

スクロールレス遠心送風機の騒音に関する研究

(羽根前縁と口金壁面との距離, 羽根車入口と出口の面積比,
ベルマウス出口形状, フィルタの位置および口金隙間の影響)

児玉好雄* ・ 林 秀千人*
佐柳恒久** ・ 木下 欽治郎**
田中清裕* ・ 永田 慎一***

Noise Generated by a Centrifugal Fan without Scroll Casing
(Effects of the Distance between Leading Edge of the Blades and Wall of the Mouthpiece, the Areal Ratio of Inlet to Outlet of the Impeller, the Profile at Outlet of Bellmouth, the Location of Filter and the Gap of Mouthpiece)

by

Yoshio KODAMA*, Hidechito HAYASHI*, Tsunehisa SANAGI**
Kanjirou KINOSHITA**, Kiyohiro TANAKA* and Shinichi NAGATA***

An investigation of both noise and aerodynamic characteristics of a centrifugal fan without scroll casing was carried out with respect to the effects of five parameters: (1) the distance, L_{em} between blade leading edge and the inner wall of mouthpiece, (2) the location of filter, (3) the gap, δ_m between outer wall of bellmouth and inner wall of mouthpiece, (4) the profiles at outlet of bellmouth, (5) the Areal ratio, A_r of inlet to outlet of the impeller. It was shown that the total pressure and the flow rate of fan lowered as the distance, L_{em} became large and if the profile at outlet of bellmouth was straight, the lump of sound pressure level produced in the neighbourhood of 1.5kHz band. The agreement between measured value and predicted value of sound pressure level of the turbulent noise was satisfactory.

1. 緒 言

遠心送風機は低流量, 高圧力の送風機として工場, トンネルあるいは高層住宅の換気用に, さらには家庭用製品に組み込まれて利用されている。これらの送風機には, 通常運動エネルギーを圧力エネルギーに変換する目的でスクロールが設置されている。しかし, 近年冷暖房機用としてスクロールのない送風機, すなわちスクロールレスファンの利用が増えており, 店舗や

オフィス等の天井に埋め込まれている。このようにスクロールレスファンは我々の身近な場所に設置されているため, この機器から発生する騒音が問題になっている。この機器の主たる騒音源はファンであり, ファン騒音の低減は急務である。

遠心送風機の騒音に関しては J. B. Moreland がハウジングの影響について¹⁾, W. Neise が翼通過周波数騒音の相似則について²⁾ 研究を行っている。一方, T.

平成8年10月23日受理

* 機械システム工学科 (Department of Mechanical Systems Engineering)

** ダイキン工業(株) (DAIKIN LTD)

*** 大学院修士課程機械システム学専攻 (Graduate Student, Department of Mechanical Systems Engineering)

F. W. Embleton は舌部隙間を広げることで約 12dB、舌部端を傾斜させることで約 2dB の騒音の低減が得られたと述べている³⁾。また、森主は多翼ファンの騒音の発生源とその発生機構について議論し⁴⁾、児玉らは翼付き多層円板ファンの乱流騒音の予測式の誘導を行い、理論値と実験値はかなりよい精度で一致することを明らかにしている⁵⁾。R. J. Kind と M. G. Tobin はシロココファンの流れの研究を行い、羽根車の出口面積が入口面積よりも大きくなりすぎると羽根車の前面シュラウド近傍で逆流が生じるようになることを述べている⁶⁾。以上のようにケーシング付きの遠心送風機の流体力学的特性や騒音については研究がかなりなされているが、スクロールレス遠心送風機についての研究はあまりなされていないのが、現状である。

以上の背景に立脚して本研究では、羽根前縁と口金壁面間の距離(前縁距離と名付ける)、羽根車入口と出口との面積比、ベルマウス出口形状、フィルタの位置、および口金隙間が羽根車出口の流動状態および騒音特性に及ぼす影響について数種類の羽根車とベルマウスを用いて実験を行い、結果について考察した。併せて、二次元翼羽根車と羽根の一部が三次元翼の羽根車の影響についても検討した。さらに、著者らの一部が誘導した乱流騒音の予測式の妥当性についても検討を行った。

2. おもな記号

A_r	: 羽根車入口と出口との面積比
a_o	: 音速 m/s
B	: 動翼枚数
C	: 翼弦長 m, mm
D	: 相対座標系における後流の幅 m, mm
D_m	: 口金口径 m, mm
D_i	: 羽根車内径 m, mm
D_o	: 羽根車外径 m, mm
D_{B1}	: ベルマウス入口直径 m, mm
D_{B2}	: ベルマウス出口直径 m, mm
H_B	: ベルマウス軸長 m, mm
h_f	: フィルタ高さ m, mm
h_s	: スパン長さ m, mm
$K_s(A)$: A 特性における比騒音レベル dB
$K_s(L)$: L 特性における比騒音レベル dB
L_{em}	: 羽根前縁と口金壁面間の距離(前縁距離) mm
P_T	: 全圧上昇量 Pa
Q	: 送風機流量 m ³ /s, m ³ /min
r	: 任意の半径 m, mm

r_i	: 羽根車の内半径 m, mm
$SPL(A)$: A 特性における音圧レベル dB
$SPL(L)$: L 特性における音圧レベル dB
V_{r2}	: 羽根車出口絶対速度の半径方向成分 m/s
W_2	: 羽根車出口の相対速度 m/s
W	: 羽根車内の任意半径における相対速度 m/s
Z	: スパン方向の距離 m, mm
z	: 音源と観測点間の距離 m
γ_1	: 翼の入口角 °
γ_2	: 翼の出口角 °
δ_m	: 口金隙間 mm
ξ	: 翼の取付角 °
ρ	: 空気の密度 kg/m ³

