

主桁部に開口化を施した超長大箱桁形式吊橋の連成フラッター特性に関する実験的研究 —地覆や高欄のない偏平六角形断面を対象とした検討—

On Aerodynamic Stability of Super Long Span Streamlined Box Girder Suspension Bridge with Open Spaces or Open Gratings of Flat Hexagonal Bridge Deck

米田昌弘*, 大野克紀**, 田巻嘉彦***, 木村公男****, 宮地真一*****

Masahiro YONEDA*, Katsunori OHNO**, Yoshihiko TAMAKI***, Kimio KIMURA****
and Shin-ichi MIYACHI*****

- * 工博 川田工業株式会社技術開発本部技術研究室, 室長 (〒114 東京都北区滝野川 1-3-11)
- ** 川田工業株式会社技術開発本部長大橋室 (同 上)
- *** 川田工業株式会社技術開発本部長大橋室 (同 上)
- **** 工修 川田工業株式会社工事本部工事計画課, 課長 (〒114 東京都北区西ヶ原 3-45-4)
- ***** 工修 川田工業株式会社技術開発本部技術研究室, 係長 (〒550 大阪市西区北堀江 1-22-19)

This paper deals with aerodynamic stability of a super long span streamlined box girder suspension bridge. Two dimensional wind tunnel experiments were carried out in a uniform flow in order to investigate the aerodynamic effects of both open spaces and open gratings of a flat hexagonal bridge deck. It was shown from wind tunnel experiments that open space in the center part of girder was most effective to improve the aerodynamic stability. These experiments also demonstrated that the flutter speed for gratings of approximately 50% porosity could be almost same as that of the completely open space types.

Key Words : Super long span suspension bridge, Aerodynamic stability, Open space, Open grating
Wind tunnel experiment

1. まえがき

周知の如く、吊橋は吊構造部の形式によってトラス補剛形式と流線形の偏平箱桁形式に分類され、明石海峡大橋では両者に対する一連の風洞実験結果の比較から、最終的にトラス補剛形式を採用するに至っている。これは、セバーン橋やハンバー橋をはじめとする従来の（流線形）偏平箱桁形式を、2,000m 級の吊橋にそのまま適用しようとした場合、耐フラッター性から板厚を大きくしてねじれ剛性を増加させる必要が生じ、トラス形式よりも鋼重が増加すると判断されたことに起因する¹⁾。しかしながら、流線形の偏平箱桁形式（以下、偏平箱桁形式と記す）はトラス形式と比較して風荷重（抗力）が小さく、かつ、完成後の維持管理もきわめて容易である。したがって、板厚を増加して桁のねじれ剛性を高める以外のより経済的な手法によって所定の耐フラッター性を確保できれば、建設費用の抑制が最重要課題となっている今後の超長大吊橋に対してきわめて有望な補剛形式になると思われる。また、実際、各種のケーブルシステムを採用して、偏平箱桁形式吊橋における連成フラッター特性を

向上させようとする研究も多くの研究者によって活発に実施されている^{2)~6)}。一方、このような種々のケーブルシステムを適用する方法に対し、偏平箱桁形式はもとも耐風性に優れた方式であることから、空力的な制振法に関する研究は非常に少ない。しかしながら、その中において箱桁中央部付近を開口化する手法は、連成フラッターの発現風速を確実に向上できる空力的対策の一つであることが知られている^{7), 8)}。すなわち、偏平箱桁形式吊橋でも、上に述べたようなケーブルシステムや断面中央に開口部を設置する手法を単独または併用することによって、適用スパン長を 2,500m 程度まで高められる可能性があると考えられる。

しかしながら、紀淡海峡大橋、東京湾口道路橋、伊勢湾口道路橋をはじめとする現在計画中の超長大吊橋を実現するにあたっては建設費用の抑制を図ることが必須の条件であり、また、実際、ケーブルの許容応力度を明石海峡大橋の 82kgf/mm² から 100kgf/mm² まで高めて使用鋼重を低減しようとする案が有力視されている。このように使用鋼重量を低減することによってより経済的な吊橋案を計画することができるが、一方で死荷重の減少は

連成フラッターの発現風速を低下させることとなる。したがって、超長大吊橋の実現に向けて更なる経済性を追求するためには、ケーブルシステムをはじめとする構造的対策に加え、空力的な開口化手法についても、既往の技術にとらわれない柔軟な発想で連成フラッター特性の向上を図っていくことが必要であると考えられる。

このような観点から、佐藤・鳥海⁹⁾は、偏平箱桁断面の開口位置を、従来の断面中央部付近のみならず、路面上の種々の位置に対称配置（風上側と風下側に対称配置）した場合の風洞実験を実施している。これに対し、著者ら¹⁰⁾は、トラス補剛吊橋ではあるが、オープングレーチングの非対称化（風上側や風下側のみ開口化）によって連成フラッター特性が大きく変化することを報告している。したがって、偏平箱桁形式についても連成フラッター特性に及ぼす非対称開口の影響について検討することは十分に意味のあることと考えられる。一方、箱桁断面に開口部を設けた場合、一般には分離された2つの桁をトラスで一体化する必要が生じ、設計にあたっては所定の一体化条件やトラス部材による鋼重増について特別の配慮が必要となる。それゆえ、箱桁中央部を完全に開口化しなくとも、ある充実率で開孔するだけで連成フラッターの発現風速が工学上有意な程度まで上昇すれば、分離された箱桁の一体化に関する諸問題が軽減されることとなる。

以上の理由から、著者らは、非常に偏平な六角形断面を対象として、従来から検討されているような風上側と風下側を対称開口する場合に加え、風上側や風下側のみを非対称開口した場合ならびに開口部（開孔部）の充実率を50%、70%とした場合についても風洞実験を行い、連成フラッター特性に及ぼす開口化（開孔化）の影響を詳細に検討することとした。その結果、超長大吊橋の検討に携わる実務技術者や風工学の研究者にとって示唆に富んだ知見が得られたことから、ここに検討結果を報告する。

なお、偏平六角形断面のばね支持実験結果についてはすでに一部を文献11)に報告しているが、本論文はその後実施した3分力試験結果などの新たな研究成果も踏まえて総括したものであることを、はじめに述べておく。

2. 対象橋梁および風洞試験の概要

本研究では、図-1に示す超長大吊橋（中央支間長2,500m、側支間長1,250m）が有する構造諸元を風洞実験に反映させるものとした。対象橋梁の構造諸元を表-1に示す。表-1からわかるように、本橋では鋼重の低減を図るため、ケーブルのサグ比を1/9とし、また、ケーブルの許容応力度も明石海峡大橋の82kgf/mm²から100kgf/mm²に変更（安全率を2.2から1.8に変更）することとしている。なお、ケーブルのサグ比を1/10、ケー

ブルの許容応力度を82kgf/mm²とした場合のケーブル重量 w_c は $w_c=17.0\text{tf/m/Br.}$ であり、サグ比を1/9、許容応力度を100kgf/mm²に変更することによってケーブル重量は $w_c=11.0\text{tf/m/Br.}$ まで低減したことを付記しておく。

