

走行路面部にオーブングレーチング化を施した超長大箱桁形式吊橋の 耐風安定性に関する実験的研究

Aerodynamic Stability of Super Long Span Streamlined Box Girder Suspension Bridge with Open Gratings of 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 元 川田工業株式会社 (〒577-8502 東大阪市小若江 3-4-1)
- ** 川田工業株式会社技術開発本部技術研究室 (〒114-8562 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技術研究室 (〒114-8562 東京都北区滝野川 1-3-11)
- **** 工修 川田工業株式会社工事本部工事計画課, 課長 (〒114-0024 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 (〒550-0014 大阪市西区北堀江 1-22-19)

In this study, wind tunnel experiments were performed using a 1/71 scaled model. The objective was to understand difference in the aerodynamic stability of structures with open grating as part of the roadway surface (the center reserve and inner most lanes), according to the different types of grating (wire net or thin plate with round openings), and also by changing the porosity of these grating sections. It was shown from wind tunnel test results that the open grating method made it possible to suppress the vortex-induced oscillation which appeared in the case of a fully opened structure. The compound flutter speed for the case with a porosity of approximately 50% was found to be approximately twice that of the original streamlined box girder without openings.

Key Words : super long span suspension bridge, aerodynamic stability, open grating
wind tunnel experiment

1. まえがき

近年, 経済性から中小橋梁を中心として合理化や省力化が積極的に進められているが, 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に対しても, 当然のことながら, 建設費用の抑制が最重要課題となっている。したがって, これらの超長大吊橋では, 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な, 流線形の偏平箱桁形式(以下, 偏平箱桁形式と記す)を採用する方向で検討がなされている。

偏平箱桁形式を超長大吊橋に適用した場合, 桁高を高くしない(風荷重を大きくしない)で所要のねじれ剛性を確保するためには板厚を増加させなければならない。しかしながら, この手法では鋼重の増加を招き, 経済性から得策でないとと言える。それゆえ, 超長大吊橋を実現するには, 既往の技術にとらわれない柔軟な発想で耐風安定化を図ると同時に, 今までにもまして経済性に留意しなければならない。このような状況の

もと, 最近では, ケーブルシステムをはじめとする構造的対策^{1)~5)}や空力的な開口化手法^{6)~8)}など, 超長大箱桁形式吊橋に対する経済的な耐風安定化対策が多くの研究者によって積極的に検討されている。

ところで, アメリカのマキナックストレート橋やポルトガルの4月25日橋(サラザール橋)など諸外国のトラス補剛吊橋では, 走行路面の一部をオーブングレーチング化する耐風安定化対策が採用されている。走行路面部をオーブングレーチング化する手法は, 車両走行性や落下物に対する検討は別途必要なものの, オーブングレーチング化した車線の舗装が不要になることから補剛桁部の重量が減少する。また, ケーブル重量の減少も期待でき, 走行路面部をオーブングレーチング化しない手法に比べ, きわめて経済的な耐風安定化対策と言える。それゆえ, 使用性(走行性)はやや劣るものの, 建設費用の抑制が最重要項目となっている現状では, 走行路面部の一部をオーブングレーチング化する偏平箱桁形式吊橋案も十分検討に値すると考えられる。

以上の理由から、著者らは、すでに地覆や高欄のない非常に偏平な六角形断面を対象として風洞実験を実施し、走行路面部の一部をオープングレーチング化すること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⁹⁾。したがって、実橋想定断面についても走行路面部の一部をオープングレーチング化した場合の耐風安定性を検討することは、工学上十分に意味のあることと考えられる。

そこで、本研究では、地覆や高欄を有する桁高が7mの実橋想定断面を対象として風洞実験を実施し、走行路面部の一部（中央帯と最内側車線部）をオープングレーチング化した場合の耐風安定性を、オープングレーチング化の差異（金網で作製した場合および薄板に円形の孔を開けた場合）に加え、オープングレーチング部の充実率を種々変化させて把握することとした。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。

2. 対象橋梁および風洞試験の概要

本研究では、図-1に示すような超長大吊橋（中央支間長2,500m、側支間長1,250m）を検討の対象とした。オープングレーチング化を施す前の桁断面（基本断面）と基本諸元をそれぞれ図-2、表-1に示す。表-1からわかるように、本橋ではオープングレーチングを設けない基本箱桁断面においても鋼重の低減を

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 $w_c \approx 17.0 \text{ tf/m/Br.}$ 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。

