低乱風洞の設計と性能

Design and Performance of a Low-Turbulence Wind Tunnel

伊藤英覚*, 小林陵二**
Hidesato ITO, Ryōji KOBAYASHI

Key Words: Fluid Mechanics, Flow Measurement, Wind Tunnel, Turbulence, Boundary Layer

1. ま え が き

風洞の設計は、流体力学の進歩に伴い最新の知識を取り入れて行われてきた。気流の乱れ強さが境界層の層流から乱流への遷移に著しい影響を及ぼすこと、したがって物体の流体力学的特性が一樣流の乱れ強さのいかんによって甚だしく変化することが明らかとなり、また一方において Tollmien-Schlichting 波の発見により、遷移現象の解明に低乱風洞の果たす重要性が認識されるに及んで、多目的の一般用低速風洞においても、風洞自身が作り出す気流の乱れが測定部で極めて少ない、いわゆる低乱風洞を指向する傾向が強まっている。また、測定部が低乱流であること以外に、風速分布が一樣であること、低騒音であることなどが要求される。

本文は、最近の低乱風洞の設計方法を解説的に述べ、つぎにその設計方法に基づいて製作された東北大学高速力学研究所の低乱風洞⁽¹⁾について、風洞各部の性能を測定した結果⁽²⁾の概略を示して、低乱流が測定部にいかんして実現したかを述べ、今後の風洞設計に対し有用な指針を提供しようとするものである。

2. 低乱風洞の設計方法

2.1 整流部金網

2.1.1 金網による乱れ強さの減衰 風洞測定部に一樣な風速分布と低乱流を実現するために

は、その上流の整流部金網の選択が重要である。Dryden-Schubauer⁽³⁾によれば、1枚の金網の抵抗係数を $K [= \Delta p / (\rho U_s^2 / 2)]$ 、ここに Δp は金網による圧力降下、 ρ は流体の密度、 U_s は整流部の風速]とすると、その金網を通過することにより、気流の乱れ強さは $(1+K)^{-1/2}$ 倍に減衰し、同一の抵抗係数を有する金網 n 枚を通過することによる乱れ強さ U'/U の減衰は、

$$\frac{U'_s}{U_s} = \left(\frac{1}{1+K} \right)^{n/2} \frac{U'_h}{U_h} \dots \dots \dots (1)$$

で与えられる。ここに $U' = [(\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2})/3]^{1/2}$ 、 u' , v' , w' は変動速度の x , y , z 成分の瞬時値、添字 s は気流が n 枚の金網を通過した後の状態を、添字 h は n 枚の金網の上流の状態を表す。ただし上流より下流に至る流路断面積は一定で、 $U_s = U_h$ であるとする。なお式 (1) は、金網のメッシュは非常に細かく、金網自身は下流に気流の乱れを作り出さないことを仮定している。金網の抵抗係数 K には、Wieghardt の式⁽⁴⁾がある。

2.1.2 金網による非一樣速度成分の減衰

気流が金網を通過することによる時間平均速度成分の一樣化は、Taylor-Batchelor の式⁽⁵⁾によって推算できる。主流方向成分の一樣化は速やかであるが、垂直方向成分の減衰はかなり遅い。

2.1.3 整流部金網の設計

整流部金網は、流路全面にわたって継ぎ目がないこと、メッシュが均一であることのほかに、開口面積比 $\beta > 0.57$ であることが要求される。何となれば、 β が 0.57 より小さければ、金網の細孔をよぎる流れが不安定となり、個々の小さい噴流が合体して次第に大き

* 正員、東北大学高速力学研究所(〒980 仙台市片平2-1-1)。

** 正員、東北大学工学部(〒980 仙台市荒巻字青葉)。

な不規則な噴流に成長するためである⁽⁶⁾。低速風洞の整流部金網には16メッシュ、線径0.38 mm、 $\beta=0.58$ 、風速3.6 m/sで $K=1.6$ 程度の織金網を4～5枚用いることが推奨されている⁽⁶⁾。また、金網自身によってその下流側に発生する乱れを極力減少するため、最終金網には特に目の細かい金網の使用が推奨される。なお、金網の針金から出る後流が減衰した後に気流が次の金網に流入するためには、金網間隔は線径の500倍にとれば十分である⁽⁶⁾。