本試験で使用した風洞は川田工業(株)所有の水平回流式ゲッチング型風洞（閉鎖型測定洞：幅2.0m×高さ2.5m×全長15.0m）であり、試験模型としては縮尺1/71の2次元剛体部分模型（模型長1,620mm）を使用した。ただし、試験模型の製作にあたっては、連成フラッター特性に及ぼす開口位置や開孔部における充実率の影響を容易に把握できるように考え、本研究では図-2に示すような箱桁断面の斜線部分（高欄などを考慮しない上下対称で非常に偏平な六角形断面）をモデル化するものとした。斜線部分の基本ケース（CASE-AD）に対するばね支持実験条件を表-2に示す。ただし、対象とした橋梁の振動数比 f_0/f_n （ねじれ振動数 f_0 と鉛直たわみ振動数 f_n の比）は $f_0/f_n=2.987$ と比較的高く、風洞実験では $f_0/f_n=2.639$ なる振動数比で実施せざるを得なかった。したがって、次章の考察ではフラッターの発現を風洞風速で記述するものとしたが、Selberg式で振動数比の差異を補正した場合の風速倍率は3.565になることを参考までに述べておく。また、開口部（開孔部）を設けた場合には、単位長さ当たりの重量や極慣性モーメントなどが基本ケースと相違することとなるが、ここでは開口化（開孔化）に起因した空力安定効果のみに着目し、開口化（開孔化）の程度にかかわらず、表-2に示した条件で風洞実験を実施したことも併せて述べておく。

一方、ばね支持実験結果から、偏平六角形断面の連成フラッター特性は開口化（開孔化）によって有意な差異が生じたことから、静的3分力試験も実施し、静的空気力特性に及ぼす開口化（開孔化）の影響ならびに連成フラッター風速と静的空気力係数の相関性について検討することとした。

3. ばね支持実験結果と考察

ばね支持実験結果は、風洞風速 V_m とねじれ振動の対数減衰率 δ_θ の関係（ $V_m-\delta_\theta$ 曲線）で整理するものとした。本章の各節では $V_m-\delta_\theta$ 曲線を示して各ケースの連成フラッター特性を考察するが、実務技術者の理解の便を考え、はじめに迎角を $\alpha=0^\circ$ とした、一様流中のばね支持実験で得られた連成フラッター風速 V_{Fm} を表-3にまとめて提示することとする。ここに、連成フラッター風速 V_{Fm} は、 $V_m-\delta_\theta$ 曲線において対数減衰率 δ_θ が正から負となった場合の風速に対応する。

(1) 非対称開口した場合

迎角を $\alpha=0^\circ$ とした一様流中において、まず、風上側の

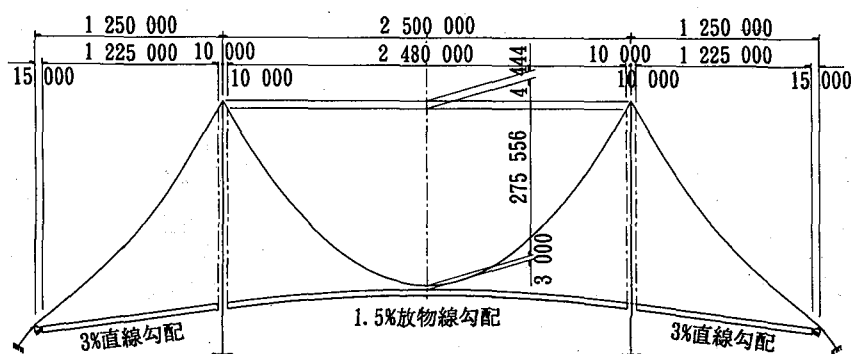


図-1 対象とした橋梁

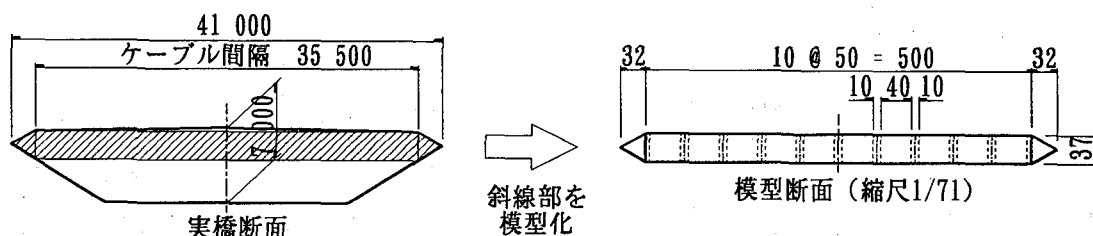


図-2 風洞模型

表-1 対象橋梁の構造諸元

支 間 割		1, 250m + 2, 500m + 1, 250m
サ グ 比		1/9
ケ ー ブ ル 間 隔		35.5 m
ケーブル許容応力度		100 kg/mm ²
死荷重	ケーブル部	11.0 tf/m/Br.
	吊構造部	24.0 tf/m/Br.
	合 計	35.0 tf/m/Br.
極慣性	ケーブル部	350 tf・s ² ・m/m/Br.
	吊構造部	340 tf・s ² ・m/m/Br.
モーメント	合 計	690 tf・s ² ・m/m/Br.

表-2 ばね支持試験条件 (縮尺 1/71)

	実橋諸元	模型値
重量	35.0 tf/m/Br.	11.24 kgf/model
極慣性 モーメント	690 tf・s ² ・m/m/Br.	0.0440 kgf・s ² ・m/model
振動数	たわみ	0.0537 Hz
	ねじれ	0.1604 Hz
振動数比	2.987	2.639
構造対数	たわみ	—
減衰率	ねじれ	—
風速倍率	—	3.565 ^(注)

注) 振動数比の差異をSelberg式で補正した場合の風速倍率

表-3 各実験ケースおよびフラッター発現風速 ($\alpha = 0^\circ$)

実験ケース	開口位置	フラッター発現 風速(m/s)
基本ケース CASE-AD	W1 W2 W3 W4 W5 L5 L4 L3 L2 L1	15.0 (1.00)
CASE-W1	W1	15.0 (1.00)
CASE-W2	W2	11.0 (0.73)
CASE-W3	W3	17.5 (1.17)
CASE-W4	W4	17.5 (1.17)
CASE-W5	W5	17.5 (1.17)
CASE-L3	L3	16.0 (1.07)
CASE-W3L3	W3 L3	18.5 (1.23)
CASE-W3L3/50	W3 L3/50	18.0 (1.20)
CASE-L5	L5	16.5 (1.10)
CASE-W5L5	W5 L5	19.0 (1.27)
CASE-W5L5/50	W5 L5/50	18.5 (1.23)
CASE-W5L5/70	W5 L5/70	18.0 (1.20)
CASE-W4W5L4L5	W4 W5 L4 L5	27.0 (1.80)
CASE-W4W5L4L5/50	W4 W5 L4 L5/50	25.5 (1.70)
CASE-W4W5L4L5/70	W4 W5 L4 L5/70	23.0 (1.53)

