のラインが確認出来る. この値は, オリフィス高さ h ($=48.5\text{ mm}$)で無次元化すると, 本実験では $x/h=10.4\sim 12.4$ となり, 米田⁽⁸⁾の $x/h=10$ 付近や近江ら⁽⁹⁾の $x/h=13\sim 20$ の結果と概ね一致している.

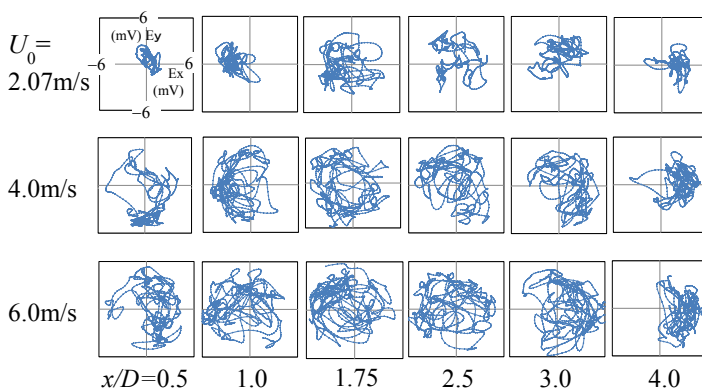


Fig. 5 Lissajous trajectory of output signals of the flow vector sensor

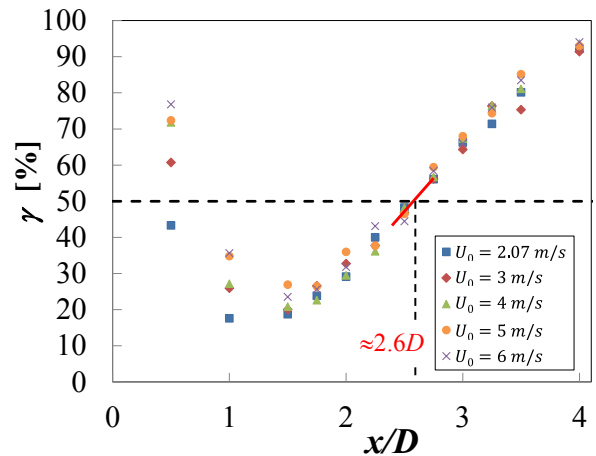


Fig.6 Fraction of forward flow on the wall downstream of the orifice

3・2 時間平均壁面せん断応力分布

図8に時間平均値の壁面せん断応力の x 方向成分 τ_{wxave} の分布をオリフィス上流の円管断面中心流速 $U_0=2.07\sim 6\text{ m/s}$ について示す. x 方向の壁面せん断応力は, $x/D=0.5$ まではオリフィス出口直後付近に形成される主渦とは逆回転の2次渦のためにプラスの応力値となった後は減少し, $x/D=1.5$ でマイナスの最大値を示す. なお, 図7の油膜法の写真から $x=100\text{ mm}$ 付近で主渦と2次渦が分かる流れが淀む位置, つまりせん断応力が0になる領域が形成されている様子がわかる. その後, オリフィス板からの増速された噴流が壁面に衝突する再付着点の $x/D=2.5$ 付近で壁面せん断応力は0になり, それ以降も増加していく.

次に, 図8の τ_{wxave} を平均流速 U_{ave} の動圧 $0.5\rho U_{ave}^2$ で無次元化した時間平均の壁面摩擦係数の x 方向成分 C_{fxave} ($=\tau_{wxave}/0.5\rho U_{ave}^2$) を図9に示す. また, 図中には, 歌野原らが行った $Re=2.25\times 10^4$ ($U_{ave}=0.453\text{ m/s}$, $D=50\text{ mm}$)のLESによる数値シミュレーション結果も示す⁽¹⁾⁽²⁾. 時間平均の壁面せん断応力は, 壁面摩擦係数にすることによって, 実験を行った流速の範囲では概ね一致している. 数値シミュレーションの時間平均壁面摩擦係数は, $x/D>1.75$ で一致している. しかし, 逆流が強いと考えられる領域において, 数値シミュレーションの値は, マイナスの方に大きく見積もられており, この原因について今後調べる予定である.

