

マイクロセンサ・アクチュエータ群を用いた 壁乱流フィードバック制御システムの構築と評価*

吉野 崇^{*1}, 鈴木 雄二^{*1}, 笠木 伸英^{*2}

Evaluation of Feedback Control System for Wall Turbulence with Micro Sensors and Actuators

Takashi YOSHINO^{*3}, Yuji SUZUKI and Nobuhide KASAGI

^{*3} Department of Mechanical Engineering, The University of Tokyo,
7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo, 113-8656 Japan

A prototype system for feedback control of wall turbulence is developed, and its performance is evaluated in a physical experiment. Arrayed micro hot-film sensors with a spanwise spacing of 1 mm are employed for the measurement of the streamwise shear stress fluctuations, while arrayed magnetic actuators of 2.4 mm in spanwise width are used to introduce control input through wall deformation. A digital signal processor having a time delay of 0.1 ms is employed to drive output voltage for the actuators. Feedback control experiments are made in a turbulent air channel flow. A noise-tolerant genetic algorithm is employed to optimize control parameters. It is found that the wall shear stress is decreased by about 6 % experimentally for the first time. The Reynolds shear stress close to the wall is decreased by the present control. By using conditional average of a DNS database, it is demonstrated that wall induces wall-normal velocity away from the wall, when high speed region is located above the actuator.

Key Words : Turbulence control, Wall turbulence, Genetic algorithm, Optimal control, Micro hot-film wall shear stress sensor, Magnetic deformable actuator

1. 緒 言

壁乱流のフィードバック制御^{(1)~(3)}は, 小さな投入エネルギーで顕著な制御効果の得られる手法として注目されている. 流れ場中の全ての物理量を用い, 大規模な数値計算により制御量を決定する最適制御においては, チャンネル乱流の再層流化が可能であることが, 直接数値シミュレーション (DNS) により明らかにされている⁽⁴⁾. このような制御を実現するには, 壁面上に配置されたセンサを用いて乱流輸送機構に大きな貢献を有する壁近傍の準秩序構造を検知し, アクチュエータによって適切な制御量を投入する必要がある (図 1). 準秩序構造の時空間スケールは, 一般に微小であるため, センサ, アクチュエータの空間解像度, 動特性はこれらに合致しなければならない. そのため, 近年発達の著しい MEMS 技術により, マイクロセンサ, アクチュエータの開発が進められている⁽⁵⁾.

これまで制御アルゴリズムの開発には DNS が用い

られてきたが, センサ, アクチュエータの寸法を無限小として扱うことがほとんどであった. しかし, Endo⁽⁶⁾は, 有限な大きさを持つ壁面せん断応力センサ群, および壁面変形アクチュエータ群を模擬したチャンネル乱流の DNS を行った. 流れ方向およびスパン方向の壁面せん断応力の空間勾配を用いて, 壁近傍のストリーク構造の揺動を検知し, 縦渦の誘起する壁垂直方向速度と逆位相の壁面変形速度を与えることによって, 約 12 % の壁面摩擦抵抗低減効果が得られることを示し

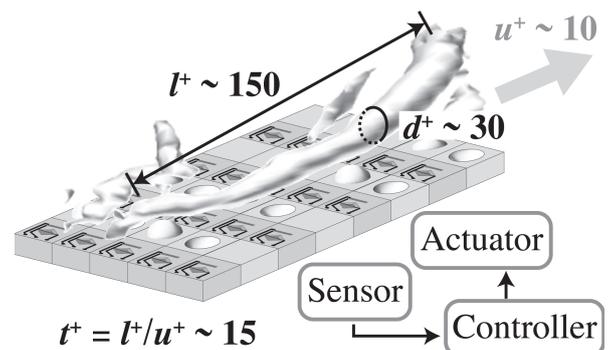


Fig. 1 Schematic diagram of active feedback control system for wall turbulence.

* 原稿受付 2005 年 7 月 19 日

^{*1} 正員, 東京大学大学院工学系研究科 (〒 113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1)

^{*2} 正員, フェロー, 東京大学大学院工学系研究科
Email: ysuzuki@thtlab.t.u-tokyo.ac.jp

た。また、Morimotoら⁽⁷⁾は、壁面の局所的な吹出し吸込み量を流れ方向せん断応力の線形和によって決定する、実験室実験においても適用可能なアルゴリズムを用い、遺伝的アルゴリズム (GA) によって最適化された重み係数によって抵抗低減が得られることを示した。

一方、物理的な実験において、多数のセンサ、アクチュエータを有する制御システムを構築する試みは、極めて少ない。Hoら⁽⁸⁾は、 $1 \times 1 \text{ cm}^2$ のシリコン基板上に 18 個のマイクロ熱膜せん断応力センサ、3 個のマイクロフラップ型電磁アクチュエータ、論理回路、アクチュエータ用駆動回路を組み込んだチップを試作した。しかし、複雑な制作プロセスのために、歩留まりを改善することが難しく、摩擦抵抗低減を達成するには至っていない。Rathnasingham-Breuer⁽⁹⁾は、3 つのシンセティックジェット・アクチュエータと、アクチュエータの上下流にそれぞれ 3 つのせん断応力センサを有する制御システムを構築した。制御アルゴリズムに線形制御理論を用い、流れ方向の変動速度が最大 30 % 減少すると報告しているが、システムを構成するセンサ、アクチュエータの数が少なく、抵抗低減を実証するには至っていない。

そこで、本研究では、マイクロセンサ、アクチュエータ群を用いた大規模な壁乱流フィードバック制御システムを構築し、実験室実験において抵抗低減を実証することを目的とする。

2. 乱流のフィードバック制御

2.1 制御システムの構築 図 2 に本研究で構築した制御システムの概略を示す。制御システムは、スパン方向に 1.06 mm 間隔で配置された 4 列 192 個のマイクロ熱膜せん断応力センサと、スパン方向に 3.2 mm 間隔で並ぶ 3 列 48 個の電磁型壁面変形アクチュ