注) フラッター発現風速は風洞風速

()内は基本ケースを1.0とした場合の比率

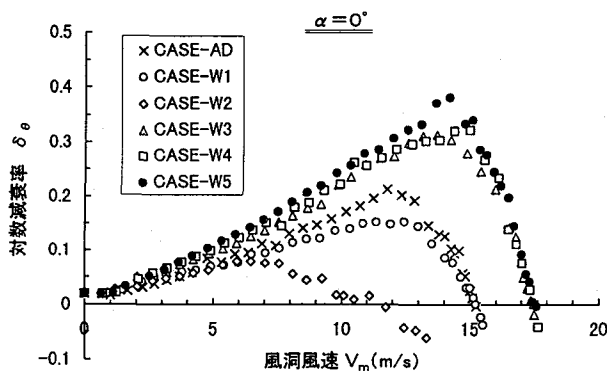


図-3 $V_m - \delta_\theta$ 曲線 (風上側のみの非対称開口化)

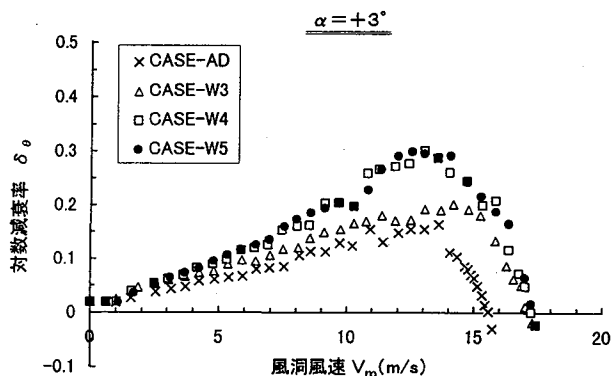
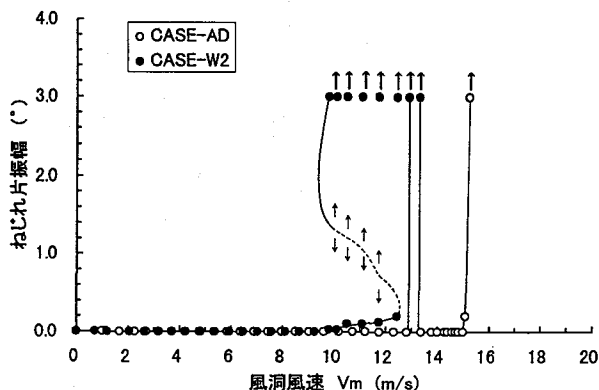
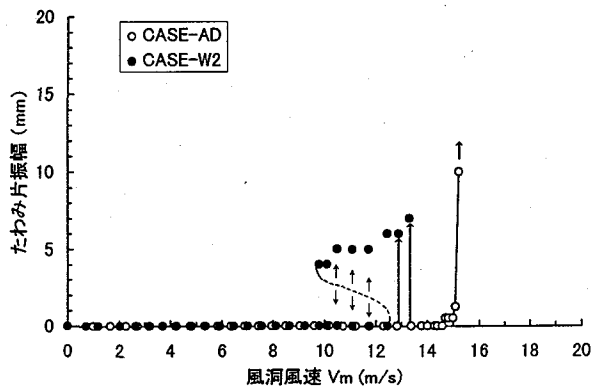


図-5 $V_m - \delta_\theta$ 曲線 ($\alpha = +3^\circ$)



(a)ねじれ振動成分



(b)たわみ振動成分

図-4 $V_m - A$ 曲線 (CASE-AD および CASE-W2)

みを順次開口した場合についてばね支持実験を実施した。得られた $V_m - \delta_\theta$ 曲線を図-3に示す。図-3からわかるように、風上側の最も外側1パネルを開口した CASE-W1 (図中の○記号) の連成フラッター風速 V_{Fm} は、基本ケースである CASE-AD (図中の×記号) とほぼ等しく $V_{Fm}=15\text{m/s}$ となっているのに対し、2パネル目を開口した CASE-W2 (図中の◇記号) のフラッター風速は $V_{Fm}=11\text{m/s}$ と CASE-AD と比較して約 27% も低下する結果となっている。これは、図-4に示すように CASE-W2 では他のケースと異なって不安定なリミットサイクルが存在し、曲げとねじれの連成フラッターよりもねじれフラッターに近い振動が発現したことに起因す

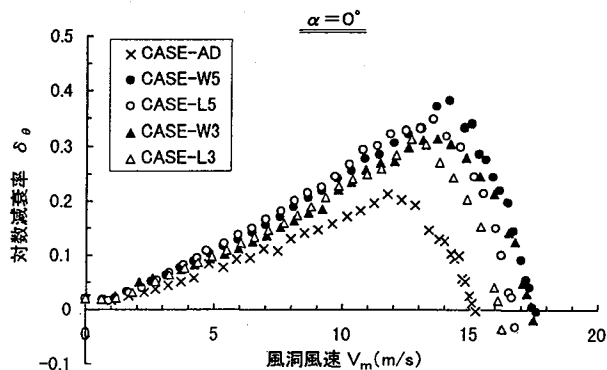


図-6 $V_m - \delta_\theta$ 曲線 (風上側と風下側の非対称開口化)

る。これに対し、風上側の W3, W4, W5 なる部分を開口した CASE-W3 (図-3中の△記号), CASE-W4 (図-3中の□記号), CASE-W5 (図-3中の●記号) の連成フラッター風速はいずれも $V_{Fm}=17.5\text{m/s}$ となっており、基本ケース (CASE-AD) と比べ、約 17% 程度も連成フラッター風速が上昇していることがわかる。しかしながら、これら3ケースの減衰特性には若干の差異が認められ、対数減衰率 δ_θ の最大値は CASE-W3 で $\delta_\theta \approx 0.30$, CASE-W4 で $\delta_\theta \approx 0.32$, CASE-W5 で $\delta_\theta \approx 0.40$ と風上側の最も中央側を開口した CASE-W5 が幾分大きい結果となっている。なお、図-5は迎角が $\alpha = +3^\circ$ なる状態の一樣流中で得られた CASE-AD, CASE-W3, CASE-W4, CASE-W5 の $V_m - \delta_\theta$ 曲線を示したものである。図-5と図-3を比較すればわかるように、 $\alpha = +3^\circ$ における減衰特性は $\alpha = 0^\circ$ なる場合と幾分相違するものの、CASE-W3, CASE-W4, CASE-W5 の連成フラッター風速はいずれも $V_{Fm}=17.2\text{m/s}$ とほぼ等しく、 $\alpha = 0^\circ$ なる場合と同様の傾向を示していたことを述べておく。

