

偏平箱桁断面を有する2500m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

On Aerodynamic Stability of a Streamlined Box Girder Suspension Bridge with Open Spaces or Open Gratings of Bridge Deck Spanning 2500m

米田 昌弘

Masahiro YONEDA

近畿大学理工学部土木工学科助教授
(元川田工業㈱技術開発本部技術研究室室長)

大野 克紀

Katsunori OHNO

川田工業㈱技術開発本部技術研究室

田巻 嘉彦

Yoshihiko TAMAKI

川田工業㈱技術開発本部技術研究室

木村 公男

Kimio KIMURA

川田工業㈱工事本部工事計画課課長

宮地 真一

Shin-ichi MIYACHI

川田工業㈱技術開発本部技術研究室係長

This paper deals with aerodynamic stability of a streamlined box girder suspension bridge spanning 2500m. 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 bridge deck. The wind tunnel experiments showed that open space in the center part of the girder was most effective in improving the aerodynamic stability. These experiments also demonstrated that the flutter speed for open gratings with approximately 50% porosity could be almost the same as in that of the open space types.

Key words : suspension bridge, aerodynamic stability, open space, wind tunnel experiments

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2000m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と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、その中であっ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2500m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82 kgf/mm²から100 kgf/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になる。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開口（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、オーブングレーチングの非対称化(風上側や風下側のみの開口化)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しなくとも、ある充実率で開口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になる。

以上の理由から、著者らは、非常に偏平な箱桁断面を対象として、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(開口部)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の影響を詳細に検討することとした。

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2500m, 側支間長1250m)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82 kgf/mm²から100 kgf/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82 kgf/mm²とした場合のケーブル重量 w_c は $w_c = 17.0$ tf/m/Br.であり、サグ比を1/9、許容応力度を100 kgf/mm²に変更することによってケーブル重量は $w_c = 11.0$ 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1620mm)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口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断面)をモデル化するものとした。斜線

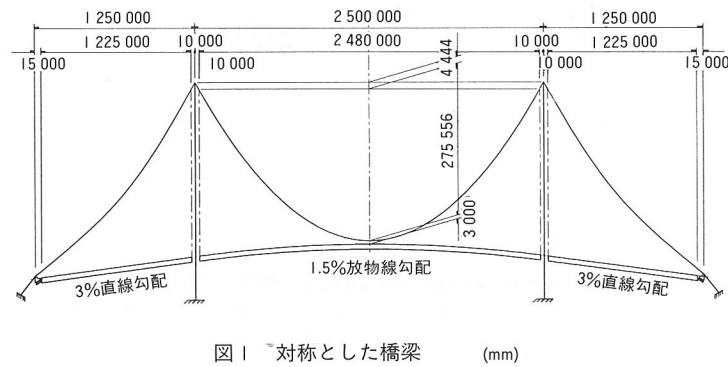


図1 対称とした橋梁 (mm)

表1 対象橋梁の構造諸元

支間割		1 250 m + 2 500 m + 1 250 m
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.
極慣性モーメント	ケーブル部	350 tf・s ² ・m/Br.
	吊構造部	340 tf・s ² ・m/Br.
	合計	690 tf・s ² ・m/Br.

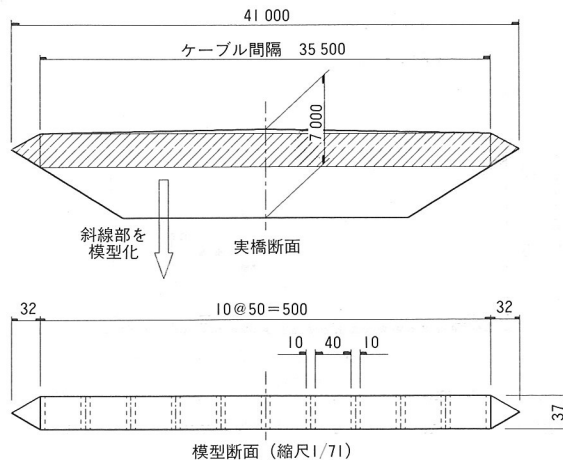


図2 風洞模型 (mm)