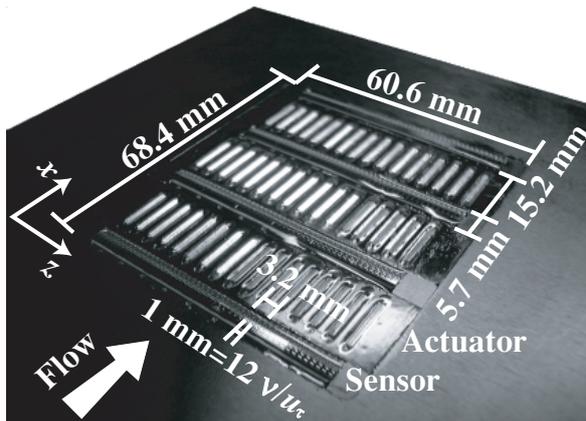


Fig. 2 Feedback control system with arrayed hot-film sensors and wall-deformation actuators.

エータ群からなる。断面 $50 \times 500 \text{ mm}^2$ の吸い込み型チャンネル乱流風洞において、十分発達した乱流状態が形成される流路入口からチャンネル幅の 80 倍の位置にテスト部を設け、片側壁面に制御システムを設置した (図 3)。バルク平均流速 U_m は 3.0 m/s であり、チャンネル半幅 δ と壁面摩擦速度 u_τ に基づくレイノルズ数 Re_τ は 300 である。以下では、動粘性係数 ν と非制御時の u_τ によって無次元化した値を添え字 + で示す。このとき、1 粘性長さ l^+ が 0.083 mm に相当するため、試作した制御システムのセンサ間隔、およびアクチュエータ間隔は、それぞれ $12 l^+$ 、 $39 l^+$ に対応する。なお、本研究で用いた制御システムでは、流れ方向のアクチュエータの列数が少なく、また、センサ部の流れ方向長さが比較的長いため、壁面の一部のみを制御した DNS の結果⁽¹⁰⁾から推定される抵抗低減率は 3 % 程度である。

図 4 にせん断応力センサ⁽¹¹⁾の構造を示す。センサ部は、厚さ $1 \mu\text{m}$ の窒化ケイ素のダイアフラム ($400 \times 400 \mu\text{m}^2$) 上に形成される長さ $200 \mu\text{m}$ ($2.4 l^+$) の白金抵抗体である。抵抗体の温度は、ブリッジ回路により、作動流体温度に対して一定の過熱温度 (約 60°C) に保たれる。シリコン基板上には、温度補正用の白金抵抗体が形成されている。

図 5 に流れ方向せん断応力乱れのパワースペクトルの測定値を示す。ほぼ同じレイノルズ数での DNS デー

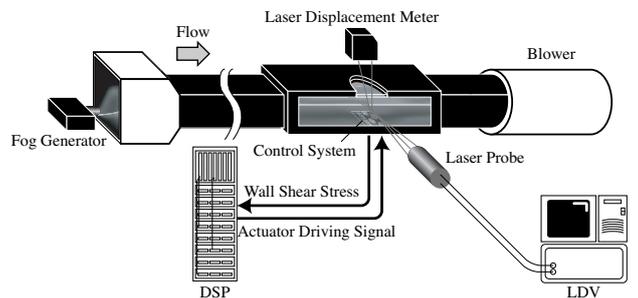


Fig. 3 Experimental setup.

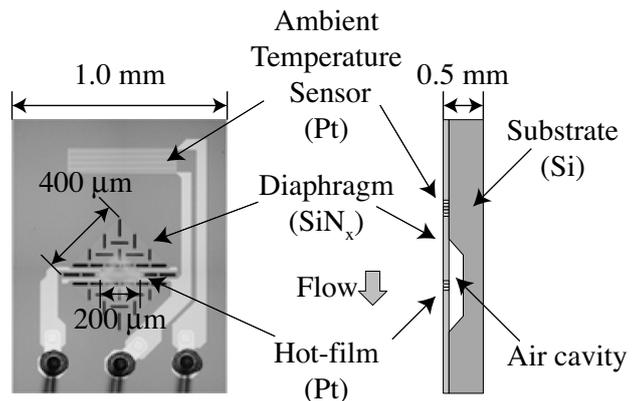


Fig. 4 Schematic diagram of hot-film sensor.

タ⁽¹²⁾と比較すると 170 Hz ($f^+ = 0.055$) でゲインが約 50% に低下している。しかし、本実験条件において乱れエネルギーの 90% が 90 Hz 以下に含まれることが DNS データ⁽¹²⁾から示され、壁近傍の乱流構造に伴う乱流変動をとらえるには十分と考えられる。図 6 に、流れ方向せん断応力のスパン方向 2 点相関の計測値を示す。2 点相関は $\Delta z^+ \sim 50$ で負の相関を示し、DNS データ⁽¹²⁾と良く一致しており、本センサ群により、低速ストリークが捉えられることがわかる。

本研究の制御実験では、GA により多くの試行を繰り返すため、一連の実験は 12 時間に及び、その間作動流体の温度 T_a を一定に保つことは困難である。さらに、マイクロせん断応力センサでは、強制対流分比べて基板等への熱伝導による熱損失が約 1:10 と大きく⁽¹¹⁾、温度変化の影響を受けやすいため、温度補正を行う必要がある。

熱膜センサでは、強制対流による伝熱量 ΔQ は、せん断応力の関数である熱伝達率 $h(\tau_w)$ 、熱膜の面積 A 、および熱膜の温度 T_h と空気温度 T_a の差 $\Delta T = T_h - T_a$ を用いて、

$$\Delta Q = h(\tau_w)A\Delta T \quad (1)$$

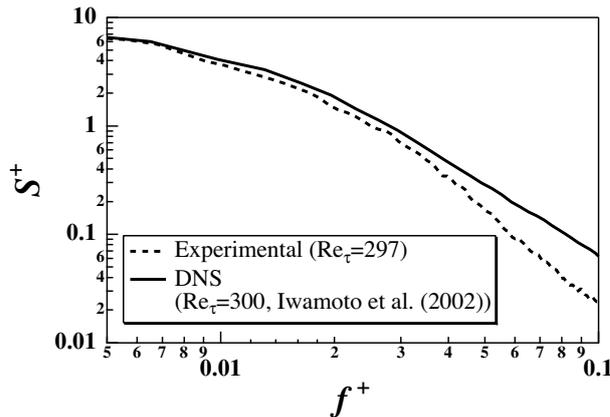


Fig. 5 Power spectra of the wall shear stress fluctuations.