次に、風下側の L3 と L5 をそれぞれ開口した CASE-L3, CASE-L5 の $V_m - \delta_\theta$ 曲線 (迎角 $\alpha = 0^\circ$, 一樣流) を、CASE-W3 (風上側の W3 を開口したケース) と CASE-W5 (風上側の W5 を開口したケース) の結果と比較して図-6に示す。図-6より、CASE-L3 と CASE-L5 の連成フラッター風速はそれぞれ $V_{Fm}=16.0\text{m/s}$, $V_{Fm}=16.5\text{m/s}$ と、風上側の同じ位置を開

口したケースよりも幾分効果は少ないものの、いずれも基本ケースである CASE-AD の $V_{Fm}=15.0\text{m/s}$ よりも高くなっていることがわかる。すなわち、偏平六角形断面では、トラス補剛吊橋の実験結果（風下側のオープングレーチング化によって連成フラッターの発現風速が基本ケースよりも大幅に低下）¹⁰⁾と相違し、風下側の開口化によっても連成フラッターの発現風速が上昇すると言える。

(2) 対称開口した場合と充実率の影響

迎角を $\alpha=0^\circ$ とした一様流中において、風上側の W3 と風下側の L3 を開口した場合 (CASE-W3L3) および風上側の W5 と風下側の L5 を開口した場合 (CASE-W5L5) のばね支持試験をそれぞれ実施した。得られた $V_m-\delta_\theta$ 曲線を図-7、図-8 に示す。これらの図には、対比の容易さを考えて風上側と風下側を非対称開口した結果を併記している。また、開口部に充実率 50% のネットを設置した場合 (CASE-W3L3/50 と CASE-W5L5/50) のばね支持試験結果も同様に併記しているが、これについては後述する。図-7、図-8 から、CASE-W3L3 (図-7 中の $\square$ 記号) および CASE-W5L5 (図-8 中の $\square$ 記号) なる場合の連成フラッター発現風速はそれぞれ $V_{Fm}=18.5\text{m/s}$ 、 $V_{Fm}=19.0\text{m/s}$ となっており、中央部の風上側と風下側を開口した CASE-W5L5 の方が連成フラッターの発現風速が幾分高いことがわかる。なお、対称開口したこれらのケースに対して、CASE-AD の発現風速に風上側と風下側の開口に起因した上昇分を乗じた風速は、表-3 の結果を利用すれば CASE-W3L3 で $15.0+15.0 \times (0.17+0.07)=18.6\text{m/s}$ 、CASE-W5L5 で $15.0+15.0 \times (0.17+0.10)=19.1\text{m/s}$ となり、いずれも風洞実験で得られた連成フラッター風速にきわめて近いものであった。すなわち、偏平六角形断面を対象とした場合、連成フラッターの発現風速に及ぼす対称開口の影響は、個々の開口による寄与を重ね合わせできる可能性があると推察される。

図-7、図-8 中の $\blacksquare$ 記号は、CASE-W3L3、CASE-W5L5 なる場合の開口部に充実率 50% のネットを設置したケース (CASE-W3L3/50 と CASE-W5L5/50) の実験結果を示したものである。充実率 50% のネットを設置した場合の連成フラッター発現風速は、図中の $\square$ 記号で示したネットを設置しないケース (CASE-W3L3 と CASE-W5L5) の発現風速と比較してわずかに下回る程度で、充実率が 50% 程度であれば連成フラッター特性は大幅に低下しないと言える。また、表-3 に示したように、開口部に充実率 70% のネットを設置した CASE-W5L5/70 の連成フラッター風速は $V_{Fm}=18.0\text{m/s}$ となっており、この場合には充実率を 50% とした CASE-W5L5/50 と比較して 0.5m/s しか連成フラッター風速が低下していないことがわかる。一方、図-9 は風上側の

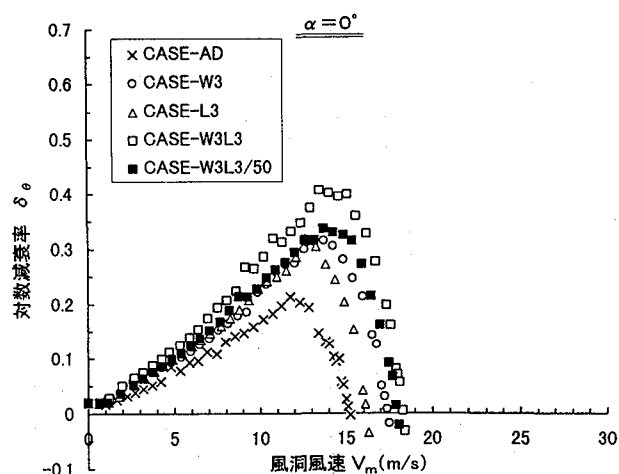


図-7 $V_m-\delta_\theta$ 曲線 (W3 と L3 の開口化)

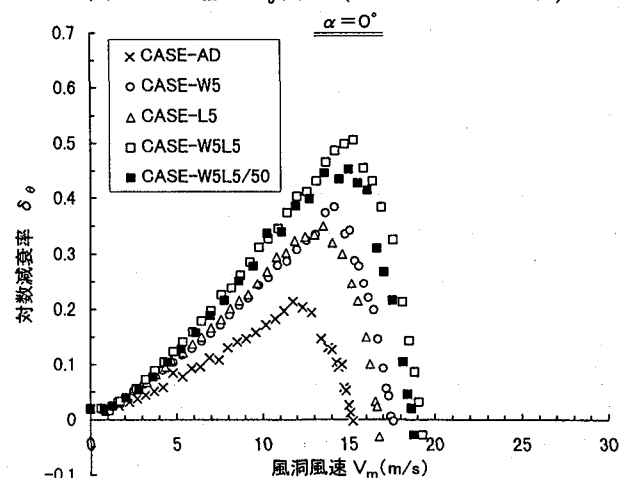


図-8 $V_m-\delta_\theta$ 曲線 (W5 と L5 の開口化)

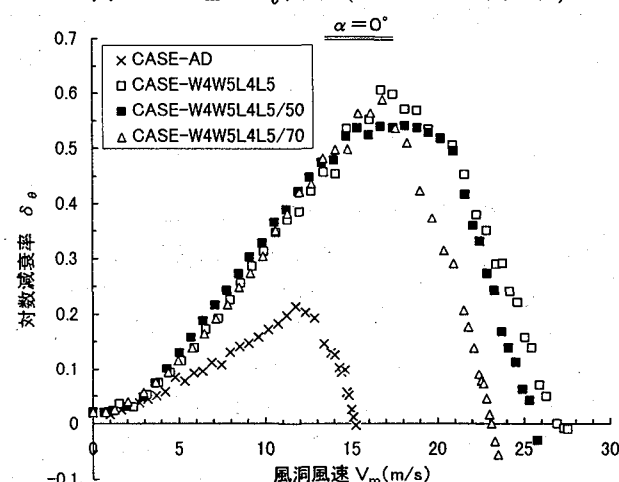


図-9 $V_m-\delta_\theta$ 曲線 (W4W5 と L4L5 の開口化)