3. 乱流騒音の理論

本研究で用いられているスクロールレス遠心送風機はベルマウス入口部にフィルタなどが設置されているため乱流騒音は主として翼に流入する乱れと翼後縁から放出される渦に基づく騒音から成り立っていると考えられる。I. J. Sharland によれば、前者に因る音響出力は翼弦長 C と乱れの大きさ L との比の関数である揚力曲線の勾配に関与している。本研究の場合、フィルタの目の大きさから翼弦長に比較して乱れの大きさは 1/30 以下と考えられる。このような場合は、乱れに起因する乱流騒音は渦放出に基づく騒音に比較して無視できる。著者の一部は翼後縁から放出される渦によって発生する乱流騒音のモデル解析を行い、騒音の音響出力 E の予測式として式(1)を提案している⁷⁾。

$$E = \pi \rho B \int_{SPAN} DW^6 dZ / 2400 a_o^3 \quad (1)$$

ここで B は動翼枚数、 ρ は空気の密度、 D は後流の幅、 Z はスパン方向の距離、 W は相対速度、 a_o は音速である。なお、本研究では相対速度は羽根入口から出口まで直線的に変化すると仮定して、式(1)中の W は $r=1.2r_i$ の位置の相対速度で代表させた。スクロールレス遠心送風機では、吸込口と吐出口とが同一面上にあるため全音響出力が上流側へ伝播する。この場合、音響出力 E と軸中心上のベルマウス端から z の距離にある測定点の音圧レベル SPL とは p_o を最小可聴音圧として、次式で関係付けられる⁷⁾。

$$SPL = 10 \log_{10} (3 \rho a_o E / 4 \pi z^2 p_o^2) \quad (2)$$

4. 実験装置および方法

図-1 は実験装置の概要を示したものである。空気はフィルタを通過してベルマウスから流入し、羽根車に

よって加速された後、幅 25mm、高さ 170mm の熱交換器を通過する。その後、熱交換器と外壁間の幅 70mm の空間へと流入し、その外壁により、90° 転向して上向き流れとなり、吹き出し角 45° で機外へ流出する。羽根車出口の流動状態の計測は羽根車出口より 10mm 大きい半径位置の 4 断面(図-1 中の MP1~MP4)をスパン方向に約 10mm 間隔で行った。フィルタと吸込口の距離が装置から発生する騒音に及ぼす影響を調べるために高さ 16mm、66mm および 116mm の発泡スチロール製の枠をフィルタと上蓋の間にそう入して両者間の距離を変えて実験を行った。なお、羽根車の回転数はスライダックの電圧調整により制御した。

図-2 は供試羽根車の一例として二次元翼の No. 1 羽根車を示したものである。また、図-3 には羽根車の基本事項を示している。本研究では 6 種類の羽根車が用いられたが、羽根車の羽根形状はいずれも羽根先端の傾斜の方向が回転方向と逆向きの後向き羽根である。この羽根を用いた理由は径向きや前向き羽根に比べ、比較的容易に高い効率を得られること⁷⁾、境界層のはく離に強い⁸⁾ためである⁸⁾。図-2 の No. 1 羽根車は 2 次

元翼の 7 枚羽根で、等間隔ピッチ、外径の 380mm、内径 270mm、口金口径が 270mm の羽根車である。翼の諸元は全く同じで、口径を 298mm にしたものが No. 2 羽根車で、330mm にしたものが No. 3 羽根車である。したがって翼前縁と口金内面までの距離 L_{em} (前縁距離) は順に 0mm, 14mm, 30mm となる。また、No. 4 羽根車は 8 枚羽根で、外径 420mm、内径 298mm の、不等間隔ピッチ、2 次元翼の羽根車で、No. 5 羽根車は 8 枚羽根、外径 450mm、内径 320mm の、不等間隔ピッチ、前面シュラウド側半分が 3 次元翼、後面ボス側半分が 2 次元翼の羽根車で、No. 6 羽根車は翼が 2 次元であることを除いて、No. 5 羽根車と全く同じ諸元の羽根車である。羽根車の主要な諸元を表-1 に示す。この表に示しているようにすべての羽根車において、取付角 ξ は 45°、出口角は 52.3°、入口角は 74.6° で共通である。実験時の回転数は全ての羽根車外縁の周速度が等しくなる(約 13.5m/s) ように No. 1~No. 3 羽根車が 700rpm、No. 4 羽根車が 600rpm、No. 5 と No. 6 羽根車が 580rpm に設定している。以後 No. 1~No. 6 羽根車を有する送風機をそれぞれ No. 1~No. 6 送風機と呼ぶことにする。

