

温度補償部を持つ定温度型熱線流速計の製作と性能評価

渡 部 英 昭

Making and Performance Evaluations of a Constant Temperature Hot-Wire anemometer with a Thermal Compensator.

Hideaki WATANABE

(2004年11月24日受理)

In experimental fluid dynamics researches, the constant temperature hot-wire anemometer is the most commonly used for measurements of the velocity. However, it has disadvantage that the accuracy of measurements is impaired for the flow with fluctuations in both velocity and temperature. But by using the cold and hot wire thermo anemometer developed by Makita et al, it is capable of making simultaneous measurements of velocity and temperature fluctuations in the flow field, and therefore, it is possible to obtain precise instantaneous wave traces of them. The Makita's thermo-anemometer consists of a constant current thermometer and a constant temperature hot wire anemometer with a thermal compensator, temperature and velocity signals from them are complementarily compensated with each other to increase the accuracy of themselves. The author designed and made an improved of Makita's thermo-anemometer, and this paper deals only with the making process of the hot wire anemometer and the results of the thermal compensating for the velocity signal with it.

1. 緒言

自然界には多種多様な形態を持つ流れが存在し、流れおよび流れによって生じる現象を様々な形で利用することにより、我々人類の生活はより豊かなものとなっている。実際、日常生活において流れを利用している例としては、エアコンなどを含む冷暖房器具や洗濯機、食器洗い機などといった家庭用電化製品、熱交換器や風力発電装置などのようなエネルギー変換装置、船や飛行機などのような大型の交通機械などがある。他にも、季節風や海流などのような地球規模の流れにより生じる気象の変化を予測する天気予報などもある。このように、我々の生活は様々な流れと密接な関係を持っている。よっていろいろな流れの中で生じている現象を正確に把握できれば、家電製品や各種エネルギー変換装置などの効率を向上させることができるためエネルギーの節約につながるだけでなく、正確な気象予知により事前に災害防止策を講じることが可能になるなど、さらに豊かで安全な生活を送ることができるようになる。

これらのことから、従来、流れの現象をより広く、より深く、より正確に解明する試みが数多くなされてきた。そしてその手段としては、実験流体力学と計算流体力学の二つが、有力な研究手法として用いられてきた。流体研究における車の両輪とも言うべき両手法のうち、実験流体力学における流れの計測手段として最も広く使用されているのが、定温度型熱線流速計である。定温度型熱線流速計は優れた特長を多く持っているが⁽¹⁾、測定対象である流れの温度が一定でないと精度の高い計測を行えない、という欠点を有する。そのため、定温度型熱線流速計を用いて行われてきた従来の研究は、気流温度が一定に保たれた流れ場におけるものがほとんどであった。しかし、地表近くの流れや自然対流などに代表されるように、自然界に存在する流れのほとんどが温度変化を伴うものであり、温度一定の流れの例はむしろごく稀である。この観点に立った場合、自然界における流体現象を厳密に解明するためには、従来の定温度型熱線流速計だけを用いた研究には限界があると思われる。

蒔田らは、前述の定温度型熱線流速計が有する欠点を克服すべく、冷熱二線式温度流速計を開発した^{(2)~(4)}。この装置は、流れ場内での温度変動と速度変動が相互に重大な影響を及ぼしあうことを考慮したものであり、温度補償部を設けた定温度型熱線流速計と定電流型温度計とを組み合わせ、温度計からの温度信号と流速計からの速度信号を用いて相互に補償を行う方式としたことにより、温度変化を伴う流れ場内であっても正確な温度・速度測定を行うことが可能となった⁽⁵⁾。

本研究では、蒔田らにより開発された温度流速計に部分的な改良を加えた新たな二線式温度流速計を製作し、実際に加熱気流を測定することによりその性能評価を行った。今回は、製作した温度流速計のうち、温度補償部を持つ定温度型熱線流速計の製作および得られた流速信号に対して実際に温度補償を行った結果について報告する。

2. 定温度型熱線流速計の動作原理

熱線流速計には、直径数ミクロン程度の金属細線（以下、熱線と称する）に一定電流を流す定電流型と、負帰還回路を用いて熱線の温度を常に一定に保つように電流を調整する定温度型の2つの方式がある⁽⁷⁾。

