

インデューサ付き遠心ファンの乱流騒音に関する研究

荻野 和郎* ・ 児玉 好雄** ・ 林 秀千人**
大森 和也*** ・ 北条 智****

Turbulent Noise Generated by a Centrifugal Fan with Inducer

by

Kazuo OGINO*, Yoshio KODAMA**, Hidechito HAYASHI**,
Kazuya OOMORI*** and satoshi HOUJYOU****

An investigation of aerodynamic characteristics and noise in a centrifugal fan with inducer was conducted with respect to the effects of three parameters: inlet angle, outlet angle and skew angle of the impeller. Moreover, we proposed a new method to calculate the width of wake which is an important parameter to control the turbulent noise. It is shown that the inlet angle hardly effects on the turbulent noise but the outlet angle and the skew angle of the blade effect on that. The optimum value of the outlet angle is about 48 degree and that of the skew angle is about 10 degree. The experimental values of the overall turbulent noise with L-weighting and A-weighting functions agreed well predicted value.

Key words: Fluid Machine, Centrifugal Fan with Inducer, Fan Noise, Turbulent Noise, Specific Noise Level

1. はじめに

遠心羽根車の入口にインデューサを設置したインデューサ付き遠心ファンは、インデューサ無しの従来の遠心ファンに比較して騒音レベルはほぼ同等であるが、静圧はかなり高くなることを著者らは明らかにした⁽¹⁾。この結果、インデューサ付き遠心ファンはインデューサ無し遠心ファンに比べて約7%のファン効率の上昇と、約5dBの比騒音レベルの低下を可能にした⁽¹⁾。このことは、インデューサを設けることでファンの特性が大幅に改善できることを示すものである。

市販ソフトのタスクフローを用いた羽根車周りの流動解析によれば、インデューサ付き遠心ファンの場合には、インデューサ後縁と主羽根前縁の境目近傍から流れは次第に羽根面に沿わなくなり、主羽根後縁では後流の幅がかなり広がる傾向が見られる⁽¹⁾。これは

インデューサと主羽根の境目近傍において、圧力面から負圧面へのもれ流れが発生しているためである。この結果を参照して音響出力に關与する重要な因子の一つである代表相対速度として主羽根入口相対速度を用いて音圧レベルを予測したところ、予測値と実験値はよく一致した⁽¹⁾。このことは渦放出に基づく騒音予測の際の代表相対速度ははく離点における相対速度であることを示唆するものである。一方、音響出力には後流の幅も關与しており、この予測が簡単にできれば、非常に便利である。

上述の背景に立脚して本研究では、後退翼を有するインデューサ付き遠心ファンを用いて、入口角、出口角およびスキュー角が空力特性と騒音特性に及ぼす影響について実験を行い、考察した。併せて、乱流騒音に關与するパラメータの一つである後流の幅の予測法

平成14年10月25日受理

*生産科学研究科博士後期課程 (Graduate student, Graduate School of Science and Technology)

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

***松下精工(株) (Matsushitaseikou Co., Ltd.)

****生産科学研究科博士前期課程 (Graduate student, Graduate School of Science and Technology)

を提案し、これを用いて全帯域乱流騒音のL特性とA特性の予測を行った。全帯域乱流騒音の予測値は実験値に対し、L特性、A特性ともにはば ± 3 dBの精度で一致することが明らかになった。

2. おもな記号

- a_0 : 音速 m/s
 B : 動翼枚数
 C : 翼弦長 mまたはmm
 D : 後流の幅 mまたはmm
 D_1 : 羽根車内直径 mまたはmm
 D_2 : 羽根車外直径 mまたはmm
 E : 音響出力 W
 f : 周波数 Hz
 g : 重力加速度 m/s^2
 h_1 : 羽根入口のスパン長さ mm
 h_2 : 羽根出口のスパン長さ mm
 $K_s(A)$: A特性の音圧レベルに基づく
 比騒音レベル dB
 $K_s(L)$: L特性の音圧レベルに基づく
 比騒音レベル dB
 L : 電動機入力 WまたはkW
 n : 高調波の次数
 N : 回転数 rpm
 $(\bar{p}^2)^{1/2}$: 音圧の二乗平均値 Pa
 p_0 : 最小可聴音圧 Pa
 P_T : 全圧 Pa
 Q : 流量 m^3/s または m^3/min
 r : 音源と観測点間の距離 m
 $SPL(A)$: A特性に基づく音圧レベル dB
 $SPL(L)$: L特性に基づく音圧レベル dB
 S : スキュー角 deg.
 u_2 : 主翼出口の周速度 m/s
 V_{r2} : 主翼出口における半径方向速度 m/s
 W : 代表相対速度 m/s
 W_2 : 主羽根出口の相対速度 m/s
 z : スパン方向の距離 mm
 β_2 : 主羽根出口における流出角 deg.
 γ_1 : 主羽根入口角 deg.
 γ_2 : 主羽根出口角 deg.
 δ : 出口偏差角 deg.
 η : ファン効率
 ξ : 取り付け角 deg.
 ρ : 空気の密度 kg/m^3
 λ : 動力係数
 ϕ : 流量係数

