論文

非定常空気力に基づく大スパン屋根の空力安定性評価 Discussion of Aerodynamic Stability of Long-Span Roofs based on Unsteady Aerodynamic Forces

高舘祐貴*¹ 植松 康*²
Yuki TAKADATE Yasushi UEMATSU

SUMMARY

Aerodynamic stability of long-span roofs is investigated on the basis of computational fluid dynamics (CFD) with a large eddy simulation (LES). A forced vibration test is performed to obtain the unsteady aerodynamic forces for the first anti-symmetric mode. The CFD simulation method is first verified by comparing the results with the previous experimental results. Then, the unsteady aerodynamic forces, represented by the aerodynamic stiffness and damping coefficients, at the location of the anti-nodes of vibration as well as on the whole roof are computed for various wind velocities, vibration frequencies, and vibration amplitudes. The resonant effect and aerodynamic stability are discussed based on the results. Finally, the critical wind velocity that induces the aerodynamically unstable vibration is provided on the basis of the relation between the mass damping parameter and the non-dimensional wind velocity.

key words: Long-span roof, aerodynamic stability, CFD simulation, forced vibrating test, unsteady aerodynamic forces, mass damping parameter

1. はじめに

近年, 新たな構造材料や工法の開発, 解析技術の発展によって, 軽量かつ大スパンの膜屋根を用いた建造物の建設が可能となった。このような建築物では一般に剛性が低い場合、設計時には風荷重が支配的となる。特に、大スパン屋根では風による変形が生じやすく、接近流の乱れや流れの剥離に伴う変動空気力だけでなく、屋根の振動

に伴う付加的な空気力(非定常空気力)も生じるため、屋根の応答は非常に複雑なものとなる。我が国でこれまでに建設された大空間建造物では、通常、自重や気流の乱れによる風力に比べて空力剛性や空力減衰といった非定常空気力の効果は小さく、これらの効果を考慮する必要性はほとんどなかった。しかし、屋根の大スパン化や軽量化によって、非定常空気力の効果が相対的に大きくなること

* 1 国立研究開発法人建築研究所 構造研究グループ 研究員 takadate@kenken.go.jp

Researcher, Department of Structural Engineering, Building Research Institute

* 2 独立行政法人国立高等専門学校機構 秋田工業高等専門学校 校長

President, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College

(原稿受理年月日: 2019年10月3日, 採用決定年月日: 2020年1月21日)

から、風による構造物の空力不安定振動の発生が懸念される。

空力安定性を評価するための代表的な実験手法には自由振動法と強制加振法がある。自由振動法を用いた大スパン屋根の空力安定性に関する研究について、Uematsu and Uchiyama¹⁾は押さえ材を鉛直ばねで置き換えた一方向吊屋根模型を用いて一様流中で実験を行い、屋根の動的応答や空力不安定振動の発生条件を評価した。松本²⁾は、一様流中の吊屋根に対して空力弾性模型を用いた風洞実験を行うことで、自励振動の無次元共振風速を示した。三宅ら³⁾は、一様流と境界層乱流を用いた風洞実験に基づき、大スパン屋根の励振特性を明らかにした。

強制加振法を用いた代表的な研究として、Daw and Davenport⁴⁾は半円筒形膜構造物を対象とし、逆対称一次モードの強制加振実験より得られた非定常空気力を用いて構造物の動的応答を評価した。大熊ら^{5), 6), 7)}は様々な形状を有する大スパン屋根に作用する平均並びに変動風圧の特性を調べた。また、大スパン陸屋根については、強制加振装置を用いて屋根面を逆対称一次モードで強制的に加振することで、振動する屋根面に作用する変動風圧の特性を明らかにするとともに、振動に伴う非定常空気力の速度比例成分と変位比例成分の特性に基づき、屋根の空力安定性について考察した。

近年では、数値流体解析による検討も行われている。例えば、杉山ら⁸⁾は、一様流中の陸屋根に対して強制加振解析ならびに自由振動解析を行うことで、屋根に作用する非定常空気力および屋根の動的応答特性を把握し、空力不安定振動の基本的な性状を示した。Ding and Uematsu⁹⁾は円弧屋根を対象とした風洞実験並びに数値流体解析によって屋根面に作用する風圧ならびに非定常空気力を評価し、非定常空気力の影響を考慮した周波数応答関数を用いることで屋根の動的応答特性を検討した。最近、Li¹⁰⁾らは大熊ら⁷⁾並びに Ding and Uematsu⁹⁾の風洞実験を模擬した数値流体解析を行い、スペクトルモーダル解析に基づき屋根の動的応答を評価している。

このように大スパン屋根の風による動的応答や空力安定性に関する研究については、これまで様々な検討が行われているものの、自由振動法では模型の相似則を満たすことが、強制振動法では実験装置の作製が困難であることから、様々な形状を有する大スパン屋根の空力安定性を包括的に評価した研究は為されていない。また、いずれの手法においても屋根の動的応答に関する検討は行われているが、多くは一様流や一様乱流によるものであり、境界層乱流中での振動性状や空力不安定振動の発生条件