図-3 には羽根車の概要を示している。図中の D_m は口金口径、 D_i は羽根車内径、 D_o は羽根車外径、 L_{em} は前縁距離である。

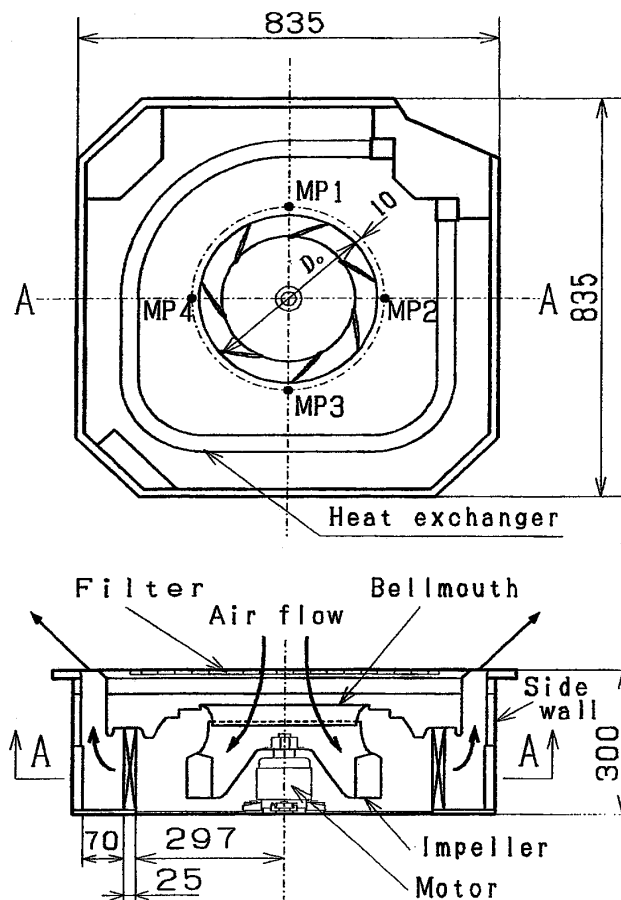


Fig. 1 Experimental apparatus

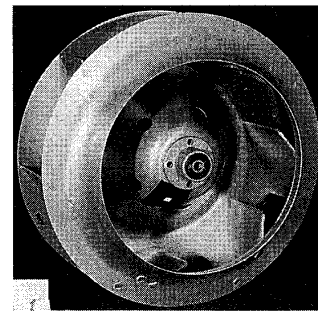


Fig. 2 Test impeller (No. 1 Impeller)

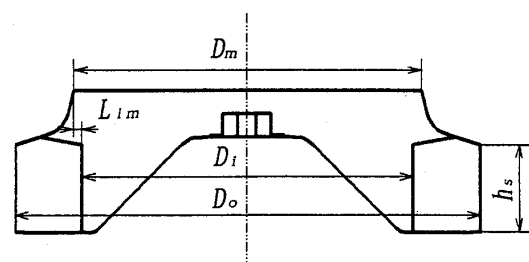


Fig. 3 Schematic diagram of impeller

口金の形状と隙間の影響を調べるために4種類のベルマウスが用いられた。図-4に示すようにベルマウスの出口形状は円弧($R=30\text{mm}$)にしたものが1種類(BM-Nベルマウス)あり、この場合の平均の口金すきまは 3.5mm である。他は直線形状のベルマウスで、口金すきまは 3mm (BM-L), 5mm (BM-M), 10mm (BM-S)となっている。表-2はベルマウスの出口形状と寸法を示したものである。

騒音測定はベルマウス入口端から 1m 上流の、送風機軸中心上の点に $1/2$ インチマイクロホン付き精密騒音計を設置して行った。また、騒音計からの出力はFFTアナライザを用いて周波数分析を行い、ビデオプリンタで記録した。なお、音圧レベルは工学的意味を考慮したL特性と、聴感補正を施したA特性で計測した。

5. 実験結果および考察

5.1 羽根車出口の全圧

図-5(a)は羽根車の羽根前縁と口金内面との距離(前縁距離)が全圧に及ぼす影響を示したものである。以下の全ての実験は最高効率点近傍で行った。No.1送風機は口金口径と羽根車内径が一致しており、No.2送風機は羽根車内径が口金口径より 28mm 小さい。このことは羽根が約 14mm 口金内面より内側に出ていることを示している。また、No.3送風機は内径が口径

より直径で約 60mm 小さく、羽根が口金内面より 30mm 内側に出ている。全圧は前縁距離 L_{em} が 30mm , 14mm , 0mm の順、すなわちNo.3(◇印), No.2(▽印), No.1送風機(○印)の順に高くなっている。つまり、口金口径と羽根前縁とが一致している場合が最も高く、前縁が口径面より内側に位置するほど低くなっている。これは前縁距離が長いほど羽根車入口近傍において羽根の圧力面から負圧面への流れが増加するため入射角が大きくなり、負圧面上の境界層が発達することが主因と考えられる。

図-5(b)は2次元翼と羽根の一部が3次元翼の羽根車の全圧のスパン方向分布を示したものである。本研究で用いた3次元羽根車の羽根は全スパンのうち前面シュラウド側半分が3次元翼になっており、残りの後面シュラウド側の半分は2次元翼である。□印のNo.5送風機は■印のNo.6送風機(2次元翼羽根車)より断面平均の全圧は高い。また、 Z/h_s が 0.6 以下ではNo.5送風機の方が全圧は高いが、前面シュラウド側ではNo.6送風機よりも多少低いことが判る。また、図に見られるようにスパンの中央部で変曲点が存在するが、これは翼の半分が3次元翼で、残りが2次元翼のためである。

口金隙間及びベルマウス出口形状が全圧分布に及ぼす影響を調べた結果、ベルマウス出口形状が円弧状と直線状とでは口金すきまがほぼ同じ場合には差は見ら

Table 1 Main dimensions of the blade

Impeller	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4	No. 5	No. 6
B	7	7	7	8	8	8
D_o mm	380	380	380	420	450	450
D_i mm	270	250	270	298	320	320
D_m mm	270	298	330	298	320	320
C mm	116	116	116	131	136	136
A_r	0.48	0.48	0.48	0.53	0.57	0.57

Table 2 Main dimensions of the bellmouth

Bellmouth	BM-N	BM-L	BM-M	BM-S
Profile	Circular-arc	Straight	Straight	Straight
D_{B1} mm	400	400	400	400
D_{B2} mm	291	292	288	278
H_B mm	54	54	54	54