W4 と W5、風下側の L4 と L5 をそれぞれ開口した場合 (CASE-W4W5L4L5)、開口部 (W4W5 と L4L5) の充実率を 50% とした場合 (CASE-W4W5L4L5/50)、開口部 (W4W5 と L4L5) の充実率を 70% とした場合 (CASE-W4W5L4L5/70) の実験結果を示したものである。この結果から、充実率を 70% とした場合 (図中の $\triangle$ 記号) の発現風速は $V_{Fm}=23.0\text{m/s}$ と CASE-AD ($V_{Fm}=15.0\text{m/s}$) の 1.53 倍まで上昇すること、また、

充実率を 50%とした場合（図中の■記号）の発現風速は $V_{Fm}=25.6\text{m/s}$ であり，完全に開口した場合（ $V_{Fm}=27.0\text{m/s}$ ）と比較しても大幅に低下しない結果となっていることがわかる。

4. 静的 3 分力試験結果と考察

前章に示したように，偏平六角形断面の連成フラッター特性は開口化（開孔化）によって有意な差異が生じたことから，対称開口した代表的なケースについて静的 3 分力試験を実施し，連成フラッター特性と静的空気力係数の相関性について考察することとした。

なお，本文で提示する静的 3 分力係数は，

$$C_D = \frac{D}{\frac{1}{2}\rho V_m^2 A_n} \quad (1)$$

$$C_L = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho V_m^2 B\ell} \quad (2)$$

$$C_M = \frac{M}{\frac{1}{2}\rho V_m^2 B^2\ell} \quad (3)$$

ただし， D ， C_D ；抗力と抗力係数

L ， C_L ；揚力と揚力係数

M ， C_M ；空力モーメントと空力モーメント係数

ρ ；空気密度， B ；弦長（模型幅）， ℓ ；模型長

で定義したものである。

(1) W5（風上側）と L5（風下側）を開口した場合

まず，風上側の W5 と風下側の L5 を対称開口（開孔）した場合について， $V_m=10\text{m/s}$ なる一様流中で静的 3 分力試験を実施した。W5L5 なる部分の充実率を 0%，50%，70%とした CASE-W5L5，CASE-W5L5/50，CASE-W5L5/70 の試験結果をそれぞれ図-10～図-12に示す。なお，参考までに，図-13には同じ風速のもとで算出した，開口部を設けない CASE-AD（充実率を 100%にした場合に対応）の結果を示す。

図-10～図-13から，揚力係数 C_L （図中の△記号）と空力モーメント係数 C_M （図中の□記号）の絶対最大値および各係数の迎角 α に対する勾配 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ ， $\Delta C_M / \Delta \alpha$ （いずれも $\alpha=0^\circ$ 近傍での値）は，W5L5 なる部分の充実率を 0%，50%，70%と大きくするにしたがってそれぞれ増加し，CASE-AD（充実率を 100%にした場合に対応）なる結果に漸近していることがわかる。

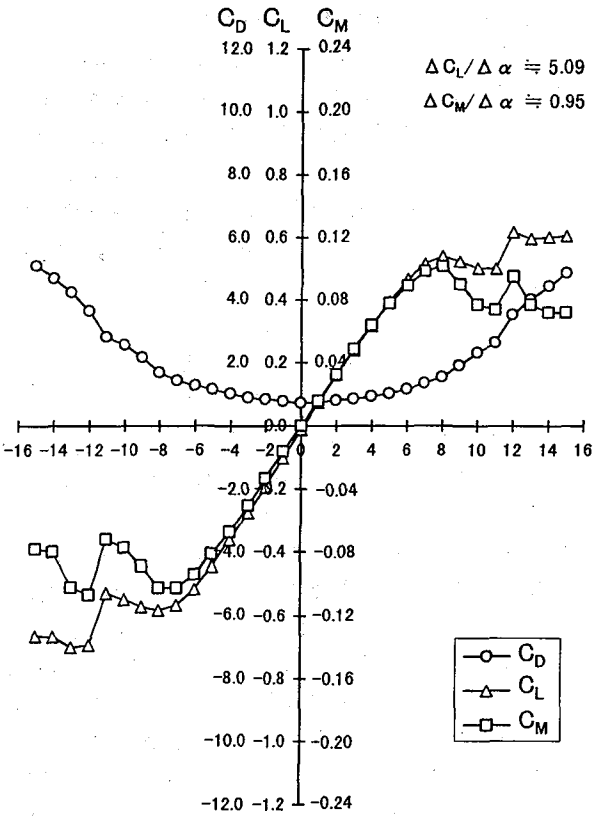


図-10 3分力曲線 (CASE-W5L5)

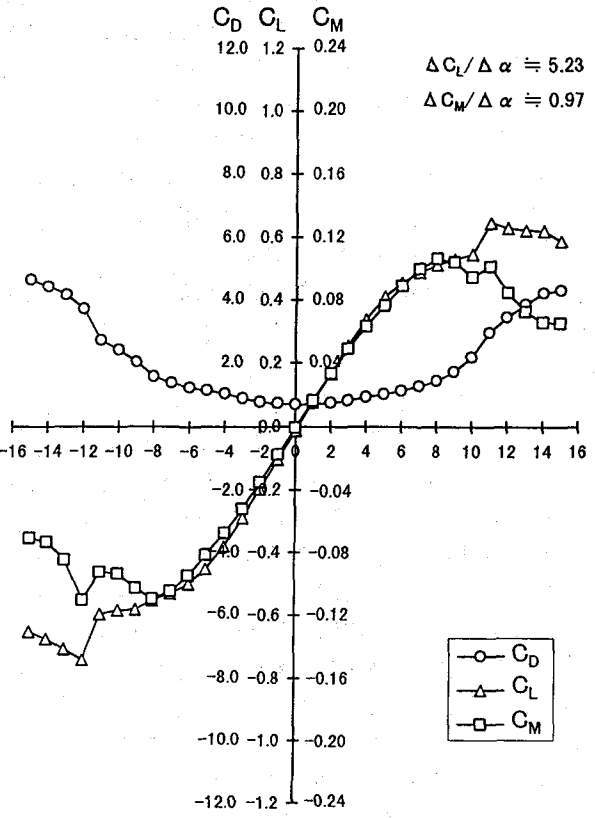


図-11 3分力曲線 (CASE-W5L5/50)

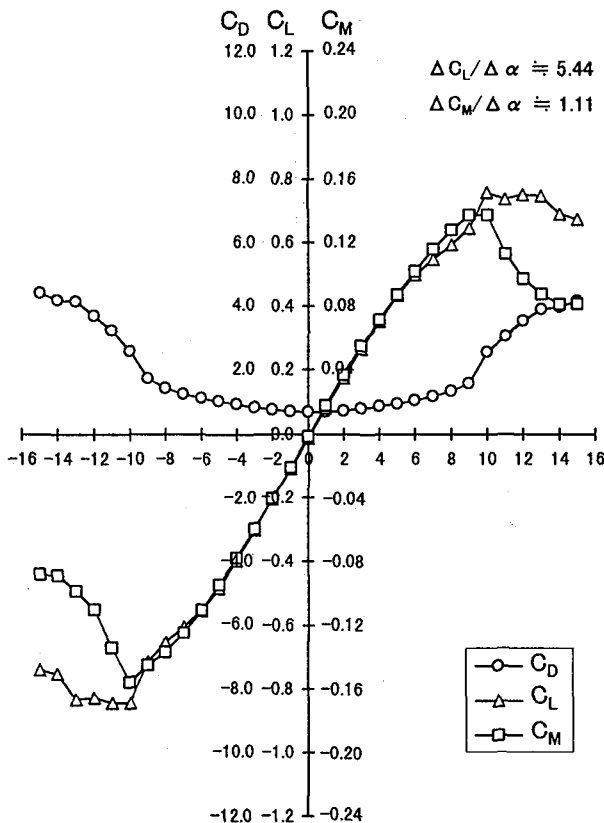


図-12 3分力曲線 (CASE-W5L5/70)