耐風安定性に及ぼすオープングレーチング化の影響を把握するため、図-2に示したW1、L1なる部分（風上側と風下側の中央帯および最内側車線）に、充実率 ϕ が50%、60%、70%なる2種類のオープングレーチング（図-3に示すような金網で作製したGシリーズおよび薄板に円形の孔を開けたHシリーズ）をそれぞれ設置した状態で風洞実験を実施した。ここに、W1、L1なる部分をオープングレーチング化したのは、偏平六角形断面で風上側と風下側の各1車線を開口した場合、いずれも最内側車線を開口した場合に最も良好な連成フラッター特性が得られたこと⁹⁾に加え、この配置では風荷重作用時においてもオープングレーチング部の応力がさほど大きくならないと考えたことになる。また、比較対比を目的として、オープングレーチングを設けない基本断面（CASE-AD）とW1L1部分を完全に開口した断面（CASE-W1L1）についても実験した。対象とした実験ケースを表-2にまとめる。なお、表-2に示した実験ケースにおいて、CASE-W1L1／の後に記した50、60、70なる数字はオープングレー

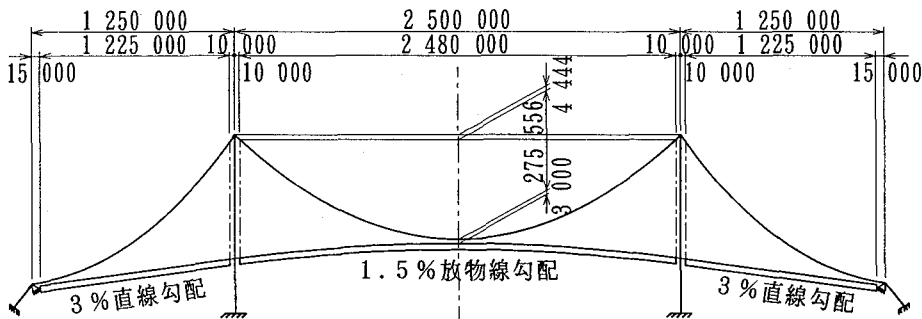


図-1 対象とした橋梁

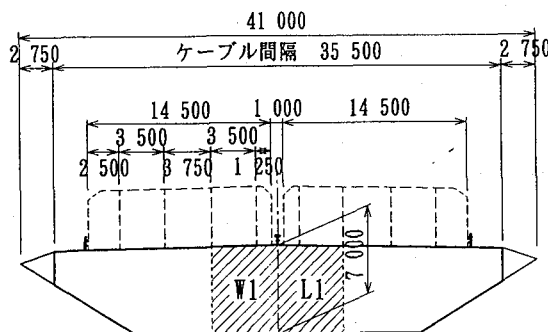


図-2 補剛桁基本断面

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 kgf/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.
	合 計	690 tf・s ² ・m/m/Br.
モーメント	合 計	690 tf・s ² ・m/m/Br.

チングの充実率であり、また、それに続く G および H はそれぞれオープングレーチングを金網で作製した G シリーズ、薄板に円形の孔を開けた H シリーズを表す。

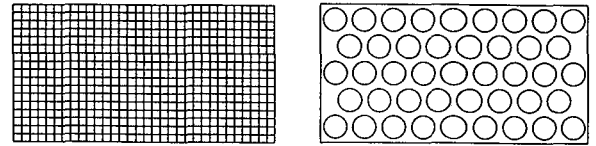
本研究で使用した風洞は川田工業(株)所有の水平回流式ゲッチング型風洞（閉鎖型測定洞：幅 2.0m×高さ 2.5m×全長 15.0m）であり、試験模型としては縮尺 1/71 の 2 次元剛体部分模型（模型長 1,620mm）を使用した。基本断面（CASE-AD）に対するばね支持実験条件を表-3 に示す。ただし、対象とした橋梁の振動数比 f_{θ}/f_{η} （ねじれ振動数 f_{θ} と鉛直たわみ振動数 f_{η} の比）は $f_{\theta}/f_{\eta} = 2.987$ と比較的高く、風洞実験では $f_{\theta}/f_{\eta} = 2.621$ なる振動数比で実施せざるを得なかった。そこで、次章の考察では基本的に風洞風速で記述するものとしたが、一部のケースについては振動数比の差異を Selberg 式で補正して実橋風速（風洞風速に 3.585 なる風速倍率を乗じた値）に換算することとした。また、オープングレーチングを設けた場合には、単位長さ当たりの重量や極慣性モーメントなどが基本断面（CASE-AD）と相違することとなるが、ここではオープングレーチング化に起因した空力安定効果のみに着目し、オープングレーチング化の種類や充実率の差異にかかわらず、表-3 に示した条件で風洞実験を実施した。ただし、オープングレーチング化した場合、加減衰機の設定目盛りが同一（構造減衰の設定目標値が同じ）であっても、空力減衰の影響でたわみ振動の無風時減衰が基本断面（CASE-AD）や完全開口した場合（CASE-W1L1）よりも大きくなった。そこで、オープングレーチング化した実験ケースでは、上面のオープングレーチング部をテープで塞いだ状態で所定の構造減衰（対数減衰率を δ とした場合、 $\delta=0.02$ なる値）に設定した後、有風時での挙動を把握することとした。

