

開口部を有する偏平箱桁の非定常空気力特性に関する考察

CONSIDERATION ON UNSTEADY AERODYNAMIC FORCE CHARACTERISTICS OF SLOTTED BOX GIRDERS

佐藤弘史*、荻原勝也**、横山功一***、松藤洋照****、嶋本栄治*****、星加益朗*****

Hiroshi SATO, Katsuya OGIHARA, Koichi YOKOYAMA, Hiroteru MATSUFUJI, Eiji SHIMAMOTO and Masuo HOSHIKA

*工博 建設省土木研究所構造研究室長 (〒305 茨城県つくば市旭1)

**建設省土木研究所構造研究室主任研究員 (〒305 茨城県つくば市旭1)

***工博 建設省土木研究所耐震技術研究センター長 (〒305 茨城県つくば市旭1)

****建設省土木研究所構造研究室 (〒305 茨城県つくば市旭1)

*****飛鳥建設(株)東京支店 (〒102 東京都千代田区三番町6-1)

***** (株)大林組東京本社土木技術本部 (〒113 東京都文京区本郷2-2-9)

Aerodynamic stability is one of the most important themes in the design of a super long-span bridge. To improve the aerodynamic stability of a super long-span bridge, a series of spring mounted rigid model tests were conducted. The test results showed that slot at the center of a box girder was effective to improve the aerodynamic stability. Next to the spring mounted rigid model tests, unsteady aerodynamic forces were measured to consider the reason why slotted box girders have good aerodynamic characteristics. According to the consideration, it was found that the tendencies of flutter speeds of a flat plate, a slotted flat plate and slotted box girders were closely correlated with unsteady aerodynamic force coefficients $M_{\alpha L \theta R} / M_{\theta L}$ and $M_{\theta R}$.

Key Words: flutter, slotted box girders, unsteady aerodynamic force,

1. まえがき

現在、新しい国土軸あるいは多様な地域連携軸の形成に向け、東京湾口道路、伊勢湾口道路、紀淡連絡道路など、全国各地で海峡部を横断する道路プロジェクトが構想されている¹⁾。海峡横断プロジェクト構想においては、明石海峡大橋を越える超長大(吊)橋の建設が含まれる可能性がある。吊橋は、その径間長が長くなるに従い固有振動数が下がり、風による振動を発生しやすくなる。このため、超長大橋においては耐風安定性の確保が重要な課題となる。さらに、これらのプロジェクトを実現可能とするためには、より経済的な超長大橋の設計技術の開発も併せて重要な課題といえる。

このため、著者等は、より耐風性・経済性に優れた超長大橋を目指して研究を進めてきた。耐風性を向上させる手法としては、ケーブルシステム工夫など構造特性を向上させるアプローチと、桁断面の改良など空力特性を向上させるアプローチとがあるが、ここでは後者につ

いて記述する。空力特性からのアプローチとして、著者等は偏平な箱桁の中央に開口部を設けることを提案している^{2) 3)}が、本論文ではフラッターに及ぼす影響という観点から、この箱桁の非定常空気力特性について考察を行う。

2. 開口部を有する偏平箱桁のフラッター特性^{2) 3)}

超長大橋の補剛桁として箱桁を想定し、箱桁に開口部を設けることによる耐風安定性への影響を一樣気流中のパネ支持模型風洞実験により検討した。実験の対象として中央径間3,000m級の吊橋を想定し、補剛桁を桁幅Bと桁高dの比が17の偏平六角形箱桁とした。無次元質量 $\mu (=m/(\rho B^2))$ 、 m :質量、 ρ :空気密度、 B :桁幅、無次元極慣性モーメント $\nu (=I/(\rho B^4))$ 、 I :極慣性モーメント、固有振動数比 $\varepsilon (=f_o/f_z)$ 、 f_z :たわみ1次振動数、 f_o :ねじれ1次振動数はそれぞれ16、2.1、2.1に設定した。模型は桁の一部分を脱

着できるようになっており、各所に開口部（桁の上下面に風が抜ける穴）を設けられる。

実験の結果、桁中央に開口部を設けることによりフラッター風速 U_{cr} は上昇し、開口の比率を大きくすればするほどフラッター風速は高まることが明らかとなった。また、開口部の位置としては、桁の中央にまとめる方が有効となることが明らかとなった。図-1に桁中央に開口部を設けた場合の、開口率とフラッター風速との関係を実験値として示す。図-1の計算値については、3.にて後述する。

