

UDC 533.6.08:
53.082.6

航空宇宙技術研究所報告

TECHNICAL REPORT OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TR-242

熱線による3次元平均速度ベクトルと
レイノルズ応力の測定

林 良生・中谷輝臣

1971 年 7 月

航空宇宙技術研究所
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

既 刊 報 告

TR-221	先端のにおいフレヤつき物体の空力特性 Aerodynamic Characteristics of a Flared Body with Blunt Nose	1970年10月	谷 柳 原 盛三, 河 本 巖 樋 口 博 (東京大学)
TR-222	東北地方太平洋沿岸航空路上における乱気流 観測 Measurements and Analysis of Atmospheric Turbulence on the Pacific Coast Air Route of the Tohoku District	1970年 9 月	竹 内 和 之, 山 根 皓 三 郎 矢 沢 健 司, 小 野 幸 一 外 崎 得 雄
TR-223	球の仮想質量の円筒境界干渉 Cylindrical Boundary Interference on Virtual Mass of a Sphere	1970年 9 月	河 野 長 正
TR-224	吹出しをとまなう鈍頭物体の衝撃波離脱距離 Shock Stand-off-Distance with Mass Injection	1970年12月	吉 永 崇
TR-225	NAL-35 DT 型ロケットの構造試験 Results of Structural Experiments on NAL-35 DT Rocket Vehicle	1970年11月	ロケット構造研究グループ
TR-226	薄い片持後退角翼の遷音速フラッタ特性におよぼす集中質量の位置の影響について Some Effects of Systematically Varied Location of One Concentrated Mass on Transonic Flutter Characteristics of Sweptback Thin Cantilever Wings	1970年11月	中 井 暎 一, 森 田 甫 之 高 木 俊 朗
TR-227	高負荷燃焼器の空気孔からの流れについて(Ⅱ) —二孔の実験および簡単な解析方法— Investigation of Air Stream from Combustor-Liner Air-Entry Holes (Ⅱ) Experiments with Paired Air-Entry Holes and A Numerical Analysis—	1970年12月	相 波 哲 朗, 井 上 真 幸
TR-228	自由飛行模型 FFM-10 の運動特性と飛しょう試験におけるデータ処理法 Flight Dynamics of Free-Flight Model FFM-10 and Data Analysis Method for Free-Flight Tests	1970年12月	高 島 一 明
TR-229	単発 STOL 実験機 (FA-200 XS) について Development of the FA-200 XS Experimental Airplane	1970年12月	飛行実験部
TR-230	アナログトルク平衡方式による浮動振子型加速度計の研究 Study on the Analog Torque Rebalance Floated Pendulum Type Accelerometers for Guidance and Control Applications	1971年 1 月	大 月 正 男, 鈴 木 孝 雄 円 居 繁 治
TR-231	高温タービンノズル翼二次元翼列試験 (第1報 対流冷却翼の実験結果について) Two-Dimensional Cascade Test of an Air-Cooled Turbine Nozzle (Part 1 On the Experimental Results of a Convection-Cooled Blade)	1971年 1 月	吉 田 豊 明, 高 原 北 雄 能 瀬 弘 幸, 井 上 重 雄 三 村 富 嗣 雄, 白 井 弘
TR-232	高温タービンノズル翼二次元翼列試験 (第2報 対流冷却翼の数値計算およびアナログ法による翼表面温度分布について) Two-Dimensional Cascade Test of an Air-Cooled Turbine Nozzle (Part 2 On the Temperature Distributions of a Convection-Cooled Blade by Numerical Calculation and Analogue Simulation Test)	1971年 1 月	吉 田 豊 明, 高 原 北 雄 能 瀬 弘 幸, 井 上 重 雄 三 村 富 嗣 雄, 白 井 弘
TR-233	P S D法の大気乱れに対する航空機強度設計への応用とその問題点 Studies on PSD Method to Aircraft Structural Design for Atmospheric Turbulence	1971年 1 月	竹 内 和 之, 山 根 皓 三 郎

熱線による 3 次元平均速度ベクトルと レイノルズ応力の測定*

林 良生**・中谷輝臣**

Measurement of Three-Dimensional Mean Velocity Vector and Reynolds Stress by a Single Rotatable Hot-Wire

By Yoshio HAYASHI and Teruomi NAKAYA

A practical method of measuring three-dimensional mean-velocity components and six components of Reynolds stress, by means of a hot-wire anemometer of constant-current operation, with a single hot-wire fixed on a rotatable support, is presented together with experimental results.

The hot-wire probe is brought to a certain angular position, rotated around its axis by means of an electric servo-mechanism and the linearized output signal of the anemometer is measured by a DC voltmeter and a RMS meter. The above procedure is repeated at several angles of the probe axis for each measured point.

The three mean-velocity components can be obtained from the measured values of D.C. output and the rotational angles of hot-wire probe, by solving the simultaneous quadratic equations by the least squares method and the Newton-Raphson method. On the other hand, the Reynolds stress can be obtained from the measured values of the RMS meter output and the angles of the hot-wire probe, using the least squares method and the matrix method.

Some wind-tunnel tests which were carried out to examine the accuracy of measurement by this method showed that if the inclination angle of the hot-wire probe to the mean flow direction was less than 30° , the maximum error in the measured values of mean velocity direction was $\pm 1^\circ$. The measurement of Reynolds stress components were done in fully-developed turbulent flow in a circular pipe. The measured values of Reynolds stress were compared with the ones calculated from the pressure gradient along the pipe axis and the mean velocity distribution across the pipe, and they were found to be in good agreement.

1. ま え が き

流体力学の研究の発展にともなう、流れ場の測定とくに局所的な平均速度ベクトルとレイノルズ応力の測定の要求がますます多くなってきた。

3次元速度ベクトルを測定する方法として、従来広く使用されてきたものに、圧力管を用いたヨーメーター¹⁾²⁾がある。この種のヨーメーターは、

(1) プローブを小型化することが困難で、測定対象である流れ場を変えるおそれがある。

(2) プローブを小型化して、圧力管を細くすると、応答時間が増し、測定時間が増加する。

などの欠点をもっている。このような圧力管を用いたヨーメーターの欠点を補い、小型化が可能であり、応答時間が短いという要求を満たすためには、従来乱流の測定に広く使用されてきた熱線風速計がこれにとって代るものと考えられる。そのうえ熱線風速計を用いると、圧力管では測定できないレイノルズ応力の測定も可能になるという利点がある。

熱線風速計を用いて平均速度ベクトル、レイノルズ応力を測定する方法としては、大きく二つに分類される。

* 昭和 46 年 5 月 19 日受付

** 空気力学第 2 部

(a) 複数本の熱線を用いる方法

(b) 1本の熱線を一軸回りに回転させる方法

(a)の方法は, Simmons と Bailey³⁾ 最近では Gjeessing, Lanes, Tangerud⁴⁾ によって研究された。しかしながらこの方法は次のような欠点をもっている。

(1) 瞬間値あるいは波形を得ることができるけれども複数本の熱線を用いるために, 小型化が困難である。

(2) 多くの熱線を長時間安定した状態で使用することが困難である。

(3) 熱線の数に応じて熱線増幅器の数も多く必要となる。

したがって瞬間的な波形でなく, 平均速度ベクトルやレイノルズ応力のような時間平均値を得るには, あまり得策であるとはいえない。(b)の方法については, McLeod⁵⁾ により3次元平均速度ベクトルをアナログ処理により求める方法が研究され, 角度誤差としては, $\pm 2^\circ \sim \pm 3^\circ$ 程度の結果を得ている。しかしながらこの方法ではレイノルズ応力を測定することができない。さらに Kovasznyai と藤田⁶⁾ によって乱れの相関 \overline{uv} を測定する方法が研究されたけれども, レイノルズ応力の2次元成分 $\overline{uv}, \overline{u^2}, \overline{v^2}$ の測定にとどまっている。

近年レーザー技術の進歩によって, レーザーによる平均速度ベクトル, 乱れの測定が可能となってきたが測定技術, 装置の価格の点からまだあまり広く使用されるには至っていない。

以上の考察から, 3次元平均速度ベクトルとレイノルズ応力を同時に測定するためには, (b)の方法, すなわち1本の熱線を一軸回りに回転させ, 熱線プローブの回転角と熱線の出力電圧から求める方法が優れていると考え, この方法を採用することにした。熱線増幅器としては, 市販の定温度型熱線風速計とその出力電圧を直線化するためのリニアライザーを使用した。熱線プローブとしては2本の針に斜めた張った直径約 5μ のタングステン線を使用した。測定方法は, 熱線プローブを一軸回りに回転させるためのサーボ式角度設定装置を用いて, 熱線プローブをある一定の回転角度に設定する。このように熱線プローブを一定の回転角度に設定する操作を, 熱線プローブが一回転する間に数回行なって, 熱線プローブの回転角度毎に, リニアライザーの出力電圧の直流成分と交流成分をそれぞれ記録する。熱線プローブの回転角度と直流電圧成分から, 3次元2次の連立方程式を解くことによって, 3次元平均速度ベクトルを, また熱線プローブの回転角度

と交流電圧成分から, 6次元1次の連立方程式を解くことによってレイノルズ応力を求めることができる。

本報告ではまず測定原理について述べ, ついで測定装置, および本方法による測定精度をしらべるための実験, 最後に, 測定精度を向上させるための簡単な方法と, 速度勾配の非常に大きなデルタ翼前線渦の作る速度場の測定例について述べる。