2.2 ハニカム ハニカムは流路軸方向の時間平均の風速分布を一樣ならしめ、あわせて流路軸に直角方向の時間平均速度成分を減少させるから、上流側の旋回流と大きなスケールの乱れを除く効果を持つ^{(6)~(8)}。しかし、ハニカム自身は小さいスケールの乱れを作り出すので、その下流はかなりの乱れ強さとなる⁽²⁾⁽⁹⁾。ハニカムの流路軸方向の長さはセルの直径の6倍ないし8倍が普通である⁽⁶⁾。航空機のサンドイッチ構造に使用するアルミニウム・ハニカムは、整流部ハニカムとしても使用できる⁽¹⁾⁽⁶⁾⁽⁹⁾。

2.3 収縮ノズル

2.3.1 乱れ強さの減衰 気流乱れによる変

図1 収縮ノズルによる乱れ強さの減衰

図2 頂角 2θ 、面積比 A の広角度ディフューザに必要な金網の枚数 n 、各曲線の左側が安全領域⁽⁹⁾

動速度成分を、ノズルの入口で u'_s, v'_s, w'_s 、出口で u', v', w' とし、 $\mu_c = \overline{u'^2} / \overline{u_s'^2}$ 、 $\nu_c = (\overline{v'^2} + \overline{w'^2}) / (\overline{v_s'^2} + \overline{w_s'^2})$ とおく。Batchelor-Proudman⁽¹⁰⁾によれば、軸対称収縮ノズルで上流が等方性乱れるとき、非粘性、線形近似のもとに、 μ_c および ν_c はそれぞれつぎの式で与えられる。

$$\mu_c = \frac{3}{4c^2} [\log_e(4c^3) - 1], \quad \nu_c = \frac{3}{4}c \quad \dots\dots(2)$$

ここに、 $c[(D_s/D)^2]$ 、 D_s は上流側、 D は下流側直径]は収縮ノズルの絞り面積比である。

いま、ノズル出口の乱れの大きさを U' 、時間平均の風速を U_0 とすれば、連続の条件式 $U_0 = cU_s$ を考慮して、ノズル入口の乱れ強さ U'_s/U_s と出口の乱れ強さ U'/U_0 との関係は、

$$\frac{U'}{U_0} = \frac{1}{c} \left(\frac{\mu_c + 2\nu_c}{3} \right)^{1/2} \frac{U'_s}{U_s} \quad \dots\dots(3)$$

となる。式(2)を用いて式(3)から求めた乱れ強さの減衰を、面積比 c に対して図1に示す。図中には参考のためPrandtl⁽¹¹⁾⁽¹²⁾の結果も示してある。 c が大きいほど乱れの減衰量は大きくなる。以上は、非粘性を仮定した理論であるが、Hussain-Ramjee⁽¹³⁾の実験も、収縮ノズルによる気流乱れの減衰は、境界層部分を除けば主として面積比 c に依存し、ノズルの形状によらないことを示している。図1から、 c を大きくすることのみによっては低乱流の実現は無理であり、整流部において織金網の使用などによって、気流の乱れをあらかじめ所要の値まで減少させておく必要があることがわかる。

2.3.2 非一様速度成分の減衰 気流の非一様な速度分布は収縮ノズルを通過することによって一様化する。Prandtl⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾によれば、主流方向の非一様速度成分と主流速度の比は c^2 に逆比例して速やかに減衰するが、主流に垂直な速度成分と主流速度の比は $\sqrt{c}$ に逆比例して徐々に減少する。

2.3.3 収縮ノズルの形状 所要の測定部寸法に対し収縮ノズルの面積比 c を大きく選ぶと整流部の断面積が増加するので、必要以上に大きな面積比は避けるべきであって、 $c=12\sim16$ 程度が推奨される⁽⁶⁾。与えられた形状の軸対称ノズルを通るポテンシャル流れを解析する理論は、従来数多く提案されている^{(14)~(17)}。有限な長さの収縮

