

〔論文〕

ジェットファンの離散周波数騒音に関する研究

児玉好雄*¹ 林秀千人*¹ 村山 将*²
 近藤重樹*² 山口英告*²

1. はじめに

ジェットファンは、ケーシング内部に設置された電動機に二個の羽根車が直結された形態の横型双翼軸流送風機である。この送風機は主としてトンネル内の排気ガス、煤煙、塵埃などの排出用のファンとして用いられており、通常はトンネル天井のアーチ部に吊り下げられている。動翼は電動機の上流側と下流側にそれぞれ1個設けられており、正逆どちらの場合にも送風機の特徴が同様になるように、上流側と下流側の動翼は逆向きに取り付けられている。すなわち正逆運転が可能な点がこの送風機の特徴である。

送風機騒音は、特定の周波数に騒音のピークを有する離散周波数騒音と広い周波数帯域にわたって音圧レベルが、比較的なだらかに分布している広帯域騒音（流れの乱れに起因している場合は乱流騒音と呼ばれている）とに大別される。ジェットファンはいずれの騒音も高いが、特に離散周波数騒音が耳障りである。

送風機が最高効率点近傍で作動している場合の離散周波数騒音は主として回転騒音である。この騒音は動翼翼面上の圧力分布の回転に基づく動翼回転騒音と動翼と静翼（支持板）との干渉に基づく干渉騒音とに大別される¹。このよ

うな干渉としては動翼間の干渉^{2,3}、動翼と支持板との干渉⁴及び羽根車に流入する偏流と羽根車との干渉^{5,6}、などが挙げられる。渡部らはジェットファンのこのような離散周波数騒音を低減させるためにアクティブ制御を用いた試みを行っている⁷。

本研究では、ハブコーン支持板、入口偏流が干渉騒音に及ぼす影響を前段と後段の動翼枚数の組合せが（3枚－5枚）、（5枚－7枚）、（6枚－6枚）の3種類の送風機を用いて実験的に明らかにした。さらに干渉の結果、平面波の離散周波数騒音が発生すれば、この平面波の周波数と気柱共鳴周波数とが一致したときには離散周波数の音圧レベルがさらに増幅されることも明らかにした。

2. 主な記号

a_0 : 音速 (m/s)
 B : 羽根枚数
 C : 弦長 (mm)
 ΔdB : 音圧レベルの減衰量 (dB)
 D_h : ハブ外径 (mm)
 D_R : 羽根車直径 (mm)
 f : 周波数 (Hz)
 k : 任意の整数
 L : 管端補正を施したダクト長さ (m)
 L_0 : ダクト長さ (m) または (mm)