については必ずしも明らかになっていない。

本研究では、数値流体解析を用いた強制加振実験(数値実験)に基づき、代表的な屋根形状(陸屋根、円弧屋根、吊屋根)を有する大スパン屋根の空力不安定振動の発生条件を明らかにすることを目的とする。まず、本研究で用いる強制加振実験法について、得られた風圧分布を既往の実験結果と比較することでその妥当性を示す。次に、非定常空気力を空力剛性および空力減衰として評価することで、非定常空気力が屋根の応答に及ぼす影響や風速の増加に伴う非定常空気力の変化を明らかにする。最後に、大スパン屋根の空力不安定振動の発生風速を明らかにするために、構造減衰と空力減衰の関係式から質量減衰パラメータと無次元風速の関係式を導き、各屋根形状に対する空力不安定振動の発生条件を示す。

2. 数値流体解析の概要

2.1 対象とする屋根形状

本研究では、わが国で建設された大空間構造物に対して行われた調査(例えば、植松ら¹¹⁾)に基づき、その代表的な屋根形状として、陸屋根、円弧屋根、吊屋根の3種類を対象とする。

図1に対象とする建築物とそのパラメータを示す。風方向のスパンを L 、風直交方向の幅を B 、軒高を H で表す。実スケールでは $L=120\text{ m}$ 、 $H=20\text{ m}$ とする。円弧屋根や吊屋根には様々なライズ・スパン比(r/L)あるいはサグ・スパン(d/L)比が存在するが、本研究では代表的な値として、円弧屋根では $r/L=0.1$ と 0.2 、吊屋根では $d/L=0.05$ と 0.1 の2種類とする。数値流体解析は風洞実験を模擬した縮小モデルでの解析とし、解析モデルの幾何学的縮尺率を $1/400$ と仮定する。また、本研究では一方向屋根を対象とし、屋根に作用する非定常空気力などは屋根中心線上の2次元的な流れに基づいて評価する。

2.2 解析手法とメッシュ分割

数値流体解析で用いる計算コードはANSYS Fluent (ver. 17.2)であり、乱流モデルにはLES(Large Eddy Simulation)を用いる。このとき、支配方程式は次式に示される連続式

図1 対称とする屋根形状と記号の定義

Fig. 1 Roof shapes and notation

図 2 解析領域

Fig. 2 Computational domain

表 1 解析条件

Table. 1 Computational condition

計算領域	$9.5L(x) \times 0.7L(y) \times 2.5L(z)$
流入境界	一樣流, 境界層乱流
上面境界	Slip 条件
左右境界	Cyclic 条件
床面・モデル表面	no-slip 条件
総メッシュ数	620,000
空間項の離散化	2 次精度中心差分
時間項の離散化	2 次精度陰解法
数値解法	PISO 法
無次元時間刻み	4.0×10^{-3}
解析時間	6 秒 1 セット

と Navier-Stokes 方程式(運動方程式)である。

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (2)$$

ここで、 $i=1\sim3$, $j=1\sim3$ であり、 x_i は空間座標の 3 成分 (図 2 の x, y, z)、 u_i は風速の x_i 成分、 p は圧力、 ν は動粘性係数、 τ_{ij} はサブグリッドスケール(SGS)応力を示す。また、 $\bar{}$ は空間フィルタを示す。サブグリッドスケール(SGS)モデルには WALE モデル(Wall-Adapting Local-Eddy-viscosity model)¹²⁾を用いる。モデル定数は Nicord and Ducros¹²⁾による検討結果と本研究で独自に実施したパラメトリックスタディに基づき $C_W=0.325$ とする。空間項の離散化には 2 次精度中心差分を用い、時間項の離散化には 2 次精度陰解法を用いる。図 2 に解析領域と境界条件、表 1 に主な解析条件を示す。屋根に作用する風圧や非定常空気力などについては、屋根の中心線を含む鉛直面内の 2 次元的な流れに着目するが、実際には乱流エネルギーの輸送など 3 次元的な流れが発生するため、解析は左右の壁面を周期境界とした 3 次元空間に対して行う。メッシュ分割の妥当性については文献 13)~15)を参照されたい。解析においては様々な無次元風速に対する検討を行うために、軒高風速 U_H を 6~15 m/s の範囲で変化させる。解析時間

(a) 流入風のプロファイル

(b) 変動風速のパワースペクトル密度($z=0.05$ m)

図 3 モデル中心位置における流入変動風の特徴

Fig. 3 Characteristics of approach flow at the center of the model without model

は実スケールで 10 分間とし、軒高風速に応じて時間刻み Δt を変化させる。なお、解析における無次元時間刻み $\Delta t^* (= \Delta t U_H / L)$ は 4.0×10^{-3} である。