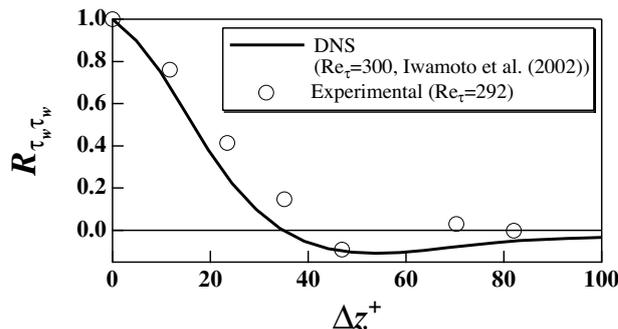


Fig. 6 Spanwise two-point correlation of the wall shear stress fluctuations.

と表すことができる。一方、 ΔQ は全発熱量と無風時の発熱量の差に等しいので、出力電圧 E 、無風状態での出力電圧 E_0 、熱膜の抵抗値 R_h 、および無風時の抵抗値 R_{h0} を用いて、

$$\Delta Q = E^2/R_h - E_0^2/R_{h0} \quad (2)$$

と表される。熱線流速計や壁面せん断応力センサで用いる定温度回路において、 R_h 、 ΔT は通常一定とみなされるので、せん断応力 τ_w と出力電圧 E の関係を較正実験により求めておけば、 E から τ_w を算出できる。空気温度 T_a が変化した場合においても、図 4 中の周囲温度センサをブリッジ回路の一部に組み込む⁽¹³⁾ことで、 ΔT をほぼ一定に保つことができる。しかし、実際には T_a の変化に伴い R_h が変化するため、式 (1)、(2) で R_h 一定を仮定して τ_w を算出すると誤差が生じうる。すなわち、 R_h は、 $T_a = 20^\circ\text{C}$ での熱膜の抵抗値 R_{h20} 、温度係数 α を用い、

$$\begin{aligned} R_h &= R_{h20} \{1 + \alpha(T_h - 20^\circ\text{C})\} \\ &= R_{h20} \{1 + \alpha(\Delta T + T_a - 20^\circ\text{C})\} \end{aligned} \quad (3)$$

と書けるので、 ΔT が一定であっても、 T_a の変化に応じて R_h が変化する。そこで、 τ_w の空気温度への依存性を低減するため、 R_h を

$$R_h = A + BT_a \quad (4)$$

のように T_a の 1 次式で表し、係数 A 、 B を風速一定のもと T_a と E の関係より求めた。また、せん断応力 τ_w は ΔQ の 3 次式で与えられると仮定し、 a 、 b 、 c 、 d を定数とし、

$$\begin{aligned} \tau_w &= a + b\Delta Q + c\Delta Q^2 + d\Delta Q^3 \\ \Delta Q &= E^2/(A + BT_a) - E_0^2/(A + BT_{a0}) \end{aligned} \quad (5)$$

とした。なお、 E_0 、 T_{a0} は、それぞれ無風時における出力電圧、作動流体の温度である。このようにして求めた平均せん断応力 $\bar{\tau}_w$ の T_a に対する変化を図 7 に示す。温度補正を行わない場合、温度がわずか 0.5°C 増加するのに対して、 $\bar{\tau}_w$ は約 30% 増加しているが、温度補正を行うことで、温度変化による影響を約 1/5 に減少させることができた。

図 8 に電磁型壁面変形アクチュエータの構造を示す。Endo ら⁽⁶⁾の仮定した壁面変形型アクチュエータの寸法に基づき設計された壁面変形アクチュエータは、流れ方向長さ 14 mm ($169l^+$)、スパン方向長さ 2.4 mm ($29l^+$) であり、厚さ 0.1 mm のシリコンゴム膜の下部に長さ 10 mm、幅 1 mm、厚さ 0.5 mm の希土類

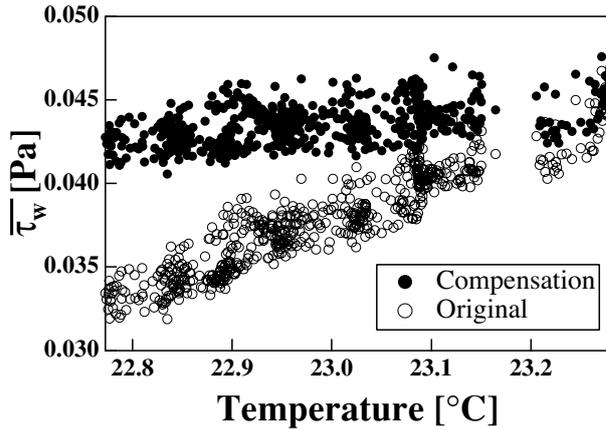


Fig. 7 Mean wall shear stress versus ambient temperature at $Re_\tau = 300$.