耐風安定性向上のためには、桁中央の開口幅は広いほど良いが、主塔や基礎工の建設費を考えると、開口幅は狭い方が好ましい。そこで、ある程度制約された開口幅の条件下で空力特性をさらに改善するために、開口部を有する箱桁断面に耐風対策部材を設置し、バネ支持模型風洞実験によりその効果を調査した。この実験で使用した模型および耐風対策部材を図-2に示す。

実験結果を図-3に示す。計測されたフラッター発現風速 U_{cr} は、Selberg式で計算された平板のフラッター風速 $U_{selberg}$ で除し、無次元化したものである。結果からセンターバリア及びガイドベーンはフラッター特性を改善することがわかる。

しかしながら、迎角-3度の実験ケースでは、センターバリア及びガイドベーンを設置してもフラッター発現風速が他の迎角と比べて低い。この理由として、桁断面が上下で異なる形状となっているため、迎角が正の場合耐

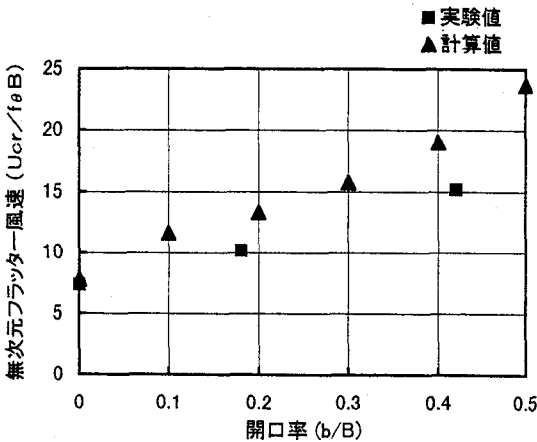
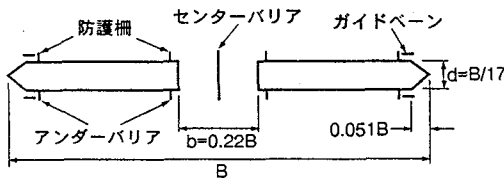


図-1 フラッター風速と開口率



防護柵とアンダーバリアはともに透過タイプ

図-2 模型（断面○：対策断面）

風性が良好でも負の場合に良好とはいえないと考えられた。そこで、桁の形状を上下で対称形にすれば正負どちらの迎角に対しても同様の効果があるのではないかと考え、桁の下面に上面の自動車防護柵と同一形状のアンダーバリアを上面と対称となるような同位置に設置した。その結果、迎角-3度でのフラッター発現風速は上昇した（図-4）。

3. 平板空気力からの考察

開口部の影響を解析的に検討するため、次のような仮定で開口部を有する偏平箱桁の非定常空気力を算出し、フラッター風速を推定した。すなわち、開口部で区切られた桁の各部分を独立した平板と考え、それらが相対的な位置を変えず、剛体的に揺れるものとする。それぞれの平板間での空力的な干渉は無いものとして、各平板中央の鉛直振動、回転振動に応じたTheodorsen関数に基づく空気力^{4) 5)}が作用するものとする。

鉛直振動変位および揚力は上向きを正とし、回転振動変位および空力モーメントは頭上げを正として、非定常空気係数を以下のように定義する。

$$L = \pi \rho \{ B^2 [L_{zR} \omega^2 Z + L_{zI} \omega Z'] + B^3 [L_{\theta R} \omega^2 \theta + L_{\theta I} \omega \theta'] \} \tag{1}$$

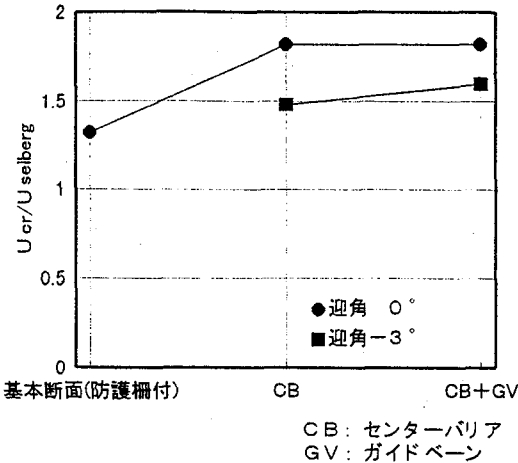
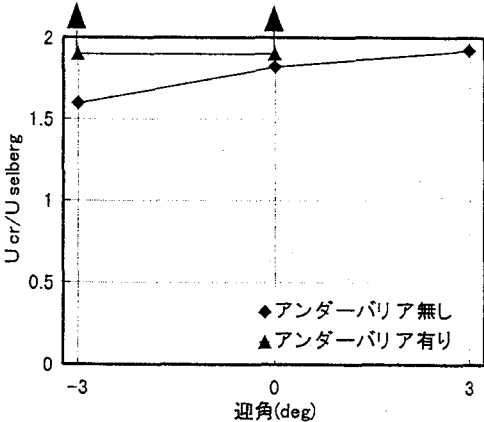