一方、ばね支持実験結果から、扁平箱桁断面の連成フラッター特性はオープングレーチング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オープングレーチング化の影響ならび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も検討することとした。

3. ばね支持実験結果と考察

(1) 渦励振特性

迎角 α を $\alpha=0^{\circ}$ に設定した一様流中のばね支持実験で得られた、CASE-AD（オープングレーチングのない基本断面）、CASE-W1L1（W1L1 部分を完全に開口した断面）、CASE-W1L1/50G（オープングレーチング部を充実率が 50% の金網で作製した断面）の V_m -A 曲線（風洞風速 V_m と振動振幅 A の関係）をそれぞれ



(a) G シリーズ (b) H シリーズ

図-3 オープングレーチングの種類

表-2 対象とした実験ケース

実験ケース名	開口パターン
CASE-AD	
CASE-W1L1	
CASE-W1L1/50G	
CASE-W1L1/50H	
CASE-W1L1/60G	
CASE-W1L1/60H	
CASE-W1L1/70G	
CASE-W1L1/70H	

表-3 ばね支持実験条件（縮尺 1/71）

	実橋諸元	模型値
重量	35.0 tf/m/Br.	11.25 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	1.235 Hz
ねじれ	0.1604 Hz	3.237 Hz
振動数比	2.987	2.621
構造対数 減衰率		
たわみ	—	0.02
ねじれ	—	0.02
風速倍率	—	3.585 ^(注)

注) 振動数比の差異を Selberg 式で補正した場合の風速倍率

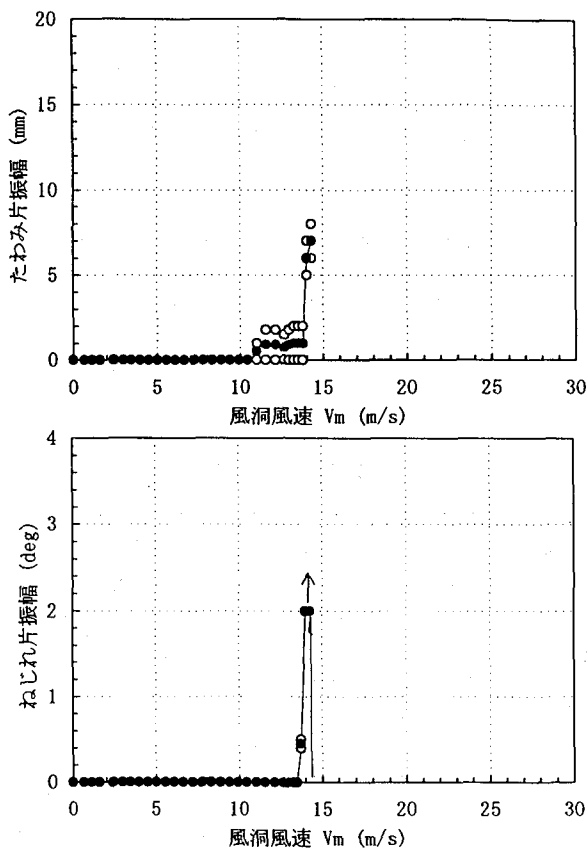


図-4 V_m -A 曲線 (CASE-AD)

図-4～図-6に示す．ここに，図中に示した破線は不安定なリミットサイクルであり，これ以下の振幅では減衰し，これ以上の振幅では発達する境界を表す．

図-4と図-5から， $\alpha=0^\circ$ におけるCASE-ADでは，たわみやねじれの渦励振はいずれも発現していないのに対し， $\alpha=0^\circ$ のCASE-W1L1では， $V_m \approx 0.5 \text{ m/s}$ の風洞風速（実橋換算で 1.5 m/s ）で片振幅 1.7 mm （実橋換算で 120 mm ）のたわみ渦励振が，また， $V_m \approx 2.5 \text{ m/s}$ の風洞風速（実橋換算で 8.8 m/s ）で片振幅 1.8° のねじれ渦励振がそれぞれ発現していることがわかる．このように完全に開口した箱桁断面では従来から非常に低い風速域においてたわみやねじれの渦励振が発現することが知られているが，これは開口化によって当初の偏平な基本断面がずんぐりした2つの箱桁断面に分離されたことに起因すると考えられる．一方，図-6からわかるように， $\alpha=0^\circ$ におけるCASE-W1L1/50Gでは，基本断面であるCASE-ADと同じくたわみやねじれの渦励振はいずれも発現していない．また，結果は省略したが，迎角を $\alpha=0^\circ$ に設定したCASE-W1L1/50H，CASE-W1L1/60G，CASE-W1L1/60H，CASE-W1L1/70G，CASE-W1L1/70Hにおいても同様に有意な渦励振の発現は認められなかった．それゆえ，傾斜角が 0° の水平な風が橋桁に作用する場合，走行車線部をオープングレーティング化することによって，完全に開口したCASE-W1L1に出現する