* 1 長崎大学 工学部

* 2 松下精工(株) 東工場

原稿受付日 平成13年1月25日

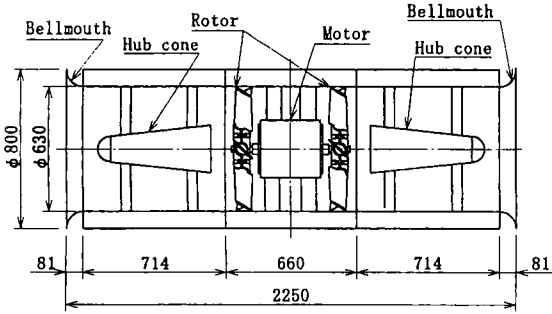


図1 実験装置の概要

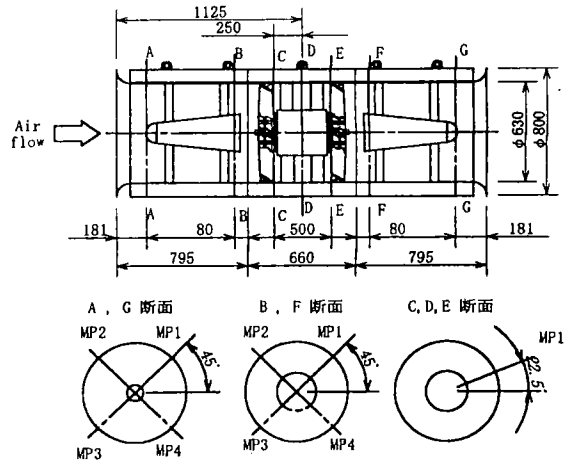


図2 測定断面

- M_m : ロブの周方向先端マッハ数
- M_m^* : 臨界先端マッハ数
- m : ロブ数 (音圧変動の円周方向の周期の数)
- N : 動翼の回転数 (rpm)
- n : 高調波の次数
- n_k : 正の整数
- Q_{max} : 最大流量 (m^3/min)
- R : 半径方向距離 (m)
- R_o : 動翼外半径 (m) または (mm)
- O.A.(A) : A特性に基づく全帯域騒音 (dB)
- O.A.(L) : L特性に基づく全帯域騒音 (dB)
- V : 支持板枚数
- V_a : 軸方向速度 (m/s)
- x : 動翼後縁から下流側への軸方向距離 (mm)
- z : 動翼前縁から上流側への軸方向距離 (mm)
- Y : 翼スパン (mm)
- ζ : 取付角 (deg.)
- θ : 円周方向の角度 (deg.)
- ρ : 空気の密度 (kg/m^3)

3. 実験装置および方法

図1はジェットファンの概要を示したものである。ジェットファンは全長2250mm、内径630mmの横型双翼軸流送風機である。動翼は電動機の

上流側と下流側にそれぞれ1個設けられている。電動機は90°間隔に取り付けた幅50mm、厚さ5mmの4枚の平板で、電動機の軸中心がダクトの中心と一致するように二つの断面で固定されている。また動翼の上流側と下流側には動翼に流入するハブ近傍の流れを改善し、送風機効率を増加させる目的でハブコーンが設置されている。このハブコーンも4枚の平板で、二断面で支持されている。ダクトの入口と出口にはベルマウスが設置されている。電動機は4極の三相誘導電動機であり、インバータに接続されている。

図2に羽根車上流と下流における流動様相測定断面の概要図を示す。測定は図に示すようにA~Gの各断面において、半径方向にはダクト内壁からハブ壁面にかけて40mm間隔に、円周方向には90°間隔の4方向(MP1~MP4)を5孔球形ピトー管及び熱線流速計を用いて行った。

騒音測定は通常はベルマウス入口端から1.5m上流の回転軸中心上で行った。管内における騒音の軸方向減衰特性を計測する場合には、延長コードの先端にマイクロホンを取り付け、これを管内に挿入して行った。測定は送風機の二乗平均半径の位置で、入口側動翼前縁20mm上流からベルマウス入口端までを30mm間隔、これ

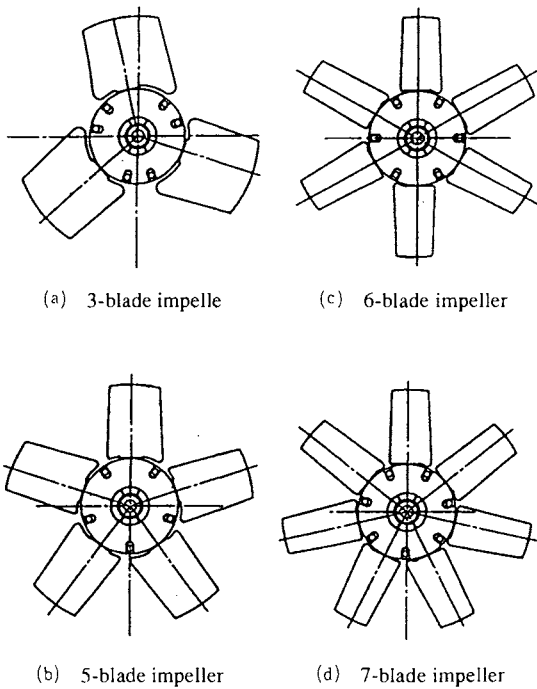


図3 供試験羽根車

表1 動翼の主要諸元

Number of blades	3	5	6	7
Diameter of hub, D_h mm	250	250	250	250
Diameter of impeller, D_R mm	624	624	624	624
Span length, Y mm	192.5	193.5	193.5	193.5
Chord length, C mm	217.8	130.7	108.9	93.3
Stagger angle, ζ deg	46.9	46.9	46.9	46.9

より上流を100mm間隔で行った。また、騒音計の出力信号はFFTアナライザを用いて周波数分析した。なお、音圧レベルは工学的意味を考慮して聴感補正を施していないし特性と聴感補正を施したA特性で計測した。

図3は供試羽根車を示したものである。羽根車には翼枚数が3、5、6、7枚の四種類がある。各羽根車は送風機の特性が同じになるように、ソリディティと取付角を等しくしている。各送風機の回転数は約1960rpmである。表1に各