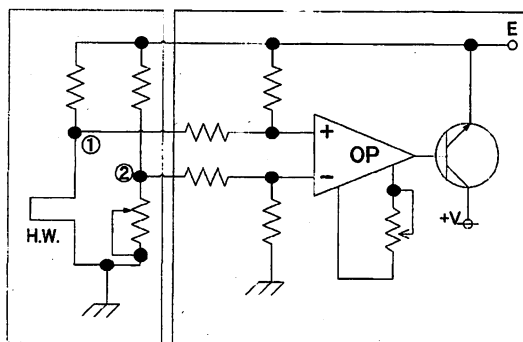


図1 熱線流速計ブリアンプ

これらのうち、実流速と流速計出力電圧間の関係を直線化するのが容易で、温度に対する感度が比較的小さく、時定数が実質的にほぼゼロである、等の特長を持つ後者の方式が多く用いられている。よって、本研究においても定温度型熱線流速計を製作した。ここで、本方式において時定数をほぼゼロにできるメカニズムについて説明する。定温度型熱線流速計のヘッドアンプ部の回路を図1に示す。ホイートストンブリッジは、その1辺を熱線（図中 H.W. で示す）、残りの3辺を固定抵抗と可変抵抗とする構成であり、熱線はあらかじめ電流により150℃程度に

加熱されている。そして、無風状態においてブリッジ内①②間の電圧差が0Vとなるよう（これをブリッジの平衡状態と称する）、前記可変抵抗により調整されている。熱線を気流中に置くと、冷却されて抵抗値が下がるため、先に作ったブリッジの平衡状態が崩れ、①②間に電圧差が生じる。これを不平衡電圧 ΔE と称する。 ΔE を図中 OP で示したオペアンプにより1000倍程度に増幅し、さらにトランジスタを介して電流増幅を行いブリッジ部へ電圧 E として負帰還させると、ブリッジ内に流れる電流が増加するため、熱線の温度が上昇し抵抗値も増える。逆に熱線の温度が上がり過ぎた場合は、ブリッジの平衡状態より熱線の抵抗値が増えるため、ブリッジには上記とは逆の不平衡電圧が発生する。その結果、トランジスタを介してブリッジ部へ負帰還される電流量が減少するため、熱線温度が下がり抵抗値は減る。これら一連の動作がヘッドアンプ内で瞬間的に行われるため、熱線の温度は常に一定に保たれ、かつ熱線の時定数を実質的にほぼゼロにすることができるのである。

3. 定温度型熱線流速計の構造

定温度型熱線流速計において、ブリッジ部における負帰還電圧 E と実際の流速 U の関係は、以下のように表すことができる。

すなわち、気流中に置かれた熱線表面からの放熱量と発熱量が釣り合っている場合、単位長さ当たりの熱線周りにおける熱の釣り合い方程式は以下のよう表される⁽⁸⁾。

$$\rho \pi r_w^2 C_w dT_w/dt + 2\pi r_w h(T_w - T_a) - I^2 R_w = 0 \quad (1)$$

ここで、 ρ , r_w , C_w , T_w , h , R_w はそれぞれ熱線の密度 [kg/m³], 半径 [m], 比熱 [J/kg], 表面温度 [K], 熱線表面からの熱伝達率 [J/(m²K)], 電気抵抗値 [Ω] であり、 t は時間, T_a は気流温度 [K], I は熱線に流れる電流値 [A] である。熱線表面の熱伝達率は、現在のところ理論的に求めることはできないので、最も信頼性が高い Collis-Williams の実験式⁽⁹⁾

$$Nu_r = (0.24 + 0.56 Re_r^{0.45}) (T_r/T_a)^{0.17} \quad (2)$$

を用いる。ここで、各パラメータは

$$Nu_r = 2r_w h / \lambda, \quad Re_r = 2r_w U / \nu \quad (0.02 < Re_r < 44) \quad (3)$$

で定義される。 U , ν , λ はそれぞれ実流速 [m/s], 動粘性係数 [m²/s], 熱線の熱伝導率 [J/(m·K)]

であり、各物性値は、それぞれ以下の式で定義される膜温度

$$T_f = (T_w + T_a) / 2 \quad (4)$$

における値を用いる。ここで一般的な例として、 $T_w = 473\text{K}$ 、 $T_a = 293\text{K}$ とすれば $T_f = 383\text{K}$ となり、1 気圧の下では空気の場合 $\nu = 23.52 \times 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$ となる⁽¹⁰⁾。また、 $r_w = 2.5 \mu\text{m}$ の熱線を使用すると仮定すれば、上記 Re_f に対応する流速範囲は、 $0.094 < U < 207.0 \text{m/s}$ となり、著者が研究対象とする約 10m/s はこの範囲内に含まれていることがわかる。