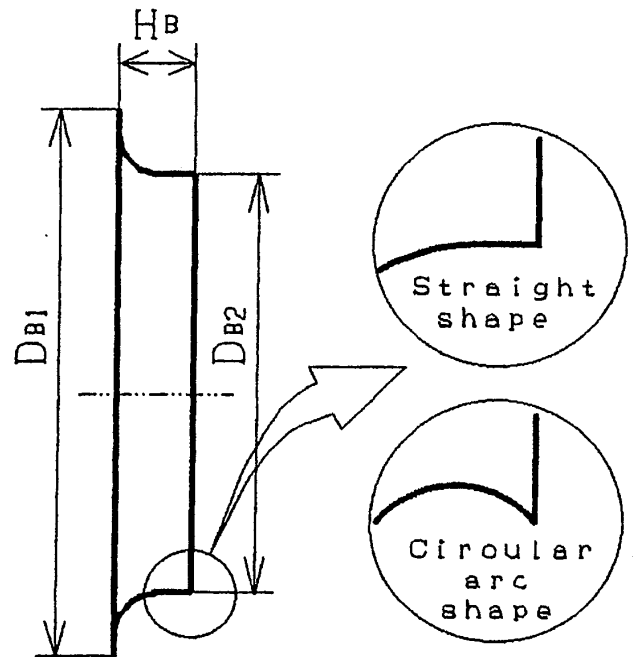
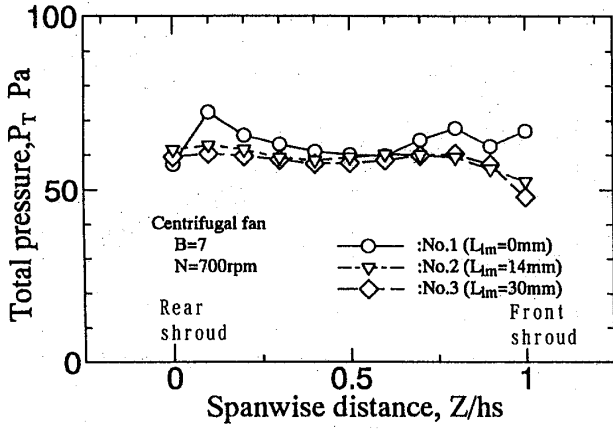
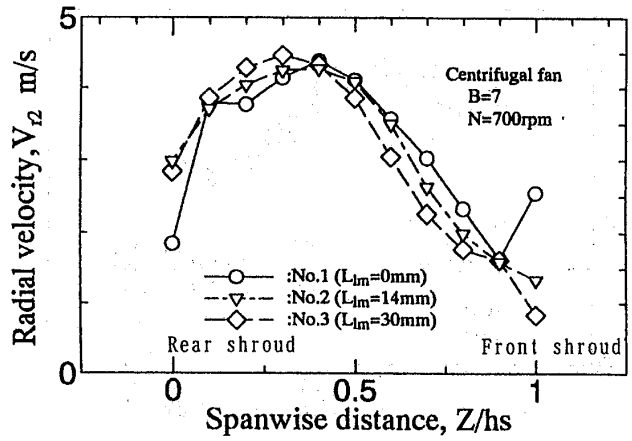


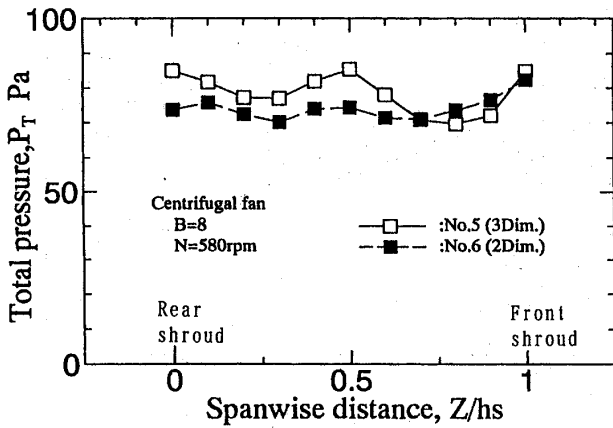
Fig. 4 Outlet profile of the bellmouth



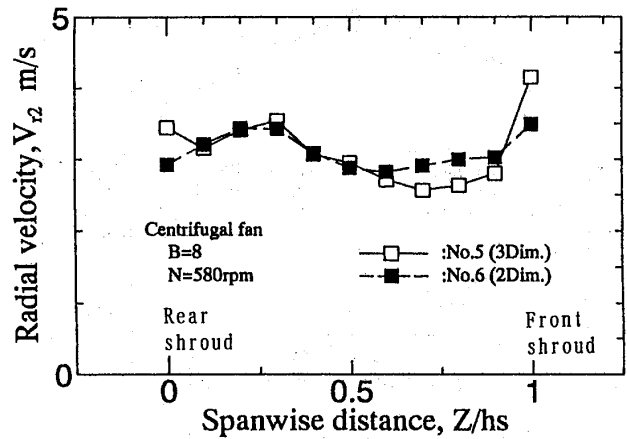
(a) Effects of the distance, L_{fm}



(a) Effects of distance, L_{fm}



(b) Effects of the blade shape



(b) Effects of blade shape

Fig. 5 Distributions of the total pressure

Fig. 6 Distributions of the radial velocity

れない。一方、口金隙間が 10mm, 5mm, 3mm と狭くなるにつれて全圧は上昇する(図省略)。このことは隙間が狭くなるほど口金隙間を通る流れが少なくなり、前面シュラウド近傍の流れが改善され翼面上の境界層が薄くなるため圧力損失が減少したことを意味する。