図-3 耐風対策部材の効果



センターバリア及びガイドベーン設置断面

図-4 アンダーバリアの効果

$$M = \pi \rho \{ B^3 [M_{ZR} \omega^2 Z + M_{ZI} \omega Z'] + B^4 [M_{\theta R} \omega^2 \theta + M_{\theta I} \omega \theta'] \} \quad (2)$$

ここで、 ρ : 空気密度、 B : 桁幅、 ω : 円振動数、 Z 、 θ : 鉛直方向変位、回転角、 Z' 、 θ' : 鉛直方向速度、回転速度、 L 、 M : 揚力、空力モーメント、 L_{**} 、 M_{**} : 非定常空気力係数 (添え字 Z : 鉛直加振、 θ : 回転加振、添え字 R : 変位と同相、 I : 速度と同相) である。

この時、1枚の平板 (以下1平板と略す) に対する各係数は次のとおりである。

$$L_{ZR}(k) = G(k) / (2k) \quad (3)$$

$$L_{ZI}(k) = -F(k) / (2k) \quad (4)$$

$$L_{\theta R}(k) = F(k) / (4k^2) - G(k) / (8k) \quad (5)$$

$$L_{\theta I}(k) = G(k) / (4k^2) + (1 + F(k)) / (8k) \quad (6)$$

$$M_{ZR}(k) = G(k) / (8k) \quad (7)$$

$$M_{ZI}(k) = -F(k) / (8k) \quad (8)$$

$$M_{\theta R}(k) = F(k) / (16k^2) - G(k) / (32k) \quad (9)$$

$$M_{\theta I}(k) = G(k) / (16k^2) + (F(k) - 1) / (32k) \quad (10)$$

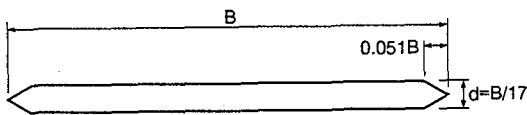
ここに、 $k \equiv \omega B / (2U)$ 、 U : 風速、 $F(k)$ および $G(k)$: Theodorsen関数 $C(k)$ のそれぞれ実部、虚部である。

2枚の平板それぞれの幅を B_1 とし、開口部を含む2枚平板の総幅を B とし、その比率を r_1 ($\equiv B_1 / B$) とすれば、2枚平板 (以下2平板と略す) に対する非定常空気力係数の理論値 (下添え字2を付す) は次のとおりである。

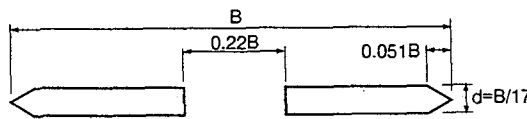
$$L_{ZR2}(k) = 2r_1^2 L_{ZR}(r_1 k) \quad (11)$$

$$L_{ZI2}(k) = 2r_1^2 L_{ZI}(r_1 k) \quad (12)$$

$$L_{\theta R2}(k) = 2r_1^3 L_{\theta R}(r_1 k) \quad (13)$$



(a) 1箱桁 (断面a)



(b) 2箱桁 (断面b)

図-5 非定常空気力計測断面

$$L_{\theta I2}(k) = 2r_1^3 L_{\theta I}(r_1 k) \quad (14)$$

$$M_{ZR2}(k) = 2r_1^3 M_{ZR}(r_1 k) \quad (15)$$

$$M_{ZI2}(k) = 2r_1^3 M_{ZI}(r_1 k) \quad (16)$$

$$M_{\theta R2}(k) = r_1^2 (1 - r_1)^2 / 2 \times L_{ZR}(r_1 k) + 2r_1^4 M_{\theta R}(r_1 k) \quad (17)$$

$$M_{\theta I2}(k) = r_1^2 (1 - r_1)^2 / 2 \times L_{ZI}(r_1 k) + 2r_1^4 M_{\theta I}(r_1 k) \quad (18)$$