ϕ : 圧力係数

3. 乱流騒音の基礎式

送風機から発生する騒音は、羽根車上流における主流の乱れがかなり小さい場合（障害物がない）は主として翼後縁から放出される渦に起因する。この騒音の音響出力 E は式(1)で与えられる^{(2)~(4)}。

$$E = \pi B \rho \int DW^6 dz / (2400 a_0^3) \quad (1)$$

ここで B は動翼枚数、 ρ は空気の密度、 D は後流の幅、 W は代表相対速度、 z はスパン方向の距離、 a_0 は音速である。本研究の場合、代表相対速度は市販のソフト（タスクフロー）を用いて求めた翼周りの数値シミュレーション結果⁽¹⁾を参照して主羽根入口における相対速度を採用した。軸流送風機騒音の研究において、Sharlandも同様に代表相対速度として入口相対速度を用いている⁽⁷⁾のは興味深い。

クリーンモジュールユニット（図2参照）に関しては、ファンの吸込口と吐出口とがかなり近いという理由⁽⁵⁾から音響出力 E と観測点の音圧 p とは次のように関係付けられる。

$$E = 4\pi r^2 \bar{p}^2 / (3\rho a_0 \cos^2 \theta) \quad (2)$$

ここで r は音源と観測点との距離で、実際は入口ノズル端からマイクロホンまでの距離である。また、 θ は音源を中心としてファンの軸中心と観測点とのなす角で、本実験では 0° である。以上の関係を基に、次式より観測点の音圧レベル（SPL）が求まる^{(2)~(6)}。

$$SPL = 10 \log_{10} (\bar{p}^2 / p_0^2) \quad (3)$$

ここでは p_0 は最小可聴音圧で $0.00002Pa$ である。

4. 後流の幅の予測

図1は遠心ファン内の流動状況の概要を示したもの

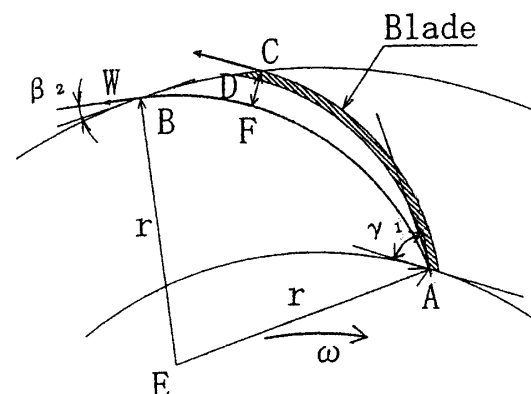


Fig. 1 Definition of the wake width

である。流れは、負圧面側では設計入口角 γ_1 でA点より流入し、通路を円弧状に流れ、翼後縁を通る円との交点Bを通して後縁より流出角 β_2 で流出する。一方、圧力面側では、流れは翼面に沿って流入し、点Cから圧力面に沿った角度で羽根車の外側に流出すると仮定する。

γ_1 と β_2 を与えれば、それを満足する円はただ一つ定まり、半径 r と点Eが決定される。点Cにおける接線に垂線を立て、曲線ABとの交点をFとすれば、直線CFが求められる。この直線CFを本研究では後流の幅 D と定義した。

5. 実験装置及び方法

図2はクリーンモジュールユニット (CMUと略記) の実験装置の概要を示したものである。吸込側にはベルマウスが取り付けられており、その上流側には危険防止用の金網が設けられている。ベルマウスに流入した流れはインデューサに入り、ここで仕事を与えられて主羽根に入る。この羽根で転向されて、加速されながら羽根車から流出する。羽根車を出た流れは壁面に衝突した後、角度を転向して下流側に設けられたHEPA フィルターを通り、機外へ流出する。

本研究で用いたクリーンモジュールユニットの寸法は縦が610mm、横が610mm、高さが140mmである。流動様相の計測はピトー管と熱線流速計を用いて、羽根車の半径より10mm大きい半径位置の4断面 (90° 間隔、

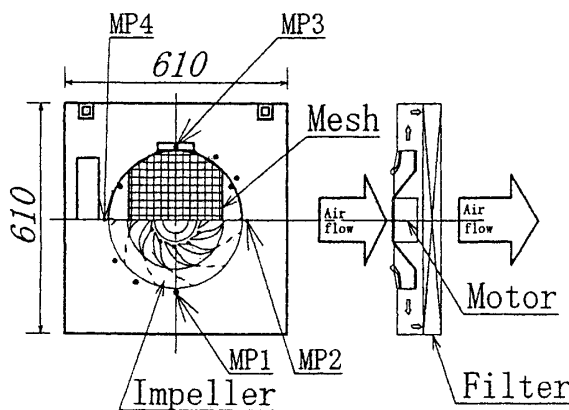


Fig. 2 Experimental apparatus

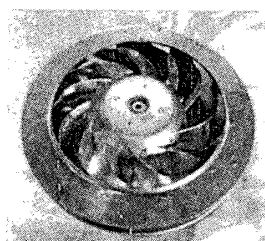


Fig. 3 Impeller with inducer

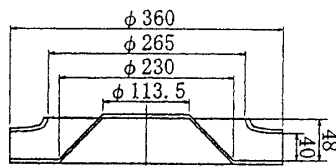


Fig. 4 Test impeller

MP1～MP4の4断面)を、スパン方向には約5mm間隔に8点で行った。

なお、騒音測定は吸込側正面で回転中心上のベルマウス端から1m上流の点にマイクロホンを設置して無響室で行った。騒音計からの出力信号はFFTアナライザを用いて30回の加算平均処理を行った後、周波数分析された。