要がある⁽¹⁾⁽²⁾⁽²¹⁾。

2・7 風洞用軸流送風機 低乱風洞においては、軸流送風機の設計⁽⁶⁾⁽²²⁾も重要である。送風機と測定部の流路面積比は約2が適当であり、ハブ比は0.5ないし0.6が推奨される。送風機には前置静翼を設け、軸方向流出形とするが、動翼の枚数を N とすると、前置静翼の枚数を N , $3N/2$, $2N$ としてはならない。なお部分負荷においても旋回流を生じないように、対称翼形からなる後置静翼を設ける。ケーシングおよびハブは流線形とし、ハブの全長はその直径の3倍以上とする。動翼より下流における流路面積の拡大の割合は、全頂角 5° の等価円すいのそれを越えてはならない。

2・8 騒音対策 低乱風洞の測定部では、騒音による空気振動が気流の乱れと同程度の大きさとなる⁽³⁾。このため風洞の一部に吸音材を使用することにより、風洞内の音圧レベルを下げるが行われる⁽⁶⁾。以下に述べる実例では、各偏流部のダクト内面をウレタンフォームで内張りしてある。

3. 建設された低乱風洞の特性

上記方針で設計・製作された低乱風洞⁽¹⁾⁽²⁾の諸元を表1に、その形状を図3に示す。測定部は二

表1 東北大学高速力学研究所低乱風洞諸元

形 式	単路回流形
測 定 部 (密 閉 形)	長さ3.5 m, 対辺距離1.01 m 正八角形断面, 風速5~70 m/s
送 風 機	軸流1段 (入口直径1.54 m), 風量3180 m ³ /min, 全圧1.18 kPa (120 mmAq)
電 動 機	サイリスタ・レオナード方式, 回転数1100 rpm, 出力95 kW
整 流 部 金 網	ステンレス鋼製織金網12枚, 20メッシュ, 線径0.27 mm, 開口面積比0.62
ハ ニ カ ム	アルミニウム・ハニカム, 対辺距離19 mm 正六角形断面, 長さ150 mm
ノ ズ ル 絞 り 比	12.0
第1ディフューザ	面積比2.32, 頂角 5°
第2ディフューザ	面積比2.98, 頂角 $4^\circ25'$
第1, 第2偏流部	羽根枚数23枚, 弦長364 mm
第3, 第4偏流部	羽根枚数33枚, 弦長442 mm
広角度ディフューザ	面積比1.73, 頂角 $44^\circ46'$ ステンレス鋼製織金網3枚

次流れ⁽²³⁾を生じないように正八角形断面とし、また流路軸方向の静圧こう配をわずかにするためファイリットを設けてある。なお、測定部は開放形に交換可能である。

3・1 測定部 測定部基準位置風軸中心上の乱れ強さの主流方向成分 $\sqrt{u'^2}/U_0$ を、測定部風速 U_0 に対し図4に示す。実線はトリップワイヤを設けない場合で、風速25 m/s付近に境界層遷移点のふらつき⁽²⁴⁾によると思われる乱れ強さの極大値が観察された。これを除くため本風洞には直径0.75 mmのトリップワイヤが収縮ノズル壁面に取付けられており、その結果、図中に示すように風速 U_0 が18 m/sから53 m/sの範囲にわたり、 $\sqrt{u'^2}/U_0$ は0.02%以下となっている。図5は測定部の風速分布で、風速分布の一様性は非常に良好である。ここに図5以下はいずれも下流から

1: トリップワイヤなし, 2: $d = 0.75$ mm

図4 測定部基準位置における気流の乱れ強さ

図5 密閉形測定部の風速分布

上流を見た図で、座標は右手系であり、 x は流路軸方向、 $y > 0$ は回流する流路の外側方向、 $z > 0$ は鉛直上方に対応する。 D は流路の対辺距離である。図 6 に測定部における乱れ強さの 3 成分の分布を示す。乱れ強さは、側壁付近を除きほぼ一様な分布である。側壁境界層の精密測定の結果⁽²⁾によれば、かような低乱風洞においては、気流の乱れ強さが一様流における値と一致するまでに必要な側壁からの距離は、速度境界層の厚さの約 6 倍である。