3・3 変動壁面せん断応力分布

壁面せん断応力の変動分を評価するために, RMS 値を評価した. ただし, 変動分 $\tau'_{wx} (= \tau_{wx} - \tau_{wxave})$ の RMS 値だけでなく, 瞬時値 $\tau_{wx} (= \tau_{wxave} + \tau'_{wx})$, つまり時間平均値と変動分を合わせた値の RMS 値も評価した⁽²⁾. 図10に

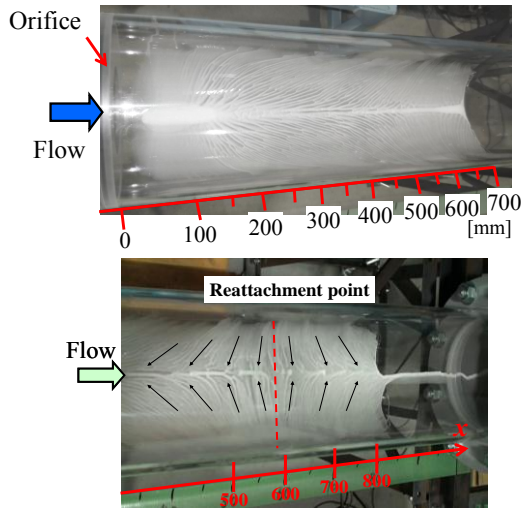


Fig. 7 Flow visualization by an oil-film method on the wall surface of a circular pipe downstream from the orifice ($U_0 = 9$ m/s)

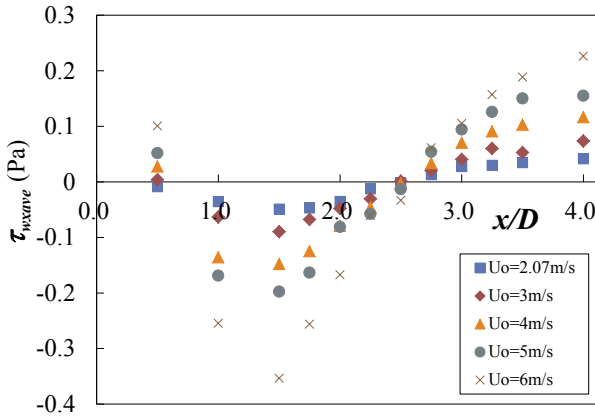


Fig. 8 Distributions of mean wall shear stress downstream from the orifice

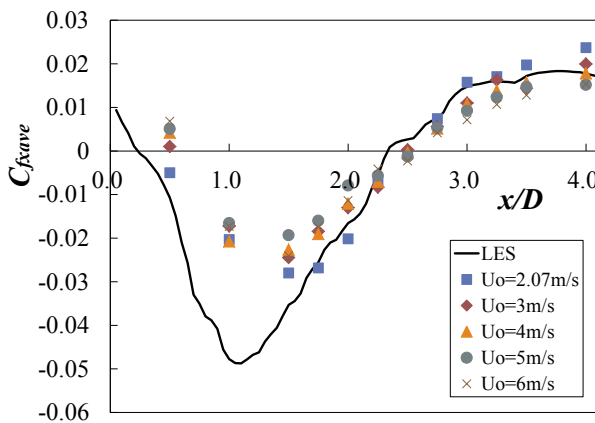


Fig. 9 Distributions of mean skin friction coefficient downstream from the orifice

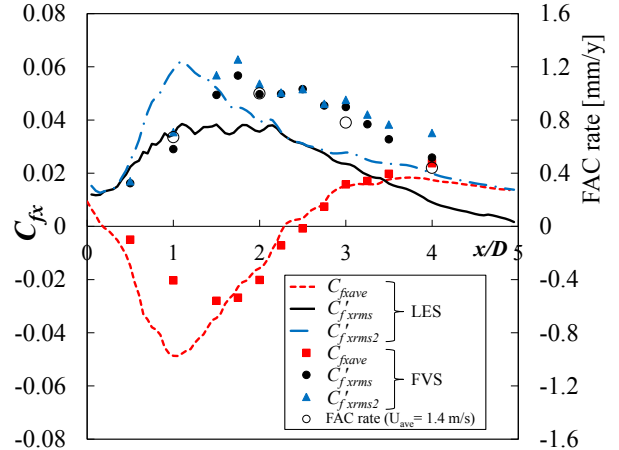


Fig. 10 Distributions of mean and RMS intensity of streamwise skin friction coefficient downstream from the orifice