5. 2 半径方向速度成分

図-6 (a) は前縁距離 L_{fm} が半径方向速度 V_{r2} のスパン方向分布を調べたものである。前面シュラウドと後面シュラウドの近傍を除けば、スパン方向距離 Z/h_s が 0.4 までの狭い領域では前縁距離が長いほど速度がおおきいが、0.4 以上の領域では逆に前縁距離が短い羽根車ほど高くなる。つまり、前縁距離が長いほど速度勾配は急になる。これは前述したように前縁部において圧力面から負圧面へのもれ流れが生じているためである。また、いずれの送風機とも前面シュラウド近傍の速度が小さい。これを改善するためには羽根

車入口直径を大きくする必要がある。

図-6 (b) は 2 次元翼と羽根の一部が 3 次元翼の羽根車を有する送風機の半径速度の分布の比較を行ったものである。前面シュラウド側の羽根を 3 次元にした No. 5 送風機(□印)が 2 次元翼羽根車を有する No. 6 送風機(■印)よりスパン方向距離が 0.6 以上で流速が遅い。図-6 (a) と図-6 (b) とを比較すれば、前面シュラウド近傍の流れが図-6 (b) の送風機の方が改善されており、速度分布は平坦になっていることが分かる。これは羽根車入口面積と出口面積との比が図-6 (a) の送風機は 0.48 であるのに対し、図-6 (b) の送風機では 0.57 と大きくなっているためである。口金隙間とヘルマウス形状が半径方向速度分布に及ぼす影響は小さい(図省略)。

5. 3 相対速度

相対速度は送風機騒音を支配する因子の内でも最も重要なものである。したがって、相対速度を低く抑える

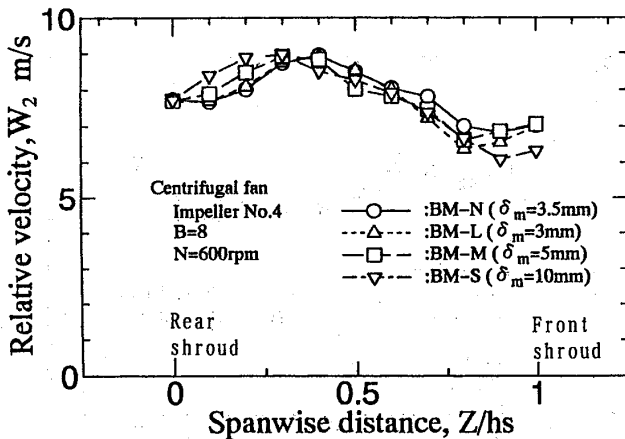
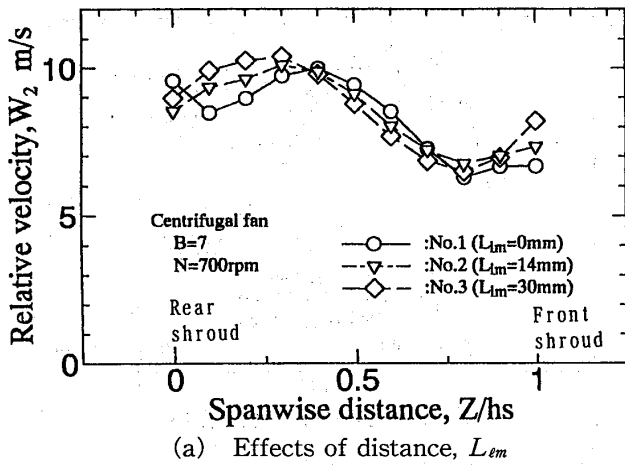


Fig. 7 Distributions of the relative velocity

ことが騒音低減の観点からは肝要である。図-7 (a)は前縁距離が出口相対速度に与える影響を示したものである。出口相対速度は前面シュラウド近傍で小さく、後面シュラウド近傍で大きくなる傾向を示すが、スパン平均で判断すれば、前縁距離による差は小さい。図-7 (b)から口金隙間およびベルマウス出口形状はほとんど相対速度分布及びスパン平均値に影響を与えないと言える。

5. 4 騒音のスペクトル分布

図-8は前縁距離 L_{em} が送風機騒音のスペクトル分布に及ぼす影響を示したものである。L特性における全帯域騒音は $L_{em} = 14\text{mm}$ (二点鎖線) が 55.4dB と最も低く、 $L_{em} = 0\text{mm}$ (実線, 58.5dB), 30mm (一点鎖線, 58.9dB) の順に高くなる。これは L_{em} が 30mm の場合は 0.5kHz 以下の低周波数側で音圧レベルが高いためである。この理由は羽根入口部における圧力面から