図3にインデューサ付き遠心羽根車の写真を、図4にその概要を示す。供試羽根車は、いずれも外直径が360mm、内直径が265mm、羽根枚数 B が11枚の後退翼を持つ遠心羽根車である。基準の羽根車は主羽根の入口角 γ_1 が29°、出口角 γ_2 が39°、取付け角 ξ が49°である (この羽根車をBWI2939と呼ぶ)。また、これらの角度は周方向を基準として表している。表1に基準羽根車 (BWI2939) の主要諸元を示す。このほか表2に示すように入口角、出口角およびスキュー角を変えた羽根車がある。

本研究で用いたCMU装置の出口における規定の平均流速は約0.5m/s ($Q=11\text{ m}^3/\text{min}$) である。この値を式(4)の流量係数 ϕ で表せば約0.2となる。また、この流量における羽根車の回転数は基準羽根車 (BWI2939) では1055rpmであるが、羽根出口角を変えた羽

Table 1 Main dimensions of the impeller

Number of blades, B	11
Inner diameter, D_1	265mm
Outer diameter, D_2	360mm
Blade height at inlet, h_1	48mm
Blade height at outlet, h_2	40mm
Chord length, C	83mm
Inlet angle, γ_1	29°
Outlet angle, γ_2	39°
Stagger angle, ξ	43°

Table 2 Inlet angle, outlet angle and skew angle of the test impeller

Impeller	γ_1	γ_2	S
BWI2029	20°	23°	0°
BWI2939	29°	39°	0°
BWI2948	29°	48°	0°
BWI2965	29°	65°	0°
BWI2990	29°	90°	0°
BWI2939 (S5)	29°	39°	5°
BWI2939 (S10)	29°	39°	10°
BWI2939 (S15)	29°	39°	15°

根車の中にはこれよりも回転数が若干高くなる羽根車も、低くなる羽根車もある。回転数 $N=1055\text{rpm}$ における羽根車出口の周速度は約 19.9m/s であり、羽根車は 140W の单相の直流電動機によって駆動される。

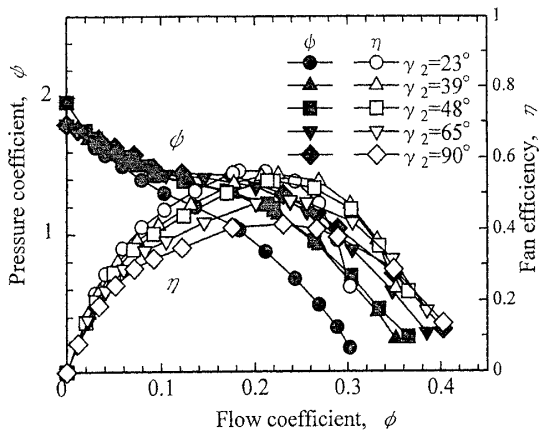
6. 実験結果及び考察

6-1 空力特性

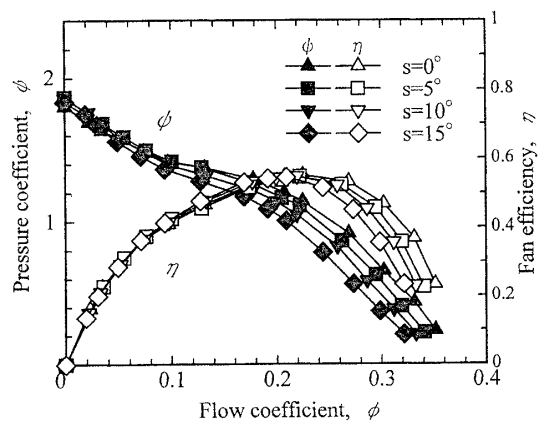
図5(a), (b)はHEPAフィルタを外した場合のCMUの特性曲線の結果で、それぞれ出口角とスキュー角の影響を示したものである。図5(a)中の○印, △印, □印, ▽印および◇印はそれぞれ主羽根の出口角が 23° , 39° , 48° , 65° および 90° の結果である。また ϕ , ϕ および η はそれぞれ圧力係数, 流量係数, ファンの全圧効率である。これらは、式(4)を用いて算出した。

$$\begin{aligned}\phi &= 2P_T / (\rho u_2^2), \quad \phi = Q / (\pi D_2 h_2 u_2) \\ \lambda &= 2L / (\pi \rho D_2 h_2 u_2^3), \quad \eta = \phi / \lambda\end{aligned}\quad (4)$$

ここで λ は動力係数, P_T は全圧, ρ は空気の密度, u_2 は羽根車外縁の周速度, Q は流量, D_2 は羽根車外直径, h_2 は羽根車出口における翼のスパン長さ, L は電動機入力である。