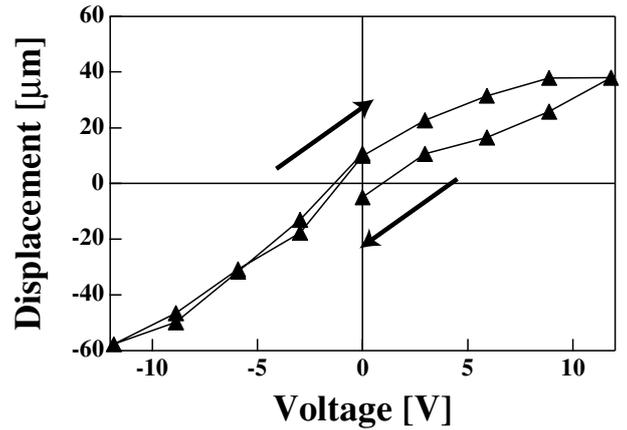


Fig. 9 Static response of wall-deformation magnetic actuator.

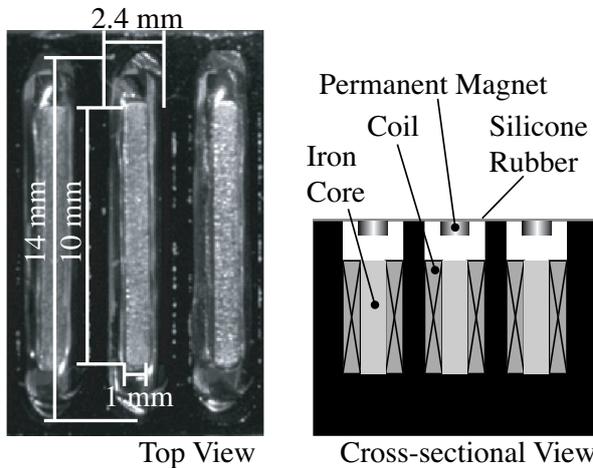


Fig. 8 Magnified view of wall-deformation magnetic actuator.

永久磁石を接着し、壁面に埋め込んだコイルによって発生する磁界によって、壁面を上下させる。±12 Vの印可電圧に対する静変位は図9に示すように $100 \mu\text{m}$ ($1.2 l^+$)である。なお、印可電圧の増加、減少に対してわずかにヒステリシスが見られ、負の変位が大きいのは、コイルに近づくにつれ、磁界の強さが強くなるためである。図10に $10 \text{ V}_{\text{p-p}}$ の正弦波電圧に対するアクチュエータの動特性を示す。共振周波数は約750 Hz、変位約 $50 \mu\text{m}$ ($0.6 l^+$)を示し、12%の抵抗低減を得たDNS⁽⁶⁾での壁面変形量の60%程度に相当する。

制御コントローラには、224 chの14 bit AD入力、および96 chの14 bit DA出力を備えた、DSP制御システム((株)エムティティ, DSP5111)を用いた。制御ループの繰り返し周波数は、5 kHzである。センサ入力とアクチュエータ駆動信号の間のDSP内での処理に要する時間遅れは、約0.1 msである。

システムの時間遅れを計測するため、上流側のセン

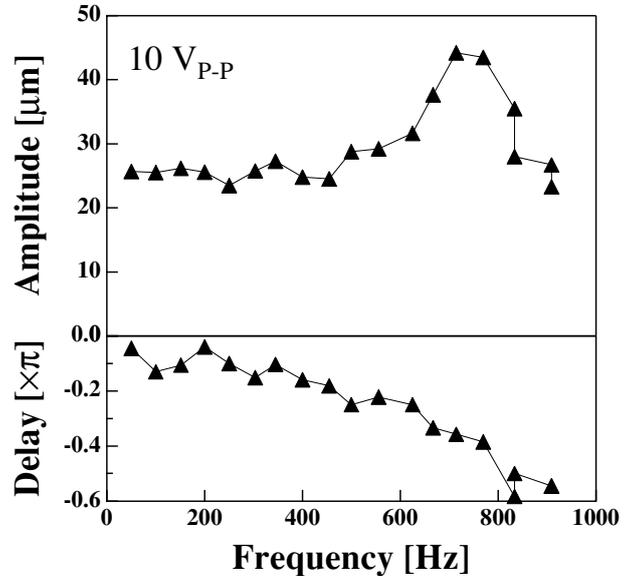


Fig. 10 Dynamic response of wall-deformation magnetic actuator.

サで得られるせん断応力 τ_w に比例してアクチュエータの駆動信号 E_A を与え、レーザ変位計((株)キーエンス, LC-2450)によりアクチュエータの変位を測定した。 τ_w とアクチュエータの変位 Δy の相互相関は、遅れ時間とともに単調に減少し、システムの時間遅れは、制御ループの繰り返し周期である0.2 ms以下であることが確認できた(図省略)。

2.2 遺伝的アルゴリズム (GA) を用いた係数の最適化
 アクチュエータの駆動電圧 E_A は、流れ方向せん断応力の変動成分 $\tau'_i = (\tau_i - \bar{\tau}_i)$ を用い、次式のように与えた。

$$E_A = C \sum_{i=1}^1 W_i \tau'_i \quad (6)$$

ここで、せん断応力乱れ τ'_i は、スパン方向位置が $\Delta z^+ = -39, 0, 39$ に位置する、アクチュエータ上流の3

つのセンサによって測定される。全てのアクチュエータは、同一の定数 C と重み係数 W_i を用いて駆動される。ここで、重み係数 W_i はグレイコードによって2値化された5ビットの遺伝子で表され、評価関数 J が最大となるようにGAにより決定される。また、 C は、 $W_{i=-1,0,1} = -16$, $\tau_i^+ = 0.56$ のときに $E_A = -12$ V となるように定めた。

評価関数 J は、システム最下流の3つのセンサによって測定されるせん断応力 τ_j と直前に測定される無制御下のせん断応力値 $\tau_{j \text{ no-control}}$ を用い、

$$J = 1 - \sum_{j=1}^3 \frac{\int_{t-\Delta t}^{t+\Delta t} \tau_j dt}{\int_{t-\Delta t}^t \tau_{j \text{ no-control}} dt} \quad (7)$$