2. 記号と定義

本報告で使用される記号とその定義を, 以下にまとめる。

X_1, X_2, X_3	直交直線座標系
x, r, φ	極座標系
U	速度
U_{eff}	熱線の感じる有効速度
u	速度ベクトル
\bar{U}	平均速度ベクトル
$ u , \bar{U} $	速度ベクトル, 平均速度ベクトルの絶対値
u_1, u_2, u_3	速度ベクトルの X_1, X_2, X_3 成分
U_1, U_2, U_3	平均速度ベクトルの X_1, X_2, X_3 成分
u'_1, u'_2, u'_3	変動速度の X_1, X_2, X_3 成分
U_x, U_r, U_φ	平均速度ベクトルの x, r, φ 成分
u'_x, u'_r, u'_φ	変動速度の x, r, φ 成分
v_*	摩擦速度 $v_*^2 = \tau_0 / \rho$
R	円管の半径
p	静圧
ρ	流体の密度
μ	流体の粘性係数
τ, τ_0	せん断応力, 壁におけるせん断応力
α^*	熱線プローブ軸と風洞気流のなす角度
α	熱線と速度ベクトルのなす角, または $\alpha = \tan^{-1}(U_3/U_1)$ で定義される角度
β	熱線とプローブ軸のなす角度, または $\beta = \tan^{-1}(U_2/U_1)$ で定義される角度
θ, θ_i	熱線プローブの回転角
$\Delta\alpha, \Delta\beta$	角度誤差 $\Delta\alpha = \alpha - \alpha^*$ $\Delta\beta = \beta$
A	速度ベクトルと熱線プローブ軸のなす角
h	リニアライザーの出力電圧
H	h の直流成分
h'	h の交流成分
E	熱線増幅器の出力電圧
I	熱線を通る電流
r, r_i	熱線方向ベクトル

λ_i, μ_i, ν_i	r_i の成分
γ	抵抗の温度係数
K	over heat ratio $K=R_w/R_{gc}$
T_w	作動状態での熱線の温度
T_g	流体の温度
T_{gc}	冷抵抗測定時の周囲温度
R_w	作動状態での熱線の抵抗
R_g	流体温度 T_g のときの熱線の抵抗
R_{gc}	周囲温度 T_{gc} のときの熱線の抵抗
$\overline{u_1'^2}, \overline{u_2'^2}, \overline{u_3'^2}$	レイノルズ応力 (垂直応力)
$\overline{u_1'u_2'}, \overline{u_2'u_3'}, \overline{u_3'u_1'}$	レイノルズ応力 (せん断応力)
$\overline{u_x'^2}, \overline{u_y'^2}, \overline{u_z'^2}$	レイノルズ応力 (垂直応力)
$\overline{u_x'u_y'}, \overline{u_y'u_z'}, \overline{u_z'u_x'}$	レイノルズ応力 (せん断応力)

3. 測定原理

3.1 熱線と流速の関係式

熱線を用いて流速を測定する場合、熱線を通る電流と流速の関係式が必要となる。Collis と Williams⁷⁾ は、熱線からの熱損失 (これは熱線の加熱に必要な電気エネルギー $R_w I^2$ に等しい。) と流速 U の関係は、実験的に(1)式で支配されることを結論している。

$$\frac{R_w}{R_w - R_g} I^2 = A + BU^n \quad (1)$$

ここで A, B は実験的に決定される定数であり、 n は熱線の径と流速で作るレイノルズ数によって変化する指数である。 $n=0.5$ のときは King の法則として一般に広く用いられている。

3.2 熱線の角度特性

熱線を定常流の中にある角度をもって置いた場合、流れの方向と熱線の軸方向で作る角度 α によって、熱線からの熱損失が異なり、熱線を通る電流が変化する。この場合、第一近似として熱線が感じるみかけ上の有効速度 U_{eff} は、熱線の軸に垂直な速度成分 $|U| \sin \alpha$ であると考え、従来 X 型プローブで相関を求めるのに利用されてきた。しかしながら図1に示すように、 α の値が小さくなると近似度は非常に悪くなる。

Webster⁸⁾ は α の値が小さい領域での近似度を上げるために (2) 式を提唱している。

$$U_{eff} = (\sin^2 \alpha + a \cos^2 \alpha)^{1/2} |U| \quad (2)$$

ここで a は実験的に決定される定数であり、 $a=0.04$ が適当であると結論している。しかしながら(1)式より改善されたとはいうものの、図1で示すように $\alpha < 20^\circ$ の近似は余り良くないが ((2) 式は数学的

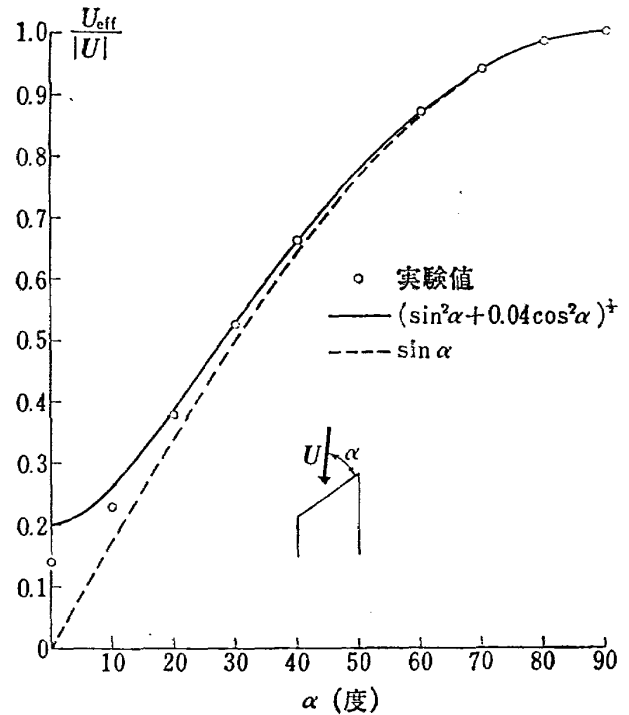


図1 熱線の角度特性

取り扱いが簡単であるうえに実際の測定には $\alpha < 20^\circ$ の範囲では使用されない)ので、本報告で述べる方法は (2) 式を利用する。

3.3 熱線の気流温度の変化による補正

熱線で平均速度ベクトルを求めるために必要な関係式は (1), (2) であるが、(1) 式からわかるように、気流の温度が変化すれば、 I と U の関係が異なってくる。流速測定中には当然温度の変化が予想されるので、流体の温度が変化した場合の補正を考慮しなければならない。一般の定温度型熱線風速計では、(1) 式のように電流 I を測定するのではなく、熱線をブリッジの一辺に挿入して構成されたブリッジ電圧 E を測定するようになっている。(1) において電流 I の代りに、ブリッジ電圧 E 、抵抗 R_w, R_g の代りに熱線抵抗の温度係数 γ を用いて、温度 T_w, T_g で表現すれば、(3) 式を得る。

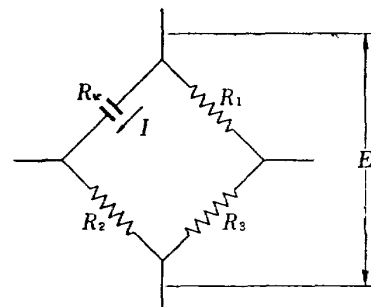


図2 ブリッジ回路

$$E^2 = \frac{\gamma(T_w - T_g)}{1 + \gamma T_w} A' + \frac{\gamma(T_w - T_g)}{1 + \gamma T_w} B' \cdot U_{\text{eff}}^n \quad (3)$$

定温度型熱線風速計では、熱線の温度が常に一定に保たれるように、熱線を通る電流が制御される。そこで周囲温度が T_{gc} の時に測定した熱線の抵抗を R_{gc} とし、作動状態の熱線の抵抗が冷抵抗の K 倍になるような熱線温度で熱線増幅器を作動させれば $R_w = KR_{gc}$ であるから、抵抗と温度の関係より (4) 式を得る。

$$T_w = \frac{1}{\gamma} (K - 1 + \gamma T_{gc}) \quad (4)$$

熱線の冷抵抗測定時の周囲温度 T_{gc} を測定し、over heat ratio K を決定すれば、作動状態での熱線の温度 T_w が (4) 式より求まる。測定中に流体の温度 T_g が変化した場合、 T_g さえ測定しておけば、(3) 式によって流体温度の変化による補正をすることができる。

3.4 平均速度ベクトル、および乱流応力を求める関係式

(3) 式を簡単にするために、次の変換を行なう。

$$\begin{cases} E_0^2 = \frac{\gamma(T_w - T_g)}{1 + \gamma T_w} A' \\ F = \frac{\gamma(T_w - T_g)}{1 + \gamma T_w} B' \end{cases} \quad (5)$$

E_0, F は周囲温度 T_g と over heat ratio K の関数である。また E_0 は流速がゼロのときのブリッジ電圧 E を示している。(2) 式を (3) 式に代入し、(5) 式を用いれば (6) 式を得る。

$$\left(\frac{E^2 - E_0^2}{F} \right)^{2/n} = (|u| \sin \alpha)^2 + a(|u| \cos \alpha)^2 \quad (6)$$

基準座標を適当に定め、その座標系に関して、

熱線の軸方向の方向余弦 $r_i = (\lambda_i, \mu_i, \nu_i)$

速度ベクトル $u = (u_1, u_2, u_3)$

とすれば、(6) 式右辺の第 1 項は u と r_i の外積から、また第 2 項は、 u と r_i の内積から求まり、(6) 式を変形して、(7) 式を得る。

$$\left(\frac{E_i^2 - E_0^2}{F} \right)^{2/n} = \sum_{l=1}^3 \sum_{m=1}^3 C_{lm}^i u_l u_m \quad (7)$$

($i=1, 2, \dots, N$)