(a) Effects of the outlet angle

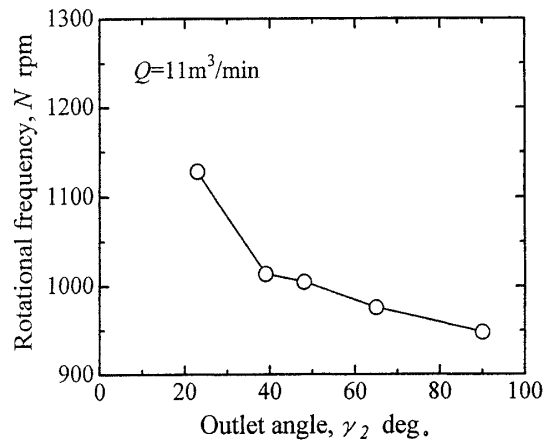


(b) Effects of the skew angle

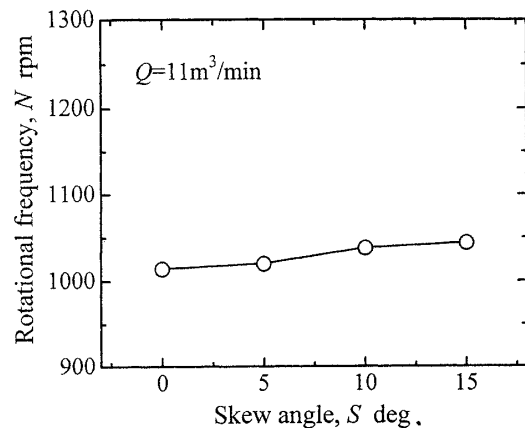
Fig. 5 Characteristic curves

図5(a), (b)から $\phi=0.2$, すなわち設計点近傍に最高効率点があることが分かる。設計流量 $Q=11\text{m}^3/\text{min}$ ($\phi=0.2$)における効率と出口角の関係は以下のようなものである。出口角 23° , 39° , 48° , 65° , 90° の効率はそれぞれ 56.2 , 54.7 , 53.4 , 47.9 , 40.0% であり、出口角が増加するにしたがって効率は低下する。一方、圧力係数は逆に出口角が大きいくほど高い。実際にはファン出口にHEPAフィルタが設置されているから、このフィルタの抵抗に打ち勝つ圧力が必要になる。このため圧力の低い出口角 23° のファンは規定流量を出すために出口角 39° の基準のファンより回転数を多少増加させる必要がある。

一方、 $\phi=0.2$ におけるスキュー角とファン効率の関係は、スキュー角 0° , 5° , 10° , 15° に対して効率は 54.7 , 53.8 , 54.4 , 54.2% となり、大差はない。また、圧力係数は基準ファン ($s=0^\circ$)が最も高く、スキュー角が増加するにしたがって低下する。したがって、規定流量を得るためには、フィルタ付きCMU (以下ではCMUと呼ぶ)ではスキュー角が増加する



(a) Effects of the outlet angle



(b) Effects of the skew angle

Fig. 6 Effects of the outlet angle and skew angle on rotational frequency of the fan

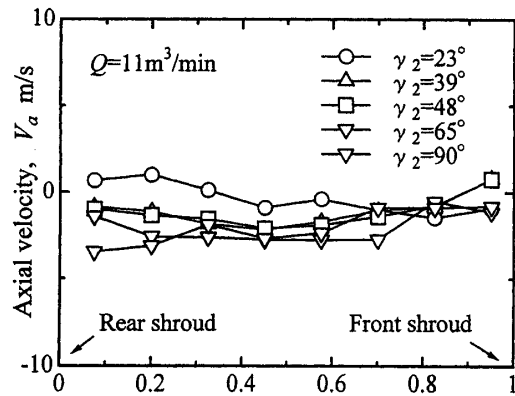
にしたがって回転数を若干増加させる必要がある。

前述したようにクリーンモジュールユニット (CMU) において必要とされる流量 Q は $11\text{ m}^3/\text{min}$ ($\phi \approx 0.2$) である。この流量における設計出口角及びスキュー角と回転数との関係を調べたものが図6である。図6(a)から設計出口角が増加するに従ってファンの回転数は低下する傾向が見られる。一方、図6(b)のスキュー角に関しては、逆に角度が増加するにつれて回転数はわずかに増加する程度である。

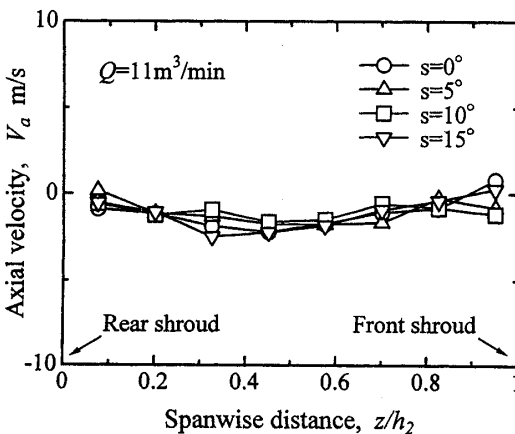
騒音は相対速度の6乗に比例することを考慮すればファンの回転数が騒音に及ぼす影響はスキュー角より出口角の方が大きいと思われる。

6-2 羽根車出口の流動様相

図7は軸方向速度のスパン方向分布を示したものである。図7(a)は主羽根の出口角の影響を、図7(b)はスキュー角の影響を調べたものである。軸方向速度が正は下向き流れを、負は上向き流れを表している。これらの図より、いずれの羽根車ともスパンのほぼ全体にわたって流れは上向き流れであることを示している。