とした。 J の増加は、制御による摩擦抵抗低減に相当する。最適化のための積分時間は20秒間 ($t^+ = 4 \times 10^4$) であり、この間のサンプル数は100000点である。GAの操作において、選択にはルーレット戦略を用い、交叉確率0.4、突然変異確率0.01とし、さらに、解の収束性を高めるためにエリート保存戦略を採用した。

まず、実際の制御実験における評価関数 J のばらつきを確認するため、定係数を与えた制御を250回繰り返した結果を図11に示す。図中、各点が制御実験一回に相当する。係数に $(W_{-1}, W_0, W_1) = (0, 15, 0)$ を与えた場合、評価関数 J の平均値は0.019であり、rms値は0.012である。一方、係数に $(W_{-1}, W_0, W_1) = (0, -16, 0)$ を与えた場合は、平均値0.028に対し、rms値0.012となった(図省略)。従って、 J のばらつきは本制御実験で予想される抵抗低減率と同オーダーであり、通常のGAでは虚偽の最適点近傍に遺伝子が集まり、最適値が求まらなると考えられる。従って、GAの遺伝子操作には評価関数のばらつきを考慮する必要がある。

そこで、本研究では、新しい世代の生成の際に、乱数による遺伝子を混入する方法⁽¹⁴⁾を採用した。GAの遺伝子操作パラメータを決定するにあたり、評価関数に正規乱数を加えたテスト関数⁽¹⁵⁾を用い、予備的な検討を行った。その結果、新しい世代に混入する乱数に

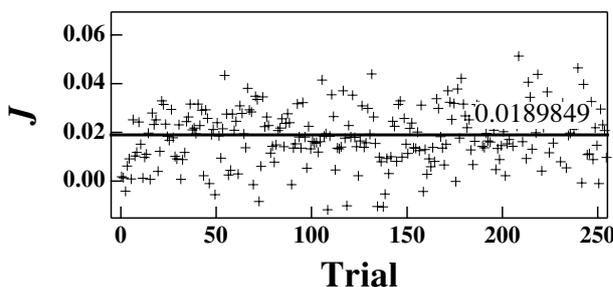


Fig. 11 Control result with prescribed control parameters $W_i = (0, 15, 0)$.

よる遺伝子は全個体数の30%とした。また、本研究では、個体数を10とし、100世代、計1000回の試行を行った。なお、全組み合わせは $2^{15} = 32768$ であり、本研究で用いる試行回数はその3%に相当する。

図12に各世代に対する J の推移を示す。第55世代目に J が最大となる個体が現れ、最大約11%の平均せん断応力の減少が見られた。定係数を与えた場合(図11)、平均せん断応力の約2%の上昇、および、 $\pm 3\%$ のばらつきがみられたことを考慮すると、抵抗低減率は約 $6\% \pm 3\%$ と見積もられ、低減率は小さいながらも抵抗低減が実現できたことが示される。最適な係数の組み合わせは、 $(W_{-1}, W_0, W_1) = (-14, -14, -16)$ であり、特に W_0 が負の場合に大きな抵抗低減率が得られた。 W_0 が負の場合、低速ストリークに対応するせん断応力の変動成分が負の状態において、アクチュエータは壁垂直方向上向きの変位 Δy を持つように駆動されるが、その物理的意味については3章で述べる。

2.3 最適係数における流動場のLDV計測

最適な重み係数を用いて制御を行った場合の速度場を、壁近傍まで測定可能な3ビーム2成分ファイバーLDV (Dantec Dynamics Inc., 55 X 612) を用いて計測した(図3)。トレーサ粒子には、フォグジェネレータ (Dantec Dynamics Inc., Model 2001) による平均直径 $1.1 \mu\text{m}$ の油滴を用いた。レンズ焦点距離は300 mm、入射ビーム径は1.35 mmであり、測定体積の直径は0.156 mm、スパン方向長さは3.479 mmである。流れ方向と壁垂直方向の位置決めは、ステッピングモータ駆動のトラバース装置により行い、スパン方向は目盛りつきスライドガイドを用いた。各点での測定時間は6分であり、サンプル数は300~20000である。

壁面位置の補正、および摩擦速度 u_τ の算出は、非制御時の流れ方向平均流速 U の壁近傍の測定データ

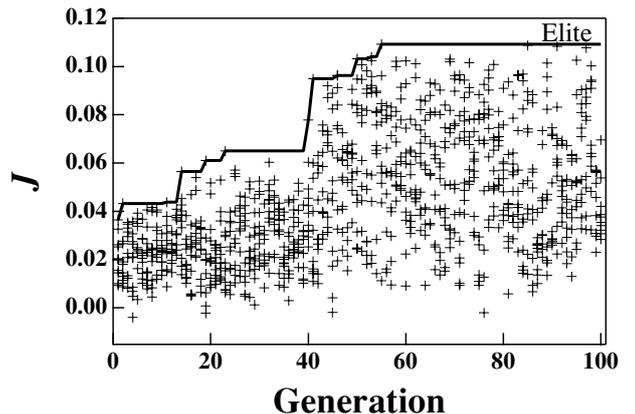


Fig. 12 Control result using GA-based optimal scheme.