定温度型熱線流速計の場合、先に述べたようにワイヤ温度 T_w は時間 t に対して常に一定であるため、(1)式左辺 1 項目の微係数 dT_w/dt はゼロとなり、

$$2\pi r_w h (T_w - T_a) - I^2 R_w = 0 \quad (5)$$

と変形できる。これに(2)式を代入して整理すると、

$$U = \{G(E^2 - Z)\}^{2.22} \quad (6)$$

という式が得られる。以上の演算を熱線流速計内で行うと、図 2 に示すような流れとなる。図中、プリアンプ部からの出力電圧 E は、2 乗回路で 2 乗され (E^2)、次に加算部にてゼロ調整を足される ($E^2 + Z_0$)。そしてゲイン調整部にて利得を与えられた後 ($G(E^2 + Z_0)$)、累乗回路にて 2.22 乗され ($\{G(E^2 + Z_0)\}^{2.22}$) 流速として出力される。 G 、 Z の値は実流速と熱線流速計出力電圧間での較正を行う際に決定される。その結果、実流速と流速計出力電圧が比例

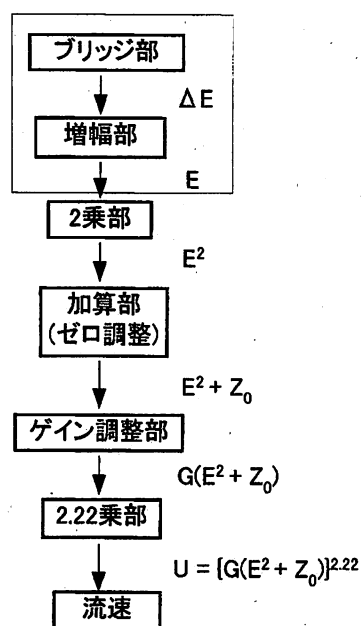


図 2 定温度型熱線流速計のフローチャート

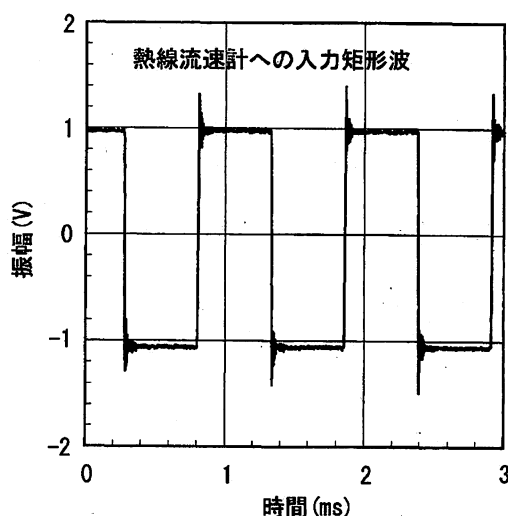


図 3 熱線への入力矩形波

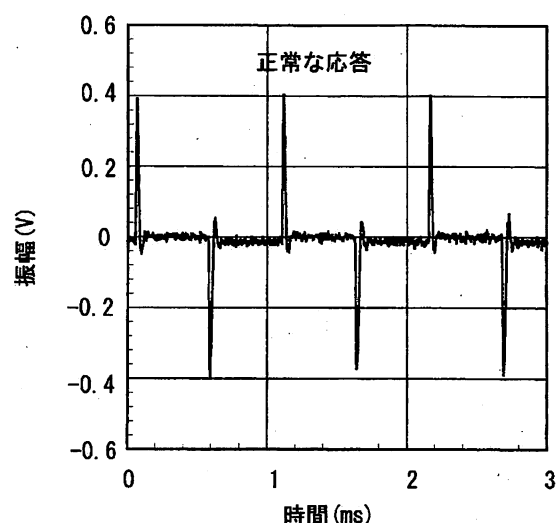


図 4 正常な応答波形

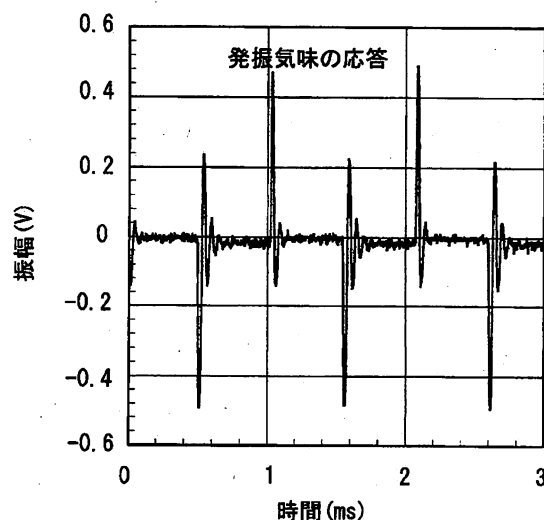


図 5 発振気味の応答波形

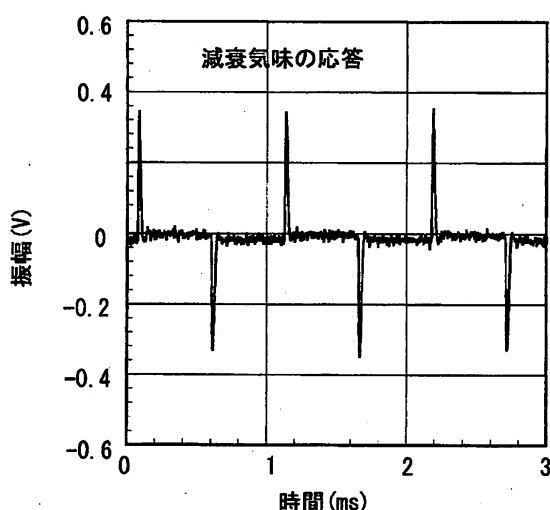


図6 減衰気味の応答波形

関係となり、直線化を実現できる。また、前記ヘッドアンプ部において最適な周波数応答を得るため、以下に述べる調整を行う。始めに、関数発生器等を用いて図3に示すような振幅1V程度、周波数1kHz程度の矩形波をブリッジ部に注入し、ヘッドアンプ出口における出力波形Eを観察する⁽¹¹⁾。ヘッドアンプ部は微分器と同様の動作を行っているため、その出力も微分形状となる。図4は正常、図5は発振気味、図6は減衰気味の応答波形であり、図4のような波形となるようオペアンプOPに外付けされた可変抵抗を調整する。

4. 流速の2方向成分計測

熱線流速計で流速測定に用いられるプローブは、通常、I型およびX型である^{(12), (13)}。