ここで係数 C_{lm}^i は熱線の方向余弦 r_i の関数であり、(8) 式で与えられる。

$$\begin{pmatrix} C_{11}^i & C_{12}^i & C_{13}^i \\ C_{21}^i & C_{22}^i & C_{23}^i \\ C_{31}^i & C_{32}^i & C_{33}^i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 + (a-1)\lambda_i^2 & (a-1)\lambda_i\mu_i & (a-1)\lambda_i\nu_i \\ (a-1)\lambda_i\mu_i & 1 + (a-1)\mu_i^2 & (a-1)\mu_i\nu_i \\ (a-1)\lambda_i\nu_i & (a-1)\mu_i\nu_i & 1 + (a-1)\nu_i^2 \end{pmatrix} \quad (8)$$

リニアライザを用いて、ブリッジ電圧 E_i を直線化しその出力電圧を h_i とすれば (9) 式が成立する。ここで G はリニアライザのゲインである。

$$\frac{h_i}{G} = \left(\frac{E_i^2 - E_0^2}{F} \right)^{1/n} \quad (9)$$

($i=1, 2, \dots, N$)

次に、リニアライザの出力電圧 h_i と速度ベクトル u_j をそれぞれ平均成分と変動成分に分離する。

$$\begin{cases} h_i = H_i + h_i' & (i=1, 2, \dots, N) \\ u_j = U_j + u_j' & (j=1, 2, 3) \end{cases} \quad (10)$$

(9), (10) 式を (7) 式に代入し、時間平均をとり整理すれば、

$$\frac{H_i^2}{G^2} = \sum_{l=1}^3 \sum_{m=1}^3 C_{lm}^i U_l U_m \quad (11)$$

($i=1, 2, \dots, N$)

$$\frac{\overline{h_i'^2}}{G^2} = \sum_{l=1}^3 \sum_{m=1}^3 C_{lm}^i \overline{u_l' u_m'} \quad (12)$$

($i=1, 2, \dots, N$)

平均速度ベクトルを求めるには、リニアライザの出力電圧の直流成分 H_i を測定し、(11) 式を解くことによって得られる。またレイノルズ応力を求めるためには、リニアライザの出力電圧の変動成分 $\overline{h_i'^2}$ を求め、(12) 式を解くことによって得られる。図 3 は

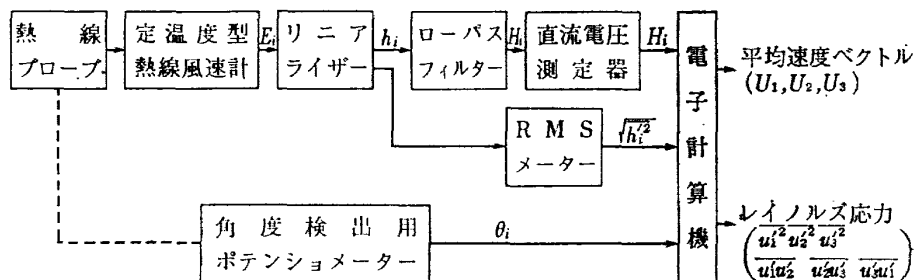


図 3 平均速度ベクトル・レイノルズ応力測定ブロック図

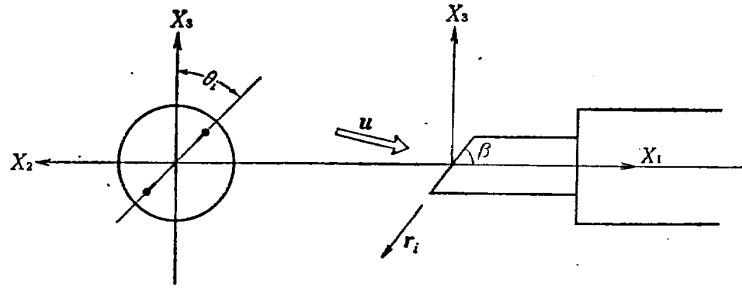


図4 座標系

平均速度ベクトルとレイノルズ応力を求める方法をブロック図によって示したものである。なお、(11), (12) 式の計算には電子計算機を使用するのが便利である。

3.5 計算プログラム

図4のように、プローブ軸に一致させて X_1 軸、鉛直上方に X_3 軸、それらに垂直に X_2 軸をとる。そしてそれぞれ座標軸の方向への速度ベクトル u の成分を u_i とする。熱線プローブの回転角を θ_i とし、熱線の軸方向の方向ベクトルを r_i とする。 r_i は θ_i の変化によって変化する。 r_i の方向余弦を熱線プローブの回転角 θ_i と熱線のプローブ軸に対する角度 β で表わせば、(13) 式を得る。

$$\begin{cases} \lambda_i = -\cos \beta \\ \mu_i = \sin \beta \sin \theta_i \\ \nu_i = -\sin \beta \cos \theta_i \end{cases} \quad (13)$$

β を前もって測定しておき、プローブの回転角 θ_i についてリニアライザーの出力電圧から H_i , $\sqrt{h_i^2}$ を測定する。 θ_i を変化させて同様な測定を数回行い、 i に関して (11), (12) 式を最小自乗法で解けば、平均速度ベクトル U とレイノルズ応力 $\overline{u_i' u_m'}$ を求めることができる。

(1) 平均速度ベクトルを求める方法

平均速度ベクトルを求めるには、(11) 式を解けばよいが、この方程式は3元2次の連立方程式となっている本報告では、逐次近似法の一つであるニュートン・ラフソンの方法を適用する。(11) 式の左辺を f_i とおけば、

$$f_i = \sum_{l=1}^3 \sum_{m=1}^3 C_{lm}^i U_l U_m \quad (14) \\ (i=1, 2, \dots, N)$$

最初 $U_j (j=1, 2, 3)$ の近似値を適当に与え、それを $U_{j0} (j=1, 2, 3)$ とする。(14) 式に U_{j0} の値を代入して f_i を求め、それを f_{i0} とする f_i をテーラー展開し、第1項のみをとって f_i の近似値とすれば (15) 式を得る。

$$f_i - f_{i0} = \sum_{j=1}^3 \left(\frac{\partial f_i}{\partial U_j} \right)_0 \Delta U_j \quad (15) \\ (i=1, 2, \dots, N)$$

f_i はまた (11) から $f_i = H_i^2 / G^2$ である。 i に関して最小自乗法を適用して基準方程式を作れば、行列の形で (16) 式を得る。

$$[T][\Delta U] = [S] \quad (16)$$

ただし

$$\begin{cases} T_{mn} = \sum_{i=1}^N \left[\left(\frac{\partial f_i}{\partial U_m} \right)_0 \cdot \left(\frac{\partial f_i}{\partial U_n} \right)_0 \right] \\ S_m = \sum_{i=1}^N \left[\left(\frac{\partial f_i}{\partial U_m} \right)_0 \cdot \left(\frac{H_i^2}{G^2} - f_{i0} \right) \right] \\ \Delta U = (\Delta U_1, \Delta U_2, \Delta U_3) \end{cases}$$

(16) 式は $\Delta U_j (j=1, 2, 3)$ に関する3元1次の連立方程式であるから計算機で解いて ΔU_j を求める。次に新しい近似値として $U_j = U_{j0} + \Delta U_j$ から U_j を求め、この U_j を再び U_{j0} として、以上の計算を繰り返す。そして U_j が一定の値に収束したときに、このときの U_j をもって平均速度ベクトルとする。実際に計算を実行した結果では、5~7回の繰り返し数によって収束する。

(2) レイノルズ応力を求める方法

レイノルズ応力を求めるためには、(12) 式を解けばよいが、この方程式は $\overline{u_i' u_m'}$ に関する6元1次の連立方程式である。(12) 式を整理して係数 D_{im} を用いれば (17) 式を得る。

$$D_{i1} \overline{u_1'^2} + D_{i2} \overline{u_2'^2} + D_{i3} \overline{u_3'^2} + D_{i4} \overline{u_1' u_2'} \\ + D_{i5} \overline{u_2' u_3'} + D_{i6} \overline{u_3' u_1'} = D_{i7} \quad (17)$$

(17) 式を i に関して最小自乗法を適用すれば、行列の形で (18) 式を得る。

$$[T] \cdot [Z] = [S] \quad (18)$$

ただし

$$\begin{cases} T_{mn} = \sum_{i=1}^N [D_{im} \cdot D_{in}] \\ S_m = \sum_{i=1}^N [D_{i7} \cdot D_{im}] \\ Z = (\overline{u_1'^2}, \overline{u_2'^2}, \overline{u_3'^2}, \overline{u_1' u_2'}, \overline{u_2' u_3'}, \overline{u_3' u_1'}) \end{cases}$$

(18) 式は 6 元 1 次の連立方程式であるから計算機で解いてレイノルズ応力を求めることができる。

4. 測定装置

4.1 熱線プローブ

熱線プローブは、できるかぎり流れ場を乱さない形状にすること、また境界層内のように、ごく狭い部分の測定が可能のように、小さな形状にすることが必要である。図 5 に示すように、熱線としては直径 5 ミクロンのタングステン線を用い、その両端を銅めっきして 2 本の鉄針にはんだづけする。銅めっきがされていない部分、すなわち熱線としての機能を果す部分は、約 0.7 mm の長さである。2 本の針の間かくはできるかぎり狭くする必要があるが、あまり狭くすると、針が熱線に影響を与えるので、針の先端を広げて、その影響がないようなプローブを製作した。プローブ軸と熱線の軸がなす角 β は $45^\circ \sim 60^\circ$ になるようにした。 β を小さくすると、プローブを回転する際に熱線の描く円錐の角度が小さくなり、測定可能な角度範囲が減少する。逆に β を大きくすると、円錐角が大きくなり測定可能な角度範囲は増加するけれども、速度ベクトルがプローブ軸に近い方向をもっているような流れ場の測定についての精度が減少する。したがって、 β の値を決定する場合には、測定しようとしている流れ場の速度ベクトルの方向とプローブ軸のなす角度がいかなる範囲に入っているかを考慮して、適切な値に決定する必要がある。