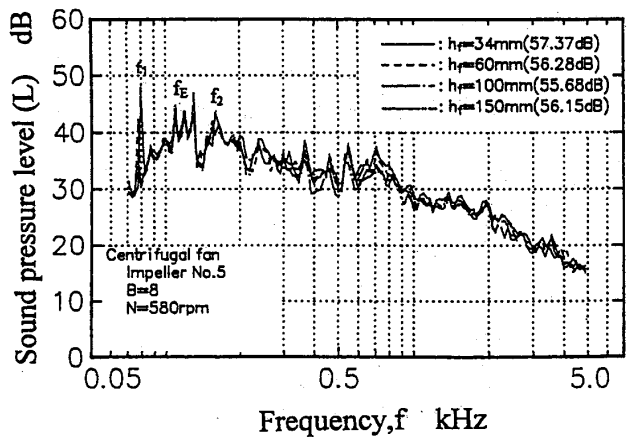
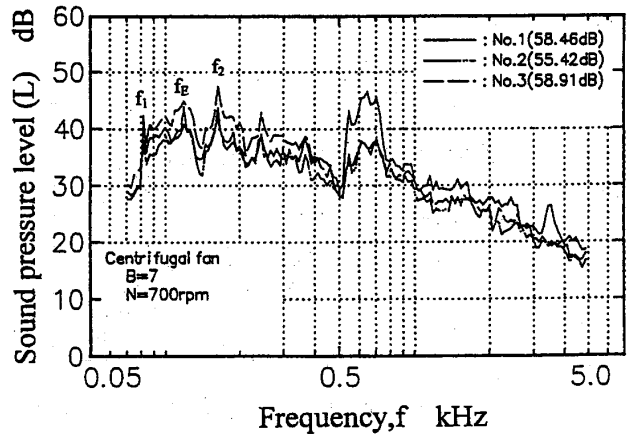


Fig. 9 Spectral distributions of the fan noise (Effects of the distance between bellmouth and filter)

負圧面側へのもれ流れによって生じた乱れと、境界層の厚さが厚くなったことによるものと推測される。また、実線で示される L_{em} が 0mm の場合には 0.6~0.7kHz で音圧レベルの盛り上がりが見られ、これが全帯域音圧レベルの増加に寄与している。この騒音は口金隙間が 5mm の No. 5 や No. 6 羽根車の場合には見られず (図-10参照)、前縁距離を設けることでも低下させることができる。したがって、この騒音は口金隙間を通る循環流によって生じたものと考えられる。図中の f_E は電動機の電磁騒音であり、 f_1 と f_2 は回転騒音である。これは羽根車が偏心して回転していることや流入する流れの偏流のために生じたものと考えられる。

図-9はフィルタとベルマウス入口との距離が騒音のスペクトル分布に及ぼす影響を4種類の距離について示したものである。この図からフィルタとベルマウスとの距離は騒音にはほとんど影響しないと言える。

図-10は騒音のスペクトルに与える翼形状の影響を

調べたものである。全帯域騒音(L特性)で比較すれば実線で示される羽根の一部が3次元翼の方が破線で示される二次元翼よりも1.7dBほど高い。これは二次元翼を有する送風機の方が相対速度がわずかに低いためである(図省略)。騒音のスペクトル密度分布の形は両者に差はないが、ほぼ全周波数域で一部3次元翼の送風機よりも二次元翼送風機の方がわずかに低い。

図-11はベルマウスの形状と口金隙間が騒音のスペクトル分布に及ぼす影響をNo.4送風機について示したものである。ベルマウス出口に円弧を設ければ実線で示されるように1.5kHz近傍の周波数域に音圧レベルの盛り上がりは見られないが、出口が直線のベルマウスの場合は口金隙間の大きさにかかわらず、1.5kHz近傍の周波数域に音圧レベルの盛り上がりが見られる。一方、実線で示される口金隙間が3.5mmのベルマウス出口が円弧状の場合には0.7kHz帯域近傍に音圧レベルの盛り上がりが見られる。これは口金隙間を

3mm(BM-L), 5mm(BM-M), 10mm(BM-S)のように3.5mm以外にすることによって若干低下させることができる。また、口金出口を円弧に曲げることによって1.5kHz帯域の音圧レベルの盛り上がりをなくすることができる。

口金隙間やベルマウス出口形状の羽根車出口における絶対速度の乱流成分との関係を調べたものが図-12である。口金隙間 δ_m がほぼ3mmの場合、出口が円弧形状のBM-Nベルマウス(○印)と直線形状のBM-Lベルマウス(△印)とを比較すれば、スパン方向距離が Z/h_s が0.5までは両者はほとんど同じであるが、0.5から前面シュラウドまでは円弧形状のベルマウスの方

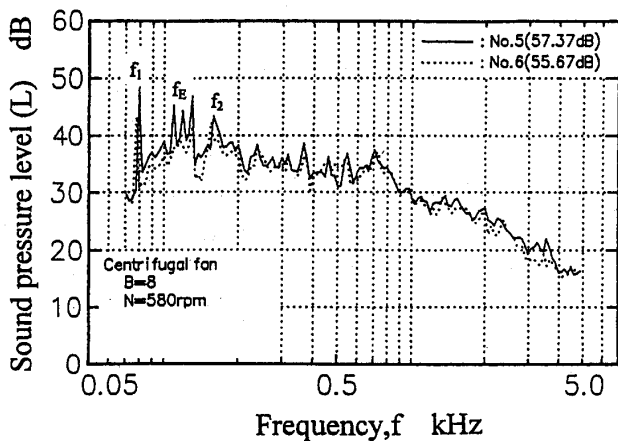


Fig. 10 Spectral distributions of the fan noise (Effects of the blade shape)

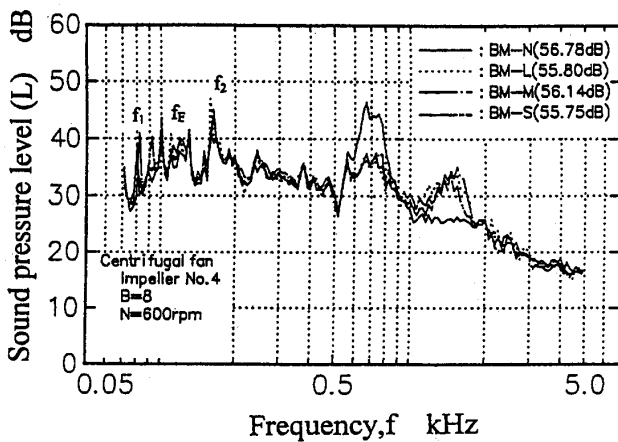


Fig. 11 Spectral distributions of the fan noise (Effects of the gap and outlet profile of mouthpiece)