に基づき、McEligotの方法⁽¹⁶⁾を用いた。

評価用センサの直上で速度計測を行ったところ、平均速度分布、変動速度分布ともに制御時、非制御時の顕著な違いは見られなかった(図省略)。そこで、同じ重み係数で単一のアクチュエータを動かしたときのアクチュエータ直上の流れ場の計測を行った。このときの、非制御時に算出された摩擦速度 $u_\tau = 0.19 \text{ m/s}$ 、レイノルズ数 $Re_\tau = 319$ である。図 13 は、平均速度分布、変動速度分布、レイノルズ応力の分布である。なお、実線は実験条件とほぼ等しい $Re_\tau = 300$ の DNS データ⁽¹²⁾である。非制御時の分布は DNS データ⁽¹²⁾とよい一致を示しており、壁面近傍まで良好な乱流統計量が得られていることが分かる。制御時において、平均速度分布、変動速度分布は非制御時とほぼ一致しているが、レイノルズ応力は壁面近傍においてわずかに減少している。

そこで、制御時のレイノルズ応力 $-\overline{u^+v^+}$ を同じ位置での非制御時の測定値で除したレイノルズ応力の減少率を図 14 に示す。図から明らかなように、 $y^+ < 15$ においてレイノルズ応力が減少することがわかる。このときのレイノルズ応力の減少率を指数関数で近似すると、

$$f(y^+) = \frac{-\overline{u^+v^+}}{-\left(\overline{u^+v^+}\right)_0} = 0.98 - 0.79 \exp(-0.24y^+) \quad (8)$$

を得る。

Fukagata ら⁽¹⁷⁾は、完全発達したチャネル乱流において、摩擦係数 $C_f = \overline{\tau_w} / (\rho U_m^2 / 2)$ が、層流における摩擦係数 $(12/Re_m)$ 、およびレイノルズ応力の貢献を示す項に分離できることを示した。彼らの式は、粘性スケールで無次元化することにより、次のように変形できる。

$$\overline{\tau_w}^+ = \frac{3 Re_m}{2 Re_\tau} + \frac{3}{Re_\tau^2} \int_0^{Re_\tau} (Re_\tau - y^+) \left(-\overline{u^+v^+}\right) dy^+ \quad (9)$$

ここで、 Re_m はバルク平均流速と流路幅に基づくバルクレイノルズ数である。本研究において、制御時、非制御時の平均速度分布が変化していないことから、レイノルズ数 Re_τ 、および Re_m は一定と仮定し、式 (9) に、式 (8)、および $y^+ < 25$ における非制御時のレイノルズ応力を 3 次の多項式に当てはめた

$$-\left(\overline{u^+v^+}\right)_0 = 0.02y^+ + 0.003y^{+2} - 0.0001y^{+3} \quad (10)$$

を用いると、

$$1 - \overline{\tau_w}^+ = \frac{3}{Re_\tau^2} \int_0^{25} (Re_\tau - y^+) \left(-\left(\overline{u^+v^+}\right)_0\right) (1 - f) dy^+ = 0.0065 \quad (11)$$

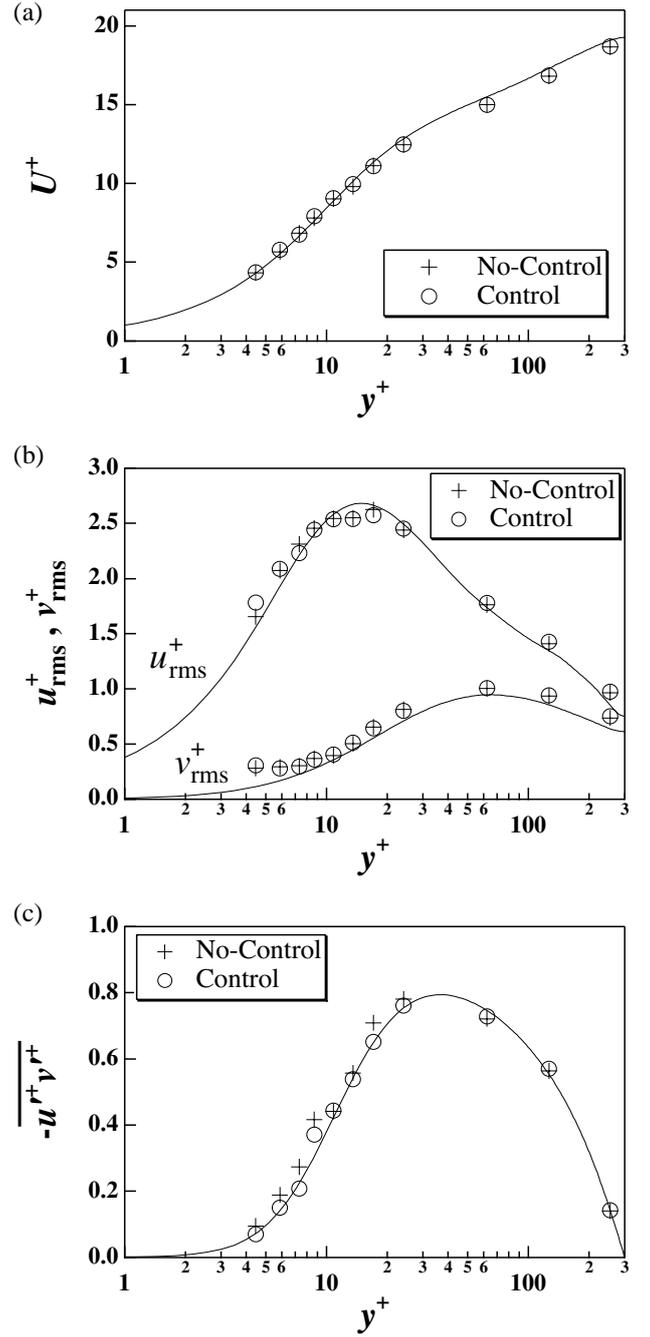


Fig. 13 Turbulent statistics above the center of an actuator measured with LDV. (a) Mean velocity profile, (b) RMS values of turbulent fluctuations, (c) Reynolds shear stress. The wall friction velocity is estimated for no-control state.