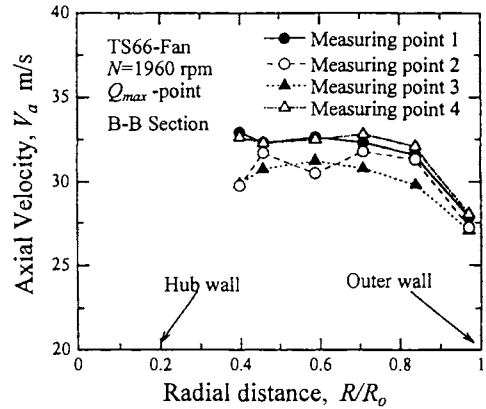


図4 軸方向速度の半径方向分布

動翼の主要諸元を示す。なお、実験は最大流量(二段の場合は $Q_{max} \approx 480\text{m}^3/\text{min}$)で行った。

4. 実験結果および考察

4-1 動翼周りの流れ

図4はTS66送風機(上流、下流の動翼枚数が共に6枚の送風機をこのように呼ぶ)において動翼入口側のB-B断面(図2参照)で計測した軸流速度を示したものである。なお、TS66送風機は市販品である。この図から、MP3(▲印)の速度が他の測定断面と比較して低いことが分かる。このことは送風機入口において円周方向にロブ数が1(円周方向に周期が1)の偏流が発生していることを示唆するものである。

図5はSS6送風機(単段で、動翼枚数が6枚)の速度 V_a をスパン方向の平均値 V_{am} で除した値の円周方向の分布を示したものである。この図から明らかなように、どの軸方向距離においても θ が 180° 近傍を境にして、 V_a/V_{am} が1より大と小に分かれている。このことは円周方向にロブ数が1(山と谷の数が1個)の偏流が存在していることを示すものである。これは動翼上流に1個の障害物があるのと等価である。

この偏流と動翼が干渉すれば、管軸方向に減衰しない干渉騒音が発生することになる。この

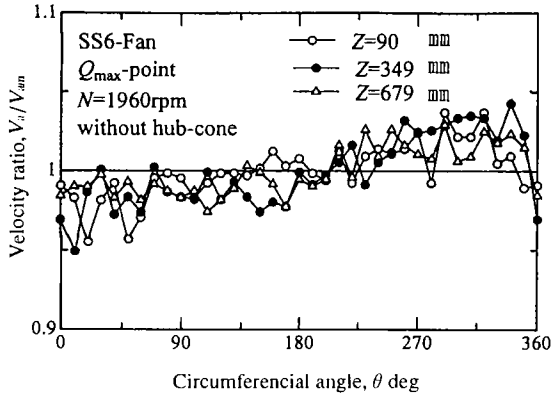


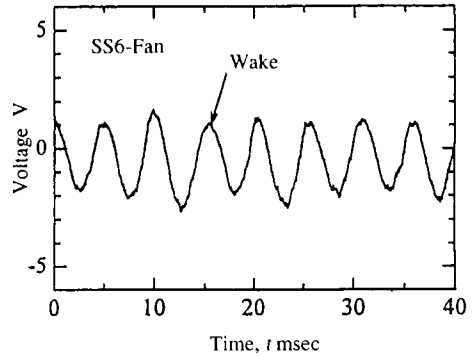
図5 軸流速の周方向分布

偏流がどのようにして発生したかは今のところ不明であるが、吸込管壁面上の境界層の不均一、送風機の設置場所の非軸対称性、などが考えられる。実際問題として、ジェットファンは取付場所が主としてトンネル天井のアーチ部であるため吸込管上流が非軸対称となり、偏流が生じ易いことが懸念される。

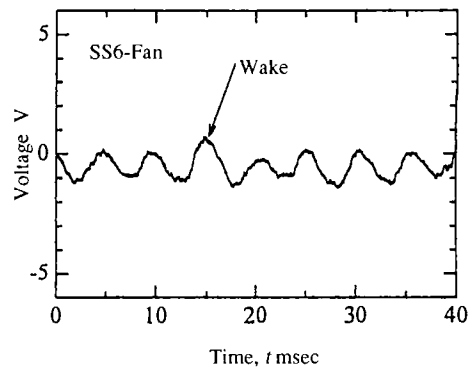
図6に前段動翼後方における後流の速度変動波形を示す。図6(a)は動翼後縁から250mm下流のD断面、図6(b)は500mm下流のE断面(後段動翼の前縁近傍、図2参照)の結果である。図6の速度変動波形の山の部分が後流である。動翼後縁近傍の速度の山は動翼の後縁から500mm下流(動翼の最大厚みの約50倍)のE点でも、多少振幅は小さくなるだけで、その存在は明瞭である。実測に基づけば1000mm下流になると後流は拡散して速度変動波形の山や谷はなくなり、平らになる。このことは、動翼と静翼(支持板)間の軸間距離を500mm程度に広げても、まだ、動翼と静翼との干渉騒音は発生することを示すものである。