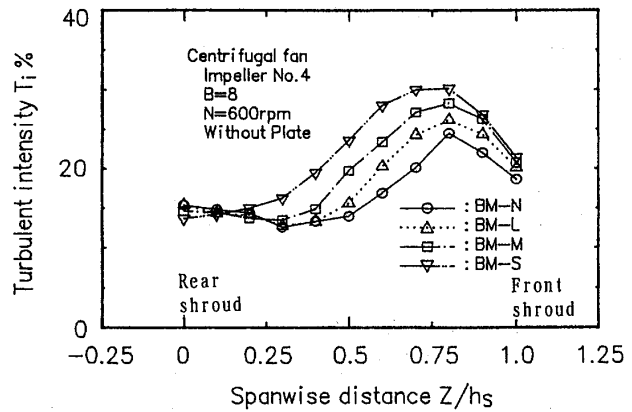


Fig. 12 Distributions of the turbulent intensity

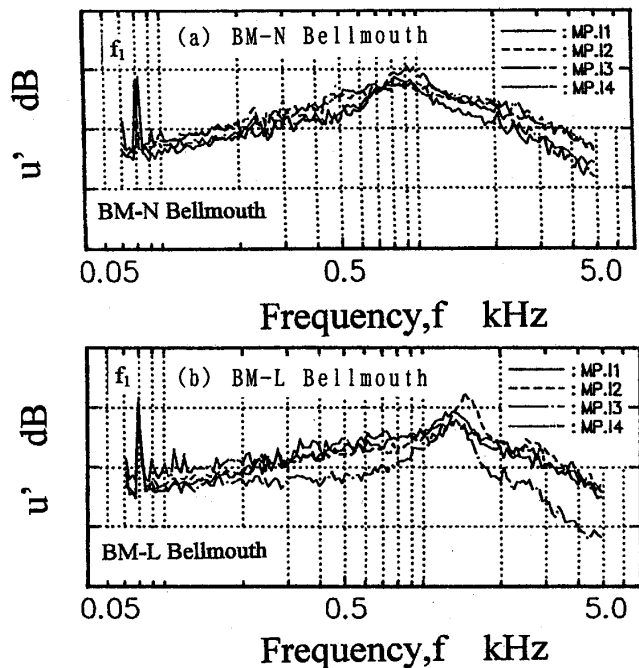


Fig. 13 Spectral distributions of the turbulent velocity

が直線形状のものより乱れ度は小さい。また、直線形状のベルマウスでは、 δ_m が3mm(△印)、5mm(□印)、10mm(▽印)と隙間が広がるにつれて乱れ度は大きくなる。

図-13は口金隙間のほぼ中央で計測した流れの速度変動成分のスペクトル分布である。図-13(a)はベルマウスの出口が円弧形状の場合を、図-13(b)は直線形状の場合である。計測は90°間隔に4点(MP1~MP4)で行った。なお、平均口金隙間は前者が3.5mm、後者が3mmである。図-13(a)に示されるように円弧形状の場合には0.7kHz近傍において乱れのレベルに盛り上がりが見られるが、1.5kHz近傍には盛り上がりは存在しない。一方、出口が直線形状のベルマウスの場合には0.7kHz近傍と1.5kHz近傍に盛り上がりが存在する。以上の結果より0.7kHz近傍と1.5kHz近傍の騒音は口金隙間を通る流れの乱れに起因したものと考えることができる。

5.5 比騒音レベル

表-3は各送風機による音圧レベル SPL と比騒音レベル K_s を示したものである。なお、括弧の中のLとAはそれぞれ騒音計のL特性とA特性で計測されたことを示している。比騒音レベルは次式で表され、この値が低いほど良好な送風機である。

$$K_s = SPL - 10 \log_{10}(Q p_r^2) + 20 \quad (3)$$

ここで Q は流量 (m^3/min)、 p_r は全圧 (Pa) である。No. 1, No. 2, No. 3 羽根車の比較から、前縁距離に関しては前縁距離 14mm の No. 2 送風機が、最も比騒音レベルは低く、No. 1, No. 4, No. 6 送風機の比較から、面積比 A_r に関しては面積比が最も大きい No. 6 送風機が、比騒音レベルは低い。また、表-4 よりベルマウス形状と口金隙間に関しては、比騒音レベル $K_s(L)$ はわずかな差ではあるが口金隙間が 3mm の、ベルマウス出口形状が直線の場合 (BM-L) が比騒音レベルは最も低い。

5.6 実験値と予測値との比較

図-14は乱流騒音の実験値と式(1)と式(2)から得られる予測値とを比較したものである。相対座標系における後流の幅 D は絶対座標系で実測した後流の幅から予測した¹⁰⁾。図中の太い実線は実験値と予測値とが一致していることを、破線は $\pm 2dB$ の誤差を示している。実験値と予測値はほぼ $\pm 2dB$ 以内の範囲で一致しており、スクロールレス遠心送風機の場合でも、予測

Table 3 Specific noise level
(Comparison between impellers)