が得られ、計測されたレイノルズ応力から推定される抵抗低減率は 0.65 % となる。従って、上述の評価関数のばらつきを考慮しても、得られたレイノルズ応力の減少が小さいが、定性的には抵抗低減が裏付けされた。両者の差の原因は現在のところ不明であるが、アクチュエータのスパン方向の幅 2.4 mm に対して LDV

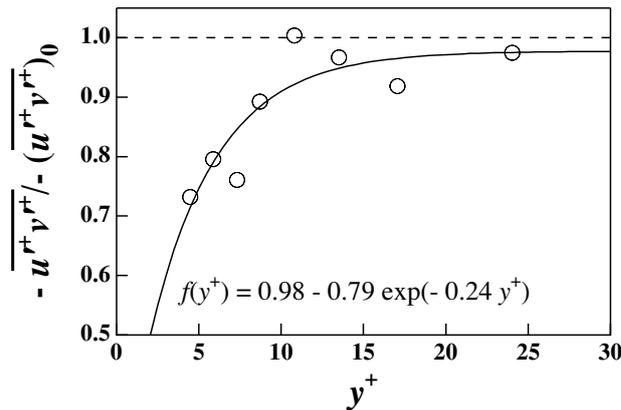


Fig. 14 Reynolds stress reduction rate above a single actuator.

の測定体積 (スパン方向に約 3.5 mm) が十分でないことが一因である。

3. DNS データベースを用いた流動場の可視化

本研究において、アクチュエータの壁垂直方向変位量の rms 値は 1 粘性長さと同じとみなせる。従って、このような条件では、アクチュエータの変形速度が実質的な制御効果を担うと考えられる。実際、三輪ら⁽¹⁸⁾は、壁面変形アクチュエータの周囲流れの数値解析を行い、壁面変形により生じる流れは、壁面変形速度と同じ吹き出し速度を壁面上で与えた場合とほぼ等しいことを示している。本研究で用いた式 (6) で定められる制御則は、せん断応力とアクチュエータの駆動電圧、すなわち、壁面変位を関係づけるものであり、抵抗低減が得られた負の W_i の時の制御メカニズムは自明でない。そこでここでは、アクチュエータの変形速度と周囲の乱流構造の関係を条件付き抽出法により明らかにする。

せん断応力の変動値の線形和 $\sum_{i=-1}^1 W_i \tau_i^+$ によって与えられる出力電圧 E_A はアクチュエータの変位に相当するため、アクチュエータの変形速度としてその時間微分 $q = d(\sum_{i=-1}^1 W_i \tau_i^+) / dt$ を考える。そして、非制御時の DNS データベース⁽¹²⁾を用いて条件付き抽出を行い、アクチュエータの影響が大きい事象に対応する乱流構造を抽出した。センサ位置を $x^+ = 0$, $z^+ = -36.7, 0, 36.7$ とし、抵抗低減が得られた最適な重み係数が負であったことを考慮して、全ての係数に対して $W_i = -1$ とおいた。条件付き平均の算出には、1 瞬時場を用い、 q の算出に必要な時間微分の計算には $\Delta t^+ = \pm 3$ の瞬時場を用いた。

図 15 に、 $q > q_{rms}$ の条件抽出に対応する、 $z^+ = 0$ での $x-y$ 断面内の速度ベクトル、流れ方向速度の等値線を示す。図中、 $x^+ = 0$ はセンサ位置、条件抽出点

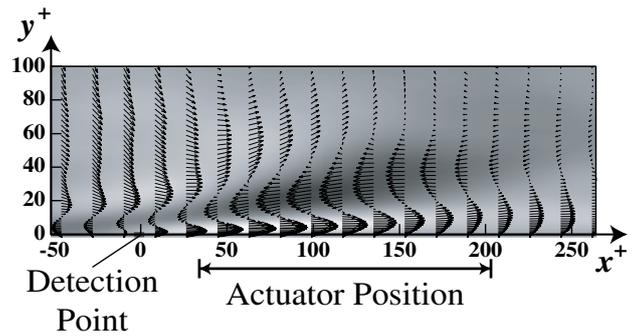


Fig. 15 Conditionally averaged velocity field for $q > q_{rms}$ in the $x-y$ plane: black to white, $u^+ = -0.5$ to 0.5 ; vector, u^+ and v^+ .

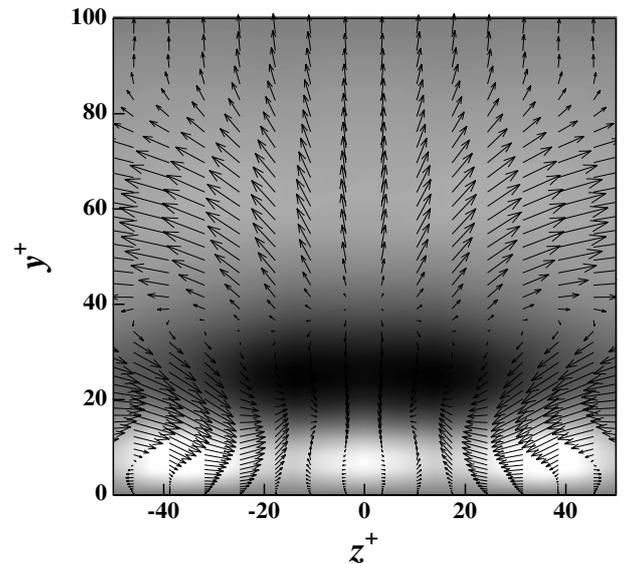


Fig. 16 Conditionally averaged velocity field for $q > q_{rms}$ in the $y-z$ plane at $x^+ = 100$: contour, black to white, $u^+ = -0.5$ to 0.5 ; vector, v^+ and w^+ .