2. 3 流入境界条件

流入境界条件には、気流の乱れが応答性状に及ぼす影響を把握するために、一樣流と境界層乱流の 2 種類を用いる。LES を用いた数値流体解析では、時々刻々と変化する流入変動風の生成がしばしば課題となる。本研究では、平均風速 $\bar{U}$ 、乱流エネルギー k 並びに消散率 ϵ を与え、ANSYS Fluent(Ver. 17.2) に実装されている Spectral Synthesizer¹⁶⁾を用いて、人工的に流入変動風を作成する。人工的に生成した流入変動風は、Navier-Stokes 方程式を必ずしも満たしていないため、吹送すると乱れ強さが小さくなるが、本研究では流入境界で与える各パラメータをチューニングし、ある程度十分な吹送距離を確保することで、モデル中心位置でのプロファイルが建築物荷重指針・同解説¹⁷⁾ (以下、「荷重指針」と呼ぶ)の地表面粗度区分Ⅲに概ね相当する気流(べき指数 $\alpha = 0.20$)となるように生成した。図 3 にモデル中心位置における平均風速および乱れ強さの鉛直プロファイルと変動風速のパワースペクトルを示す。図 3(a)には、一樣流(smooth)、境界層乱流(TBL)、荷重指針に規定される地表面粗度区分Ⅲの値(AIJ)が示されている。これより、生成された境界層乱流のプロファイルは地表面粗度区分Ⅲの値とよく一致しているこ

図 4 強制加振時の変形状(逆対称一次モード)

Fig. 4 Deforming shape in the forced vibration test (first anti-symmetric mode)

とが分かる。また、生成された流入変動風のパワースペクトル密度(図 3(b))に着目すると、高振動数領域でパワーは減少しているが、荷重評価で重要となる $f \cdot L_x / U_H < 1.0$ におけるパワースペクトル密度は、荷重指針で用いられている Karman 型とよく一致している。

2. 3 屋根面の強制加振

本研究では、内部容積の変化がなく、内圧が屋根の振動の抵抗とならない振動モードであり、既往の風洞実験^{1), 2), 4), 7), 9)}でも検討されている逆対称一次モードを対象とする。図 4 にモード形を示す。一般に、 k 次モードにおける屋根面の変位 $z_k(s, t)$ は次式で表される。

$$z_k(s, t) = x_z(t) \phi_k(s) \quad (3)$$

$$\phi_k(s) = \sin \left(k \pi \frac{s}{s_{\max}} \right) \quad (4)$$

(a) 平均風圧係数分布

(b) RMS 変動風圧係数分布

図 5 振動する陸屋根に作用する風圧係数分布

Fig. 5 Distributions of wind pressure coefficients on the vibrating flat roof

$$x_z(t) = z_0 \sin(2\pi f_m t) \quad (5)$$

ここで、 ϕ_k はモード形、 x_z は一般化変位、 s はモデルの風上端部から屋根に沿った座標、 $s_{\max}$ は s の最大値、 z_0 は加振振幅、 f_m は加振振動数を示す。なお、屋根の加振方向は初期形状に対して法線方向とする。以下では、特に断りがない限り、 $k=2$ の逆対称一次モードを対象とし、添え字の k は省略する。屋根の振動に伴うメッシュの変形には Hooke の法則に基づく Spring smoothing 法¹⁶⁾を用いる。加振振幅と加振振動数はそれぞれ無次元加振振幅 $z_0^* (= z_0/L)$ と無次元加振振動数 $f_m^* (= f_m L/U_H)$ として表す。強制加振時の無次元加振振幅 z_0^* は 3.3×10^{-3} , 1.0×10^{-2} , 2.0×10^{-2} の 3 段階で変化させる。加振振動数 f_m はモデルスケールで 0 ~ 60 Hz の範囲は 10 Hz 刻みで、60 ~ 160 Hz の範囲は 20 Hz 刻みで変化させる。つまり、無次元加振振動数 f_m^* を 0 ~ 8 の範囲で多段階に変化させる。

2. 4 解析の妥当性の検証

既往の研究^{6), 9), 10)}では、風洞実験および数値流体解析において強制加振された屋根に作用する風圧分布が示されている。ここでは、まず本研究で用いる強制加振解析法の妥当性を検証するために、強制加振屋根面の風圧分布を既往の風洞実験結果と比較する。なお、既往の風洞実験および数値流体解析において、陸屋根では一様乱流(乱れ強さ 7%)中で、円弧屋根では境界層乱流中で検討が行われているため、本解析でも同様の解析条件を用いる。なお、円弧屋根のライズ・スパン比は $r/L=0.15$ である。

図 5 に陸屋根における平均風圧係数 $C_{p\text{mean}}$ および RMS 変動風圧係数 C_p' の分布を示す。凡例中の値は無次元振動数 f を表し、本解析の結果と比較するために、大熊ら⁶⁾の風洞実験(WT)と Li ら¹⁰⁾による数値流体解析(CFD)の結果をプロットしている。陸屋根の場合、平均風圧係数は加振振動数が大きくなるにつれて風上端部近傍での負圧が大きくなるとともに、風上側領域($0.1 < s/s_{\max} < 0.4$)において $C_{p\text{mean}} < -1.0$ であるような大きな負圧の作用する範囲が狭くなっている。RMS 変動風圧係数分布では、逆対称一次モードの腹の位置($s/s_{\max}=0.25, 0.75$)でその大きさが大きくなるが、節の位置($s/s_{\max}=0.5$)では小さくなっている。図 6 に円弧屋根における平均風圧係数および RMS 変動風圧