4.2 熱線増幅器、リニアライザー、フィルター

(1) 熱線増幅器

熱線増幅器としては、市販の定温度型熱線風速計を用い、Over heat ratio $K=1.75$ に設定した。常温でこの時の熱線の温度を計算すると約 140°C である。 K の値を大きくすれば、出力電圧の周囲温度の変化による影響は小さくなり、出力ゲインも大きくなることのできるが、あまり大きな値にすると、熱線の温度

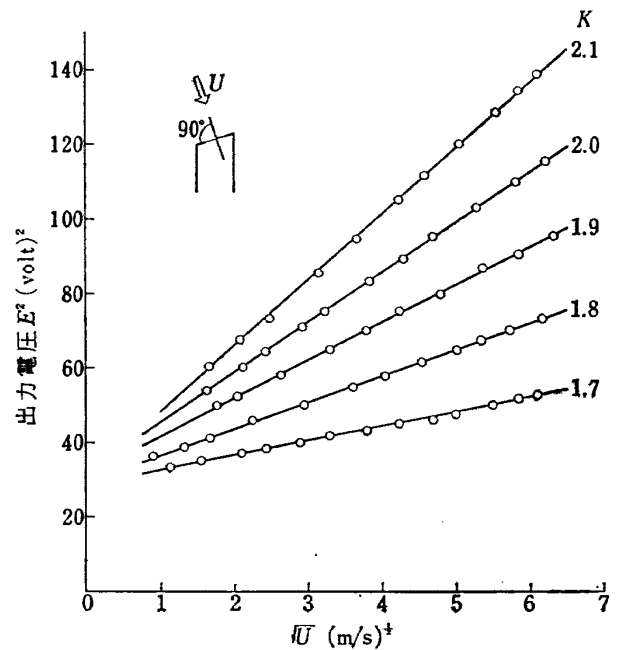


図 6 オーバーヒートレシオによる変化

が高くなりタングステン線が酸化を起すので、 K の値は酸化を起さないで、しかもゲインが大きくなるように選定しなければならない。熱線特性の K の値による変化を図 6 に示す。

(2) リニアライザー

リニアライザは King の法則 ((1) 式において n が 0.5 のとき) にもとづいて設計されたものが一般に広く用いられているが、われわれは、 n の値が任意に設定できるように設計された市販のリニアライザーを使用した。図 7 はこのリニアライザーの直線化の程度を示したものである。流速が 2 m/s 以下では直線化の精度が悪くなるが、われわれが一般に使用する流速は、それ以上のことが多いので問題とならない。非常に低速な領域では高速の領域を無視すれば、 n の値を適当に選定することによって、直線化の精度を更に上げることができる。また図 7 で示すように、実験直線は、たて軸とゼロでは交わらないで A 点で交わる。した

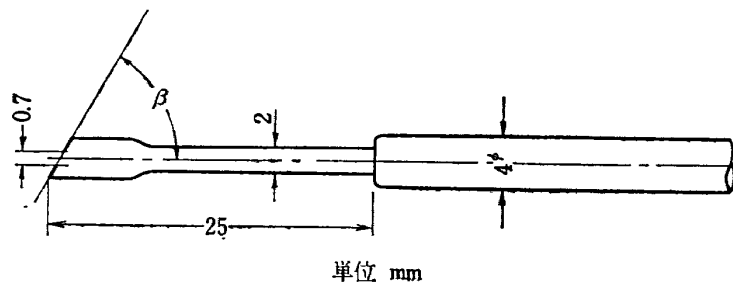


図 5 熱線プローブ

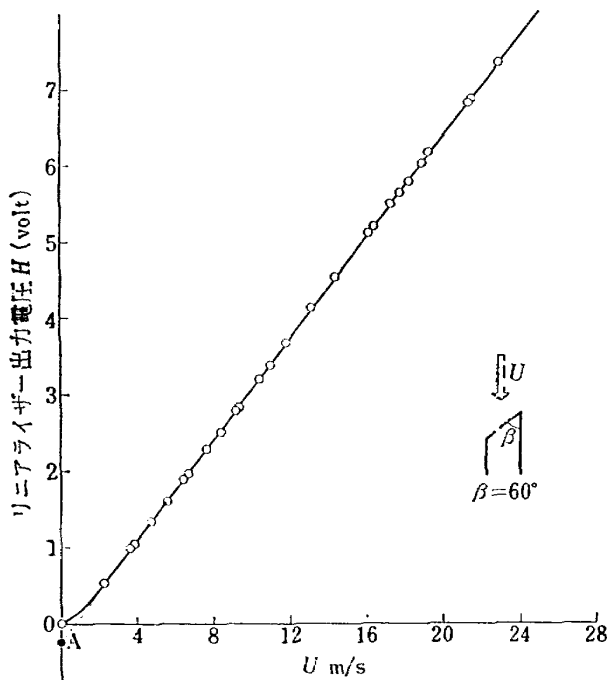


図7 リニアライザーの特性

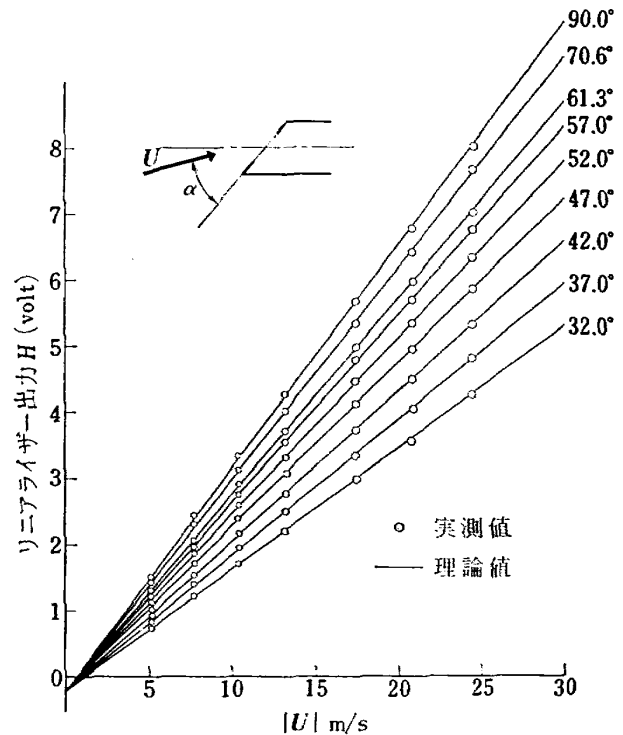


図8 熱線の特性

がって、3章で述べたように平均速度ベクトル・レイノルズ応力を求める際には、原点をAに移動してみかけ上の出力をもって計算を実行する。図8は流速と角度 α を変化させたときのリニアライザーの出力電圧 H を示したものである。ここで理論値というのは、(6)式において $a=0.04$ としたときの値である。流速が2m/s以下になると理論値と実測値は異ってくる。

(3) フィルター

平均速度ベクトルを求めるためには、リニアライザーの出力電圧 h の直流成分 H を測定しなければならない。流れが乱れている場合は、 H を測定するためには、ローパスフィルターを用いて直流電圧計で読まなければならない。われわれは乱れの程度に応じて遮断周波数を変えられる。可変ローパスフィルターを製作した。このフィルターは、遮断特性が75db/octのアクティブフィルターで、遮断周波数は0.2, 1.0, 10.0 c/sの三点切換式のものである。なおレイノルズ応力

を求めるためには、リニアライザー出力電圧から変動成分 $\overline{h'^2}$ を求めなければならないが、これは定温度型熱線風速計に取り付けられたRMSメーターで $\sqrt{\overline{h'^2}}$ を測定して求めた。

4.3 角度設定装置

角度設定装置は、熱線プローブをプローブ軸のまわりに回転させ、指定された角度に設定するための装置であり、角度設定用ポテンシオメーター、サーボ増幅器、および熱線プローブ回転装置より成っている。図9はこの装置のブロック図である。角度設定用ポテンシオメーターを指定された角度にまわす。その出力はサーボ増幅器の入力側に入り、直流サーボモーターを回転させ、減速器を介して角度検出用ポテンシオメーターを回し、熱線プローブを回転させる。角度検出用ポテンシオメーターの出力はサーボ増幅器の入力側に負帰還され、これに設定用ポテンシオメーターの出力との差がゼロになるまで熱線プローブが回転する、いわゆるフィードバック方式を利用したサーボセットであ