(a) Effects of the outlet angle

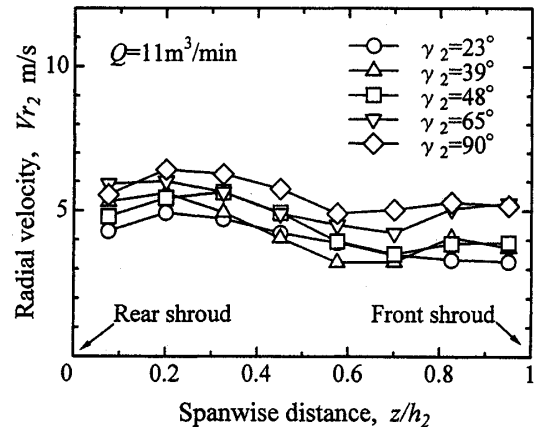


(b) Effects of the skew angle

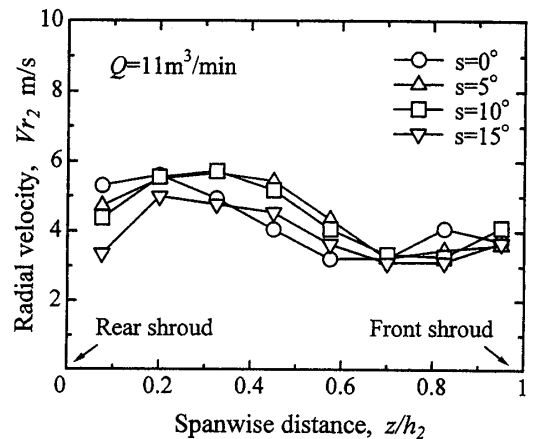
Fig. 7 Span wise distributions of the axial velocity

羽根車の下流側にフィルタが設置されていることを考慮すれば、羽根車から出た流れが上向き流れになることは下向き流れになる場合よりフィルタに直接当たる速度が遅くなり、角度もフィルタ軸に平行になりやすいことからフィルタとの干渉騒音が小さくなることを示唆するものである。

図8は半径方向速度 V_{r2} に及ぼす羽根車の出口角の影響を流量 $Q = 11\text{ m}^3/\text{min}$ ($\phi \approx 0.2$) について示したものである。図8(a)に見られるようにいずれの羽根車もスパン方向の分布は比較的平坦であり、前面シュラウドと後面シュラウド間では逆流は生じていない。これは羽根車の入口/出口面積比がほぼ1であり、入口と出口間で速度差がないことに起因している。また、出口角が大きいほど、羽根車出口における半径方向速度のスパン平均値は大きい。装置出口の流量は羽根車によらずほぼ一定であるにもかかわらず、このような結果を生じる原因として、出口角が大きくなるにしたがってファンの静圧が増加するため、前面シュラウドの上面を通して羽根車入口へ向かう流れ (循環



(a) Effects of the outlet angle



(b) Effects of the skew angle

Fig. 8 Span wise distributions of the radial velocity at outlet of impeller

流)が増えることが考えられる。スキュー角が半径方向速度のスパン方向分布に及ぼす影響も出口角の場合とほぼ同様である [図 8(b)]。

ファンの空力特性の良否を判断するのに出口偏差角が用いられる。これは設計出口角と流出角の差として表されるもので、これが小さいほど流れは翼面に沿って流れているといえる。図 9(a), (b)はそれぞれ設計出口角とスキュー角が出口偏差角に及ぼす影響を示したものである。図 9(a)から設計出口角が大きくなるにつれて出口偏差角も増加することが分かる。スパン方向の距離 z/h_2 が0.8以上で偏差角が小さくなっているのはこの領域では速度の変動が激しく、精度良く流れを計測できなかったのが原因と考える。

一方、スキュー角からはスキュー角を付けるとスパン中央近傍での出口偏差角が小さくなり、流れが羽根に沿うようになることが分かる。スキュー角が 10° のファン(□印)と 0° のファン(○)を比較すれば、前者が後者に比べてスパン方向の距離 z/h_2 が0.3~0.7の領域で小さくなっている。このことはスキュー角を

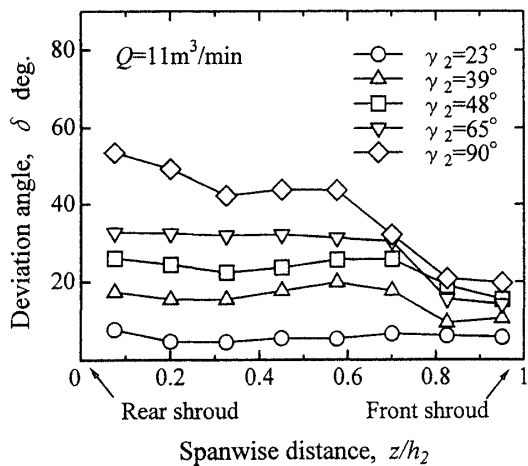
付けることで、羽根車の流動状態が改善されることを意味している。

著者らは後流の幅の実測値を求めるために以下の手法を試みた。まず熱線流速計から得られる速度変動波形の波高の1/2における幅(半値幅)の2倍を絶対座標系における後流の幅とする。つぎに出口速度三角形を利用して絶対座標系の後流の幅を相対座標系の後流の幅に換算した⁽³⁾。これを後流の幅の実測値と呼ぶ。しかしながら、この方法は非常に煩雑なので、図 1に示した方法で後流の幅の予測が出来れば便利である。この方法で求められる後流の幅を予測値と呼ぶ。