に対応し、 $34 < x^+ < 203$ はアクチュエータ位置に相当する。 q が正の値を持つ場合は、センサ位置でのせん断応力の時間微分が負となる減速モードに対応するため、センサ位置で高速領域の上流に低速ストリークが現れ、内部せん断層が捉えられている。このような内部せん断層は、ヘアピン渦によって形成されることが知られている⁽¹⁹⁾が、単一の壁近傍の縦渦構造によっても縦渦が流れ方向下流に向かって、壁垂直方向に上昇し、スパン方向に傾く性質から形成されることが明らかになっている⁽²⁰⁾。この条件では、せん断応力の時間微分が負であり、実際の制御ではアクチュエータの位置で上向きの壁面速度を与えることに相当する。

図 16 に、アクチュエータのほぼ中心位置に相当する $x^+ = 100$ での $y-z$ 断面での速度分布を示す。壁近

傍で高速領域が広がり、 $y^+ < 20$ に存在する高速領域では、ベクトルは下方に向かい、スウィープ運動であることが確認できる。従って本研究の制御では、内部せん断層下流側の高速領域および内部で発生するスウィープに対し、正の壁面速度を与えていることが明らかとなった。

一方、 $q < -q_{rms}$ の条件で抽出を行った場合は、壁面近傍に負の変動速度を持つ流れの存在が確認できるが、 $q > q_{rms}$ の条件に比べると条件付き平均場として顕著な流動構造が現れないことが示される(図省略)。

以上の結果より、本研究で GA によって学習した制御則では、内部せん断層を検知し、下流側の高速ストリークが存在する領域で壁垂直方向に正の壁面速度を与えることが明らかとなった。このとき、縦渦構造により誘起されるスウィープと対向する方向に制御入力加わり、Fukagata-Kasagi⁽²¹⁾ が提案した抵抗低減メカニズムと符合する。一方、アクチュエータが、負の壁面速度を与える場合は、条件付き平均場に顕著な流動構造が見られず、本研究における摩擦抵抗低減は、正の壁面変形速度の効果により生じることが推測される。

4. 結 言

マイクロ熱膜せん断応力センサ、電磁型壁面変形アクチュエータ群を用いた壁乱流フィードバック制御システムを構築した。レイノルズ数 $Re_\tau = 300$ のチャンネル乱流風洞において制御を行い、約 6% の抵抗低減を実験的に初めて実現した。また、DNS データベースの条件付き抽出により、本研究で得られた GA 規範の制御則が、壁面せん断応力の流れ方向成分を基に内部せん断層を検知し、高速ストリークに対して正の壁面速度を与えていることを明らかにした。

謝 辞

第 3 章の計算にあたっては現東京理科大岩本薫博士の協力を得た。マイクロせん断応力センサの製作にあたり、(株) 山武の上運天昭司氏、凶師信彦氏、中野正志氏、中田太郎氏の協力を得た。また、本研究は文部科学省開放的融合研究推進制度、および、科学研究費補助金(特別研究員奨励費(13-06100))の援助を受けた。記して謝意を表す。

文 献

- (1) Moin, P., and Bewley, T., *Appl. Mech. Rev.*, Vol. 47, pp. S3–S13, 1994.
- (2) Gad-el-Hak, M., *Appl. Mech. Rev.*, Vol. 49, pp. 365–379, 1996.
- (3) Kasagi, N., *Int. J. Heat & Fluid Flow*, Vol. 19, pp. 125–134, 1998.
- (4) Bewley, T. R., Moin, P., and Temam, R., *J. Fluid Mech.*, Vol. 447, pp. 179–225, 2001.
- (5) Ho, C.-M., and Tai, Y.-C., *Ann. Rev. Fluid Mech.*, Vol. 30, pp. 579–612, 1998.
- (6) Endo, T., Kasagi, N., and Suzuki, Y., *Int. J. Heat & Fluid Flow*, Vol. 21, pp. 568–575, 2000.
- (7) Morimoto, K., Iwamoto, K., Suzuki, Y., and Kasagi, N., *3rd Symp. Smart Control of Turbulence*, pp. 115–120, Tokyo, 2002.
- (8) Ho, C.-M., Tung, S., Lee, G.-B., Tai, Y.-C., Jiang, F., and Tsao, T., *AIAA 97-0545*, 1997.
- (9) Rathnasingham, R., and Breuer, K. S., *J. Fluid Mech.*, Vol. 495, pp. 209–233, 2003.
- (10) Fukagata, K., and Kasagi, N., *Int. J. Heat & Fluid Flow*, Vol. 24, pp. 480–490, 2003.
- (11) 吉野・鈴木・笠木・上運天, 機論 (B 編), Vol. 70, No. 689, pp. 38–45, 2004.
- (12) Iwamoto, K., Suzuki, Y., and Kasagi, N., *Int. J. Heat & Fluid Flow*, Vol. 23, pp. 678–689, 2002.
- (13) Johnson, R. G., and Higashi, R. E., *Sensors and Actuators*, Vol. 11, pp. 63–72, 1987.
- (14) Tobita, T., Fujino, A., Segawa, K., Yoneda, K., and Ichikawa, Y., *Electrical Engineering in Japan*, Vol. 124, pp. 55–64, 1998.
- (15) Beyer, H.-G., *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 186, pp. 239–267, 2000.
- (16) McEligot, D. M., Max-Planck-Inst. für Strömungsforschung, Göttingen, 1984.
- (17) Fukagata, K., Iwamoto, K., and Kasagi, N., *Phys. Fluids*, Vol. 14, pp. L73–L76, 2002.
- (18) 三輪・遠藤・笠木, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (VII), pp. 35–36, 東京, 2002.
- (19) Robinson, S. K., *Ann. Rev. Fluid Mech.*, Vol. 23, pp. 601–639, 1991.
- (20) Kasagi, N., Sumitani, Y., Suzuki, Y., and Iida, O., *Int. J. Heat & Fluid Flow*, Vol. 16, pp. 2–10, 1995.
- (21) Fukagata, K., and Kasagi, N., *Int. J. Heat & Fluid Flow*, Vol. 25, pp. 341–350, 2004.