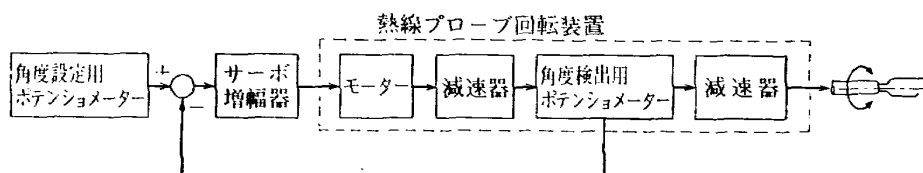


図9 角度設定装置ブロック図

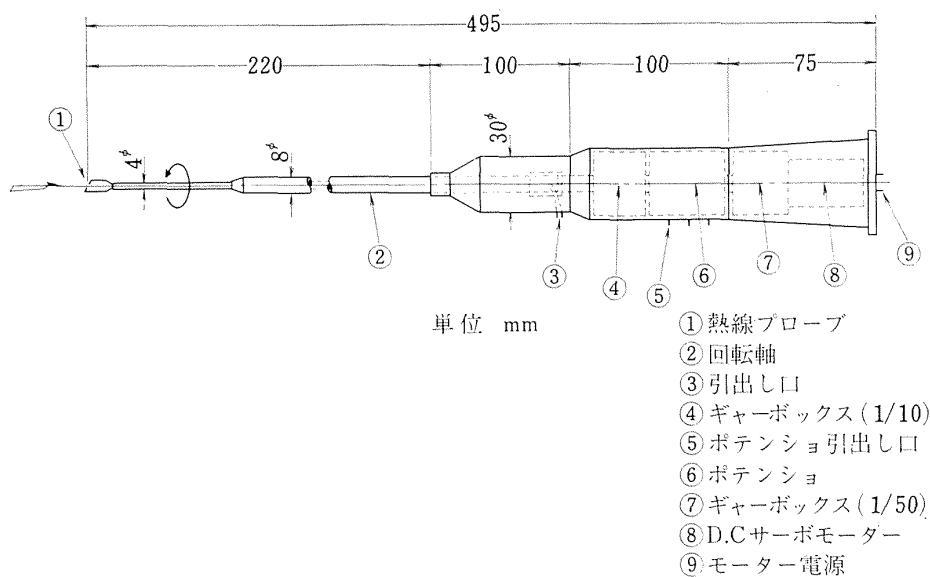


図 10 熱線プローブ回転装置

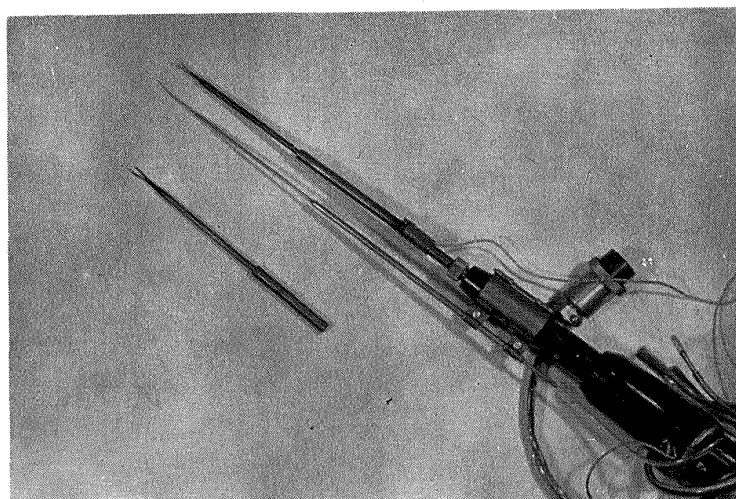


写真 熱線プローブ回転装置

る。熱線プローブ回転装置の詳細については、図 10、および写真にて示す。この装置は二段の減速器を使用し、それら減速器のバックラッシュがかなり大きいため、角度設定の誤差を小さくすることが困難であったが、減速器のバックラッシュをスプリングで軽減し、設定角度誤差を最終的に $\pm 0.5^\circ$ 以内におさえることができた。

5. 測定精度

5.1 角度測定の精度

前述した測定法によって平均速度ベクトルの方向を測定する場合、どの程度の精度で測定可能であるかを考察しておかなければならない。図 11 に示すように

風洞内に、風洞軸との角度 α^* をもって熱線プローブを取り付け、熱線プローブの軸方向に X_1 軸、プローブ軸に垂直な方向に X_2, X_3 軸と右手系の座標軸を定める。角度 α^* を変化させて、熱線の出力から計算された速度ベクトル U_j から速度ベクトルの方向を求め、風洞と熱線プローブの相対的な位置関係から得られる速度ベクトルの方向との差を求め、それをもって角度誤差と定める。 α は X_1X_3 平面での速度ベクトルの方向 $\tan \alpha = U_3/U_1$ であり、 β は $\tan \beta = U_2/U_1$ により求められた値である図 12 はたて軸に誤差として $\Delta \alpha = \alpha - \alpha^*$, $\Delta \beta = \beta$ をとり横軸に α^* をとり、一様流の風速を変化させて測定した結果である。角度誤差は、 α^* が $0^\circ \sim 30^\circ$ の間では速度ベクトルの大きさ

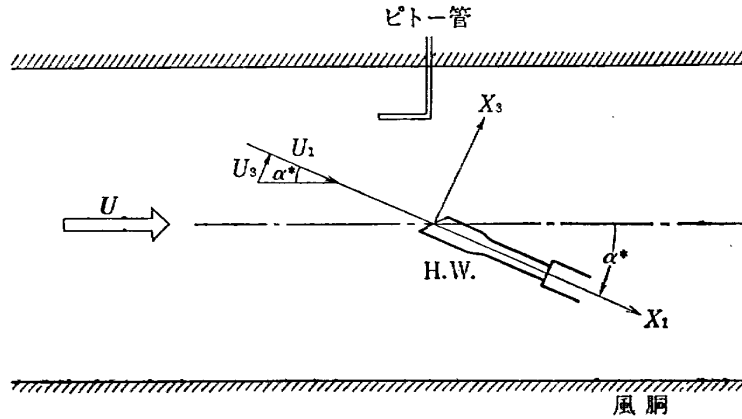
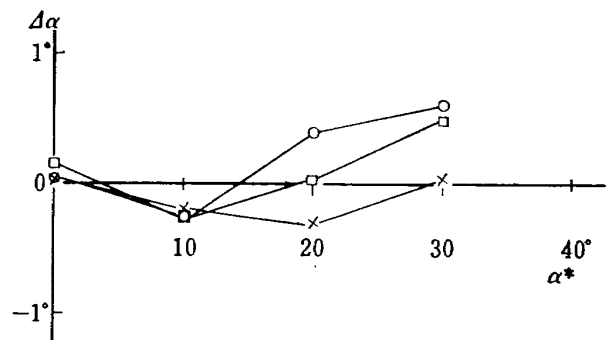


図 11 平均流速の測定

にかかわらず $\pm 1^\circ$ 以内に入っていることがわかる。もっとも α^* が大きくなれば角度誤差も大きくなることが考えられる。このことは熱線の角度特性を示す近似式として (2) 式を使用しているためで、(2) 式において α が小さい所での近似の程度が良くないことになっている。しかしながら角度設定装置の誤差が $\pm 0.5^\circ$ 以内であることを考えれば、角度誤差が $\pm 1^\circ$ 以内であるということは悪い結果であるとはいえない。

5.2 流速測定の精度

流速測定の精度をしらべるためには、現在一般に広く使用されている。普通のピトー管によって求められた流速と、熱線から求められた流速との差異をみるのが便利である。われわれは直径 52 mm, 長さ 2 m の内面がなめらかな塩化ビニールパイプの中を流れる円管流の測定を行った。使用したピトー管は直径が 1 mm であり、熱線プローブ軸と平行に取り付け、円管の中心軸を通して水平にトラバースして測定を行った。熱線プローブとピトー管はお互に干渉しないように、10 mm 離して取り付けた。測定結果を図 14 に示す。中心の流速は装置の関係から大きくすることができず、この測定では 12.75 m/s であった。この結果からピトー管による測定結果と熱線による測定結果の一致は良好である。流速測定の場合に、その測定精