4-2 騒音のスペクトル分布

図7はTS66送風機(実線)とSS6送風機(破線)の騒音のスペクトル分布を示したものである。この図に見られるように羽根通過周波数



(a) X=250mm (Section D)



(b) X=500mm (Section E)

図6 後流の拡散状況

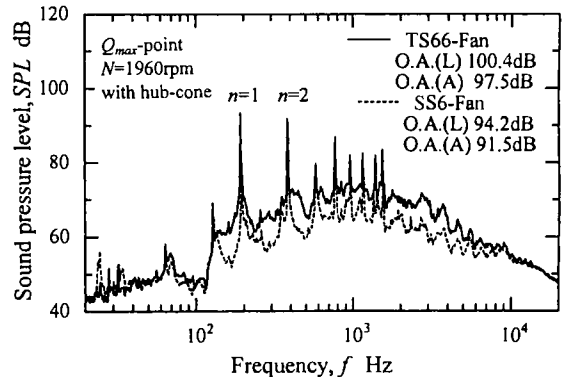


図7 二段と単段送風機における騒音のスペクトル分布の差異

($n=1$) やその高調波 ($n=2\cdots$) の発生がいずれの送風機においても見られる。これらの騒音は

動翼-ハブコーン支持板、動翼-モータ支持板、動翼-偏流の干渉によって発生したものと考えられる。

TylerとSofrinは動翼-静翼に因る干渉騒音のロブ数 m と軸方向減衰量 ΔdB を式(1)と式(2)で与えている⁸。式(2)から明らかなように $m=0$ となれば、騒音は管内で減衰せずに大気中に放射される。

$$m = nB + kV \quad \dots(1)$$

$$\Delta dB / \Delta z = 8.69 m [(M_m^*)^2 - M_m^2]^{1/2} / R_0 \quad \dots(2)$$

ここで n は高調波の次数 ($n=1, 2, \dots$)、 B は動翼枚数、 k は任意の整数 ($\dots -1, 0, 1, \dots$)、 V は静翼枚数、 ΔdB は騒音の減衰量、 Δz は軸方向の距離、 M_m^* は臨界先端マッハ数、 M_m はロブの先端マッハ数、 R_0 は動翼半径である。ハブコーン支持板とモータ支持板は円周方向に4枚取り付けられているので、式(1)において $B=6$ 、 $k=-1$ 、 $V=4$ とおけば、 $n=1$ つまり基本周波数の場合の m の最小値は $m=2$ となり、 m は零とされない。したがって、この音は管内で減衰することになるので、遠距離場では乱流騒音程度であるはずであるが、実際には減衰せずに残っている。この原因として図5で示した入口偏流と動翼との干渉が考えられる。この場合、偏流の円周方向のロブ数は1である。これは静翼が1枚あるのと等価であるから、式(1)において $V=1$ と見なせる。式(1)から明らかなよう $k=-6$ の場合に、基本周波数騒音は $m=0$ となる。計算によれば、他の高調波においても m は零となるので、騒音は減衰しないで管端から大気へ放射されことになる。

4-3 離散周波数騒音の軸方向減衰特性

図8はTS66送風機の羽根通過周波数と高調波の軸方向減衰特性を示したものである。図中の m は高調波のロブ数で、 $m=6$ と12は基本周波数(羽根通過周波数)と倍音のロブ数を示している。また、 $m=2$ は4-2節で述べた動翼とハ