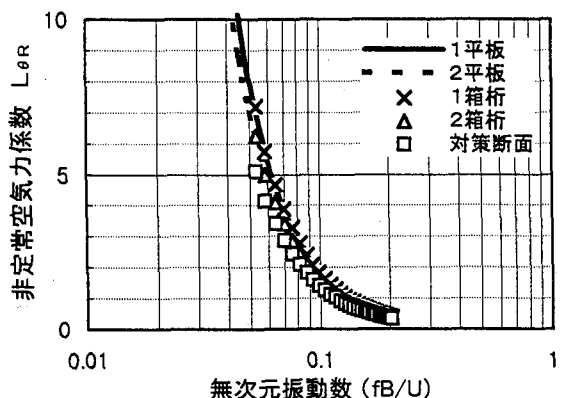
この空気力より、2自由度の振動系を想定し、 $U-g$ 法⁵⁾ でフラッター限界風速を計算した。計算結果を実験結果と合わせて図-1に示す。桁中央に1ヶ所開口部を設けた場合、開口率が大きいほどフラッター限界風速が高くなる傾向は実験結果と整合するが、フラッター限界風速の値そのものは、実験結果より計算結果が高い値を示した。定量的な差異は、本計算が空力的な干渉を無視していることが影響しているものと考えられる。

4. 非定常空気力の計測

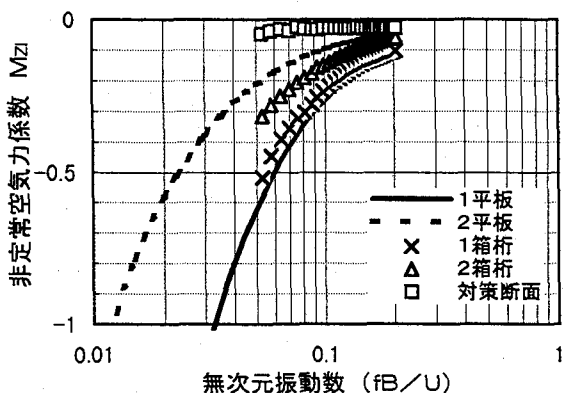
以上の結果より、桁中央に開口部を有する偏平箱桁や2平板は、開口部のない偏平箱桁や1平板に比べフラッター特性が良好なこと、またセンターバリア、ガイドベーンなどの対策が開口部を有する偏平箱桁のフラッター特性を向上させるのに有効なことが明らかになった。このようなフラッター特性の差異が何によってもたらされたかを明らかにするため、3種類の断面について強制振動法により非定常空気力を計測した。断面aは開口部のない偏平箱桁 (以下1箱桁と略す) であり、断面bは開口部を有する偏平箱桁 (以下2箱桁と略す) である (図-5)。断面cはセンターバリア、ガイドベーンおよびアンダーバリアのすべての耐風対策部材を施した開口部を有する防護柵付偏平箱桁 (以下対策断面と略す) である (図-2)。迎角0度において計測された非定常空気力係数のうち、5. で述べるように、フラッターに重要な影響を及ぼすと考えられる係数を図-6に示す。比較のため、平板の空気力から求まる1平板、2平板の非定常空気力係数の理論値を算出し、同図中に併せて示した。この場合の2平板の開口率は、模型と同様の0.22である。

5. 非定常空気力特性の考察

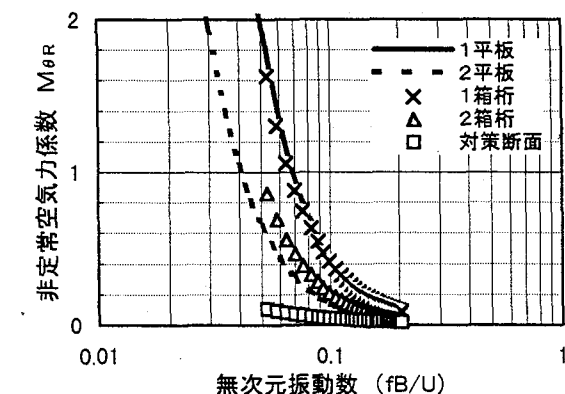
一般に連成フラッターに対しては、それぞれの非定常空気力係数が複雑に影響を及ぼすため、非定常空気力係数から直ちに詳細にフラッター特性を推定することは困難である。ここでは、中村の研究⁶⁾に基づき、2自由度フラッターに及ぼす非定常空気力係数の影響を考察する。中村は、振幅比、位相差、および空力対数減衰率の絶対値が小さい条件の下で、非定常空気力と振動特性との近似的な関係を求めその有効性を示した。先に定義した非定常空気力係数によりこの関係を改めて示せば以下の通りである。