	U m/s
○	10.2
×	19.8
□	26.7

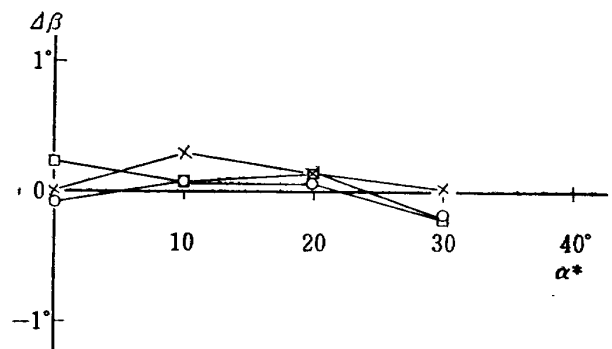


図 12 角度誤差

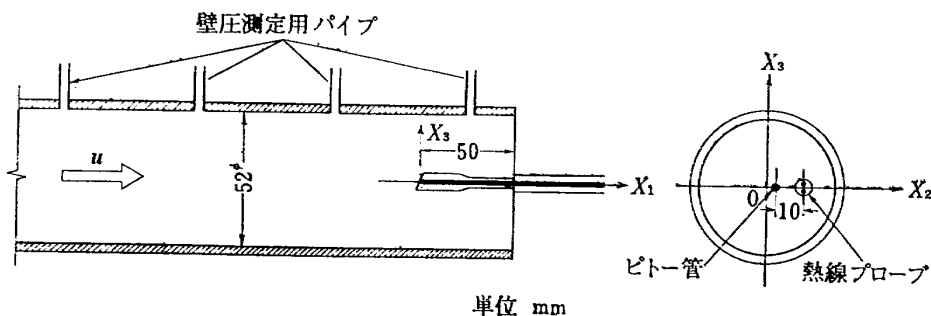


図 13 円管流測定

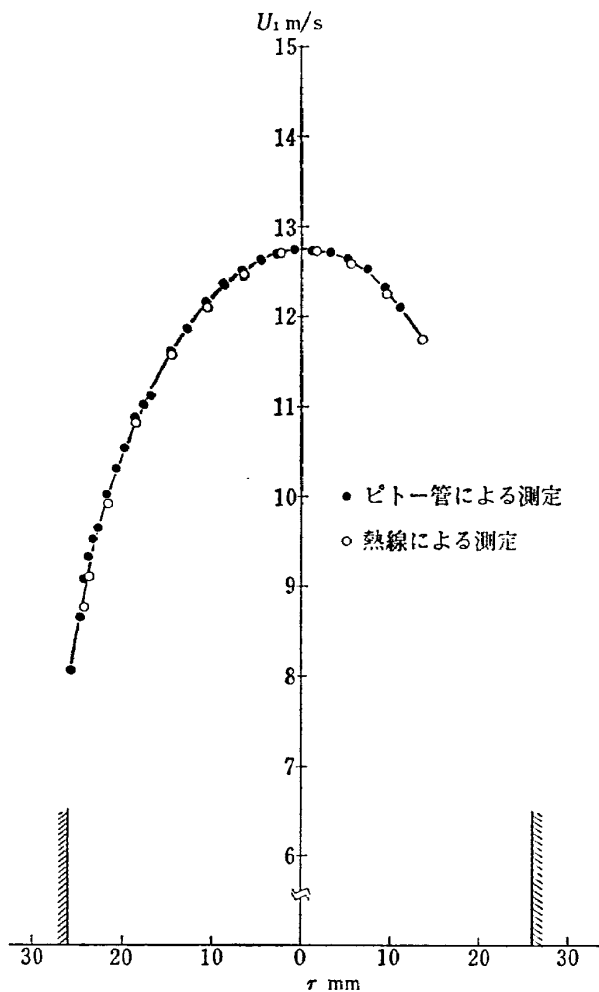


図 14 円管流平均速度分布

度は、主にリニアライザーの直線化の精度によっている。一般に市販されているリニアライザーの直線化の精度はうまく調整しても、1~2%の誤差を伴うものであり、図 14 のようにピトー管による測定との差が2~3%程度に入っていることは良好な結果であると考えて良いのではないだろうか。

5.3 レイノルズ応力の測定精度

レイノルズ応力の測定精度をしらべるためには、理論的にもその値がわかっている円管乱流のせん断応力を測定し、理論値との比較をするのが良い。5.2 で扱ったと全く同一の装置を用いて、レイノルズ応力の測定を行った。乱流が十分に発達した状態でのせん断応力は、極座標表示を用いて次式⁹⁾で表わすことができる。

$$\tau = -\rho \overline{u_x' u_r'} + \mu \frac{\partial U_x}{\partial r} \quad (19)$$

また摩擦速度 v_* は次式で定義される。

$$v_*^2 = \frac{\tau_0}{\rho} \quad (20)$$

力の均合からせん断応力は圧力勾配と関係づけられ、

$$\begin{cases} \tau = -\frac{dp}{dx} \cdot \frac{r}{2} \\ \tau_0 = -\frac{dp}{dx} \cdot \frac{R}{2} \end{cases} \quad (21)$$

(19), (20), (21) 式からレイノルズ応力の一つの成分である $\overline{u_x' u_r'}$ が次式のように導き出される。

$$\frac{\overline{u_x' u_r'}}{v_*^2} = -\frac{r}{R} + \frac{\nu}{v_*^2} \frac{\partial U_x}{\partial r} \quad (22)$$

(22) 式において摩擦速度 v_* は (20), (21) 式からわかるように流れ方向の圧力勾配を測定すれば求められる値である円管中心速度と円管の内径で作るレイノルズ数 4.4×10^4 の状態で、円管の壁面に内径 1.5 mm の静圧孔を設け壁圧の測定を行った。結果を図 15 に示す。この図から圧力勾配 dp/dx を求め、(20), (21)

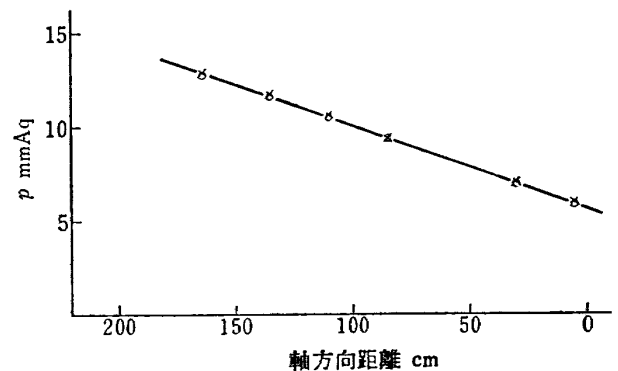
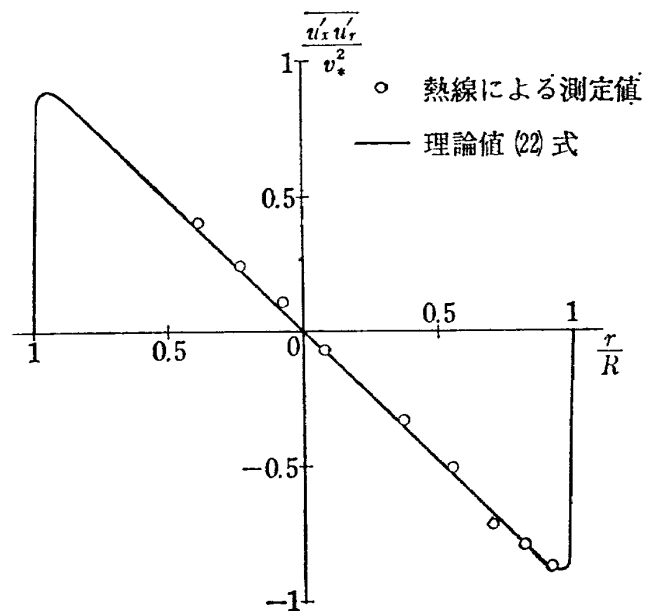
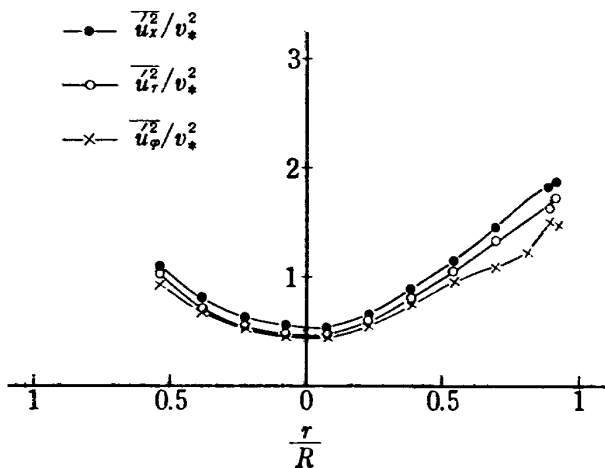


図 15 円管流の壁圧勾配

図 16 レイノルズ応力 $\overline{u_x' u_r'}$

図 17 レイノルズ応力 $\overline{u_x'^2}$, $\overline{u_r'^2}$, $\overline{u_\phi'^2}$

式によって摩擦速度 $v_* = 0.54 \text{ m/s}$ を得る。また軸方向の速度 U_x の半径方向の分布を求めなければならないが、これは 5.2 で用いたのと全く同一のピトー管を用いて測定を行なった。このようにして得られた v_* と U_x の分布を (22) 式に代入し得られたセン断応力の分布を理論値として図 16 に実線で示す。全く同じ状態で熱線プローブを円管に挿入し、熱線プローブ軸と円管軸が一致するように設定し、同一測定点に関して熱線プローブを 30° おきに回転し合計 12 点を 3.5 で述べた最小自乗法により求めたレイノルズ応力の一つの成分 $\overline{u_x' u_r'}$ を図 16 に丸印で示す。3.5 で述べたように熱線の測定からはレイノルズ応力の他の成分も求められる。 $\overline{u_x' u_\phi'}$, $\overline{u_r' u_\phi'}$ の値は $\overline{u_x' u_r'}$ の値にくらべ桁小さいのでここでは図示することを省略した。また垂直応力である $\overline{u_x'^2}$, $\overline{u_r'^2}$, $\overline{u_\phi'^2}$ は摩擦応力で無次元化して図 17 に示す。図 16 からわかるように、

レイノルズ応力の測定精度は、非常に良好である。ただし熱線プローブを流れ方向に傾けた状態で測定した場合の精度については問題が残ると思われるが、この点については次の項で述べる。

5.4 熱線プローブ軸の角度変化による測定精度

(1) 平均流速の測定

熱線プローブを流れ方向に傾けた状態で測定を行なう場合には、その角度の大小によって測定精度が異ってくる。速度ベクトルの方向の測定精度については、5.1 の項ですでに述べているので、ここでは平均流速の測定精度について述べる。平均流速とレイノルズ応力の測定が同時にできるよう、図 18 に示すように直径 20 mm の円柱を風洞の中に入れ、その後方 700 mm の位置で熱線プローブを水平方向に移動させて後流の測定を行なった。この際熱線プローブ軸と風洞軸のなす角 α^* を $0^\circ \sim 26^\circ$ まで変化させた。熱線によって測定された風洞軸方向の平均流速 U_1 を図 19 に示す。 α^* が大きくなるにつれて、測定された速度の大きさは、小さな値を示すけれども、 α^* が $0^\circ \sim 26^\circ$ の範囲内であれば 3% 程度の誤差である。なおこの時使用した熱線の角 β (熱線と熱線プローブ軸のなす角度) は 52° であり、同一測定点に関して、熱線プローブを 45° おきに回転させ合計 8 点を最小自乗法により求めた結果である。熱線の角度 β が大きくなれば α^* の大きな所での測定精度が減少し、逆に熱線の角度が小さくなれば α^* の小さな所での測定精度が減少してくる。