3・2 風洞各部 風洞各断面の風速分布および乱れ強さ分布の測定は、総計 13 箇所の断面について、流路中心軸を含む水平面内（整流部においては中心軸より $0.056 D$ 上方の水平面内）で行われた⁽²⁾。以下、風洞の作動状況を示す代表的な例を掲げる。

3・2・1 整流部 図 7 は、 U_m を断面の平均風速として、広角度ディフューザ出口の風速分布を示す。 V 、 W 成分に流路の拡大の影響が認められる。このときの乱れ強さは、横断面についての平均値で 1.6 % である。図 8 はハニカム下流（セル出口から $8.4 d$ 下流、 d はセルの対辺距離）の風速分布および乱れ強さの主流方向成分の分布で、ハ

1 : $\sqrt{u'^2}/U_0$, 2 : $\sqrt{v'^2}/U_0$, 3 : $\sqrt{w'^2}/U_0$
図 6 密閉形測定部における気流乱れの 3 方向成分の分布

1 : U/U_m , 2 : V/U_m , 3 : W/U_m

図 7 広角度ディフューザ出口における水平面内の風速分布

ニカムは V 、 W 成分を減少させ、流れを軸方向に向けるのに役立つが、ハニカム自身は強い乱れを発生する。つぎに本風洞に用いた 12 枚の整流部金網の下流では風速分布は一様となり、また乱れ強さは減衰して、断面にわたり 0.24 % となる^(注 1)。

3・2・2 その他の断面 第 1 ディフューザ出口の風速分布および乱れ強さ分布を図 9 に示す。第 1 ディフューザ内の流れはきわめて良好であることが結論される。なお、ディフューザに沿う正の圧力こう配のため、境界層内の乱れ強さの極大値は壁からかなり離れた位置に生じている。図 10 は送風機入口の風速分布および乱れ強さ分布で、流路を貫通する回転軸の後方で強い乱れが発生し、また回転軸の近傍では軸の回転（下流から見て時計まわり）の影響が速度分布および乱れ強さ分布に認められる。つぎに送風機ハブの後流は第 2 ディフューザ入口のみならず出口でもめいりように認められ、また、送風機によって生じた弱い旋回流は、第 2 ディフューザ内で消滅している。第 2 ディフューザ内の乱れ強さは、入口中央部で約 7 %、出口では場所により 9 % から 13 % に達する。この強い乱れは、第 3、第 4 偏流部を経て広角度ディフューザ入口に至る間にかかなり自然減衰

1 : トラバース線, 2 : 補強板

図 8 ハニカム下流の風速分布および乱れ強さ分布。
($U_m = 4.94 \text{ m/s}$)

(注 1) 式(1)によれば 8 枚の金網を用いた場合に相当する。したがって、乱れ強さの大部分は最終金網自身から発生する乱れによるものと考えられる。

する。図 11 に第 4 偏流部案内羽根列下流の風速分布と、乱れ強さの主流方向成分の分布（トラバース面は流路軸に直角）を示す。送風機ハブの後流は依然としてめいりょうであり、各案内羽根の後流は弦長の約 2 倍下流まで認められる。送風機ハ

ブの後流は、図 7 に示すように広角度ディフューザの出口でほとんど消滅している。なお、上記風洞のパワー係数は、測定部風速 25~70 m/s において 0.57~0.44 であった。

3.3 計測方法 低乱流の計測では、熱線流速

図 9 第 1 ディフューザ出口における水平面内の風速分布および乱れ強さ分布

図 10 送風機入口における水平面内の風速分布および乱れ強さ分布

図 11 第4偏流部の案内羽根列下流における水平面内の風速分布および乱れ強さ分布

計のノイズが低いことが必要である。本低乱風洞の測定部における気流の乱れは、風速 30 m/s において 200 Hz 程度以下の周波数範囲にあり、使用した熱線流速計に対するノイズ補正の大きさは、乱れ強さ 0.02 % で 10 % 前後であった。また長時間にわたるトラバースでは、風洞内気流の温度変化が測定値に影響を及ぼすため、温度補償付き熱線プローブを使用している。なお、広範囲にわたる気流乱れの影響を解明する目的に対しては、本風洞には数枚の乱れ格子が用意されている。