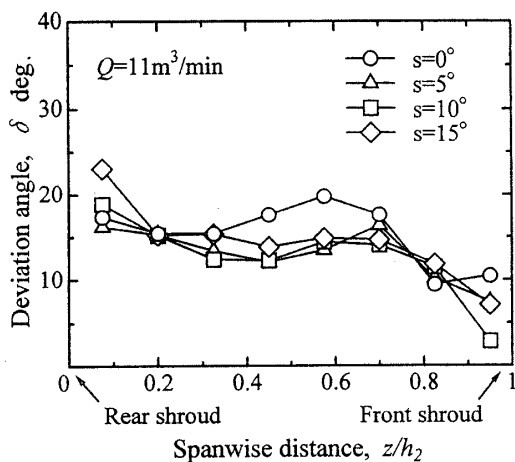
図10は上述した後流の幅の実測値と予測値の比較を示したものである。予測値と実験値とは分布に多少の差があるもののスパン全体の平均値はほぼ一致している。

図11は後流の幅のスパン方向分布に及ぼす設計出口角とスキュー角の影響を示したものである。後流の幅はスパン方向の距離が0.3~0.4で極小値を取り、0.7に向かうにつれて増加し、0.95近傍で最小となる傾向を示す。また、設計出口角が増加するにつれて後流の幅も増加する。出口角が 23° と 90° の場合を比較すれば、後流の幅は後者が前者の2.8倍である。このことは後流の幅が音圧レベルに及ぼす影響として後者が前者よりも約4 dB高くなることを意味している。

スキュー角が 10° のファンの後流の幅(□印)と 0° のファンの後流の幅(○)を比較すれば、前者が後者に比べてスパン方向の距離 z/h_2 が0.3~0.7の領域で後流の幅が狭くなっている。このことはスキュー角を付けることで、スパン中央部近傍の流動状態が改善されるため乱流騒音の低減につながることを示唆している。



(a) Effects of the outlet angle



(b) Effects of the skew angle

Fig. 9 Span wise distributions of the deviation angle

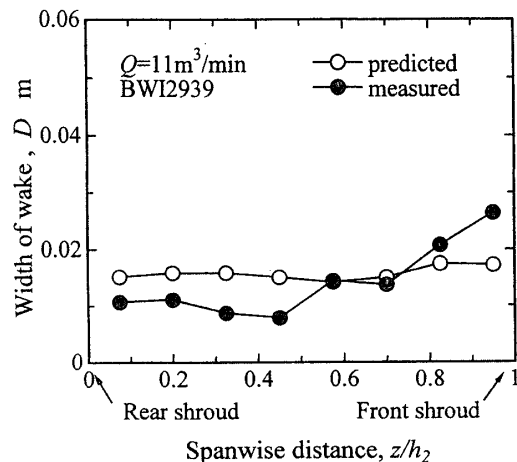


Fig. 10 Comparison of predicted and measured width of wake

6-3 騒音特性

6-3-1 騒音のスペクトル分布

図12は騒音のスペクトル分布を例示したもので、実線はスキュー角が 0° のファン(BWI2939)の、破線は 10° のスキュー角を付けたファン(BWI2939s10)の結果である。図に示すように、いずれの羽根車においても羽根通過周波数($f=197\text{Hz}$, $n=1$)に、前者の場合は 423Hz にも騒音のピークが見られる。

基本周波数騒音のピークが見られるのは、吸込管がかなり短いために管内で騒音の十分な減衰が得られなかったためか、吸込口上流が非対称なために流れが羽根車に流入する際に偏流が生じ、これと羽根車とが干渉して管軸方向に減衰しない干渉騒音が生じたためかの二つの理由が考えられる。

423Hz の騒音は前者の場合は高い騒音のピークを有しているが、後者は乱流騒音レベル程度である。ファン(BWI2939s10)は樹脂製であるのに対して、ファン(BWI2939)はアルミ合金製である。 423Hz の騒音は樹脂製の場合には発生していないことを勘案すれば、