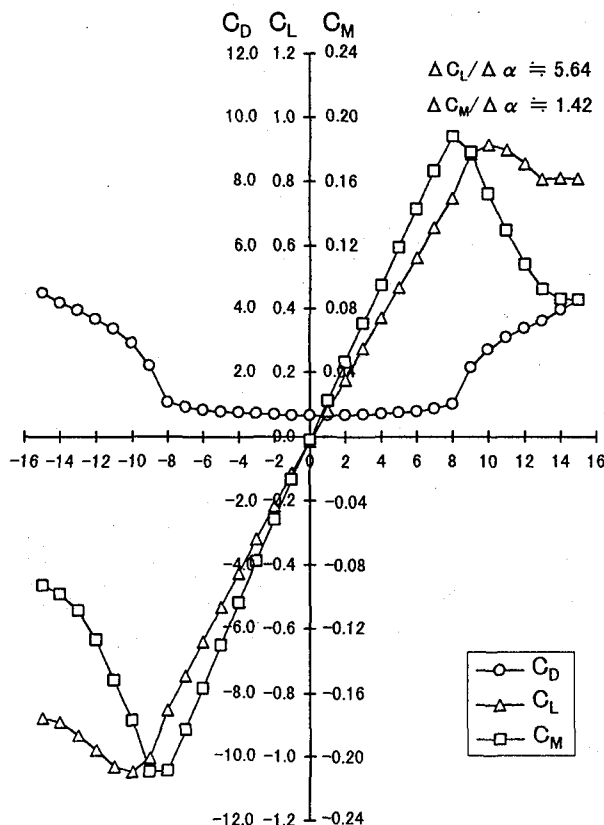


図-13 3分力曲線 (CASE-AD)

前章のばね支持実験結果によれば、 $\alpha=0^\circ$ なる場合の連成フラッター風速は、CASE-W5L5で19.0m/s、CASE-W5L5/50で18.5m/s、CASE-W5L5/70で18.0m/sと充実率が増加するにしたがって低下していた。また、CASE-AD（充実率を100%にした場合に対応）では、15.0m/sなる風洞風速で連成フラッターが発現していた。それゆえ、対象とした桁断面の揚力係数 C_L とその勾配 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ および空力モーメント係数 C_M とその $\Delta C_M / \Delta \alpha$ が大きくなるにしたがって、連成フラッターの発現風速は低下するものと推察される。

(2) W4W5（風上側）とL4L5（風下側）を開口した場合

風上側のW4W5と風下側のL4L5を開口（開孔）した場合についても、 $V_m=10\text{m/s}$ なる一様流中で静的3分力試験を実施した。W4W5L4L5なる部分の充実率を0%、50%、70%としたCASE-W4W5L4L5、CASE-W4W5L4L5/50、CASE-W4W5L4L5/70の試験結果をそれぞれ図-14～図-16に示す。これらの図から、風上側のW4W5と風下側のL4L5を開口（開孔）した場合にも、揚力係数 C_L （図中の△記号）と空力モーメント係数 C_M （図中の□記号）の絶対最大値および各係数の迎角 α に対する勾配 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ 、 $\Delta C_M / \Delta \alpha$ は、開口部の充実率が大きくなるにしたがって増加していることがわかる。また、前章のばね支持実験結果によれば、 $\alpha=0^\circ$ なる場合の連成フラッター風速は、CASE-W4W5L4L5で27.0m/s、CASE-W4W5L4L5/50で25.5m/s、CASE-W4W5L4L5/70で23.0m/sと充実率が増加するにしたがって低下していたことから、W4W5L4L5を開口した場合にも、対象とした桁断面の揚力係数 C_L とその勾配 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ および空力モーメント係数 C_M とその $\Delta C_M / \Delta \alpha$ が大きくなるにしたがって、連成フラッターの発現風速は低下するものと考えられる。

そこで、ここでは $\Delta C_L / \Delta \alpha$ と $\Delta C_M / \Delta \alpha$ に着目し、前節の結果も含め、連成フラッター風速 V_{Fm} と $\Delta C_L / \Delta \alpha$ および $\Delta C_M / \Delta \alpha$ の関係についてより詳細に検討することとした。本章で着目したケースについて得られた、連成フラッター風速 V_{Fm} と $\Delta C_L / \Delta \alpha$ の関係を図-17に、連成フラッター風速 V_{Fm} と $\Delta C_M / \Delta \alpha$ の関係を図-18に示す。これらの図から、連成フラッター風速 V_{Fm} は $\Delta C_L / \Delta \alpha$ および $\Delta C_M / \Delta \alpha$ と明確な相関が認められ、対象とした偏平六角形断面では、

$$V_{Fm} = -10.9 \times \Delta C_L / \Delta \alpha + 76.4 \quad (4)$$

$$V_{Fm} = -13.9 \times \Delta C_M / \Delta \alpha + 33.5 \quad (5)$$

なる関係が概ね成立することがわかる。したがって、連成フラッターの発現風速を向上させるためには、対象と

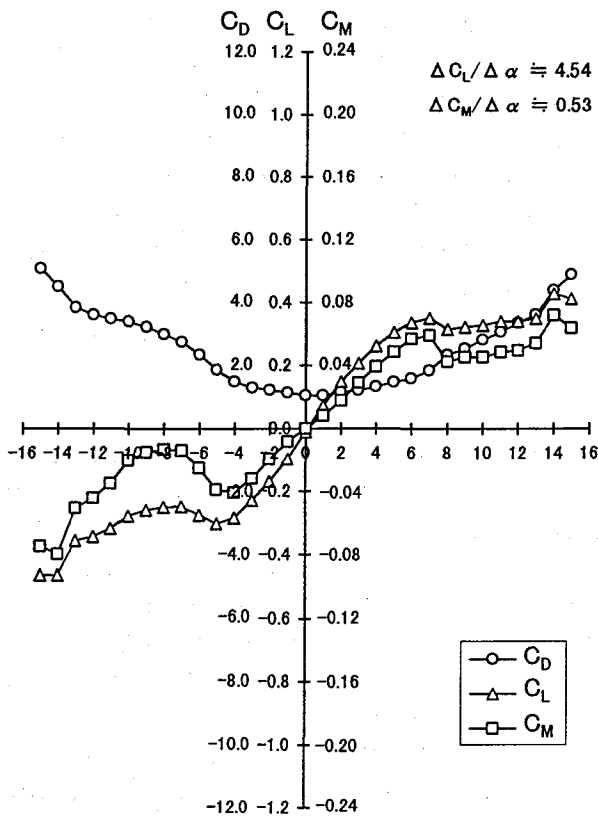


図-14 3分力曲線 (CASE-W4W5L4L5)