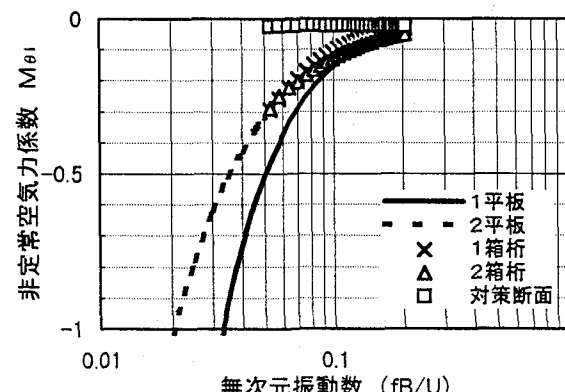
(a) 非定常空気力係数 $L_{\theta R}$



(b) 非定常空気力係数 M_{Z1}



(c) 非定常空気力係数 $M_{\theta R}$



(d) 非定常空気力係数 $M_{\theta I}$

図-6 非定常空気力係数

$$\delta_a \equiv -\pi^2 M_{Z1} X / \nu - \pi^2 M_{\theta I} / \nu \quad (19)$$

$$X \equiv Z_0 / \theta_0 / B$$

$$\equiv \pi L_{\theta R} / (-1 + (f_z / f_\theta)^2 \sigma^2) / \mu \quad (20)$$

$$\sigma^2 \equiv (f_\theta / f)^2$$

$$\equiv 1 + \pi M_{\theta R} / \nu \quad (21)$$

ここで、 δ_a ：空力対数減衰率、 X ：振幅比、 Z_0 ：たわみ振動振幅、 θ_0 ：ねじれ振動振幅、 σ ：振動数比、 f ：風が流れているときの見かけの振動数である。

先に述べたTheodorsen関数から求まる1平板あるいは2平板の空気力を用い、これらの式より求まるフラッター風速と、 $U-g$ 法から求まるそれとを比較すると、固有振動数比、無次元質量、無次元極慣性モーメントが通常の吊橋の値の範囲では、両者は良好に一致する。

また、上記近似式を導く際には振幅比の絶対値が小さいことを仮定しているが、振幅比の絶対値が1のオーダーの場合にも、この近似式が実験値とよく適合することが示されている⁶⁾。これは一見矛盾するように思われるが、振幅比の絶対値が小さいという仮定の代わりに、 $|X M_{Z1}| \ll |M_{\theta R}|$ および $|X L_{Z1}| \ll |L_{\theta R}|$ を仮定しても同じ近似式が導かれるため、この条件が成立しているものと推察される。

式(19)～(21)より、連成フラッターに大きな影響を及ぼす係数は、 $M_{\theta R}$ 、 $L_{\theta R}$ 、 M_{Z1} 、そして $M_{\theta I}$ であると考えられる。すなわち、 $M_{\theta R}$ は振動数比 σ に影響する。

$L_{\theta R}$ と σ は、振幅比 X に影響する。 M_{Z1} 、 $M_{\theta I}$ そして X は空力減衰に影響する。

図-6で各断面の非定常空気力係数を比較すれば、1箱桁の係数は概ね1平板のそれと一致し、2箱桁の係数は2平板のそれと概ね一致していることがわかる。また、 $L_{\theta R}$ はどの断面も概ね一致した値をとるのに対し、他の係数の絶対値は、1平板より2平板が小さく、2平板より対策断面がさらに小さいことがわかる。

$M_{\theta R}$ および $L_{\theta R}$ が正の値をとること、 M_{Z1} および $M_{\theta I}$ が負の値をとること等を考慮し、上記関係式を考察すれば、 $M_{\theta R}$ 、 $L_{\theta R}$ および M_{Z1} の絶対値の減少はフラッター風速の上昇に結び付くこと、また、 $M_{\theta I}$ の絶対値の減少はフラッター風速の低下に結び付くことがわかる。1箱桁の係数は概ね1平板のそれと一致しているが、 $M_{\theta I}$ の絶対値が1平板に比べ小さいため、フラッター風速は1平板に比べ低下するものと考えられる。また、2箱桁の係数は2平板のそれと概ね一致しているが、 M_{Z1} の絶対値が2平板に比べ大きいため、フラッター風速は2平板に比べ低下するものと考えられる。しかしながら、1平板、2平板および対策断面のフラッター風速の大小関係を、非定常空気力係数から直ちに判断することは困難である。