この傾向は速度ベクトルの方向の測定精度やレイノルズ応力の測定精度についてもいえることであるので 5.5 項で改めて述べる。

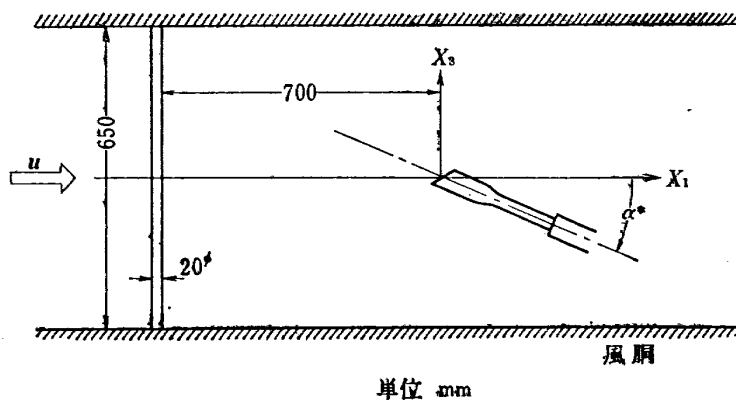


図 18 円柱後流の測定

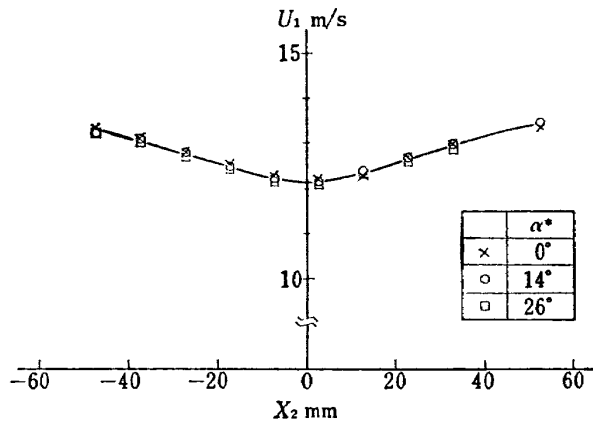


図 19 円柱後流 (平均流速)

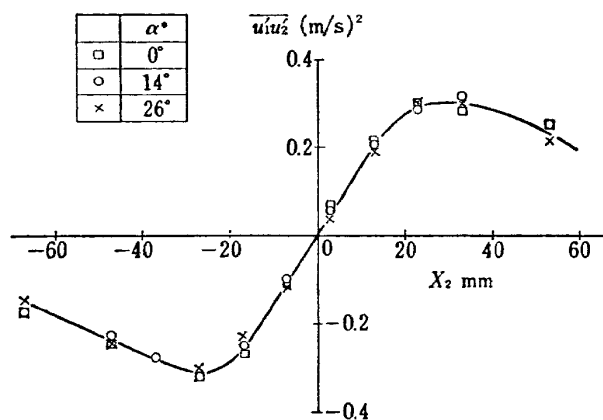


図 20 円柱後流 (レイノルズ応力)

(2) レイノルズ応力の測定

(1) で述べたのと全く同一の装置、同一の方法でレイノルズ応力の測定を行なった。結果を図 20 に示す。 α^* が大きくなると小さめの値が測定される傾向があるが、 α^* が $0^\circ \sim 26^\circ$ 程度の範囲では測定誤差を考えれば、さほど問題にはならないようである。

5.5 測定精度の向上

5.4 の項では熱線プローブを流れ方向に傾けた状態で測定を行なった場合の測定精度について述べてきた。しかしながら、これは熱線の角度 (熱線と熱線プローブ軸がなす角) によっても影響される。この項では、まず熱線角度の影響について述べ、ついで精度良く測定するための方法について述べる。

図 21 は熱線プローブをプローブ軸のまわりに回転させたときの熱線と速度ベクトルの関係を示す図である。プローブ軸を回転させると、熱線はその中心部 D を回転中心として $AA' \rightarrow CC' \rightarrow BB'$ と一回転する。熱線の角度を β 、熱線プローブの回転角を θ 、速度ベクトルと熱線プローブのなす角を A 、速度ベクトルと熱線の軸方向のなす角を α とする。 $\theta = 0^\circ$ のとき、すなわち熱線が AA' の位置にあるときには、熱線の出力

電圧は最小の値を示す。前述したように、熱線の角度特性を示す関係式として (2) 式を用いているが、この式の近似度は図 1 に示すように、 α が小さい所では悪く、 α が大きな所では、角度による熱線出力電圧の変化が非常に小さく、測定誤差の入り込む余地が大きい。したがって精度良く測定するためには、 α のある範囲 (例えば $30^\circ \leq \alpha \leq 60^\circ$) で測定することが必要である。

β, A が与えられたときに、 α が 30° と 60° の範囲に入るような熱線プローブ軸の角度 θ の範囲を示したのが図 22 である。今 $\beta = 55^\circ$, $A = 30^\circ$ の例を考える。 $\alpha = 30^\circ$ となる点は A であり、そのときのプローブ回転角 θ_A は $\pm 26^\circ$ である。同様に $\alpha = 60^\circ$ となるプローブ回転角 θ_B は $\pm 89^\circ$ である。したがってこのような速度ベクトルを精度良く測定するためには、(23) 式で与えられる範囲内で熱線プローブを回転させて測定すれば良いことになる。

$$\begin{cases} \theta_{\min} + \theta_A \leq \theta \leq \theta_{\min} + \theta_B \\ \text{または} \\ \theta_{\min} - \theta_B \leq \theta \leq \theta_{\min} - \theta_A \end{cases} \quad (23)$$

ここで θ_{\min} は熱線プローブを軸のまわりに一回転させ熱線の出力が最小となるときの熱線プローブの回

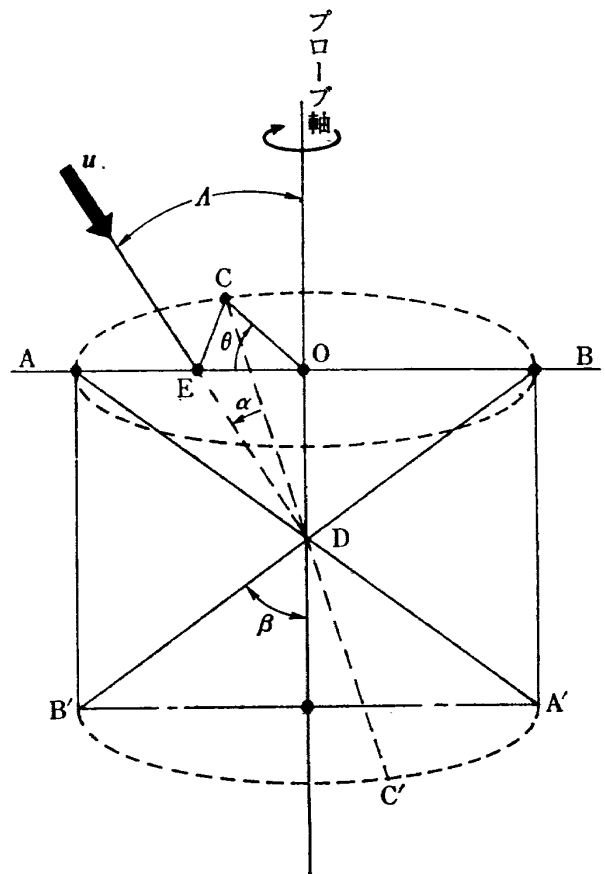


図 21 熱線プローブ回転系

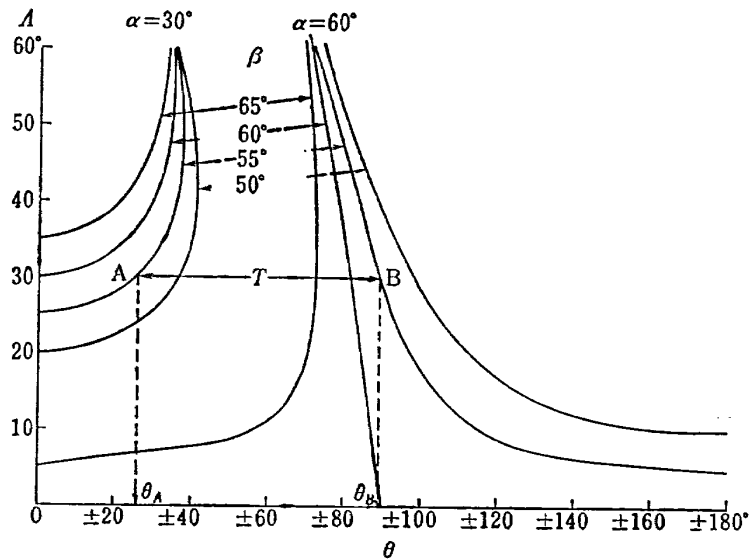


図 22 熱線角度の影響

転角 θ である。

図 22 から A とそれに対応する β および θ の関係についてしらべてみよう。 A の小さな速度ベクトルを測定する場合、 β が大きくなると $30^\circ \leq \alpha \leq 60^\circ$ となる θ の範囲 T は減少する。逆に β が小さくなると T は増大する。次に A の大きな速度ベクトルを測定する場合、 β が大きくなると T は増大し、 β が小さくなると、 T は減少する。以上の考察から精度の良い測定を行なうためには、適切な熱線角度をもったプローブを用いて、熱線プローブを流れ場の速度ベクトルに適した方向に定め、さらに測定点での速度ベクトルの方向に適した。熱線プローブの回転角 θ の範囲内で測定することである。