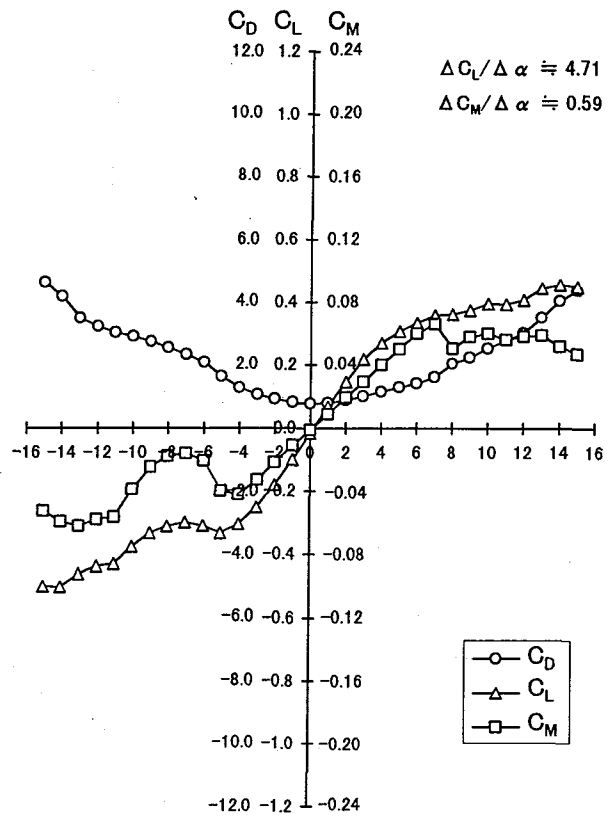


図-15 3分力曲線 (CASE-W4W5L4L5/50)

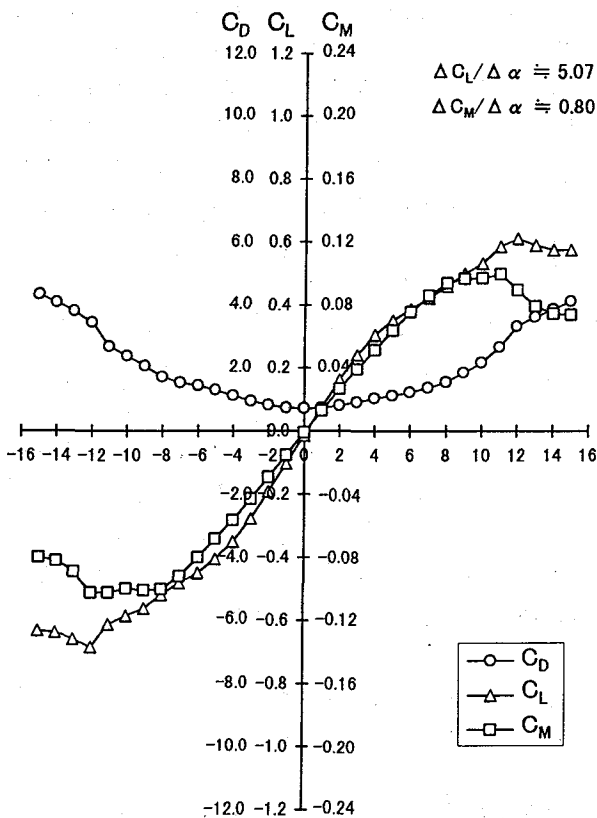


図-16 3分力曲線 (CASE-W4W5L4L5/70)

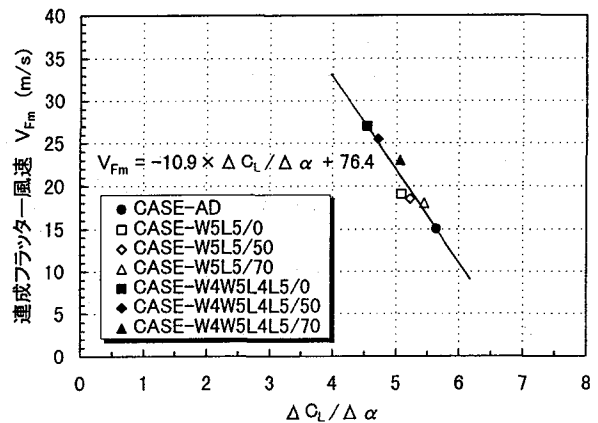


図-17 連成フラッター風速 V_{Fm} と $\Delta C_L/\Delta \alpha$ の関係

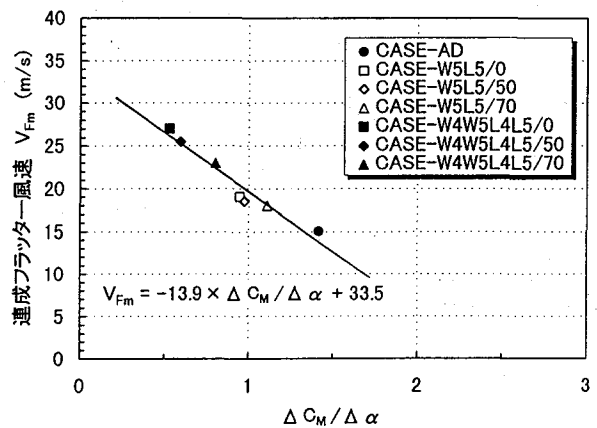


図-18 連成フラッター風速 V_{Fm} と $\Delta C_M/\Delta \alpha$ の関係

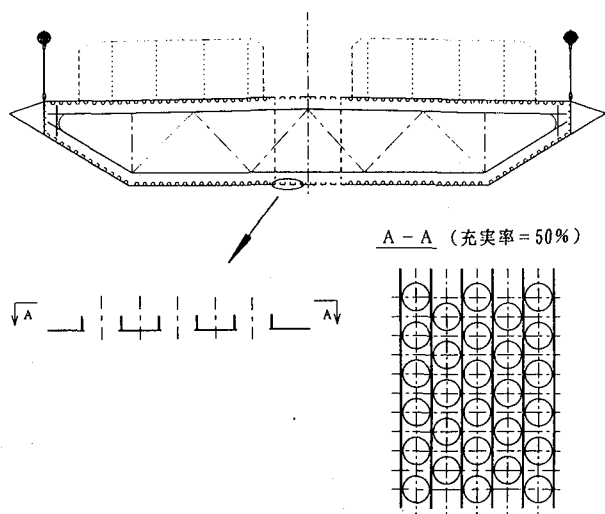


図-19 箱桁の開孔（イメージ図）

した断面の $\Delta C_L / \Delta \alpha$ および $\Delta C_M / \Delta \alpha$ をできるだけ小さくすることが重要であると言える。