I型の場合、使用する熱線は1本であり、熱線を流れに直角に配置することにより、流れ方向のみの流速成分を検知できる。その際使用される熱線流速計は1チャンネルで済む。一方X型の場合、互いに直交するように配置された熱線を2本持っており、それぞれの熱線を図7に示すように主流方向に対して迎え角 $\alpha = \pm 45^\circ$ を成すように配置すれば、主流方向成分Uおよびそれと直角方向の流速成分Vとを検知できるが、熱線流速計は2チャンネル必要となる。本研究室ではX型を主に使用するため、今回2チャンネル分の熱線流速計を製作した。以下、図7を元に、Xプローブにより流れの2方向成分を求める演算式を示す。

図中、熱線流速計の各チャンネルに接続された2本の熱線をそれぞれ1および2とし、出力電圧をそ

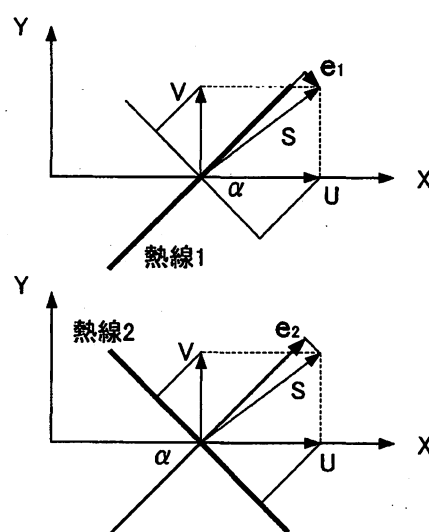


図7 2本の熱線と各流速成分

れぞれ e_1 、 e_2 とする。これらの熱線は既に実流速と出力電圧間の較正が終了しているものとする。主流方向をX軸、それと直角方向をY軸とし、Sを熱線位置での流速とする。熱線は、自身に直角な方向の流速しか検知できないので、図中の e_1 、 e_2 はそれぞれ、熱線が検知した流速Sの速度成分を示すと考えてよく、それらとX軸が成す角を α と置く。図7より e_1 、 e_2 はそれぞれ

$$e_1 = U \cos \alpha - V \sin \alpha \quad (7)$$

$$e_2 = U \cos \alpha + V \sin \alpha \quad (8)$$

となり、その結果UおよびVは

$$U = (e_1 + e_2) / (2 \cos \alpha) \quad (9)$$

$$V = (e_1 - e_2) / (-2 \sin \alpha) \quad (10)$$

となる⁽¹⁾。通常のXプローブでは、 $\alpha = \pm 45^\circ$ とするため上式の分母はいずれも1.414となる。この演算を流速計内部の電子回路にて行えば、流速計測中にリアルタイムでUおよびVを得ることができる。

5. 定温度型熱線流速計の演算部

上記の演算を行うための回路を図8に示す。本回路は、基本的にオペアンプ3個を用いて構成された、加算回路と減算回路より成る。図中、OP1、OP3は加算部、OP2は減算部である。前述の e_1 、 e_2 を本回路に入力すると、ゲインが1/1.414に設定されたOP1において加算が行われ、出力E1は

$$E1 = -(e_1 + e_2) / 1.414 \quad (11)$$

となる。上式で符号が負になっているのは、本加算部が反転増幅回路になっているためである。よってゲイン1の反転増幅回路(OP3)を接続することにより、符号を元に戻している。

