

第 I 部門 側面に開口部を設けた矩形柱の空力特性

京都大学工学部 学生員 ○市川 英和
 京都大学大学院工学研究科 学生員 王 嘉奇
 京都大学大学院工学研究科 正会員 野口 恭平

京都大学大学院工学研究科 正会員 八木 知己
 京都大学大学院工学研究科 学生員 潮田 潤

1. 背景

近年、橋梁の長大化に伴い橋桁の軽量化が要請されており、橋桁側面に開口部を持つバタフライウェブ橋が提案された。既往の研究¹⁾²⁾から、側面開口部を有する断面では、閉断面と比べて空力振動が抑制されることがわかっている。しかし開口部形状に着目した空力特性の変化とそのメカニズムについてはまだ十分に検証されていない。そこで本研究においては、より一般的な形状である断面辺長比 $B/D=2$ の矩形柱を用い、矩形側面に開口部を設けることで開口部が空力特性へ与える影響とそのメカニズムを風洞実験により検証した。

2. 実験概要

風洞実験は、図-1 に示すようにアクリル板プレートを装着することで開口部形状を変化させることが可能な矩形柱模型を用いて行った。模型の仕様は幅 $B=140\text{mm}$ 、高さ $D=70\text{mm}$ 、長さ $l=900\text{mm}$ （断面辺長比 $B/D=2$ ）である。なお、自己励起型渦励振とカルマン渦型渦励振の発現無次元風速が明確に分かれ、かつギャロッピングが発現しうる断面として $B/D=2$ とした。開口部形状を決定するパラメータとして開口部面積比率 Opening area Ratio (OR) と開口部と閉塞部の繰り返し数 Repeating Element size Ratio (RER) を定義した。

$$\text{OR} = \frac{S_1}{S_1 + S_2}, \quad \text{RER} = \frac{a+b}{D_0} \quad (1)$$

ここで、 S_1 ：開口部面積 $[\text{m}^2]$ 、 S_2 ：閉塞部面積 $[\text{m}^2]$ 、 a ：開口部スパン方向長さ $[\text{m}]$ 、 b ：閉塞部スパン方向長さ $[\text{m}]$ 、 D_0 ：開口部高さ $[\text{m}]$ である。OR が大きいほど開口部面積は大きくなり、OR=1 の場合は $B/D=8$ の矩形柱が上下に並ぶ状態となる。また、RER が大きいほど開口部と閉塞部の繰り返し数は小さくなる。したがって、RER が小さい方が開口部の繰り返し数が多く、より正確な実験結果となると考えられることから $\text{RER}=1.07$ とし、OR の変化が矩形柱の空力特性に与える影響を調べるため、鉛直 1 自由度弾性支持自由振動実験、静的空気



図-1 矩形柱模型

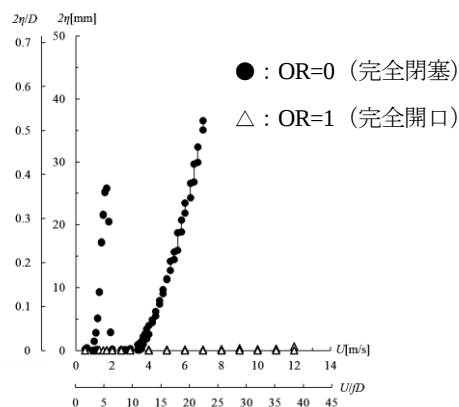


図-2 風速応答振動図

力測定実験、非定常空気力測定実験を行った。非定常空気力測定実験により計測される非定常揚力 L （下向き正）、非定常ピッチングモーメント M （頭上げ正）を用いて非定常空気力係数を以下のように定義する³⁾。

$$L = \frac{1}{2} \rho (2b) U^2 \left\{ k H_1^* \frac{\dot{\eta}}{U} + k H_2^* \frac{b \dot{\phi}}{U} + k^2 H_3^* \phi + k^2 H_4^* \frac{\eta}{b} \right\} \quad (2)$$

$$M = \frac{1}{2} \rho (2b^2) U^2 \left\{ k A_1^* \frac{\dot{\eta}}{U} + k A_2^* \frac{b \dot{\phi}}{U} + k^2 A_3^* \phi + k^2 A_4^* \frac{\eta}{b} \right\} \quad (3)$$

η ：鉛直方向変位 $[\text{m}]$ 、 ϕ ：ねじれ方向変位 $[\text{deg.}]$ 、 ρ ：空気密度 $[\text{kg/m}^3]$ 、 U ：風速 $[\text{m/s}]$ 、 b ：模型幅半分 $[\text{m}]$ 、 k ：換算振動数 $(=b\omega/U)$ 、 ω ：加振角振動数 $[\text{rad/s}]$ 。

3. 実験結果及び考察

側面開口部を完全に閉塞した OR=0 の模型と、完全に開口した OR=1 の模型のたわみ応答図を図-2 に示す。側面開口部を開放したケースでは渦励振とギャロッピングがともに抑制されていることがわかる。OR=0 で発現した渦励振は、その発現無次元風速から自己励起型渦励振と考えられる。OR の変化とギャロッピングについてより詳しく検証するため、静的空気力測定実験と