このため、 $f_\theta / f_z = 2.0$ 、 $\mu = 15$ 、 $\nu = 2.0$ として、各断面の非定常空気力係数を用い、上記の関係式より振動数比、振幅比、空力対数減衰率を計算した。結果を図-7に示す。振動数比、振幅比の絶対値については、

主として $M_{\theta R}$ の大小関係が反映されており、1平板に比べ2平板や対策断面では小さな値をとっている。空力対数減衰率については、対策断面の絶対値が他の断面に比べて小さく、符号が変化する無次元振動数は1平板に比べ2平板や対策断面の場合低いこと、すなわち、1平板より2平板や対策断面の方がフラッター発現風速が高くなることを示している。

式(19)~(21)において、フラッターの発現条件を、 $\delta_a \leq 0$ とし、各非定常空気力係数の正負を考慮しながら式を変形すると、フラッターの発現を判定するより単純な条件式が以下の通り得られる。

$$a M_{Z1} L_{\theta R} / M_{\theta 1} + b M_{\theta R} \geq 1 \quad (22)$$

$$a = (\varepsilon^2 / (\varepsilon^2 - 1)) (\pi / \mu) \quad (23)$$

$$b = (1 / (\varepsilon^2 - 1)) (\pi / \nu) \quad (24)$$

$$\varepsilon = f_{\theta} / f_z \quad (25)$$

上式における a 、 b はいずれも構造特性に関する定数であり、フラッター発現に対する各物理量の貢献がわかりやすく示されている。 $\varepsilon=2.0$ 、 $\mu=15$ 、 $\nu=2.0$ として各断面の非定常空気力係数より上式の左辺を計算し、図-8に示す。図より、いずれの場合も上式左辺第1項の寄与が大きいたことがわかる。したがって、2平板や対策断面では、 $M_{Z1} L_{\theta R} / M_{\theta 1}$ が1平板のそれより小さいため、フラッターの発現する無次元振動数が低くなる(無次元風速が高くなる)ものと考えられる。

なお、実際のフラッター風速を各断面で比較する場合には、無次元振動数として風が流れているときの見かけの振動数 f よりも、無風時の振動数 f_{θ} を用いた方が便利である。式(21)により図-8の横軸を変更し図-9に示す。図-8によれば、対策断面にフラッターが発現する無次元風速($U / (f B)$)は2箱桁と同程度であり、2平板より小さかったが、図-9より、構造特性が同じであれば、対策断面のフラッター風速は2箱桁より高く、2平板と同程度であると推定される。これは、対策断面の $M_{\theta R}$ が小さいことに起因する。

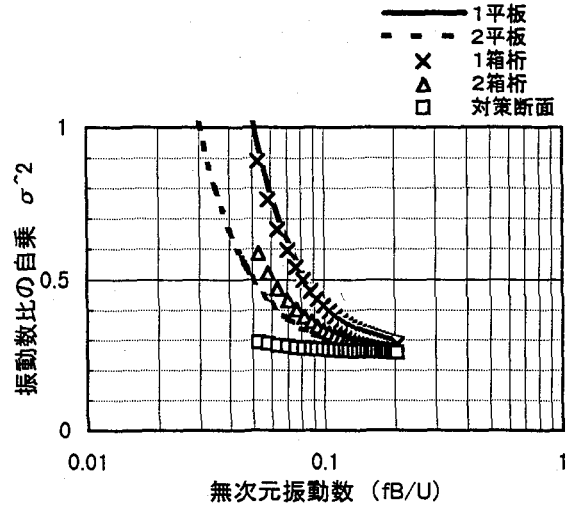
6. まとめ

超長大橋のフラッター特性を向上させる有効な手法の一つである、開口部を有する偏平箱桁について、その非定常空気力特性を考察した。すなわち、開口部のない偏平箱桁(1箱桁と略す)、開口部を有する偏平箱桁(2箱桁と略す)、および空力対策部材を設置した開口部を有する偏平箱桁(対策断面と略す)の3断面について非定常空気力係数を計測するとともに、平板の空気力から求まる1平板、2平板の非定常空気力係数の理論値を算出した。これらの係数がフラッター特性に及ぼす影響について、中村の研究に基づき考察した。その結果、以下の知見が得られた。