OP2はゲイン1/1.414の差動増幅回路となっており、プラス入力側に e_1 を、マイナス入力側に e_2 を入力することにより、その出力 $E2$ は

$$E2 = (e_1 - e_2) / 1.414 \quad (12)$$

となる。なお、実際に製作した回路には、上記加減算回路の他に、流速信号の持つ直流成分だけをカットし瞬間的な変動値のみを求めるためのハイパスフィルタ回路(カットオフ周波数約0.01Hz)、時間平均値を求めるための積分回路(積分時間60(s)および30(s))、流速変動のRMS値を求めるための実効値演算回路、レイノルズ応力を求めるための乗算回路、およびその平均値を求めるための積分回路(積分時間60(s))、I型あるいはX型プローブ使用時にそれぞれゲインを切り替えるスイッチ回路等が組み込まれているが、ここでは説明を割愛する。

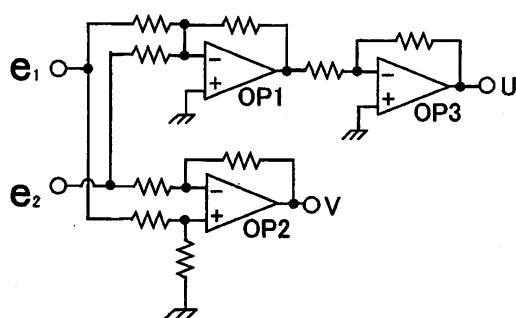


図8 2方向成分演算回路

6. 温度補償部の必要性

定温度型熱線流速計は、前述のように加熱した金属細線表面と流体間における熱伝達を利用するという動作原理上、流速測定中は気流温度が常に一定であるという前提が必要である。よって、気流温度が変化するとこの前提が崩れるため、得られた流速信号に信頼を置くことはできなくなる。このことを示すために、通常の熱線流速計を用いて流速一定のまま気流温度を変化させ、流速計出力信号の変化を測定した。その結果を図9に示す。実験は本研究室既存の温度較正用風洞^{(14), (15)}およびここで述べている

定温度型熱線流速計、後日報告予定の定電流型温度計などを用いて行った。使用したプローブは、図10に示すI-I型プローブ⁽¹⁶⁾である。実際に使用したプローブは本研究室にて設計、製作されたものであり、平行に張られた2本のワイヤを持ち、上流側に直径 $2.5\mu\text{m}$ 、長さ約2mmの温度測定用ワイヤ(Cold Wire: 冷線と称する)、下流側に直径 $5\mu\text{m}$ 、長さ約1mmの流速測定用ワイヤ(Hot Wire: 熱線)が配置され、いずれも水平かつ主流方向に対して直角を成すよう設置されている。前者は定電流型温度計に、後者は定温度型熱線流速計にそれぞれ接続され、両者間の間隔 L が1mmとなるよう、顕微鏡下で厳密に調整されている。気流の実流速の測定には、最小目盛が 0.05mmAq のベッツ型マノメータおよびJIS型ピトー静圧管($\phi 6$)を用いた。また、気流温度の測定には直径1mmのT型熱電対を持つ、最小目盛 0.1°C の熱電対温度計を用いた。なお、本風洞に設けられている送風機は、回転数をデジタル表示できるインバータにて制御されているため、実流速測定時の各回転数を記録しておき、インバータの表示をそれに合わせることで、前記各実流速を容易に、精度良く再現することができる。

始めに、風洞回転数を低速から高速まで5段階に設定し、各回転数において得られた動圧と室温($\theta_r = 18.3^\circ\text{C}$)における各物性値を用いて実流速を算出した。次に室温状態の気流において実流速との誤差が $\pm 0.5\%$ 未満になるよう、熱線流速計の較正を行った。その際、熱線流速計の温度補償部はオフにした。その結果を図9に■で示す。横軸は実流速、縦軸は流速計の出力電圧である。非加熱(室温)状態において、両者間には良好な直線性が成立してい