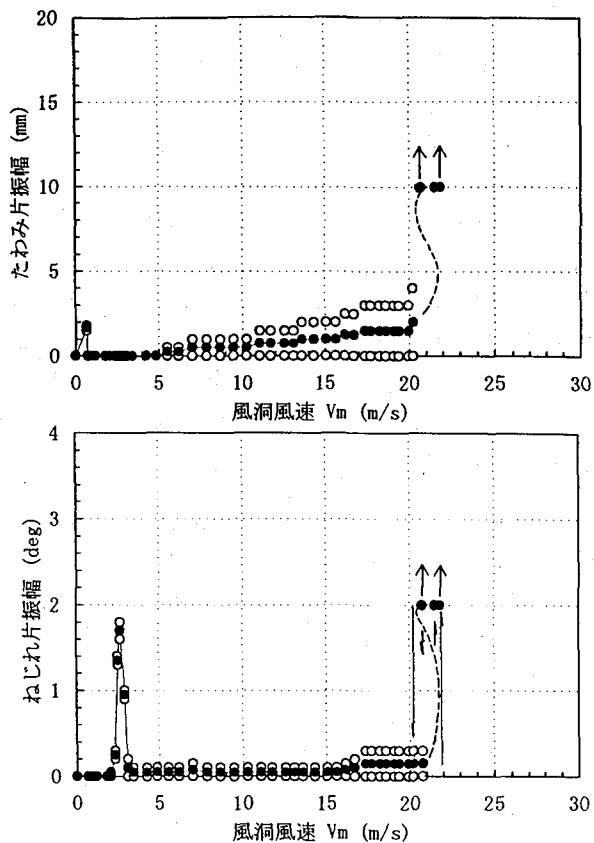


図-5 V_m -A 曲線 (CASE-W1L1)

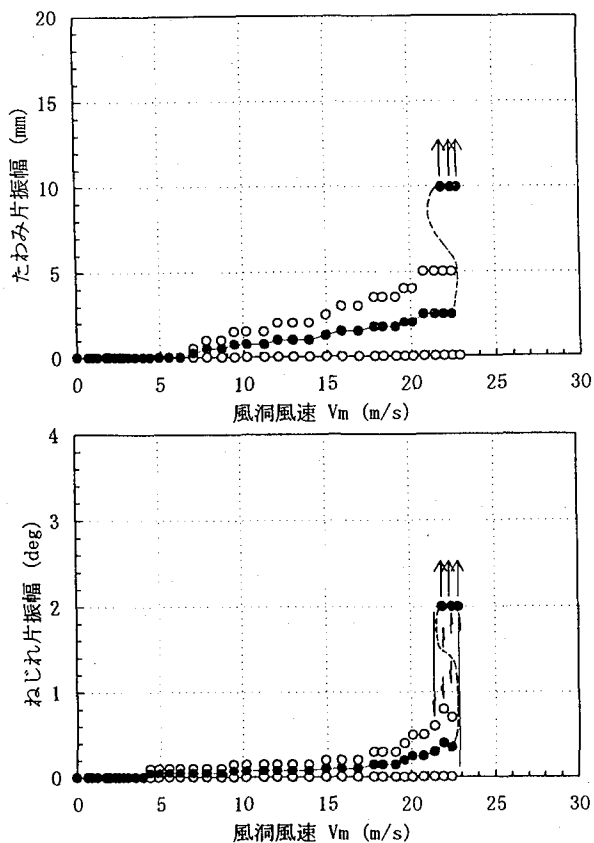


図-6 V_m -A 曲線 (CASE-W1L1/50G)