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/Br.	0.0440 kgf・s ² ・m/model
振動数	たわみ	0.0537 Hz	1.231 Hz
	ねじれ	0.1604 Hz	3.249 Hz
振動数比		2.987	2.639
構造対策減衰率	たわみ	—	0.02
	ねじれ	—	0.02
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

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風速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するものとした。

3. 試験結果と考察

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 - δ_θ 曲線) で整理するものとした。本章の各節では V_m - δ_θ 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}

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	WIND → W1 W2 W3 W4 W5 L5 L4 L3 L2 L1	15.0 (1.00)
CASE-W1	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	15.0 (1.00)
CASE-W2	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	11.0 (0.73)
CASE-W3	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	17.5 (1.17)
CASE-W4	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	17.5 (1.17)
CASE-W5	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	17.5 (1.17)
CASE-L3	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	16.0 (1.07)
CASE-W3L3	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	18.5 (1.23)
CASE-W3L3/50	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	18.0 (1.20)
CASE-L5	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	16.5 (1.10)
CASE-W5L5	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	19.0 (1.27)
CASE-W5L5/50	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	18.5 (1.23)
CASE-W4W5L4L5	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	27.0 (1.80)
CASE-W4W5L4L5/50	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	25.5 (1.70)
CASE-W4W5L4L5/70	◁ W1 W2 W3 W4 W5 ▷	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

は、 V_m - δ_θ 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、風上側のみを順次開口した場合についてはばね支持実験を実施した。得られた V_m - δ_θ 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

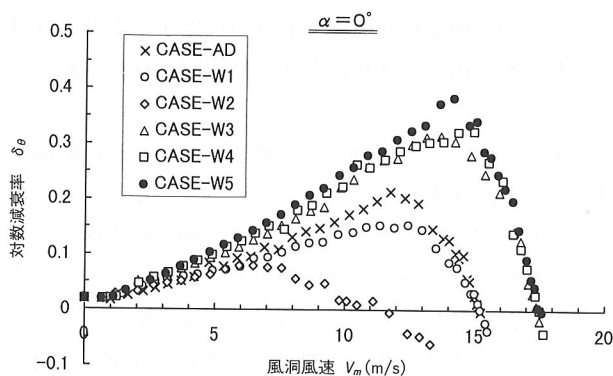
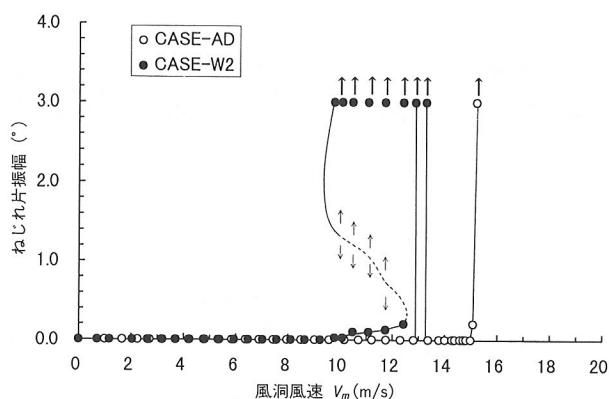
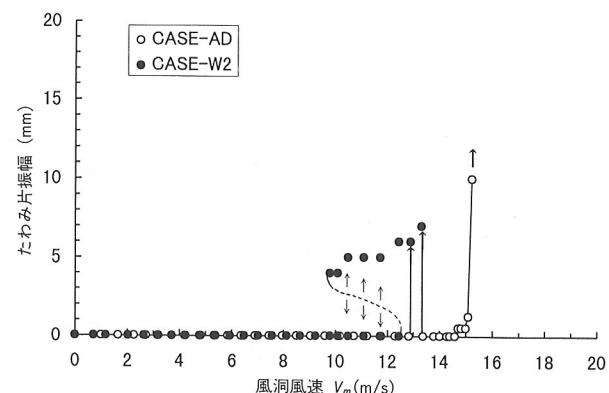


図3 V_m - δ_θ 曲線 (風上側のみの非対称開口化)



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)