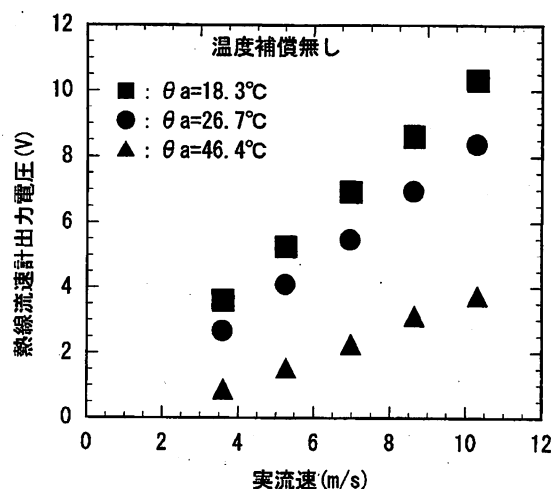


図9 温度補償を行わない場合の流速変化

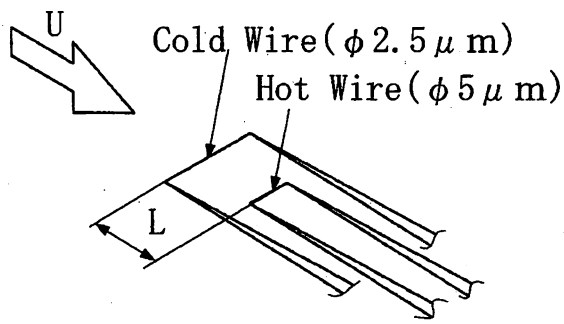


図10 使用したI-Iプローブ

ることがわかる。

次に、風洞加熱部を動作させることにより前記室温（18.5℃）より気流温度を上げた場合の、熱線流速計出力電圧を同図に示す。今回、気流温度はそれぞれ26.7℃、および46.4℃に設定し、風洞回転数およびプローブ位置は室温における測定時のままとした。気流が加熱されると密度が減少するので、送風機の回転数が同じなら気流は若干加速される。すなわち、回転数が同じなら、送風機から単位体積当たりの空気に与えられる単位時間当たりの運動エネルギー（仕事率）は同一であるため、例えば室温状態と気流温度46.4℃間においては以下の式が成立すると思われる。

$$(1/2) \rho_{18.5} (V_{18.5})^2 = (1/2) \rho_{46.4} (V_{46.4})^2 \quad (13)$$

ここで ρ_θ 、 V_θ はそれぞれ気流温度 θ ℃における空気密度および気流速度である。この式を用いて26.7℃および46.4℃における V の変化を算出した結果、それぞれ約1.5%、5.2%の誤差を持つことがわかった。後者の場合、これを水柱高さに換算すると、誤差が最も大きくなる最大流速時において0.3mmAqとなったが、温度補償による効果を確認するのが目的である今回の検定においては、十分無視できるレベルと判断し、敢えて加熱気流実流速の再測定を行わなかった。

本来なら、気流温度が上昇しても流速自体はほぼ同じであることから、流速計の出力電圧は室温状態とほとんど同じ値を示さなくてはならない。しかし、図9からわかるように、気流温度が上がるにつれ出力電圧は減少する。これは、定温度型熱線流速計の測定原理上、気流温度が増加すると同じ流速であっても熱線表面から奪われる熱量が減少するため、熱線の抵抗値の変化量が小さくなり、その結果流速計の出力電圧が減少したからであると考えられる。以上のことから、気流温度が変化する流れ場では、熱線流速計の測定精度が劣化することが実証された。

7. 温度補償部の構造

前述のように、自然界における流れの現象をより正確に解明するためには、温度変動をもつ流れ場における精度のよい実測データが不可欠である。しかし、上記のように通常の熱線流速計を用いる限り、そのようなデータを得ることはできない。そのため、以前から温度流速計の開発が行われており、様々な方式を用いた研究結果が報告されている^{(17)~(19)}。しかしいずれの方式も、例えば温度と速度を同時に計測することが出来ない、あるいは補償方式が不十分であり過補償や補償不足が生じる、近似式が必ずしも正確でない、較正が大変面倒である、などといった種々の欠点を有していた。一方、蒔田らにより開発された二線式温度流速計は温度変動と速度変動の厳密な同時計測が可能であること、近似式が正確であること、独自の各補償方式により過補償や補償不測が生じず正確な補償を行うことができること、較正が容易であることなど、現在最も優れた精度と性能を有する方式であると考えられる。蒔田らの方式を用いた場合、流速の温度補償式は以下のような⁽³⁾。

$$U = K_c \left\{ \frac{(1 + K_B \theta_r) + K_B \Delta \theta}{(1 - K_A \theta_r) - K_A \Delta \theta} E^2 - [(1 + K_B \theta_r) + K_B \Delta \theta] K_D \right\}^{2.22} \quad (14)$$

ここで、

$K_A = 1/\theta_w$, $K_B = 1/(\theta_w + K_3)$, $K_c = K_1 A_0 B_0$, $K_D = K_2/A_0$ である。 θ_w は熱線温度、 $\Delta \theta$ は気流と室温との温度差、 θ_r は室温、 θ は気流温度（ $\theta = \theta_r + \Delta \theta$ ）、 $K_A \sim K_D$ は較正時に回路内で決定される係数である。この式に基づき蒔田らにより開発された温度補償回路のブロック図⁽³⁾を図11に示す。図中のOP7とOP8、およびOP9とOP10において、

$$(1 + K_B \theta_r) + K_B \Delta \theta \quad (15)$$

$$(1 - K_A \theta_r) - K_A \Delta \theta \quad (16)$$

が得られ、さらにOP11において

$$\{(1 + K_B \theta_r) + K_B \Delta \theta\} / \{(1 - K_A \theta_r) - K_A \Delta \theta\} \times E^2 \quad (17)$$