次に適切な θ の範囲をみつけるための簡単な方法について述べる。熱線の角度 β はあらかじめわかっているの、図 22 から A の値がわかれば、適切な θ の測定範囲が求まる。(6) 式において近似的に $a=0$ とおき、リニアライザの出力 H で表現すれば、

$$H = |U| \sin \alpha \quad (24)$$

熱線プローブを1回転させ、リニアライザの出力電圧の最小値を H_{\min} 、その位置から熱線プローブを π だけ回転させたときの値を H_{\max} とすれば、(24) 式より

$$M = \frac{H_{\max}}{H_{\min}} = \frac{\sin(\beta + A)}{\sin(\beta - A)} \quad (25)$$

(25) 式から A を解けば

$$A = \tan^{-1} \left[\frac{M-1}{M+1} \tan \beta \right] \quad (26)$$

あらかじめ (26) 式と図 22 にもとづいて M と θ

の範囲の表を作っておけば、 H_{\min} 、 H_{\max} の測定から適切な熱線プローブの回転角範囲を知ることができる。しかしながら熱線プローブの軸と平均速度ベクトルの方向のなす角が 30° 以内であれば測定上誤差は小さいので、前述したように θ の範囲を求めて、その範囲内で測定を実行するというめんどうなことは省略して、いかなる θ の所で測定を行なってもさしつかえない。 θ の範囲が問題となるのは、 A の値が 30° を越えるような、熱線プローブ軸から大きく傾いている速度ベクトルを測定する場合である。

以上は熱線の角度特性に関する近似式からくる誤差について述べてきたが、そのほかに熱線の特性そのものを変化させる原因に次のようなものである。

- (1) 気流温度
- (2) 流れの中のごみやちり
- (3) 熱線増幅器やリニアライザのドリフト

(1)の項は 3.3 で述べた方法によって補正をすることができるが、(2)、(3)の原因についてはその補正ができない。したがって測定精度を向上させるためには、ちりやごみを少なくして、できるかぎり短時間で測定を終了するか、あるいは測定中に時々熱線の特性を検定する必要があると考えられる。本報告で述べた実験に関しては、測定の前後で熱線特性の検定を行ない、その間は熱線の特性がリニアに変化するものと仮定して補正を行なっている。

6. 測定例

本報告で述べた方法によって、どの程度の速度勾配の中での測定が可能であることをしらべるために、デル

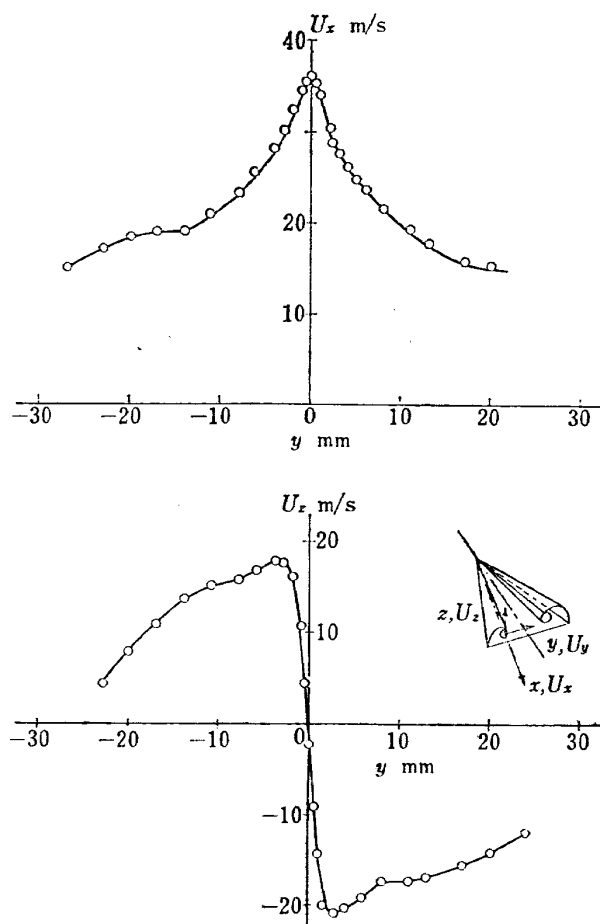


図 23 デルタ翼前縁渦の速度分布

タ翼前縁渦が作る速度場の測定を行なった。この速度場は、速度勾配が非常に大きく、ピトー管を用いたヨーメーター等では測定がかなり困難であるが、本報告で述べた方法によればきわめて容易である。測定に用いた熱線は長さ約 0.7 mm で熱線角度は 47° であり、前縁渦の中心軸をあらかじめ総圧管で求めておき、その軸の方向に熱線プローブの軸を一致させて、翼のスパン方向にトラバースをした。プローブ軸と速度ベクトルのなす角が 30° を越える部分があるので、その部分の測定精度が悪くなることを考慮して、5.5 で述べた方法にもとづき、適切なプローブ回転角の範囲内 8 点で測定を行った。結果を図 23 に示す。

7. む す び

本報告では、1 本の熱線を一軸まわりに回転させて平均速度ベクトルの成分、レイノルズ応力の成分を求める方法、測定装置の製作、およびそれを使用した測定結果と測定精度について述べた。その結果平均速度ベクトルと熱線プローブ軸のなす角が 30° 以内に入

っている場合には無条件に、 30° を越えている場合でも 5.5 述べた方法によれば、角度誤差としては $\pm 1^\circ$ 以内、流速誤差は 3% 以内、レイノルズ応力についても良好な結果が得られた。

われわれが製作した装置は手動のものであり、データは電子計算機でオフライン処理をしているために、かなりの労力と時間が必要であるが、装置を自動化し、計算機とオンラインで結ぶことによって、少い時間と労力で多量の測定ができるものと確信している。

本報告では熱線の角度特性として Webpter の提唱した関係式を利用しているが、近似度の悪い部分が存在しているために、測定精度を低下させる大きな原因になっている。将来測定精度向上のために、さらに近似度の高い関係式が得られることを期待したい。

なおこの研究にあたっては遠藤室長から全般的に指導をいただいた。

参 考 文 献

- 1) R.C. Pankhurst; Wind-Tunnel Technique (1952) pp. 204-210, Pitman Press
- 2) 川幡, 中谷; 自動追尾型風向風速測定器, 航技研報告, TM-172 (1970)
- 3) L.F.G. Simmons and A. Bailey; Note on a Hot Wire Speed and Direction Meter, R. & M. 1019 (1926)
- 4) D.T. Gjessing, T. Lanes. and A. Tangerud; a Hot Wire Anemometer for the Measurement of the Three Orthogonal Components of Wind Velocity, and also Directly the Wind Direction, Employing No Moving Parts, Journal of Scientific Instruments (Journal of Physics E) (1969) Series 2 Volume 2
- 5) M.G. McLeod; A Spinning Hot-Wire Anemometer for Simultaneous Measurement of u , v , and w , UTIAS Technical Note No. 125 (1968)
- 6) Leslie S.G. Kovasznay, 藤田; 1 本の熱線によるレイノルズ応力の測定, 日本航空学会誌 Vol. 15, No. 164 (1967) pp. 289-293
- 7) D.C. Collis and M.J. Williams: Two-Dimensional Convection from Heated Wires at Low Reynolds Numbers, Journal of Fluid Mechanics 6. (1959)
- 8) C.A.G. Webster; a Note on the Sensitivity to Yaw of a Hot-Wire Anemometer, Journal of Fluid Mechanics 13, (1962)
- 9) H. Schlichting; Boundary Layer Theory (1955) pp. 400-427 McGraw-Hill Book

TR-242 正 誤 表

ページ	行	誤	正
5	14左	$\sqrt{h_i'^2}$	$\sqrt{\overline{h_i'^2}}$
9	11左	。	,
14	2右	もで 5.5	も 5.5 で
14	11右	Webpter	Webster

TR-234	Green 関数をラプラス方程式に適用した解法による冷却タービン翼の温度分布の計算 A Calculation of Temperature Distribution with applying Green Function to Two-Dimensional Laplace's equation	1971年1月	西村英明
TR-235	自動着陸実験 (1) 電波高度計の性能試験 Preliminary Experiments for Automatic Landing (1) On the Performance Tests of Radio Altimeters	1971年4月	樋口一雄, 堀川勇壯 森幹彦, 小川鉦一 真柳光美, 渡辺一顯 名越孝行
TR-236 T	Small-Strain Deformations Superposed on Finite Deformations of Highly Elastic Incompressible Materials, Part I Constitutive Equation	1971年6月	Tastuzo Koga
TR-237	自由飛行模型 FFM-10 による縦の動安定特性の飛しよう実験 Free Flight tests on Longitudinal Dynamics Characteristics of FFM-10 Model	1971年4月	河崎俊夫, 塙武敏 斎藤秀夫, 高島一明 河本巖
TR-238	リフトジェットエンジン JR 100 H の動特性について Dynamic Characteristic of Lift Jet Engine JR 100 H	1971年5月	西尾健二, 遠藤征紀 杉山七契, 越沼威 大畑敏美
TR-239	昇華アブレーションの直接解法 A Direct Calculation of Sublimating Ablation	1971年6月	久保田弘敏
TR-240 T	A Method for the Calculation of Lifting Potential Flow Problems (I) —Theoretical Basis	1971年7月	Masao Ebihara
TR-241	YS-11 A-500/600 型主翼疲れ試験 1 セーフライフ試験荷重と試験方式 Full-Scale Fatigue Test of YS-11 A-500/600 Turboprop Transport Wing (1 Safe-Life Fatigue Test Loads and Test Method)	1971年7月	竹内和之, 野原利雄 朝田洋雄

航空宇宙技術研究所報告 242 号

昭和 46 年 7 月 発行

発行所 航空宇宙技術研究所
東京都調布市深大寺町 1880
電話武蔵野三鷹(0422)44-9171(代表) 182
印刷所 株式会社 東京プレス
東京都板橋区桜川 2-27-12