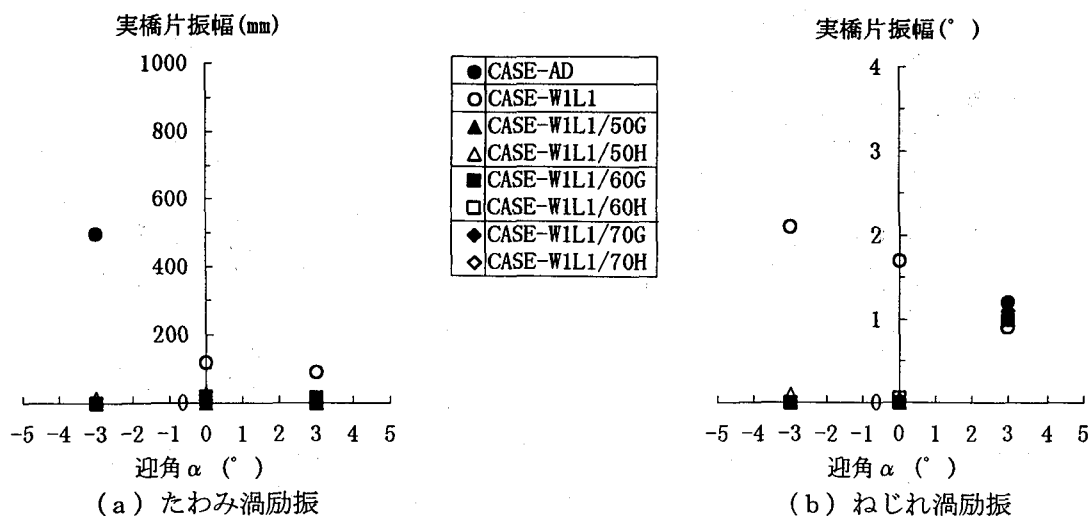


図-7 迎角ごとの渦励振振幅

渦励振をほぼ制振できると考えられる。

次に、比較的大きな傾斜風が作用した場合の渦励振特性を把握するため、迎角を $\alpha = -3^\circ$ および $\alpha = +3^\circ$ としたばね支持実験で得られた V_P -A 曲線から、迎角と渦励振の振動振幅の関係を整理することとした。その結果を図-7にまとめる。なお、この図には上述した $\alpha = 0^\circ$ の結果も参考までに付記している。図-7からわかるように、迎角を $\alpha = -3^\circ$ とした状態では、基本断面である CASE-AD (図中の●記号) では片振幅 500mm (実橋換算値) のたわみ渦励振が、また、完全開口断面である CASE-W1L1 (図中の○記号) では片振幅が 2.1° ものねじれ渦励振がそれぞれ発現しているのに対し、オープングレーチング化したすべてのケース (CASE-W1L1/50G, CASE-W1L1/50H, CASE-W1L1/60G, CASE-W1L1/60H, CASE-W1L1/70G, CASE-W1L1/70H) ではたわみやねじれの渦励振はいずれも発現していない。一方、迎角を $\alpha = +3^\circ$ とした場合、基本断面である CASE-AD (図中の●記号) では片振幅 1.2° のねじれ渦励振が、完全開口断面である CASE-W1L1 (図中の○記号) では片振幅が 0.9° のねじれ渦励振が、また、オープングレーチング化したすべてのケース (CASE-W1L1/50G, CASE-W1L1/50H, CASE-W1L1/60G, CASE-W1L1/60H, CASE-W1L1/70G, CASE-W1L1/70H) でも片振幅 $1.0^\circ \sim 1.2^\circ$ のねじれ渦励振が発現していることがわかる。それゆえ、今回の実験では、 $+3^\circ$ の傾斜風が橋桁に作用した場合、 $\alpha = -3^\circ$ や $\alpha = 0^\circ$ で認められたオープングレーチングの渦励振に対する制振効果は期待できないと考えられる。しかしながら、オープングレーチング化したすべてのケースにおけるねじれ渦励振の発現風速域は基本断面である CASE-AD とほぼ同じであったことから、フェアリング形状を若干変更することによって $\alpha = +3^\circ$ のねじれ渦励振を制振できる可能性が高いと思われる。これについては、今後の検討課題としたい。

(2) 連成フラッター特性

図-4～図-6に示した V_m -A 曲線からもわかるように、不安定なリミットサイクルが存在する実験ケースも一部で認められたが、本研究では不安定なリミットサイクルの有無にかかわらず、ねじれの振動振幅が 1° になった風速を連成フラッターの発現風速 (以下、連成フラッター風速と記す) と定義し、実橋風速の換算値 V_{PF} (連成フラッターの風洞風速に風速倍率 3.585 を乗じた値) を算定することとした。迎角を $\alpha = -3^\circ$, 0° , $+3^\circ$ に設定した一様流中のばね支持実験で得られた、G シリーズ (オープングレーチング部を金網で作製とした場合) と H シリーズ (薄板に開孔した場合) の V_{PF} - α 曲線 (連成フラッター風速 V_{PF} と迎角 α の関係) をそれぞれ図-8, 図-9に示す。なお、これらの図中には、参考までに明石海峡大橋におけるフラッター風速と迎角の規定を破線で付記している。

図-8からわかるように、基本断面である CASE-AD (図中の●記号) の発現風速は迎角によって幾分異なるものの、 $-3^\circ \leq \alpha \leq +3^\circ$ の迎角範囲では 50m/s 前後の比較的低い風速域から連成フラッターが発生している。また、オープングレーチングを金網で作製した場合、充実率の小さい CASE-W1L1/50G (図中の△記号), CASE-W1L1/60G (図中の□記号), CASE-W1L1/70G (図中の◇記号) の順に連成フラッター特性が向上しており、特に、CASE-W1L1/50G では、 $-3^\circ \leq \alpha \leq +3^\circ$ の迎角範囲で W1L1 部分を完全開口した CASE-W1L1 (図中の▲記号) よりもさらに連成フラッター風速が高くなっていることがわかる。