(a) 平均風圧係数分布

(b) RMS 変動風圧係数分布

図 6 振動する円弧屋根に作用する風圧係数分布

Fig. 6 Distributions of wind pressure coefficients on the vibrating cylindrical roof

係数分布を示す。図には、Ding and Uematsu⁹⁾による風洞実験(WT)と Li ら¹⁰⁾による数値流体解析(CFD)の結果も示されている。円弧屋根の場合、屋根の振動が平均風圧係数分布に及ぼす影響は非常に小さく、加振振動数によらずほぼ同様の分布となっている。これは陸屋根とは異なり、時間平均的には屋根に沿った流れが支配的になることが原因と考えられる。RMS 変動風圧係数の値は、陸屋根と同様、振動モードの腹の位置において大きく、節の位置においてやや小さい。いずれの結果についても、本研究における数値流体解析に基づく強制振動解析の結果は、既往の風洞実験および数値流体解析の結果とよく一致している。以上の結果より、本論文で用いた数値流体解析は妥当であると判断できる。

3. 非定常空気力による空力安定性の評価

3. 1 非定常空気力の定義

屋根の空力安定性を評価するために、屋根全体に作用する風力に基づきモーダル風力として表された非定常空気力を考える。逆対称一次モードで振動する振動屋根面の運動方程式は次式で表される。

$$M_S \ddot{x}_z + C_S \dot{x}_z + K_S x_z = F_k(t, x_z, \dot{x}_z, \ddot{x}_z, \dots) \quad (6)$$

$$F_k(t, x_z, \dot{x}_z, \ddot{x}_z, \dots) = F_W(t) + F_T(t) + F_A(t, x_z, \dot{x}_z, \ddot{x}_z, \dots) \quad (7)$$

ここで、 M_S は一般化質量、 C_S は一般化減衰、 K_S は一般化剛性、 F_W は流れの剥離に伴う変動風力、 F_T は接近流の乱れに伴う変動風力、 F_A は非定常空気力を表す。なお、 k 次モードで振動する屋根に作用する一般化風力 F_k は屋根に作用する外圧 P_e とモード形状 ϕ_k を用いて次式で表される。

$$F_k(t) = \int_0^{s_{\max}} P_e(s, t) \phi_k(s) ds \quad (8)$$

ここでは、屋根中心線上の2次元な流れ場に基づいて評価を行うため、屋根の幅 B は単位幅($B_a=1$)とする。また、振動モードとして内部容積の大きさが変化しない逆対称一次モード($k=2$)を対象とするため、屋根に作用する内圧は0と仮定する。式(6)の非定常空気力 F_A は変位比例成分と速度比例成分の和として近似的に次式のように表すことができる。

$$F_A(t, x_z, \dot{x}_z, \ddot{x}_z, \dots) = C_a \dot{x}_z + K_a x_z \quad (9)$$

ここで、 C_a は一般化空力減衰、 K_a は一般化空力剛性を表す。これより式(6)は近似的に次式のように表される。

$$M_S \ddot{x}_z + (C_S - C_a) \dot{x}_z + (K_S - K_a) x_z = F_T(t) + F_W(t) \quad (10)$$

風と屋根の連成を考える場合、屋根の振動に伴って生じる非定常空気力によって屋根に作用する風圧は非常に複雑なものとなる。特に、軽量かつ剛性が低い大スパン屋根では屋根の変形・振動が大きくなるだけでなく、一般に構造減衰も小さいことから非定常空気力は構造物の応答に大きく影響すると考えられる。例えば、式(10)において $C_a > 0$ または $K_a > 0$ の時、空力減衰や空力剛性によって系全体の減衰や剛性が減少するため、屋根の振動が大きくなる。特に、 $(C_S - C_a) < 0$ となると、系全体の減衰が負となるため発散的な振動が発生する。一方、 $C_a < 0$ または $K_a < 0$ の時、系全体の減衰や剛性が増大するため、振動は空力的に安定化する。したがって、この空力減衰や空力剛性で表される非定常空気力の特性を把握することが屋根面の動的応答や空力安定性を評価する上で重要となる。

逆対称一次モードで強制加振された屋根に作用する非定常空気力 F_A は一般化風力 F をフーリエ級数展開することで、モードの直交関係より変位比例成分と速度比例成分を以下のように独立に取り出すことができる。

$$F_A = F_R \sin 2\pi f_m t + F_I \cos 2\pi f_m t \quad (11)$$

$$F_R = \frac{1}{T} \int_{-T}^T F(t) \sin(2\pi f_m t) dt \quad (12)$$

$$F_I = \frac{1}{T} \int_{-T}^T F(t) \cos(2\pi f_m t) dt \quad (13)$$

$$\beta = \tan^{-1} \left(\frac{F_I}{F_R} \right) \quad (14)$$

ここで、 F_R は振動変位に比例する空力剛性、 F_I は振動速度に比例する空力減衰、 β は非定常空気力と振動変位との位相差を表す。本研究では、得られた変位比例成分 F_R と速度比例成分 F_I を速度圧 q_H と単位幅 $B_0 (=1)$ における荷重負担面積 $A_S (=B_0 L)$ 、振幅 z_0 およびスパン L を用いて無次元化し、次式で定義される空力剛性係数 a_K と空力減衰係数 a_C として表す。