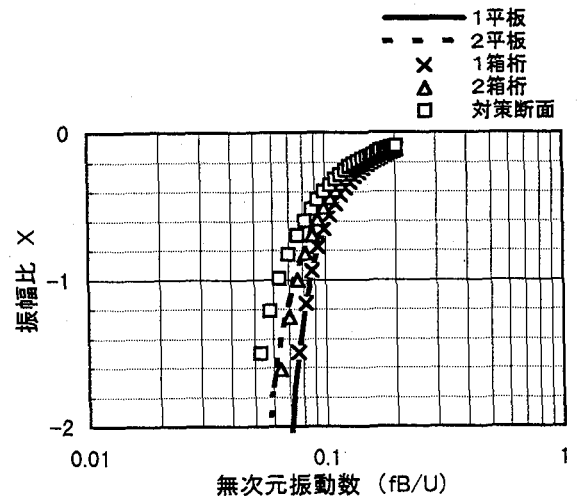
(1) 連成フラッターに大きな影響を及ぼす係数($M_{\theta R}$ 、 $L_{\theta R}$ 、 M_{Z1} 、および $M_{\theta 1}$)のうち、 $L_{\theta R}$ はどの断面も概ね一致した値をとるのに対し、他の係数の絶対値は、1

平板より2平板が小さく、2平板より対策断面がさらに小さい。

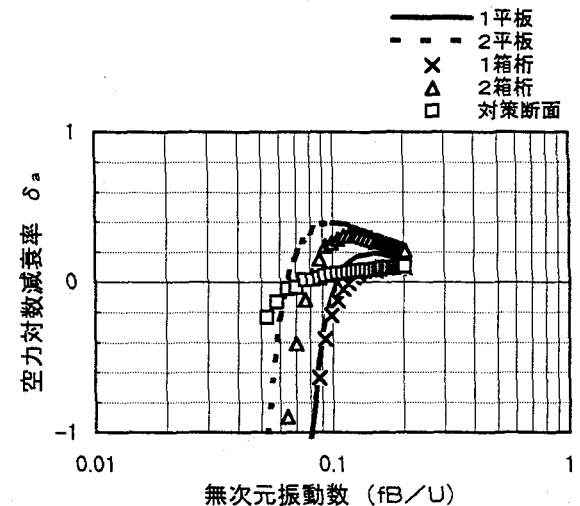
(2) 1箱桁の係数は概ね1平板のそれと一致しているが、 $M_{\theta 1}$ の絶対値が1平板に比べ小さいため、フラッター風