非定常空気力測定実験を行った。図-3 で示したのは各 OR における非定常空気力係数 H_1^* を同時にプロットし比較したものである。この図から、OR の増加に伴い H_1^* が正に転じる風速が高風速側へと移動していくことが明らかとなった。さらに、OR=1 の場合は今回計測した最大の風速（無次元風速 60 程度）において H_1^* は負の値を示し、ギャロッピングが発現しない結果となった。また、静的空気力測定実験から得られた揚力を用いてストローハル数 $St (=f_s D/U, f_s$: カルマン渦放出周波数) を算出したものを図-4 に示す。ただし、OR=1 のケースでは卓越する周波数成分がみられなかったため St を算出することはできなかった。この図から OR が大きくなるにつれて St の値は小さくなり、カルマン渦型渦励振発現無次元風速である $1/St$ が大きくなることが示された。カルマン渦はギャロッピングの発現を抑制する役割があるため、 $1/St$ が大きくなり高風速域までカルマン渦の影響を受けることによりギャロッピングの発現風速が高風速側へと移動することが明らかとなった。 St は $B/D=2.8$ 以下では B/D の増加とともに小さくなる⁴⁾ため、開口部面積が大きくなることは見かけ上の B/D がわずかに大きくなることを意味する。

また、図-3 から OR が 0.75 以下では OR の増加とともにギャロッピング発現風速以降の高風速域における H_1^* の値が単調増加し、OR が 0.75 を超えると小さくなる傾向がみられ、OR=1 では常に負の値をとることが示された。したがって、高風速域においては OR=0.75 が最も不安定化しているといえる。ギャロッピングは準定常的な現象であり、図-5 に示すように負の揚力係数勾配 $-dC_L/d\alpha$ の値が OR=0.75 で最大となっており、その値を用いて次の式で算出される H_1^* から高風速域で

最も不安定化していることがわかる。

$$H_1^* = -\frac{1}{k} \frac{dC_L}{d\alpha} \quad (4)$$

k : 換算振動数である。ただし、OR=0.75 で H_1^* が最大となるメカニズムは今後検討する必要がある。

以上のことから、一般的には構造物の耐風性はギャロッピング発現風速で判断されるが、今回対象とした側面開口部を設けた矩形柱においては、静的空気力測定実験から得られた揚力係数勾配 $dC_L/d\alpha$ の値の大小ではギャロッピング発現風速は議論できず、一概には不安定性を判断できないといえる。

4. 結論

- 1) ギャロッピング発現風速は開口部面積比率 OR が大きいほど高風速側へと移動した一方で、その後の高風速域における空力減衰 H_1^* は OR=0.75 で最も大きくなることが明らかとなり、揚力係数勾配 $dC_L/d\alpha$ からのみでは空力安定性についての判断はできないことが示された。
- 2) OR の増加に伴いストローハル数 St が小さくなり、カルマン渦がより高風速域まで干渉することによってギャロッピング発現風速が高風速側へと移動することが明らかとなった。

参考文献

- 1) 永元ら：土木学会第 71 回年次学術講演会講演会概要集，17-18, 2016
- 2) 王ら：日本風工学会平成 29 年次研究発表会梗概集，179-180, 2017
- 3) Scanlan and Tomko：J. Engineering Mechanics Division Proceeding of the American Society of Civil Engineers, 1717-1737, 1971
- 4) 八木ら：構造工学論文集，vol.59, 552-561, 2013

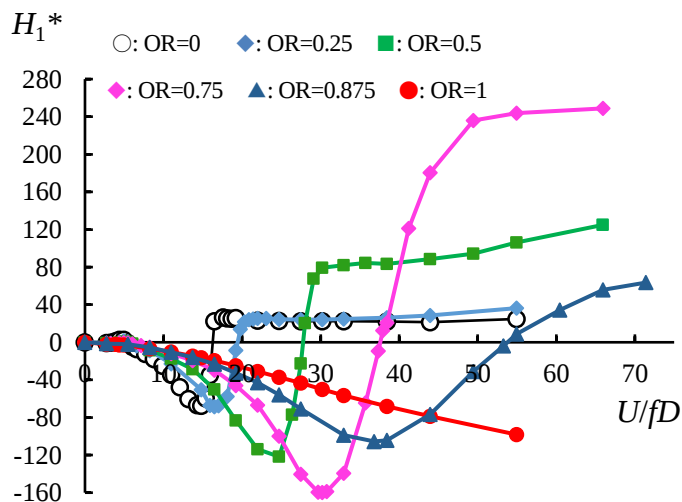


図-3 非定常空気力係数

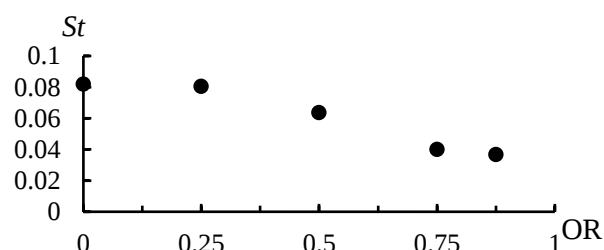


図-4 ストローハル数

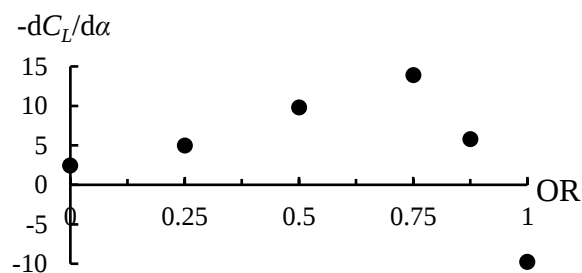


図-5 揚力係数勾配