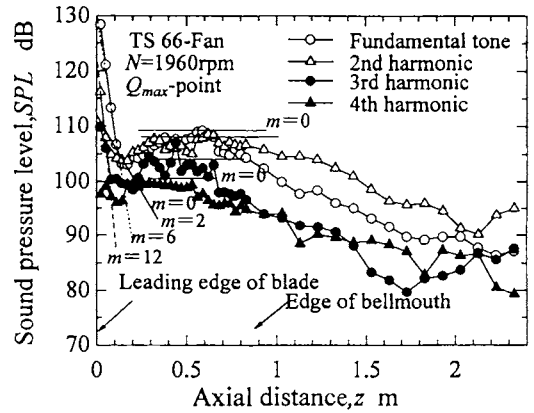


図8 回転騒音の軸方向減衰特性

ブコーン支持板やモータ支持板との干渉に基づく干渉騒音のロブ数である。 $m=0$ は動翼間、動翼と入口偏流との干渉によって発生したものと考えられる。ただし倍音 ($n=2$) の場合にはハブコーン支持板やモータ支持板との干渉によっても、 $m=0$ の騒音が発生する。すなわち式(1)に $n=2$ 、 $B=6$ 、 $k=-3$ 、 $V=4$ を代入すれば $m=0$ となる。この図より羽根車の極近傍では羽根通過周波数とその高調波は騒音の理論減衰線上に乗って減衰するが距離が、0.2m以上になると減衰が甚だ悪くなる。これは管軸方向に減衰しない $m=0$ の騒音が発生したためである。またベルマウス端上流で距離が大きくなるにしたがって音が次第に低下するのは、音が通過する面積が広がるので、単位面積当たりの音のエネルギーが小さくなるためである。

4-4 騒音に及ぼすハブコーン支持板の影響

図9はSS6送風機(動翼単段)の騒音に及ぼすハブコーン支持板の影響を示したものである。図中の実線はハブコーン付き、破線はハブコーン無しの結果である。この図からハブコーン無しはハブコーン付きに比べて全帯域騒音(図中のO.A.(L))で約4dB(L)低下している。この図において乱流騒音が両者でほとんど変わらないことを勘案すれば、この差は離散周波数騒音