一方、図-8と図-9の $\alpha = -3^\circ$ および $\alpha = 0^\circ$ の結果を比較すればわかるように、H シリーズの連成フラッターは、上述の G シリーズと比べ、充実率によって特性が大きく変化している。具体的に記述すれば、 $\alpha = -3^\circ$ および $\alpha = 0^\circ$ の迎角では、CASE-W1L1/70Hの方が CASE-W1L1/70G よりも若干高い連成フラッター

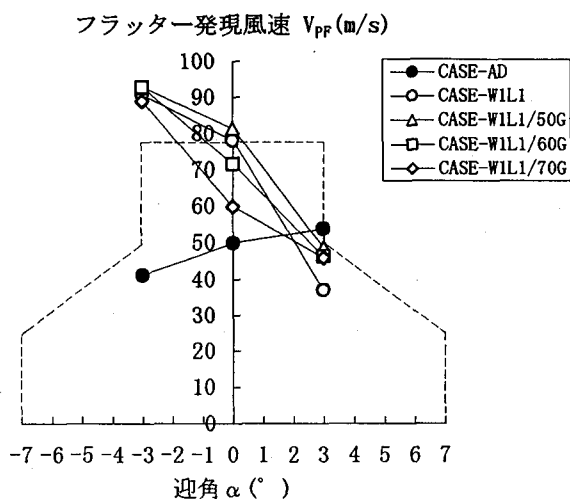


図-8 $V_{pf}-\alpha$ 曲線 (G シリーズ)

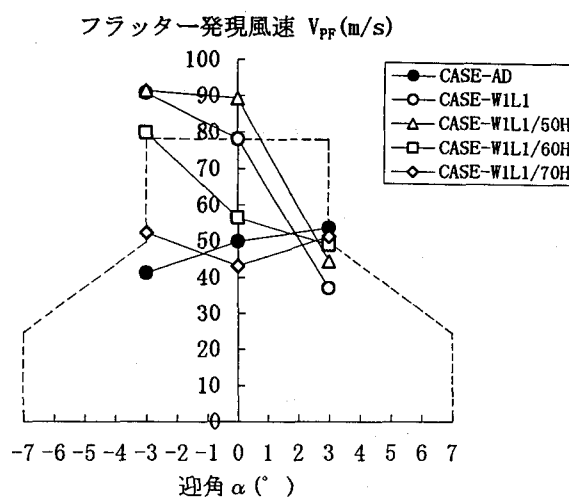
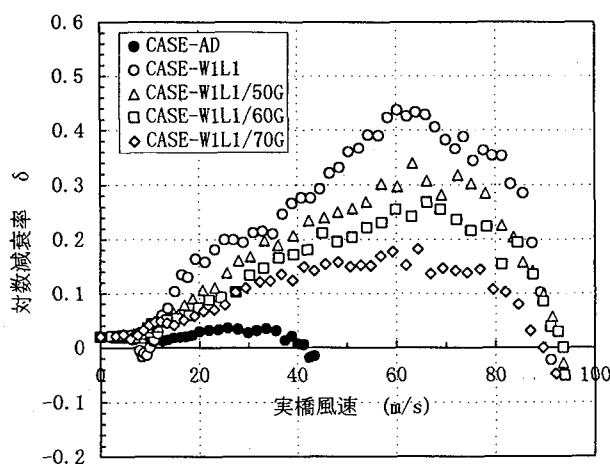
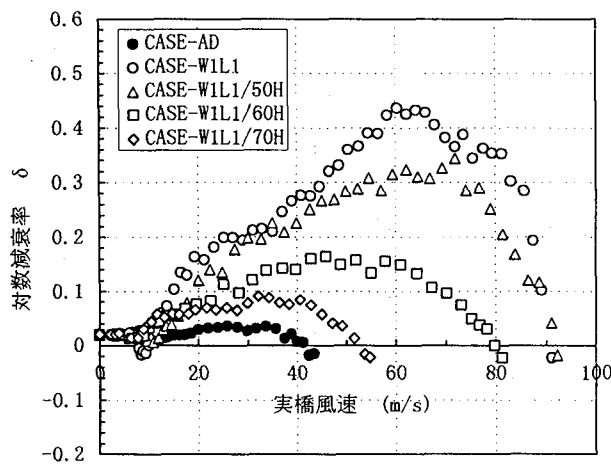


図-9 $V_{pf}-\alpha$ 曲線 (H シリーズ)



(a) G シリーズ



(b) H シリーズ

図-10 $V_p-\delta$ 曲線 ($\alpha=-3^\circ$)