$$a_K = \frac{F_R}{q_H A_S (z_0 / L)} \quad (15)$$

$$a_C = \frac{F_I}{q_H A_S (z_0 / L)} \quad (16)$$

一般化風力 F_j を用いた屋根全体に作用する非定常空気力 F_A だけでなく、屋根面上のある点に作用する風圧(単位面積当たりの風力)に基づく非定常空気力にも着目する。いま、加振振動数 f_m で強制的に振動されている屋根の位置 s での振動に対する変位比例成分(空力剛性) F_{RP} と速度比例成分(空力減衰) F_{IP} は次式のように表される。

$$F_{RP} = \frac{1}{T} \int_{-T}^T F_r(s, t) \frac{z(s, t)}{z_0} dt \quad (17)$$

$$F_{IP} = \frac{1}{T} \int_{-T}^T F_r(s, t) \frac{\dot{z}(s, t)}{\dot{z}_0} dt \quad (18)$$

$$\beta_P = \tan^{-1} \left(\frac{F_{IP}}{F_{RP}} \right) \quad (19)$$

ここで、 $F_r(s, t)$ は屋根の位置 s に作用する風力($=P_s B_0 ds$)、 $\dot{z}_0$ は振動の腹の位置における速度、 β_P は測定位置 s での非定常空気力と振動変位との位相差を表す。屋根全体に作用する非定常空気力と同様、 F_{RP} と F_{IP} を無次元化し、次式のように空力剛性係数 a_{KP} と空力減衰係数 a_{CP} として表す。

$$a_{KP} = \frac{F_{RP}}{q_H A_{SP} (z_0 / L)} \quad (20)$$

$$a_{CP} = \frac{F_{IP}}{q_H A_{SP} (z_0 / L)} \quad (21)$$

ここで、 A_{SP} は位置 s における荷重負担面積($B_0 ds$)を表す。

3. 2 位置による非定常空気力特性

屋根の位置による非定常空気力特性に着目するために、式(18)、(19)を用いて、逆対称一次モードの2つの腹の位置($s/s_{\max} = 0.25, 0.75$)に対する非定常空気力特性を評価する。図7に一樣流と境界層乱流中で得られた陸屋根における空力剛性係数 a_{KP} 、空力減衰係数 a_{CP} 、位相差 β_P を示す。横軸は無次元風速 $U_H^* (=U_H/(f_m L))$ を表す。比較のため

に、図には大熊ら⁷⁾の結果(一樣乱流：乱れ強さ 7%)もプロットされている。加振振幅 z_0 の大きさによって屋根に作用する非定常空気力の大きさは変化するが、式(15)、(16)のように無次元振幅 $z^* (=z_0/L)$ を用いることで、大熊らの風洞実験⁷⁾および本研究のCFD解析における様々な加振振幅に対する結果は加振振幅に依存しないものとなる。本研究における数値流体解析では一樣流と境界層乱流を用いているため、大熊らの風洞実験結果と気流そのものは異なるが、全体的な傾向はよく対応している。 a_{KP} と a_{CP} の定性的な傾向に着目すると、 U_H^* が増加するにつれて、 a_{KP} および a_{CP} の絶対値は減少している。また、 U_H^* が大きい場合、 U_H^* の増加に伴う a_{KP} 、 a_{CP} の変化率は徐々に小さくなっている。風上側と風下側の a_{KP} および a_{CP} を見ると、 $U_H^* = 0.5 \sim 1.5$ の範囲で傾きが変化している。特に、風上側と風下側における a_{CP} に着目すると、 $U_H^* = 1.0$ 付近では風上側では $a_{CP} > 0$ (負減衰)となっているが、風下側では $a_{CP} < 0$ (正減衰)となっており、屋根の風上側と風下側で空力減衰力の作用方向が異なっている。ここで、気流と剥離泡の大きさの関係を検討するために非振動屋根の屋根まわりの流れ場に着目する。図8に一樣流と境界層乱流中の平均風速ベクトルの x 方向成分の分布を示す。この図によると、再付着位置は一樣流で $s/s_{\max} \approx 0.5$ 、境界層乱流で $s/s_{\max} \approx 0.2$ である。境界層乱流では、再付着位置と最大振幅をもたらす位置が比較的近いことから、剥離泡内で発生する負圧と屋根の振動による相互作用が非定常空気に影響を及ぼすものと考えられる。この点については、今後、スパンの異なる屋根で更なる検討が必要である。

変位に対する非定常空気力の位相差 β_P に着目すると、風上側では U_H^* の増加に伴って β_P は徐々に増大する。一方、境界層乱流では、一樣流での風上側と同様、 U_H^* の増加に伴って β_P は徐々に増大するが、風下側ではそのような傾向は見られない。このような傾向は既往の一樣乱流中での風洞実験⁷⁾でも見られた。 $\beta_P = 90^\circ$ のとき、屋根には非定常空気力によって共振的な現象が生じると考えられる⁷⁾。風上側の値に着目すると、一樣流では $U_H^* = 1.0$ 付近で 90° となっているのに対して、境界層乱流で同様な現象が発生するのは $3 < U_H^* < 4$ の範囲である。風下側の結果によれば、一樣流では $U_H^* = 2$ 付近で位相差が 90° を超えると考えられるが、境界層乱流では、そのような傾向は見られない。既往の研究⁷⁾では、「屋根の振動に負減衰の効果を与える風力は屋根の振動によって新たな渦が風上端部から発生したものではなく、剥離泡内で形成される渦が振動の刺激を受けることによって発生する」としている。本研究の結果はそれに加えて、ある無次元風速で