Impeller	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4	No. 5	No. 6
N rpm	700	700	700	600	580	580
L_{em} mm	0	14	30	0	0	0
A_r	0.48	0.48	0.48	0.53	0.57	0.57
$SPL(L)$ dB	58.5	55.4	58.9	56.8	57.4	55.7
$SPL(A)$ dB	54.8	49.1	50.8	53.6	49.7	49.0
$K_s(L)$ dB	28.4	26.1	29.9	28.5	25.1	23.9
$K_s(A)$ dB	24.7	19.8	21.8	25.3	17.5	17.2

Table 4 Specific noise level

Bellmouth	BM-N	BM-L	BM-M	BM-S
δ_m mm	3.5	3.0	5.0	10.0
$SPL(L)$ dB	56.8	55.8	56.1	55.8
$SPL(A)$ dB	53.6	49.9	49.3	49.4
$K_s(L)$ dB	28.5	27.2	28.4	28.3
$K_s(A)$ dB	25.3	21.3	21.6	21.9

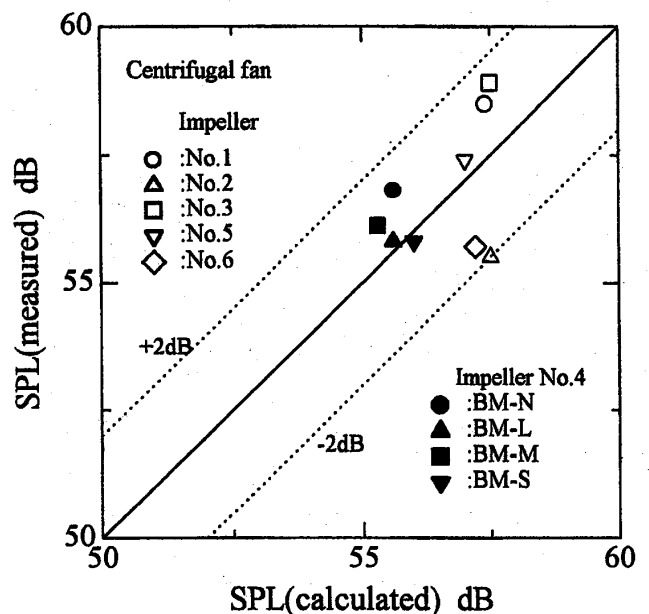


Fig. 14 Comparison of predicted value of sound pressure level with measured value

式(1)は妥当であることが分かる。

6. 結 論

本研究ではスクロールレス翼形遠心送風機について、羽根前縁と口金壁面間の距離(前縁距離)、羽根車入口と出口の面積比、口金隙間、ベルマウス形状及びフィルタの位置が羽根車出口の流動様相と騒音に及ぼす影響を実験的に調査した。さらに乱流騒音の予測式の妥当性の検討を行った。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 翼の諸元を変えずに口金口径を広げて前縁距離を変えた場合、その距離があまり長いと、前面シュラウド側で圧力面から負圧面への流れが増加し、境界層が発達するため、乱流騒音が増加する。送風機の圧力も低下するので比騒音レベルは高くなる。本研究範囲では前縁距離が14mmが比騒音レベル及び音圧レベルが最小であり、この近傍に最適距離が存在する。
- (2) フィルタの位置が流体力学的特性音に及ぼす影響は小さい。騒音の面からは、本実験範囲内では、乱流騒音が最も低くなるフィルタ高さは100mm近傍である。
- (3) スパンの前面シュラウド側半分を3次元翼とした送風機の場合、スパン全体が2次元翼送風機に比べて送風機の圧力を若干増加させることができる。
- (4) 口金隙間を狭くすることは、隙間からの流れを減少させ、ファン圧力を増加させる効果がある。このため比騒音レベルが若干低下する。また、ベルマウス出口形状を直線にすれば、口金すきまを通る流れに1.5kHz近傍の乱れが強くなり、1.5kHz近傍において音圧レベルの増加をもたらす。
- (5) 本実験範囲内では、予測式(1)を用いれば、スクロールレス遠心送風機の乱流騒音をほぼ ± 2 dB以内の精度で予測することができる。

おわりに本実験に協力された当時長崎大学大学院学生の岩崎信幸、学部学生の江崎浩、広瀬信男、伊藤昭宏の諸氏に謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) Moreland, J. B., "Housing effects on centrifugal blower noise", *Journal of Sound and Vibration*, 36-2 (1974), 191-205.
- 2) Neise, W., "Application of similarity laws to the blade passage sound of centrifugal fans", *J. of Sound and Vibration*, 43-1 (1975), 61-75.
- 3) Embleton, T. F. W., "Experimental study of noise reduction in centrifugal blowers", *The*

journal of the acoustical society of AMERICA" 35-5 (1963), 700-705.

- 4) 森主 憲, "多翼ファンの騒音発生源", *機論*, 57-543, B (1991), 3837-3844.
- 5) 児玉好雄・他3名, "翼付き多層円板の乱流騒音について", *機論*, 62-596, B (1996), 1420-1427.
- 6) Kind, R. J. and Tobin, M. G., "Flow in a centrifugal fan of the squirrel-cage type", *Transaction of the ASME*, 112 (1990), 84-90.
- 7) 深野 徹・他2名, "低圧軸流送風機の乱流騒音について", *機論*, 41-435 (1996), 1479-1488.
- 8) 大橋秀雄, *流体機械*, (1987), 98, 森北出版.
- 9) 生井武文, *送風機と圧縮機*, (1968), 107, 朝倉書店.
- 10) 児玉好雄, 深野 徹, "低圧軸流送風機の乱流騒音の流量特性とその音圧レベル予測", *機論*, 53-492, B (1987), 2514-2520.