風速を示しているものの、充実率が 60% の場合には CASE-W1L1/60G の方が CASE-W1L1/60H よりも、また、充実率が 70% の場合には CASE-W1L1/70G の方が CASE-W1L1/70H よりも、それぞれ連成フラッター風速が明らかに高くなっている。すなわち、空力特性のみに着目した今回の実験では、金網で製作した G シリーズの方が H シリーズよりも優れた連成フラッター特性を示すというきわめて興味ある結果が得られた。この知見は、一例として図-10 に示した $\alpha=-3^\circ$ における $V_p-\delta$ 曲線 (実橋風速 V_p とねじれ振幅 1° における対数減衰率 δ の関係) から容易に理解される。なお、オープングレーチング部の製作方法 (金網で製作した G シリーズと薄板に円形の孔を開けて製作した H シリーズ) によって連成フラッター特性が変化したのは、オープングレーチング部を通過する両者の流れが微妙に変化し、流れの位相遅れ特性に差異が生じたためと考えられる。これについては今後の検討

課題としたい。

4. 静的 3 分力試験結果と考察

前章に示したように、偏平箱桁断面の連成フラッター特性はオープングレーチング部の充実率や製作方法 (G シリーズと H シリーズ) によって有意な差異が生じたことから、それぞれの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

V_m ; 風洞風速, A_n ; 模型の投影面積

で定義したものである。

(1) 静的 3 分力係数

静的 3 分力試験は一樣流中で実施するものとしたが、レイノルズ数の影響を把握するため、 $V=5\text{m/s}$, 10m/s , 15m/s なる 3 つの風速域 (模型幅を代表長とした場合のレイノルズ数 Re はそれぞれ $Re=1.98 \times 10^5$, 3.96×10^5 , 5.94×10^5) で測定することとした。CASE-AD (基本断面) と CASE-W1L1 (W1L1 部分を完全に開口した断面) の揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_M をそれぞれ図-11, 図-12 に示す。図-11 と図-12 を比較すればわかるように、CASE-AD の揚力係数 C_L と空力モーメント係数 C_M にはほとんどレイノルズ数依存性 (風速依存性) が認められないのに対し、CASE-W1L1 では $2^\circ \leq \alpha \leq 10^\circ$ の迎角範囲において揚力係数と空力モーメント係数に明らかなレイノルズ数依存性が認められている。それゆえ、W1L1 部分を完全に開口した CASE-W1L1 に対するばね支持実験では、 $2^\circ \leq \alpha \leq 10^\circ$ の迎角範囲における応答がレイノルズ数によって変化する可能性があることに留意しなければならないと言える。

一方、オープングレーチングを設置した場合、製作方法 (金網で製作した G シリーズと薄板に円形の孔を開けて製作した H シリーズ) による影響はほとんど認められなかったことから、ここでは G シリーズの各ケース (CASE-W1L1/50G, CASE-W1L1/60G, CASE-W1L1/70G) に対する揚力係数および空力モーメント係数をそれぞれ図-13~図-15 に示すこととする。これらの図から、オープングレーチングを設置した場合、充実率を 50%~70% の範囲で変化させても揚力係数には大きなレイノルズ数依存性が認められないことがわかる。また、CASE-W1L1/50G の空力モーメント係数には $2^\circ \leq \alpha \leq 10^\circ$ なる迎角範囲においてレイノルズ数依存性が幾分認められるものの、CASE-W1L1/60G と CASE-W1L1/70G ではレイノルズ数依存性が非常に小さくなっていることがわかる。

(2) 連成フラッター風速との相関性

開口 (開孔) 化を施した偏平六角形断面の連成フラッター風速は、 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ (揚力係数 C_L の迎角 α に対

する勾配) および $\Delta C_M / \Delta \alpha$ (空力モーメント係数 C_M の迎角 α に対する勾配) のそれぞれと明確な相関を有していた⁹⁾。そこで、本研究で対象とした実橋想定断面に対しても、静的空気力係数の算出にあたってレイノルズ数依存性の小さかった $\alpha=0^\circ$ の迎角で $\Delta C_L / \Delta \alpha$ および $\Delta C_M / \Delta \alpha$ をそれぞれ計算し、連成フラッター風速との相関性について検討することとした。各ケースの連成フラッター風速 V_{PF} (実橋換算値) と $\Delta C_L / \Delta \alpha$ の関係ならびに V_{PF} と $\Delta C_M / \Delta \alpha$ の関係をそれぞれ図-16, 図-17 に示す。

これらの図から、基本断面である CASE-AD (図中の◆記号) は、完全に開口した CASE-W1L1 やグレーチング化を施した断面 (G シリーズと H シリーズ) と明らかに相違する結果となっている。そこで、以下では、CASE-AD を除くその他のケースについて考察することとする。