(a) 空力剛性係数, 風上側

(b) 空力剛性係数, 風下側

(c) 空力減衰係数, 風上側

(d) 空力減衰係数, 風下側

(e) 位相差, 風上側

(f) 位相差, 風下側

図7 振動モードの腹の位置における非定常空力の特性(陸屋根)

Fig. 7 Characteristics of unsteady aerodynamic forces at anti-nodes of vibration mode (Flat roof)

は、再付着点近傍の風下位置まで負減衰効果を与える風力が発生していることを示している。

同様に、円弧屋根($r/L=0.1, 0.2$)と吊屋根($d/L=0.05, 0.1$)に対して、境界層乱流中での $s/s_{\max}=0.25, 0.75$ における非定常空力特性を図9に示す。全体的な傾向は陸屋根と同様であり、 U_H^* が小さい範囲($U_H^* < 1.0$)ではいずれの屋根形状についてもほぼ同様な結果が得られている。 a_{KP} に着目すると、陸屋根の傾向は吊屋根と類似しているが、円弧屋根ではそれらとは異なり、常に $a_{KP} > 0$ である。 a_{CP} に着目すると、吊屋根については、 $0.5 < U_H^* < 1.5$ の範囲における変化が他の屋根形状とは異なり緩やかである。これは、吊屋根では風上端部での流れの剥離によって生じた剥離

図8 平均風速ベクトルのx方向成分

Fig. 8 Distribution of the x-components of mean wind velocity vectors

泡が大きく、定常的な逆流が存在し、屋根まわりの流れ場が陸屋根や円弧屋根の場合とは大きく異なるためと考えられる。

位相差 β_P の変化に着目すると、円弧屋根については、屋根面に沿った流れが支配的になるため、傾向は陸屋根や吊屋根とは大きく異なり、 $U_H^* > 2$ の時、 β_P はほぼ 0° となっている。これは、非定常空気が変位に同期して作用していることを表している。一方、吊屋根では陸屋根と同様、風上側と風下側の変化の傾向が異なり、 β_P は風上側では U_H^* の増加に伴って増大するが、風下側では $d/L=0.05$ の場合 $U_H^* > 2.5$ で増大し、 $d/L=0.1$ の場合、 $U_H^* = 5$ で減少している。

以上の結果より、非定常空気力による空力不安定振動は風上端部での流れの剥離に伴って生じる渦が負減衰効果をもたらす結果と考えられる。しかし、実際の空力不安定振動を論じるには屋根全体の振動に着目する必要があることから、3.3節ではモーダル風力による非定常空気力係数の評価を行う。

3. 3 屋根全体に作用する非定常空気力特性

図10は、境界層乱流中において屋根全体に作用する非定常空気力の特性を示す。この図には本研究で検討している5種類の屋根形状に加えて既往の風洞実験(大熊ら⁷⁾, Ding and Uematsu⁹⁾)の結果も比較のためプロットしている。既往の研究^{9), 14)}でも示されているが、位置による非定常

(a) 空力剛性係数, 風上側

(b) 空力剛性係数, 風下側

(c) 空力減衰係数, 風上側

(d) 空力減衰係数, 風下側

(e) 位相差, 風上側

(f) 位相差, 風下側

図9 振動モードの腹の位置における非定常空気力の特性 (円弧屋根, 吊屋根)

Fig. 9 Characteristics of the unsteady aerodynamic forces at anti-nodes of vibration mode (cylindrical and suspended roofs)

(a) 空力剛性係数(一樣流)

(b) 空力剛性係数(境界層乱流)

(c) 空力減衰係数(一樣流)

(d) 空力減衰係数(境界層乱流)

(e) 位相差(一樣流)

(f) 位相差(境界層乱流)

図 10 モーダル風力に基づく非定常空気力の特性

Fig. 10 Characteristics of the unsteady aerodynamic coefficients for modal wind force

空気力特性と同様、式(20)、(21)を用いて空力剛性係数 a_K および空力減衰係数 a_C を表すことで、これらの値は加振振幅 z_0 によらない値となる。

いずれの結果についても、用いた気流によらず、既往の風洞実験結果とよく対応しており、 U_H^* の増加に伴い、 a_K と a_C の絶対値は徐々に減少している。Li ら¹⁰⁾によると、陸屋根と円弧屋根ではほぼ同様な非定常空気力が得られるとされており、本研究でもその傾向は同様である。吊屋根でも同様の挙動を示すが、結果のばらつきが他の屋根形状より大きい。これは、風上端部の流れの剥離と屋根面