4. おわりに

本低乱風洞は、現在、境界層の乱流遷移の研究や、乱れ格子を使用して乱れ強さを広範囲に制御した気流を必要とする研究のほか、学内の共同利用設備として、気象・海洋物理・土木・建築など広い分野の実験に使用されている。

なお、風洞内の代表的各断面の風速分布を測定した例は、かつてイギリス RAE 4 ft × 3 ft 低乱風

洞についてなされた記録⁽²⁵⁾が存在するが、風洞の形状が既に古く、しかも乱れ強さ分布の測定はなされていない。本稿で述べた風洞設計方法と測定結果が、今後の低乱風洞の設計に役立てば幸いである。

(原稿受付 昭和 60 年 10 月 2 日)

文 献

- (1) 伊藤・ほか 13 名, 東北大学高速力学研究所報告, 44-395 (昭 55), 93.
- (2) 伊藤・ほか 6 名, 東北大学高速力学研究所報告, 54-450 (昭 60), 67.
- (3) Dryden, H.L. and Schubauer, G.B., *J. Aeronaut. Sci.*, 14-4 (1947), 221.
- (4) Wieghardt, K.E.G., *Aeronaut. Q.*, 4-2 (1953), 186.
- (5) Taylor, G.I. and Batchelor, G.K., *Q. J. Mech. Appl. Math.*, 2-1 (1949), 1.
- (6) Bradshaw, P. and Pankhurst, R.C., *Progress in Aeronautical Sciences*, 5 (1964), 1, Pergamon Press.
- (7) Ower, E. and Pankhurst, R.C., *The Measurement of Air Flow*, (1966), 197, Pergamon Press.
- (8) Pankhurst, R.C. and Holder, D.W., *Wind-Tunnel Technique*, (1952), 84, Sir Isaac Pitman & Sons.
- (9) Mehta, R.D. and Bradshaw, P., *Aeronaut. J.*, 83-827 (1979), 443.
- (10) Batchelor, G.K. and Proudman, I., *Q. J. Mech. Appl. Math.*, 7-1 (1954), 83.
- (11) Prandtl, L., *Handbuch der Experimentalphysik*, 4-2 (1932), 65, Akad. Verl.
- (12) Batchelor, G.K., *The Theory of Homogeneous Turbulence*, (1956), 74, Cambridge Univ. Press.
- (13) Hussain, A.K.M.F. and Ramjee, V., *Trans. ASME, Ser. I*, 98-1 (1976), 58.
- (14) Rouse, H. and Hassan, M.M., *Mech. Eng.*, 71-3 (1949), 213.
- (15) Morel, T., *Trans. ASME, Ser. I*, 97-2 (1975), 225.
- (16) Thwaites, B., *Aeronaut. Res. Council, Rep. & Mem.*, 2278 (1946), 2279.
- (17) 小林, 東北大学高速力学研究所報告, 46-400 (昭 56), 17.
- (18) MacPhail, D.C., ほか 2 名, *Aeronaut. Res. Council, Rep. & Mem.*, 2424 (1945).
- (19) Pope, A. and Harper, J. J., *Low-Speed Wind Tunnel Testing*, (1966), 41, John Wiley & Sons.
- (20) Salter, C., *Aeronaut. Res. Council, Rep. & Mem.*, 2469 (1946).
- (21) 小浜・ほか 2 名, 東北大学高速力学研究所報告, 48-422 (昭 57), 119.
- (22) Bradshaw, P. and Hellens, G.E., *Aeronaut. Res. Council, Rep. & Mem.*, 3437 (1964).
- (23) Bansod, P. and Bradshaw, P., *Aeronaut. Q.*, 23-2 (1972), 131.
- (24) Schuh, H. and Winter, K.G., *Aeronaut. Res. Council, Rep. & Mem.*, 2905 (1951).
- (25) Squire, H.B. and Winter, K.G., *Aeronaut. Res. Council, Rep. & Mem.*, 2690 (1948).