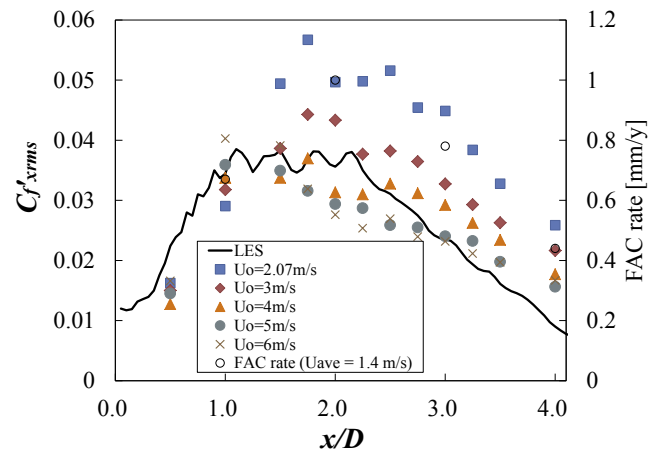


Fig. 11 Distributions of RMS intensity of streamwise skin friction coefficient downstream from the orifice

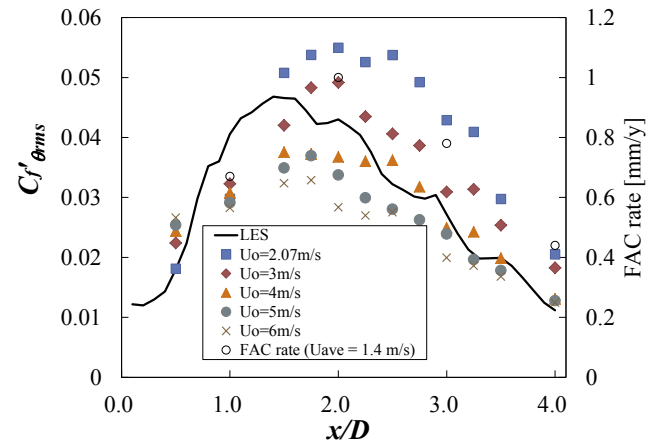


Fig. 12 Distributions of RMS intensity of circumferential skin friction coefficient downstream from the orifice

$U_0 = 2.07$ m/s ($Re = 2.25 \times 10^4$)における、 x 方向壁面摩擦係数の時間平均値 $C_{fx,ave}$ と、 τ_{wx}' 及び τ_{wx} の RMS 値の壁面摩擦係数 $C_{fx,rms}$ 、 $C_{fx,rms2}$ を示す。ここで、図 10~12 の右側縦軸 FAC rate は、腐食速度センサーによる測定結果を年間腐食量に換算したものである⁽¹⁾。 $C_{fx,ave}$ 、 $C_{fx,rms}$ 、 $C_{fx,rms2}$ の最大または最小のピーク値を示す位置は $x/D = 1.5 \sim 1.75$ の範囲にある。 $C_{fx,rms}$ 、 $C_{fx,rms2}$ のピーク値は、数値シミュレーションの値と概ね一致しているが、ピーク位置がずれている。また、数値シミュレーションでは、再付着点の $x/D = 0.4, 2.5$ 付近を除いて、 $C_{fx,rms}$ と $C_{fx,rms2}$ の値