での流れの滞留によって屋根まわりの流れ場が複雑になることが原因と考えられる。

モーダル風力の位相差 β に着目すると、 U_H^* が増加するにつれて β は徐々に増加している。円弧屋根では、前節に示した $s/s_{\max}=0.25$ および 0.75 における傾向とほぼ同様であるが、陸屋根および吊屋根では気流によって傾向が異なっている。 $\beta > 0^\circ$ の時、屋根の変位に対して非定常空気力の位相が進んでいることを示し、 $\beta=90^\circ$ で位相差が最大となるが、一樣流の場合、陸屋根と吊屋根において $U_H^*=2.0$ 付近で $\beta=90^\circ$ となっている。しかし、境界層乱流

図 11 空力減衰係数の無次元風速あるいは無次元周波数による変化
Fig. 11 Variation of aerodynamic damping coefficient with non-dimensional velocity or frequency

では、 U_H^* の増大に伴う β の増加は緩やかであり、一様流のように $\beta=90^\circ$ となる U_H^* は今回の検討範囲では見られない。したがって、境界層乱流では一様流に比べて空力不安定振動が発生しにくいと考えられる。一方で、 $0^\circ < \beta < 180^\circ$ となる領域においては $a_c > 0$ となり、空力負減衰効果が生じることから、境界層乱流においても不安定振動が励起される可能性がある。そこで次節では、陸屋根、円弧屋根、吊屋根のそれぞれの形状に対して空力安定性を包括的に検討し、空力不安定振動の発生条件を明らかにする。

4. 質量減衰パラメータを用いた空力安定性の評価

4. 1 空力安定性の評価方法

大スパン屋根の空力安定性を評価するために、大スパン屋根の構造減衰よりも空力負減衰の効果が上回った場合に空力不安定振動が発生すると仮定し、大スパン屋根の空力不安定振動の発生条件を示す。屋根の振動系の空力減衰 F_I が構造減衰を上回る条件は次式で表される。

$$F_I > C_S \dot{z}_0 \quad (22)$$

$$F_I = \left(\frac{1}{2} \rho_a U_H^2 \right) A_s (z_0 / L) a_c \quad (23)$$

$$C_S \dot{z}_0 = 2h_s M_s \omega (a\omega_0) \quad (24)$$

ここで、 ρ_a は空気密度、 $\dot{z}_0$ は屋根の振動速度の片振幅、 h_s は構造減衰定数、 ω は角振動数を表す。なお、式(23)の a_c は各屋根形状に対する空力減衰係数である。屋根の空力減衰 F_I を得るためには、任意の無次元風速 U_H^* に対する a_c を求める必要がある。そこで、図 11 のように離散的な U_H^* に対して得られた a_c を近似曲線を用いて表し、任意の U_H^* に対する a_c を得る。図 11(a)は、各屋根形状に対する空力減衰係数を無次元風速 U_H^* に対してプロットしたものである。この図によると、 U_H^* がある範囲では空力減衰係数 a_c が0より大きくなる空力負減衰領域が見られる。次に、代表例として陸屋根の結果に着目し、空力減衰係数 a_c を無次元周波数 $f (=U_H/f_m L)$ の関数として表す(図 11(b))。ここで得られたプロットを $f < 1$ と $f \geq 1$ の範囲に分ける

と、それぞれ f の2次関数で近似することができる。その結果に対して、横軸に無次元風速 U_H^* を取ると図 11(c)のようになる。これによって、任意の U_H^* に対して a_c を求めることができる。

式(22)に式(23)、(24)を代入することで、空力不安定振動が発生する無次元風速 U_H^* は質量減衰パラメータ δ_R を用いて次式のように求められる。

$$\delta_R < \frac{1}{16\pi^2} a_c U_H^{*2} \quad (25)$$

$$\delta_R = \frac{h_s M_s}{\rho_a A_s L} \quad (26)$$

式(25)は空力負減衰が構造減衰を上回る条件式であり、式(26)の質量減衰パラメータ δ_R よりも右辺の値が大きければ系全体の減衰力が負となり振動が増大するため、空力不安定振動が発生する。

4. 2 空力不安定振動の発生条件

図 12 に式(25)で与えられる質量減衰パラメータ δ_R と発現風速の関係を示す。図の曲線よりも δ_R の値が小さい領域が空力不安定振動の発生領域となる。ここで、代表的な大スパン屋根を想定し、屋根のスパン L を120 m、屋根の幅 B を80 m、屋根の単位面積あたりの質量 ρ_s を2 kg/m²と仮定すると、一般化質量 M_s は120 kgとなる。さらに、構造減衰定数 h_s を1%、空気密度 ρ_a を1.2 kg/m³と仮定すると、質量減衰パラメータ δ_R は 6.9×10^{-5} となる。この時に得られる発現風速の値を表2に示す。

これらの結果によると、屋根形状については、円弧屋根は他の屋根形状と比べて空力的に安定である。気流については、境界層乱流の方が空力不安定振動は発生しにくい。また、今回得られた一様流に対する結果は、既往の空力弾性模型による風洞実験²⁾より示された空力不安定振動の発生条件($U_H^* > 1.1$)に近い結果となった。