(a) 振動数比の自乗 σ^2



(b) 振幅比 X



(c) 空力対数減衰率 δ_a

図-7 フラッター特性に関する諸量

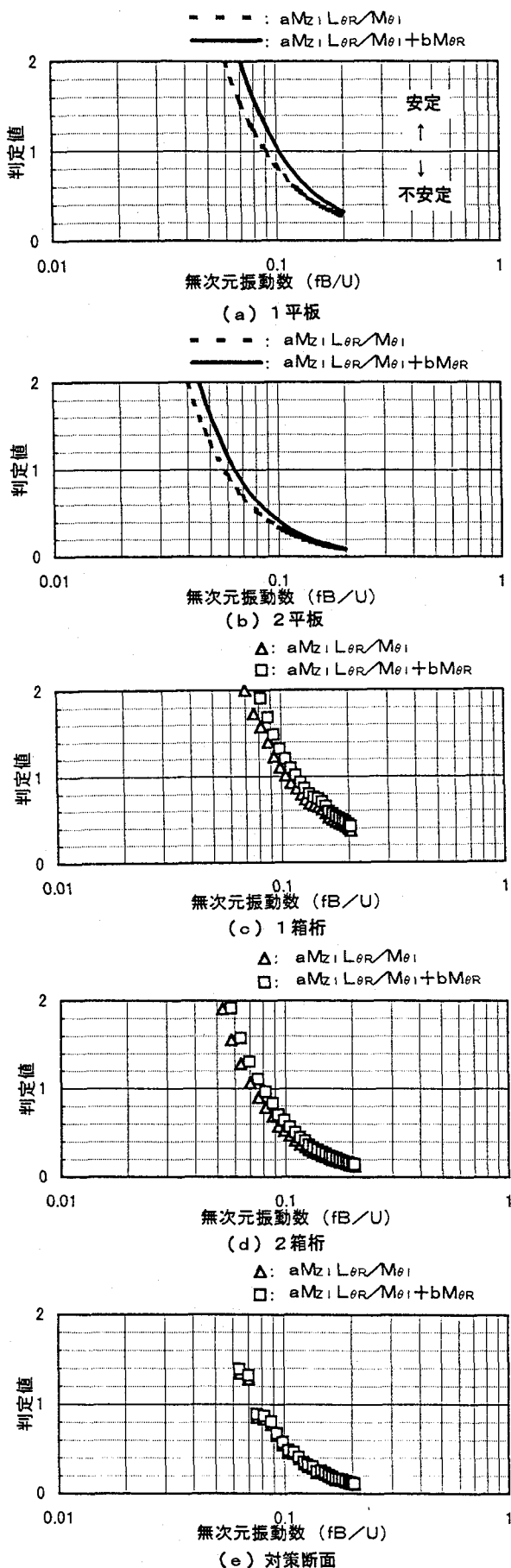


図-8 フラッターの判定 (見かけの振動数 f による)

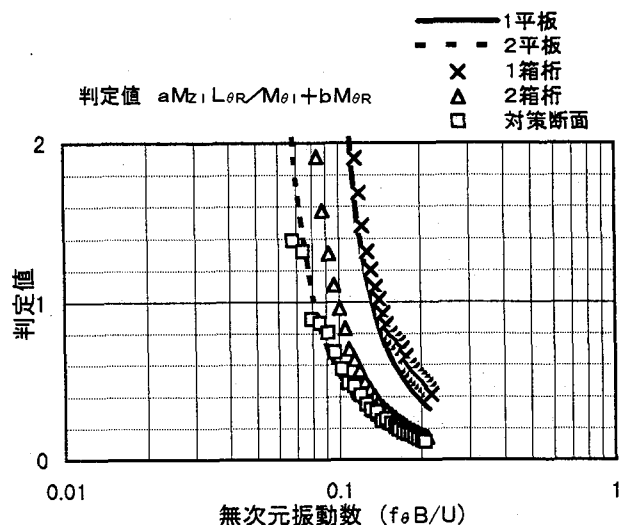


図-9 フラッターの判定 (無風時の振動数 f_{θ} による)

速は1平板に比べ低下するものと考えられる。また、2箱桁の係数は2平板のそれと概ね一致しているが、 M_{z1} の絶対値が2平板に比べ大きいため、フラッター風速は2平板に比べ低下するものと考えられる。

(3) 2平板や対策断面では、 $M_{z1}L_{\theta R}/M_{\theta 1}$ が1平板のそれより小さいため、フラッターの発現する無次元風速 ($U/(fB)$) が高くなるものと考えられる。

(4) 対策断面では2箱桁に比べ $M_{\theta R}$ が小さいため、フラッター発現風速が高くなるものと考えられる。

(5) フラッターの発現を判定するより単純な条件式を以下のように提案した。

$$aM_{z1}L_{\theta R}/M_{\theta 1} + bM_{\theta R} \geq 1 \quad (22)$$

$$a = (\varepsilon^2 / (\varepsilon^2 - 1)) (\pi / \mu) \quad (23)$$

$$b = (1 / (\varepsilon^2 - 1)) (\pi / \nu) \quad (24)$$

$$\varepsilon = f_{\theta} / f_z \quad (25)$$

参考文献

- 1) 建設省土木研究所：海峡横断道路プロジェクト技術調査委員会報告書、土木研究所資料第3205号、(1993)
- 2) 佐藤弘史、鳥海隆一他：超長大橋の耐風安定性確保に関する基礎的検討、第13回風工学シンポジウム論文集、(1994)
- 3) 佐藤弘史、荻原勝也他：開口部付き箱桁を有する超長大橋の耐風性に関する検討、第14回風工学シンポジウム論文集、(1996)
- 4) Fung, Y. C.: An Introduction to the Theory of Aeroelasticity, John Wiley & Sons (1955)
- 5) 鷲津久一郎：空力弾性学、共立出版株式会社、(1957)
- 6) Nakamura, Y.: An analysis of binary flutter of bridge deck sections, J. of Sound and Vibration, 57(4) (1978)

(1997年9月26日受付)