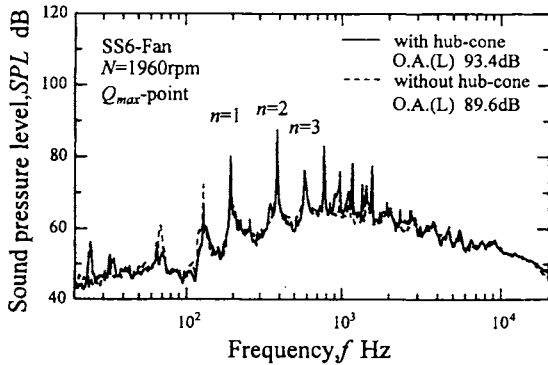


図9 騒音のスペクトル分布に及ぼすハブコーンの影響

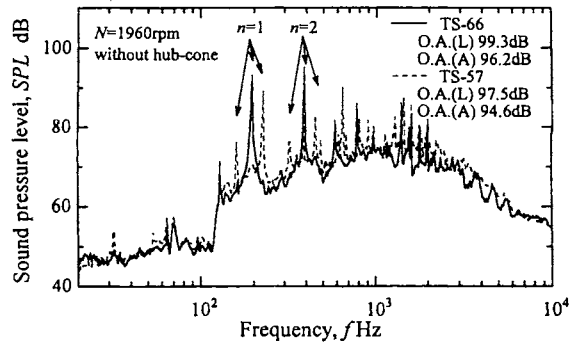


図11 動翼枚数の組合せが騒音のスペクトル分布に及ぼす影響

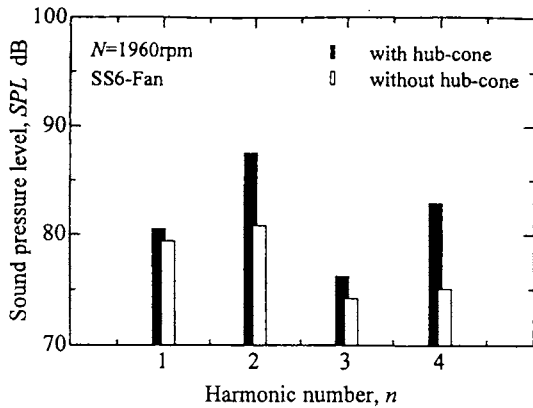


図10 騒音に及ぼすハブコーン支持板の影響

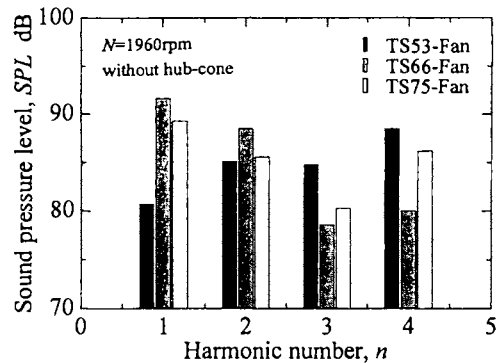


図12 干渉騒音に及ぼす動翼枚数の組合せの影響

に起因していると考えてよい。

図10に各高調波の音圧レベルに与えるハブコーン支持板の影響を示す。各高調波においてハブコーン無しがハブコーン付きに比較して音圧レベルが低く、特に $n=2$ と $n=4$ の低下が著しい。これは動翼枚数が6枚、ハブコーン支持板枚数が4枚であるため、 n が偶数の高調波において $m=0$ となるためである。したがって、ハブコーンを取り除くことにより、全帯域騒音で約4dB(L)、2次と4次の高調波で約7dB(L)と8dB(L)の騒音の低減が得られた。なおハブコーンをはずせば、ハブ近傍の流れが悪くなるため、ファン効率は約2%低下する(図省略)。

4-5 騒音に及ぼす動翼枚数の組合せの影響

図11にはハブコーン無し送風機において動翼枚数の組合せが騒音のスペクトル分布に及ぼす影響をTS66送風機(実線)とTS57送風機(破線、前段と後段動翼枚数が5枚と7枚)について比較した結果が示されている。後者は前者に比較して全帯域騒音でL、A特性ともに約2dBの低下が見られた。

図12は動翼枚数の組合せが干渉騒音(L特性で計測)に及ぼす影響を示したものである。前段と後段の動翼枚数が異なるときの各高調波の音圧レベルを算出するに当たっては、二つの動翼において等しい n について騒音を合成し、それをその送風機の n 次の高調波の騒音とした。図に示すように動翼枚数によって高調波の音圧

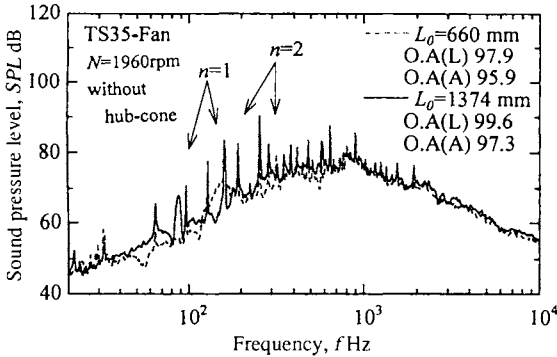


図13 ダクト長さが騒音のスペクトル分布に及ぼす影響

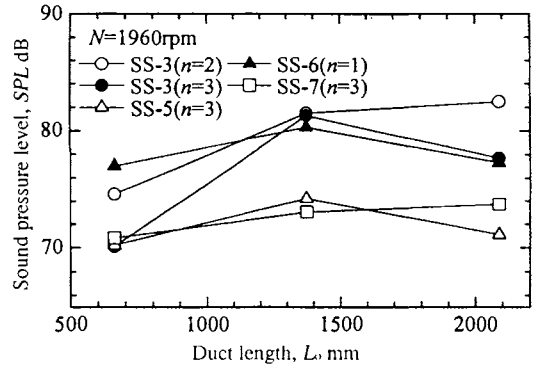


図14 ダクト長さが干渉騒音に及ぼす影響

表2 気柱共鳴騒音の発生の有無

管長 L_0 (mm)	$B=3$			$B=5$			$B=6$			$B=7$		
	n			n			n			n		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
660	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×
1374	R	R	R	×	×	R	R	R	R	×	×	R
2088	×	R	×	×	×	×	×	R	×	×	×	×

レベルに差が生じている。この原因一つとして以下に示す管内の気柱共鳴騒音の発生が考えられる。

送風機にロブ数1の入口偏流が存在すれば $m=0$ の平面波の騒音が発生する。この騒音の周波数がダクトの気柱共鳴周波数に一致すれば、共鳴騒音が発生する。図13はダクトの長さが騒音のスペクトル分布に及ぼす影響をTS35送風機を例として示したものである。図中の実線はダクト長さが1374mm、破線は660mmの場合である。この図から乱流騒音は両者でほぼ同じであるのに、図中に示した全帯域騒音 (O.A.) はL特性で1.7dB、A特性で1.4dB前者が後者より高い。このことは前述した干渉騒音が前者が後者より高いことを意味している。このようにダクトの長さによって干渉騒音のレベルが変わるのは気柱共鳴騒音が発生しているためと考えられる。