5. まとめ

本研究では、3種類の形状を有する大スパン屋根に対し

図 12 質量減衰パラメータと無次元風速

Fig. 12. Mass damping parameter versus critical wind velocity

表 2 空力不安定振動の発現風速($\delta_R=6.9 \times 10^{-5}$)

Table 2 Critical wind velocities for aerodynamically unstable vibration ($\delta_R=6.9 \times 10^{-5}$)

屋根形状	一様流	境界層乱流
陸屋根	1.16	1.34
円弧屋根($r/L=0.1$)	1.61	1.82
円弧屋根($r/L=0.2$)	1.40	1.63
吊屋根($d/L=0.05$)	1.32	1.80
吊屋根($d/L=0.1$)	1.20	1.55

で強制加振法に基づく数値流体解析を行うことで、屋根の空力安定性の評価を行った。得られた主な知見を以下に示す。

1. 屋根に作用する非定常空気力は風上側と風下側でその特性が異なる。風上側では空力負減衰効果をもたらす剥離渦が生成されるが、風下側に移流するとともに、その負減衰的な影響は小さくなる。また、一様流と境界層乱流でその結果が異なることから、空力不安定振動は風上端部で生成される剥離泡の大きさに起因するものと考えられる。
2. モーダル風力を用いて得られる非定常空気力に着目すると、円弧屋根の場合には風速増加に伴って非定常空気力の位相差の絶対値が小さくなり、0に近い値をとるため、空力不安定振動は励起されにくい。

3. 構造減衰と空力減衰の関係を用いることで、質量減衰パラメータを用いた屋根の空力不安定振動の発生条件を示した。一般的な大空間屋根の場合、屋根の空力不安定振動は、乱れの小さい一様流の方が境界層乱流よりも発生しやすい。空力不安定振動の発生風速に関して、陸屋根については既往の自由振動実験に近い値を示した。

謝辞

本研究はJSPS 科研費 16J01789 および平成 28 年度公益財団法人能村膜構造技術振興財団の助成を受けたものである。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) Uematsu, Y., and Uchiyama, K., “Wind-induced dynamic behavior of suspended roofs”, Technology Reports, Tohoku University, Vol. 47, No. 2, pp. 243–261, (1982)
- 2) 松本 武雄, 「一様流中の一方方向吊屋根の自励振動についての風洞実験」, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 384 号, pp. 90–96, (1988)
- 3) 三宅昭春, 吉村健, 「吊屋根の空力弾性振動に関する基礎的研究 第 2 報 渦放出と励振発生の関係について」, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 438 号, pp. 39–48, (1992)
- 4) Daw, D., J., Davenport, A., G., “Aerodynamic damping and stiffness of a semi-circular roof in turbulent wind”, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 32, No. 1–2, pp. 83–92, (1989)
- 5) 大熊武司, 丸川比左夫, 風間弘晴, 新堀喜則, 加藤信男, 「大スパン構造物の屋根面に作用する風圧力の性質に関する基礎的研究」, 第 9 回風工学シンポジウム論文集, pp. 97–102, (1986)
- 6) 大熊武司, 丸川比左夫, 萩澤毅, 「大スパン構造物の屋根面に作用する非定常風圧特性」, 第 10 回風工学シンポジウム論文集, pp. 73–78, (1988)
- 7) 大熊武司, 丸川比左夫, 「大スパン屋根の空力不安定振動の発生機構について」, 日本風工学会誌, 第 42 号, pp. 35–42, (1990)
- 8) 杉山貞人, 田村哲郎, 「大スパン構造物の空力不安定振動に関する数値的考察」, 第 16 回風工学シンポジウム論文集, pp. 243–248, (2000)
- 9) Ding, W., Uematsu, Y., “Large eddy simulation of unsteady aerodynamic behavior of long-span vaulted roofs”, Journal of Zhejiang University-SCIENCE A, Vol. 18, No. 10, pp.

793–806, (2017)

- 10) T., Li, Q., Yang, T., Ishihara, “Unsteady aerodynamic characteristics of long-span roofs under forced excitation”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 181, pp. 46–60, (2018)
- 11) 植松康, 曾根孝行, 野口満美, 「日本における空間構造の形状・構造特性と耐風設計法」, 日本風工学会論文集, 第 96 号, pp. 107–116, (2003)
- 12) F., Nicoud, and F., Ducros, “Subgrid-Scale Stress Modelling Based on the Square of the Velocity Gradient Tensor”, *Flow, turbulence and Combustion*, Vol. 62, No. 3, pp. 183–200, (1999)
- 13) 高舘祐貴, 植松康, 「一様流中における大スパン構造物の屋根面に作用する風圧の特性」, 日本建築学会東北支部研究報告集 構造系, 第 81 号, pp. 121–124, (2018)
- 14) 高舘祐貴, 植松康, 「大スパン陸屋根に作用する非定常空気力と空力安定性」, 第 25 回風工学シンポジウム論文集, pp. 265–270, (2018)
- 15) Takadate, Y., Uematsu, Y., “Steady and unsteady aerodynamic forces on a long-span membrane structure”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 193, 103946, (2019)
- 16) ANSYS Fluent ユーザーズガイド(Ver. 17.0), (2016)
- 17) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説, (2015)