が計算される。続いてOP12~OP14において、上記(14)式に示される演算が行われる。以上の回路を組み込んだ熱線流速計における温度補償のプロセスを図12に示す。図において、熱線流速計のプリアンプ部から出力された E は、2乗器で E^2 となった後、

温度補償部を持つ定温度型熱線流速計の製作と性能評価

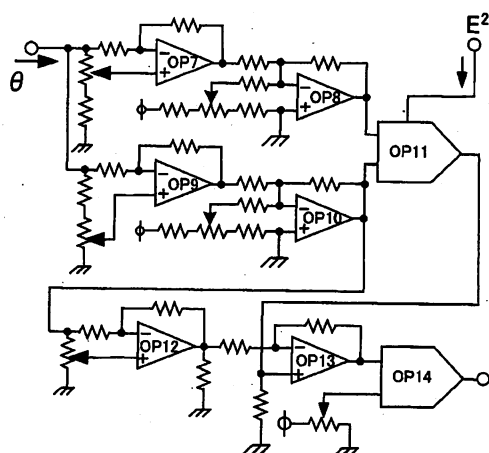


図11 流速に対する温度補償回路

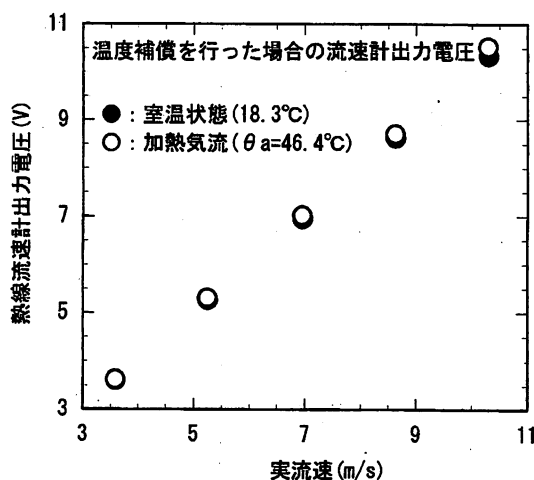


図13 温度補償を行った場合の流速

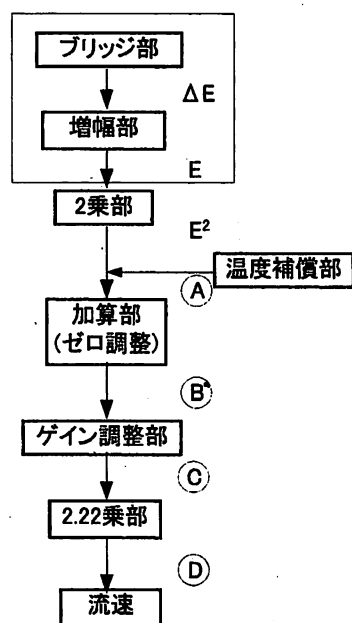


図12 熱線流速計における温度補償の流れ図

温度補償部において温度信号 θ と共に演算が行われる (OP11, ④), 次に加算部 (OP12, ⑤), ゲイン調整部 (OP13, ⑥), 累乗部 (OP14, ⑦) を経て U となる。以上の構造を持つ温度補償部に定電流型温度計からの温度信号 θ および E^2 を入力し, 実際に加熱気流中で流速の温度補償を行った結果を図13に示す。

図9に示した補償無しの場合と異なり, 気流温度が上昇しても流速計からの出力電圧は非加熱状態と同一であることがわかる。図中, 流速が増加するにつれて若干の誤差は生じているが, これは前述の温度上昇により気流自身が加速された結果生じた誤差,

もしくは $K_A \sim K_D$ を決定する際の若干の調整不足が原因であると思われる。以上のことから, 今回製作した定温度型熱線流速計においては, 流速信号に対し正確な温度補償が為されていることがわかる。