表2は各動翼の羽根通過周波数とその高調波における気柱共鳴騒音の発生の有無を3種類の

ダクト長さ ($L_0=660, 1374, 2088\text{mm}$) について示したものである。なお、2088mmの長さのダクトは市販品の送風機用のものである。表中のR印と×印はそれぞれ気柱共鳴騒音が発生する場合と発生しない場合を表している。また、 B は動翼枚数、 n は高調波の次数である。

ジェットファンは両管端が開いているから開管における管内気柱共鳴を考えればよい。このような気柱共鳴の周波数 f は次式で与えられる。

$$f = nka_0/2L \quad \dots(3)$$

ここで nR は正の整数、 a_0 は音速、 L は管端補正を施した場合のダクトの長さである。実際のダクトの長さを L_0 、ダクトの半径を R_0 とすれば、 L は式(4)で与えられる。

$$L = L_0 + 2 \times 0.613R_0 = L_0 + 1.226R_0 \quad \dots(4)$$

図14はダクト長さと干渉騒音のL特性に基づく音圧レベルとの関係を示したものである。表2のRが付いているところの管長において音圧レベルが高くなっている。このことは管内気柱共鳴が発生していることを示すものである。

5. 結論

本研究では、ジェットファンの離散周波数騒音の発生原因を動翼枚数の異なる四種類の動翼を用いて二段と単段の送風機で実験的に究明した。得られた結論は以下の通りである。

- ① 本研究の場合には、ロブ数が1の偏流が前段動翼の上流側で発生している。このような場合には、偏流と動翼が干渉して、 $m=0$ となる管内で減衰しない騒音が発生する。この騒音のレベルは偏流の大きさ（振幅）に関係するので、偏流を制御する必要がある。
- ② 動翼とハブコーン支持板やモータ支持板との枚数の組合せが不適切な場合には管軸方向に減衰しないロブ数が零（ $m=0$ ）の騒音が発生する。この音が発生しないように両者の枚数の差は出来るだけ大きくなるように配慮する必要がある。
- ③ $m=0$ の干渉騒音の周波数とダクトの気柱共鳴周波数が一致した場合には、その騒音の音圧レベルはさらに増幅される。したがって騒音低減の面からは干渉騒音の周波数と気柱共鳴周波数とが一致しないように、ダクトの長さに配慮する必要がある。
- ④ ハブコーンをはずしさらにダクト長さを660mm、動翼を3枚－5枚の組合せ（TS35送風機）にすれば、市販のTS66送風機よりもL、A特性の全帯域騒音をほぼ

2.5dB 低減させることができる。また、干渉騒音は最大で約8dB低減できた。

〈参考文献〉

- (1) 妹尾・児玉, 低圧軸流送風機の騒音に関する研究, 機論, 30-320 (1963), 1246.
- (2) 児玉・他3名, 二重反転式軸流送風機の流体力学的特性と騒音特性に関する実験的研究 (第1報、軸間距離、電動機の支持形態の影響), 機論(B), 60-576 (1994), 2764.
- (3) 児玉・他3名, 二重反転式軸流送風機の流体力学的特性と騒音特性に関する実験的研究 (第2報、動翼枚数の組合せ, ソリディティ および翼先端すきまの影響), 機論(B), 60-576 (1994), 2772.
- (4) 深野・児玉・高松, 低圧軸流送風機の騒音に与える翼先端すきまの影響, 機論(B), 51-463(1985), 820.
- (5) 児玉・深野, 低圧軸流送風機の騒音に与える翼先端すきまの影響 (すきま内に設置したリングの幅と位置および翼先端の形状による差異), 機論(B), 52-475 (1986), 1317.
- (6) 児玉・他4名, チューブラー遠心送風機の空力特性と騒音に関する実験的研究 (ケーシング形状および逆流防止板の影響), ターボ機械, 28-6 (2000), 334.
- (7) 渡部・他4名, ジェットファン騒音に対するアクティブノイズコントロールの検討, 機構論, No.00-7 (2000), 45.
- (8) Tyler, J.M・Sofrin, T.G., Axial Flow Compressor Noise Studies, SAE Trans., 70 (1962), 309.