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 (図中の△記号), CASE-W4 (図中の□記号), CASE-W5 (図中の●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図3からわかるように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 $\alpha = +3^\circ$ なる状態の一様流中で得られたCASE-AD, CASE-W3, CASE-W4, CASE-W5の V_m - δ_θ 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-

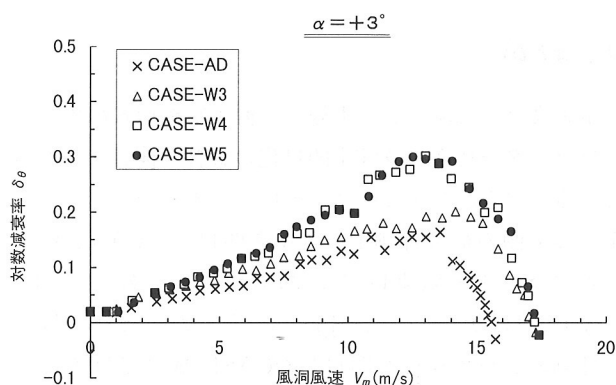


図5 V_m - δ_θ 曲線 ($\alpha = +3^\circ$)

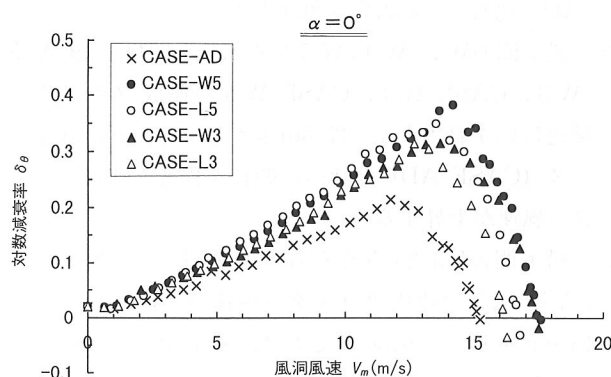


図6 V_m - δ_θ 曲線 (風上側と風下側の非対称開口化)

L3, CASE-L5の V_m - δ_θ 曲線 (迎角 $\alpha = 0^\circ$, 一様流)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、偏平箱桁断面では、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), 風上側のW5と風下側のL5を開口した場合 (CASE-W5L5)ののばね支持試験をそれぞれ実施した。得られた V_m - δ_θ 曲線を図7, 図8に示す。これらの図には開口部に充実率50%のネットを設置した場合 (CASE-W3L3/50とCASE-W5L5/50)ののばね支持試験結果も併記しているが、これについては後述する。図7, 図8から、CASE-W3L3およびCASE-W5L5なる場合の連成フラッター風速はそれぞれ $V_{Fm}=18.5\text{m/s}$, $V_{Fm}=19.0\text{m/s}$ 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、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と推察される。

図7, 図8中の■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風速は、図中の□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、図9は風上側のW4とW5, 風下側のL4とL5をそれぞれ開口した場合 (CASE-W4W5L4L5), 開口部の充実率を50%

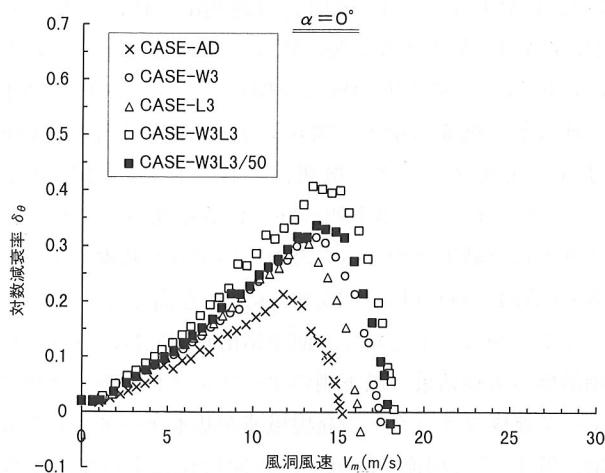


図7 V_m - δ_θ 曲線 (W3とL3の開孔化)