に差が生じているが、実験値は数値シミュレーションと定性的には同じ傾向である。しかし、数値シミュレーションほど明確には $C_f'_{xrms}$ と $C_f'_{xrms2}$ の差は出ていない。また、図中には、FAC による減肉速度データ⁽¹⁾⁽²⁾をプロット(○印)してある。 $C_f'_{xrms}$ と $C_f'_{xrms2}$ の分布は減肉速度分布と定性的に一致しており、壁面せん断応力の RMS 値と FAC による減肉速度との関連性が示唆される。次に、流速を変化させた場合の $C_f'_{xrms}$ の分布を図 11 に示す。図 9 の時間平均値 $C_{f_{ave}}$ の分布とは異なり、平均流速の動圧で無次元化しても壁面摩擦係数の RMS 値は、流速によって異なる値を示しており、低速の方が大きな値を示している。最大値を示す位置は $x/D=1\sim 2$ 付近にある。また、 θ 方向変動分の壁面摩擦係数の RMS 値 $C_f'_{\theta rms} (= \tau_{w\theta rms} / 0.5\rho U_{ave}^2)$ を図 12 に示す。 $C_f'_{xrms}$ の分布と同様な傾向を示しているが、最大値を示す x 方向の位置は若干 $C_f'_{xrms}$ 分布よりも下流側に位置している。図 5 の出力波形の分布からもわかるように、 $x/D=1.75\sim 2.5$ では x 方向と θ 方向の変動成分の大きさは、ほぼ同じである。しかし、上流側および下流側では、 θ 方向変動成分の方が大きくなる傾向がある。

4. 結 論

空気流を用いた絞り比 0.5 のオリフィス下流域の急拡大流れの非定常な壁面せん断応力をフローベクトルセンサーで計測し、以下の結果を得た。

- (1) オリフィス下流域において、時間平均の壁面摩擦係数の分布は、 $Re = 2.25\sim 6.53 \times 10^4$ においては概ね一定であった。
- (2) 壁面せん断応力の時間平均値は $1.75D$ 付近でマイナスの最小となり、その後増加し、 $x/D=2.5$ 付近の再付着点で 0 を示す。
- (3) 変動分の壁面摩擦係数の RMS 値分布は、流速に依存し、 $1\sim 2D$ で最大値をとり、下流に行くにつれて減少する。
- (4) 壁面せん断応力の RMS 値の分布と FAC 減肉速度分布は定性的によい一致を示し、両者の関係が示唆される。

謝 辞

本研究でのフローベクトルセンサーの使用にあたり、矢崎総業株式会社 技術研究所 金岡佳充氏と前山 巧氏の協力と助言を得た。ここに記して謝意を表す。

文 献

- (1) 歌野原陽一, 長屋行則, 中村晶, 村瀬道雄, “流れ加速型腐食に及ぼす局所流動状況の影響 —オリフィス下流の壁面せん断応力と腐食速度の関係—”, *INSS Journal*, Vol. 18, (2011), pp.94-105.
- (2) Utanohara, Y., Nagaya, Y., Nakamura, A. and Murase, M., “Influence of Local Flow Field on Flow Accelerated Corrosion Downstream from an Orifice”, *Journal of Power and Energy Systems*, Vol. 6, No. 1 (2012), pp. 18-33.
- (3) 稲田文夫, “軽水炉冷却材流れが構造に及ぼす影響に関する研究動向”, *ながれ*, Vol. 27, (2008), pp.445-452.
- (4) 宮田勝文, “連続講座 実験流体力学(EFD)シリーズ 1. —壁面せん断応力計測— (2)障害物まわりの流れを利用した壁面せん断応力の計測法”, *機械の研究*, Vol. 45, No. 7 (1993), pp.799-805.
- (5) 佐野正利, “管内乱流の壁面せん断応力の測定”, *Savemation Review* 山武グループ技術研究報告, Vol. 19, (2008), pp.58-65.
- (6) 吉野 崇, 鈴木雄二, 笠木伸英, 上運天昭司, “マイクロ熱膜せん断応力センサの熱的最適設計”, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 70, No. 689 (2004), pp. 38-45.
- (7) Fujisawa, J., Kanaoka, Y., Kimura, S., Kiwata, T., Komatsu, N., Vynnycky, M., “Characteristics of a Flow Vector Sensor Embedded in a Flat Plate”, *Proceedings of the 21st International Symposium on Transport Phenomena* (Kaohsiung City, Taiwan), Paper No. 252 (2010), p. 60, (CD-ROM: pp.1108-1114).
- (8) 米田公俊, “配管減肉現象に関わる流動特性の解明 (その 2)”, 電中研報告, 報告番号 L06006, (2007).
- (9) 近江 宗一, 井口学, 川端弘俊, 高野誠, “オリフィスを設けた円管内の振動流れにおける速度分布と再付着点距離”, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 50, No. 453 (1984), pp. 1231-1239.