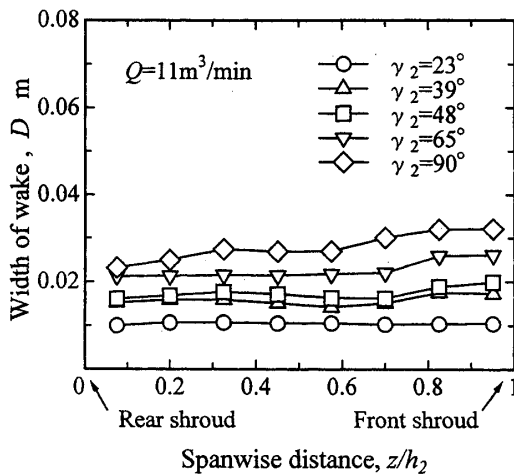
423Hz の騒音は羽根車と装置との共振に因るものと考ええる。

羽根車のファンの乱流騒音の実験値を求める場合には、全帯域騒音からこれらの離散周波数騒音の音響エネルギーを差し引いた。

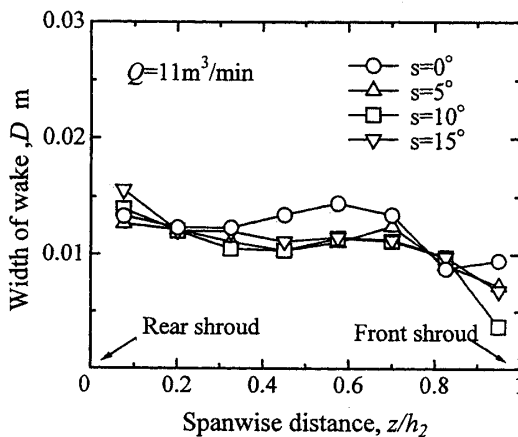
6-3-2 全帯域騒音と比騒音レベル

図13に設計入口角 γ_1 が全帯域乱流騒音に及ぼす影響を示す。入口角 $\gamma_1=20^\circ$ は無衝突で流入すると仮定したときの設計入口角であり、 29° は角超過を考慮したときの設計入口角である⁽⁸⁾。図中の○印はL特性の音圧レベル、△印はA特性における音圧レベルである。なお、流量はいずれの場合も $Q=11\text{m}^3/\text{min}$ である。図より、L特性に関しては入口角が増加すれば若干音圧レベルは低下する。これは規定流量を得るために入口角 $\gamma_1=20^\circ$ のファンは 29° のファンよりも回転数を増加させなければならないためである。一方、A特性では後者が前者よりもかなり低下している。これは後者が前者よりも低周波数成分が多くなっていることを意味している。

図14は設計出口角 γ_2 が全帯域乱流騒音と比騒音レベ



(a) Effects of the outlet angle



(b) Effects of the skew angle

Fig. 11 Span wise distributions of the width of wake

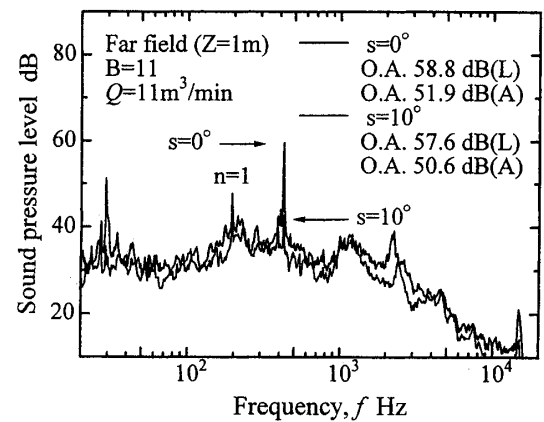


Fig. 12 Spectral distribution of the fan noise

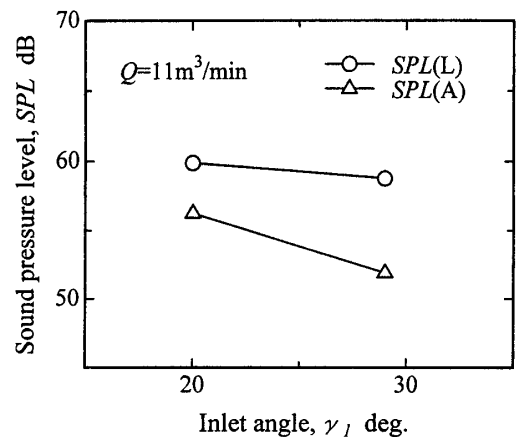


Fig. 13 Effects of the inlet angle on overall noise

ルに及ぼす影響を5種類の出口角について示したものである。比騒音レベルは音圧レベルに圧力と流量を加味したもので、式(5)で定義される。この値が低いファンほど良好なファン、あるいは静音のファンといわれている。

$$K_s = SPL - 10 \log_{10}(QP_T^2) + 2 \quad (5)$$

ここで K_s は比騒音レベル(dB), SPL は音圧レベル(dB), Q は流量(m³/s), P_T は全圧(Pa)である。

L特性の音圧レベル(○印)に関しては、 γ_2 が23°から増加するにしたがって低下して行き、48°~65°近傍で極小値を取り90°へ向かって増加する傾向を示す。A特性の音圧レベル(△印)もL特性の場合と同様な傾向が見られる。

一方、比騒音レベルは音圧レベルとほぼ同様の傾向を示し、設計出口角が48°~65°近傍に極小値を持つ。以上のことを考慮すれば、騒音の面からはファンの最適設計出口角は48°~65°近傍であるが、図5(a)のファン効率を参照すれば、48°近傍に最適値が存在するといえる。

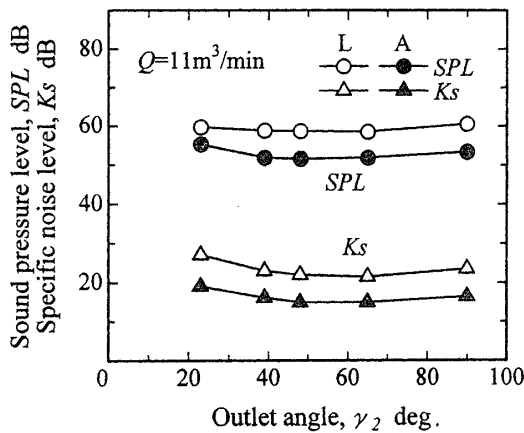


Fig. 14 Effects of the outlet angle on SPL and K_s .