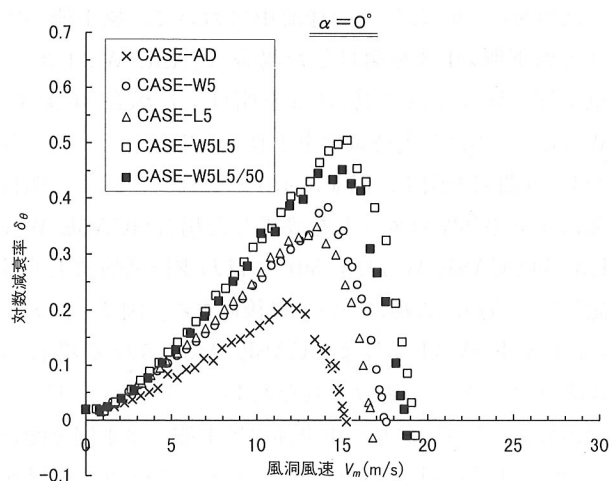


図8 V_m - δ_θ 曲線 (W5とL5の開孔化)

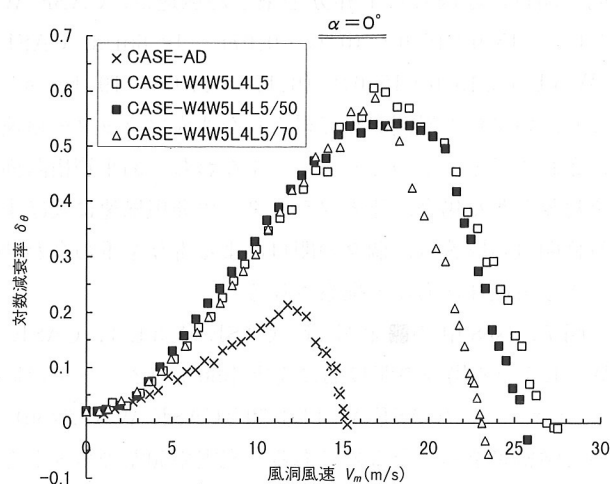


図9 V_m - δ_θ 曲線 (W4W5とL4L5の開孔化)

とした場合 (CASE-W4W5L4L5/50), 開口部の充実率を70%とした場合 (CASE-W4W5L4L5/70) の実験結果を示したものである。この図から, 充実率を70%とした場合の発現風速は $V_{Fm}=23.0\text{m/s}$ とCASE-AD ($V_{Fm}=15.0\text{m/s}$) の1.53倍まで上昇すること, また,

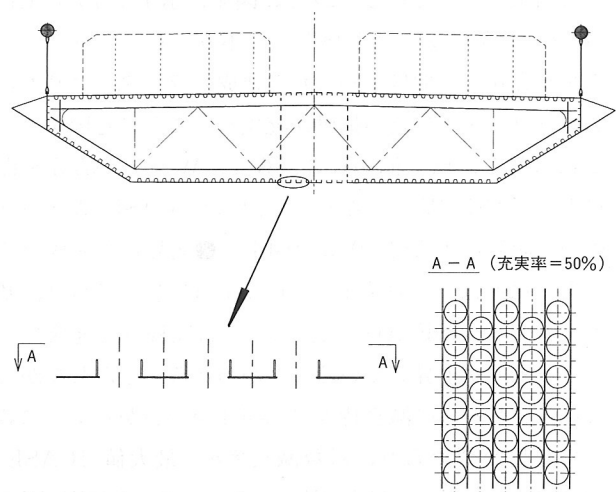


図10 箱桁の開孔 (イメージ図)

充実率を50%とした場合の発現風速は $V_{Fm}=25.5\text{m/s}$ 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。参考までに, 充実率が50%の開孔例を図10に示す。このような開孔化を施すことによって断面剛性は減少することとなるが, 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。

4. まとめ

本論文は, 風洞実験を実施して偏平箱桁形式吊橋の連成フラッター特性に及ぼす開口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では不安定なり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。
- 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。

以上の実験結果より, 偏平箱桁断面を開口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。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口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 Gibraltal, *Proc. of The 2nd Sym-*

posium 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.