8. 回路製作

定温度型熱線流速計の, ノイズに対する特性を向上させるため, 以下のことに留意して回路パターン設計および基板実装を行った。①パターン設計の際, 回路をできるだけコンパクトにまとめた⁽²⁰⁾。その結果, 本論文で述べた温度補償回路付定温度型熱線流速計2チャンネル分のほか, 加減算回路, ハイパスフィルタ回路, 各積分回路, RMS値演算回路, レイノルズ応力用乗算回路, スイッチ切り替え回路などを含む, 全ての演算回路を1枚の両面基板 (200 mm × 150 mm) の中に収めることができた。②外部からのノイズ侵入および内部からの不要輻射を防ぐため, 良好な導電性を有する金属板を用いて精度の高いケーシングを製作し, 基板全体を隙間無く覆った⁽²⁰⁾。③外部と信号のやりとりをするケーブルを全て同軸 (BNC) ケーブルとし, ケーシング側に取り付けた BNC コネクタに絶縁型を使用することによりフレーム GND とシグナル GND を完全に絶縁した⁽²¹⁾。④パネルに取り付けた前記 BNC コネクタやスイッチ類と基板間との接続にも全て同軸ケーブルを使用し, 各ケーブルのアースが1点接地となるよう配線しループを無くした。⑤アースパターン面積を可能な限り広くし, インピーダンスを減らした。またループを生じない様留意しながら各アースパターン間をジャンパ線にて接続することによりコモンモー

ドノイズを減らした。⑥使用したオペアンプの全ての電源ピンとアースパターン間にリードを極力短くしたパスコンを直付けした。⑦ノイズ発生を極力抑えるために、回路全体にわたって炭素皮膜抵抗器よりノイズを出しにくい金属皮膜抵抗器（誤差±1%以内）を、また特に精度の必要な箇所には金属箔抵抗器を、それぞれ使用した。また、使用した両面プリント基板はガラスエポキシ製とした。⑧使用する電源はノイズ放射の大きいスイッチング型ではなくドロップ型とした。⑨電源から発生するノイズが回路内に侵入するのを極力防ぐため、電源を外付けとした。

9. 結論

蒔田らにより開発された二線式温度流速計に改良を加えた温度流速計を製作し、性能を検定した結果、以下の結論を得た。

- ① 温度補償機構を持たない定温度型熱線流速計では、気流温度が変化すると精度が大きく劣化することが実証された。
- ② 温度補償部を有する2チャンネルの定温度型熱線流速計を1枚の基板（200mm×150mm、ガラスエポキシ製両面基板）にまとめる等、パターン設計および基板実装に工夫を凝らすことにより、耐ノイズ特性を向上させることができた。
- ③ 次回報告予定の定電流型温度計からの温度信号を使って加熱気流中で流速の温度補償を行った結果、広い流速範囲で精度の高い流速信号を得ることができた。

10. 参考文献

- (1) 蒔田, 実験流体力学 (EFD) 流れの計測技術の基礎と応用, 日本機械学会, 1993, pp21~pp30.
- (2) 蒔田, 流れの計測, Vol.12, No.16, 1995, pp 3~pp17.
- (3) 蒔田, 森, 澤田, 日本機械学会論文集, 58-545, B, 1992, pp90~pp97.
- (4) 蒔田, 澤田, 森, 日本機械学会論文集, 58-554, B, 1992, pp154~pp161.
- (5) 蒔田, 森, 新美, 日本機械学会論文集, 57-534, B, 1991, pp404~pp411.
- (6) 蒔田, 大庭, 日本機械学会論文集, 69-681, B, 2003, pp1097~pp1104.
- (7) 谷, 小橋, 佐藤, 流体力学実験法, 岩波書店, 1977.
- (8) Hojstrup, J., Rasmussenn, K., & Larsen, S. E., DISA Information, No.20, 1976.
- (9) Collis, D. C. & Williams, M. J., J. Fluid Mech., 6, (1959), 351.
- (10) 日本機械学会編, 機械工学便覧 A5, 1986.
- (11) 高木, 斉藤, 斉藤, トランジスタ技術, Aug., 1977.
- (12) 渡部, 秋田工業高等専門学校研究紀要 Vol. 36, 2001, pp12~pp16.
- (13) 渡部, 秋田工業高等専門学校研究紀要 Vol. 35, 2000, pp17~pp21.
- (14) 渡部, 秋田工業高等専門学校研究紀要 Vol. 38, 2003, pp13~pp18.
- (15) 渡部, 石塚, 川辺, 秋田工業高等専門学校研究紀要 Vol.35, 2000, pp11~pp16.
- (16) 蒔田, 機械の研究, Vol.46, No.3, 1994, pp 400~pp406.
- (17) 星野, 沢田, 日本機械学会論文集, 38-305, (昭47-1), 139.
- (18) Sakao, F., J.Phys.E Sci.Instrum., 6, (1973), 913.
- (19) Hishida, M., & Nagano, Y., Trans. ASME, J. Heat Transf., 100, 1978, pp340.
- (20) 伊藤健一, アースと基板, 日刊工業新聞社, 1983.
- (21) 伊藤健一, アースとベタパターン, 日刊工業新聞社, 1994.
- (22) トラ技スペシャル No.64, CQ 出版社, 1998.