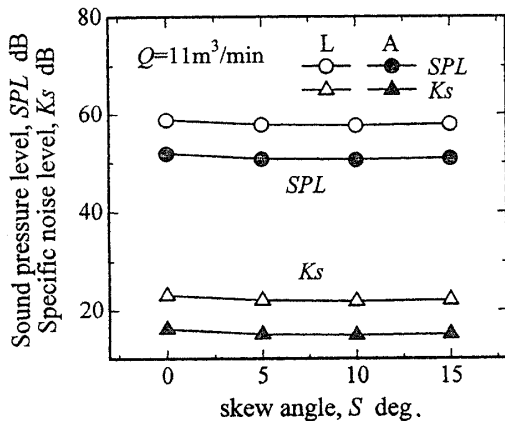


Fig. 15 Effects of the skew angle on SPL and K_s .

図15はスキュー角が全帯域乱流騒音と比騒音レベルに与える影響を示したものである。この図から、音圧レベルに関しては、L特性、A特性ともにスキュー角が10°の場合がレベルが最も低い。比騒音レベルに関しても音圧レベルの場合と同様に10°近傍に最小値が見られる。したがって、送風機特性の面からは10°近傍にスキュー角の最適値が存在すると考える。

図16は乱流騒音の全帯域音圧レベルの実験値と予測値の比較を行ったものである。45°の太い実線は実験値と予測値とが一致した点を結んだ線である。細い実線は±3 dBの誤差を示す線である。全帯域音圧レベルの実験値と予測値とはL特性(○印)、A特性(●印)ともにほぼ±3 dB以内の精度で一致することが分かる。

6. 結言

本研究では、インデューサ付き遠心ファンの空力特性と騒音特性に及ぼす羽根入口角、出口角およびスキュー角の影響を実験的に調べた。併せて乱流騒音に及ぼす因子の一つである後流の幅の予測法について議論した。得られた結論は以下の通りである。

- (1) ファン効率は設計出口角が小さいほど高いが、圧力は逆に低下する。スキュー角がファン効率に及ぼす影響は小さい。一方、圧力はスキュー角が増加するに従って若干低下する程度である。
- (2) 後流の幅は設計出口角が大きいほど広い。スキュー角に関しては、スキュー角を付けるとスパン中央近傍の後流の幅が狭くなり、流れが翼に沿うようになる。
- (3) 規定流量において無衝突流れを仮定した入口角を

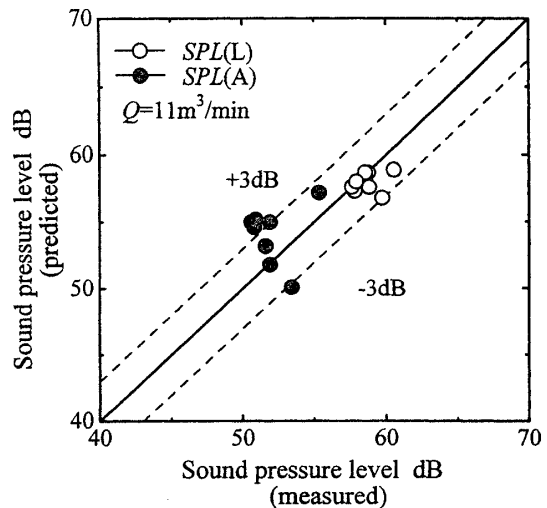


Fig. 16 Comparison of predicted and measured sound pressure level of the turbulent noise

もつファンは角超過を考慮した基準のファンより騒音が高い。設計出口角に関しては、 48° 近傍に最適出口角が存在する。また、羽根にスキュー角を付けると空力特性や騒音特性は若干改善される。スキュー角の最適値は 10° 近傍である。

- (4) 比騒音レベルに関しては、音圧レベルと同様に設計出口角が 48° 近傍に、スキュー角に関しては 10° 近傍に最適値が存在する。
- (5) 本研究で提案した後流の幅の予測法を用いれば、ほぼ ± 3 dB 以内の精度で乱流騒音の A 特性と L 特性の値を予測することが可能である。

参 考 文 献

- (1) 児玉・他 4 名, インデューサ付き遠心ファンの空力特性と騒音に関する研究, 長崎大学工学部研究報告, 32-58 (2002), 47-55.
- (2) 深野・他 2 名, 低圧軸流送風機の乱流騒音について, 機論, 41-345 (1975), 1479-1487.
- (3) 深野・児玉, 低圧の軸流および斜流送風機の音圧レベル予測, 機論(B), 53-492 (1987), 2514-2521.
- (4) 児玉・他 3 名, 多翼ラジアルファンの乱流騒音の予測, ターボ機械, 28-4 (1996), 477-484.
- (5) 児玉・他 3 名, スクロールレス遠心送風機の乱流騒音について, 機論(B), 66-650 (2000), 2577-2584.
- (6) 児玉・他 3 名, 二重翼列遠心ファンの空力特性と騒音に関する研究 (スクロール角及び隔壁の影響), ターボ機械, 29-8 (2001), 456-463.
- (7) Sharland, I. J., Sources of Noise in Axial Flow Fans, J. Sound Vib., 1-3 (1964), 302-322.
- (8) 生井, 遠心・軸流送風機と圧縮機, (1968), 192, 朝倉書店.