5. まとめ

本論文は、風洞実験を実施して偏平箱桁断面（偏平六角形）の連成フラッター特性に及ぼす開口化（開孔化）の影響を検討したものである。得られた主要な結果を以下にまとめる。

- (1) 風上側の最も外側1パネルを開口した CASE-W1 のフラッター発現風速 V_{Fm} は、基本ケースである CASE-AD とほぼ等しく $V_{Fm}=15\text{m/s}$ であった。これに対し、外側の2パネル目を開口した CASE-W2 では不安定なリミットサイクルを有するねじれフラッターに近い振動が発現し、フラッター風速は $V_{Fm}=11\text{m/s}$ と CASE-AD と比較して約 27% も低下した。
- (2) 風上側の W3, W4, W5 なる部分を開口した CASE-W3, CASE-W4, CASE-W5 の連成フラッター風速はいずれも $V_{Fm}=17.5\text{m/s}$ となっており、基本ケース（CASE-AD）と比べ、約 17% 程度も連成フラッター風速が上昇する。
- (3) 風下側の L3 と L5 をそれぞれ開口した CASE-L3, CASE-L5 の連成フラッター風速はそれぞれ $V_{Fm}=16.0\text{m/s}$, $V_{Fm}=16.5\text{m/s}$ であり、風上側の同じ位置を開口したケースよりも効果は幾分少ないものの、いずれも基本ケース（CASE-AD）の $V_{Fm}=15.0\text{m/s}$ よりも発現風速が上昇する。
- (4) 風上側の W3 と風下側の L3 を開口した場合（CASE-W3L3）、風上側の W5 と風下側の L5 を開口した場合（CASE-W5L5）の連成フラッター風速はそれぞれ $V_{Fm}=18.5\text{m/s}$, $V_{Fm}=19.0\text{m/s}$ まで上昇するが、中央部の風上側と風下側を開口した CASE-W5L5 の方が連成フ

ラッターの発現風速が幾分高いと言える。また、非常に偏平な箱桁断面を対象とした場合、連成フラッターの発現風速に及ぼす対称開口の影響は、個々の開口による寄与を重ね合わせできる可能性があることも示唆できた。

(5) 対称開口部に充実率 50% のネットを設置した CASE-W3L3/50, CASE-W5L5/50 および CASE-W4W5L4L5/50 の連成フラッター風速は、ネットを設置しないケースよりもわずかに発現風速が下回る程度で、充実率が 50% 程度であれば連成フラッター風速は大幅に低下しないと言える。

(6) 静的 3 分力試験結果とばね支持実験結果の相関性について検討した結果、対象とした桁断面の揚力係数 C_L とその勾配 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ および空力モーメント係数 C_M とその $\Delta C_M / \Delta \alpha$ が大きくなるにしたがって、連成フラッターの発現風速は低下することがわかった。また、連成フラッター風速 V_{Fm} と $\Delta C_L / \Delta \alpha$ の関係および連成フラッター風速 V_{Fm} と $\Delta C_M / \Delta \alpha$ の関係についても具体的に提示することができた。

以上の実験結果より、偏平六角形断面を開孔化（開孔化）した場合の空力特性をおおむね把握できたと考えている。また、開孔部の充実率が 50% 程度であれば連成フラッター風速は大幅に低下しないという有用な知見も提示できたが、50% なる充実率は図-19 に示すように開孔化すれば実現できる。板厚が同じであれば開孔化によって断面剛性は減少するが、減少分はこの部分の板厚を若干増加させることで十分に対処できると思われる。すなわち、実橋断面においても充実率が 50% 程度の開孔部を設置することによって耐風安定性が十分に向上すれば、トラス部材による一体化の必要がなく、箱桁断面を合理的に設計できると思われる。それゆえ、今後は地覆や高欄を設置した実橋設計断面に対しても風洞実験を実施し、連成フラッター特性に及ぼす開口化や開孔部の充実率の影響についてより詳細に解明していく所存である。

最後に、本研究は、建設省土木研究所、本州四国連絡橋公団、(財)土木研究センターおよび民間企業 8 社による共同研究「耐風性および経済性に優れた超長大橋の開発」の一環として行われたことを付記しておく。

参考文献

- 1) 本州四国連絡橋公団・海洋架橋調査会：本州四国連絡橋の海洋架橋技術に関する調査研究（耐風委員会報告書），pp.57～68，1990年3月。
- 2) M. A. Astiz and E. Y. Andersen：On Wind Stability of Very Long Spans in Connection with a Bridge across the Strait of Gibraltar, Proc. of The 2nd Symposium on Strait Crossings, Trondheim (Norway), pp.257～264, June, 1990.

- 3) 米田昌弘・木村公男・大野克紀・中崎俊三・野村国勝:3,000m 級吊橋の静的特性と連成フラッター特性に及ぼす各種ケーブルシステムの効果について, 構造工学論文集, Vol.40A, pp.735~747, 1994 年 3 月.
- 4) 荒居祐基・宮崎正男: 超長大吊橋の耐風設計と水平ステイシステムに関する研究, 第 13 回風工学シンポジウム論文集, pp.503~508, 1994 年 12 月.
- 5) 大谷康史・北川 信・金崎智樹・勝地 弘: 長大吊橋のフラッター限界風速に対するクロスハンガーの改善効果に関する検討, 土木学会第 50 回年次学術講演会講演概要集, I-688, pp.1376~1377, 1995 年 9 月.
- 6) 佐々木 誠・久保喜延・山口栄輝・坂田隆博: 中央連結ケーブル方式による超長大吊橋の耐風特性, 構造工学論文集, Vol.42A, pp.841~846, 1996 年 3 月.
- 7) 山口浩二・鈴木周一・北原俊男・武内隆文・宮崎正男・風間浩二: 箱桁の渦励振・連成フラッター特性に及ぼす開口部とフェアリングの効果, 第 9 回風工学シンポジウム論文集, pp.217~222, 1986 年 12 月.
- 8) 山口浩二・岩屋勝司・池ノ内昌弘・井上浩男: 超長大吊橋 2 箱桁断面の空力特性に関する実験的考察, 第 9 回風工学シンポジウム論文集, pp.229~234, 1986 年 12 月.
- 9) 佐藤弘史・鳥海隆一・関谷光昭・渡辺正剛: 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, pp.419~424, 1994 年 12 月.
- 10) 米田昌弘・中崎俊三・片山哲夫・大野克紀・杉山幸一: 3,000m 級超長大トラス補剛吊橋の耐風安定性に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.42A, pp.833~840, 1996 年 3 月.
- 11) 米田昌弘・大野克紀・田巻嘉彦・木村公男・宮地真一: 偏平箱桁断面を有する 2,500m 級超長大吊橋の連成フラッター特性に及ぼす開口化の影響, 第 14 回風工学シンポジウム論文集, pp.401~406, 1996 年 12 月.

(1996 年 9 月 6 日受付)