図-16 から、幾分ばらつきはあるものの、 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ の値が増加するにしたがって、連成フラッター風速 V_{PF} が低下していることがわかる。一方、図-17 からわかるように、各ケースの連成フラッター風速は大きく変動しているのにも関わらず、 $\Delta C_M / \Delta \alpha$ はいずれのケースでもほぼ同程度の値を示している。これに対し、地覆・高欄のない偏平六角形断面では、文献 9) で報告したように、 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ のみならず $\Delta C_M / \Delta \alpha$ の増加にともなっても明らかに連成フラッター風速が低下していた。それゆえ、地覆や高欄を有する実橋想定断面の連成フラッターに対しては、 $\Delta C_M / \Delta \alpha$ よりも $\Delta C_L / \Delta \alpha$ の方がより重要なパラメーターであると考えられる。しかしながら、本研究では、より一般的な関係を導くための試みとして、 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ と $\Delta C_M / \Delta \alpha$ を乗じた $(\Delta C_L / \Delta \alpha) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha)$ なるパラメーターを考え、連成フラッター風速との相関性を検討することとした。その結果を図-18 に示す。図-16 と図-18 を比較すればわかるように、連成フラッターの実橋換算風速 V_{PF} に対しては、 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ よりも $(\Delta C_L / \Delta \alpha) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha)$ の方が幾分高い相関性を有し、概ね

$$V_{PF} = -115.8 \{ (\Delta C_L / \Delta \alpha) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha) \} + 117.9 \quad (\text{m/s}) \quad (4)$$

なる関係が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、対象とした断面の $(\Delta C_L / \Delta \alpha) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha)$ をできるだけ小さくすることが重要であると言える。ただし、上式中に現れる定数値は対象とした吊橋の基本断面形状や構造諸元によって変化することに留意を要する。

なお、図-19 に示したように、抗力係数 C_D も考慮した $(\Delta C_L / \Delta \alpha + C_D) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha)$ なるパラメータ

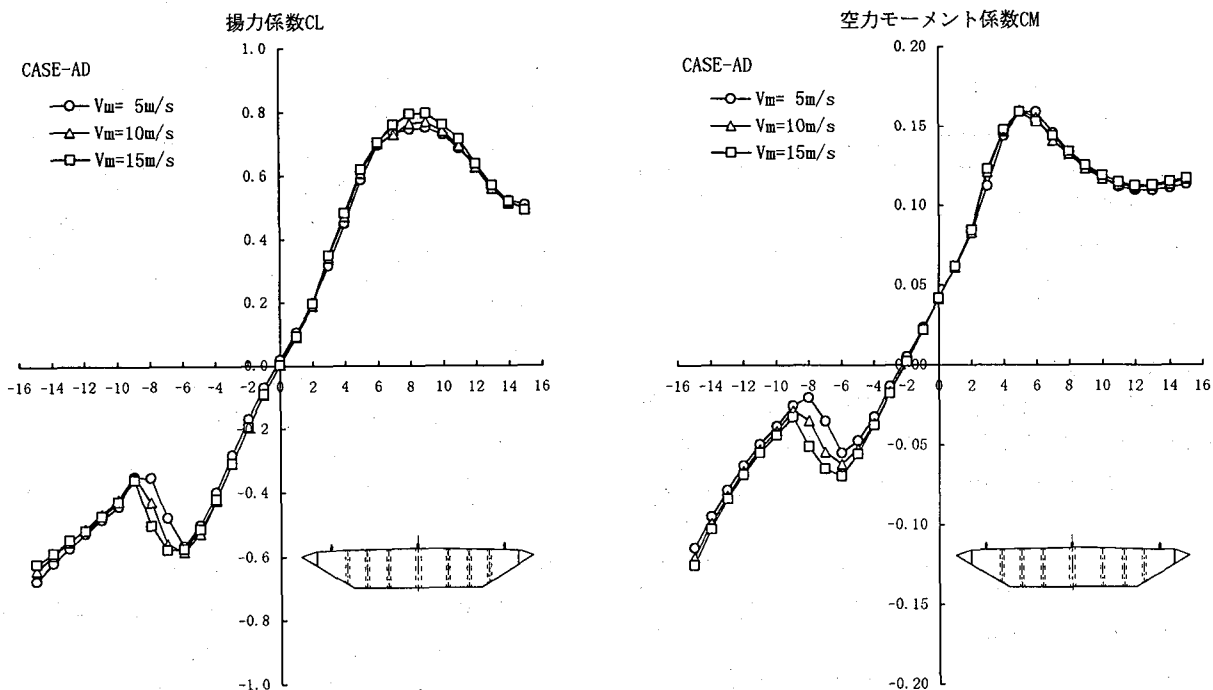


図-11 揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_M
(CASE-AD)

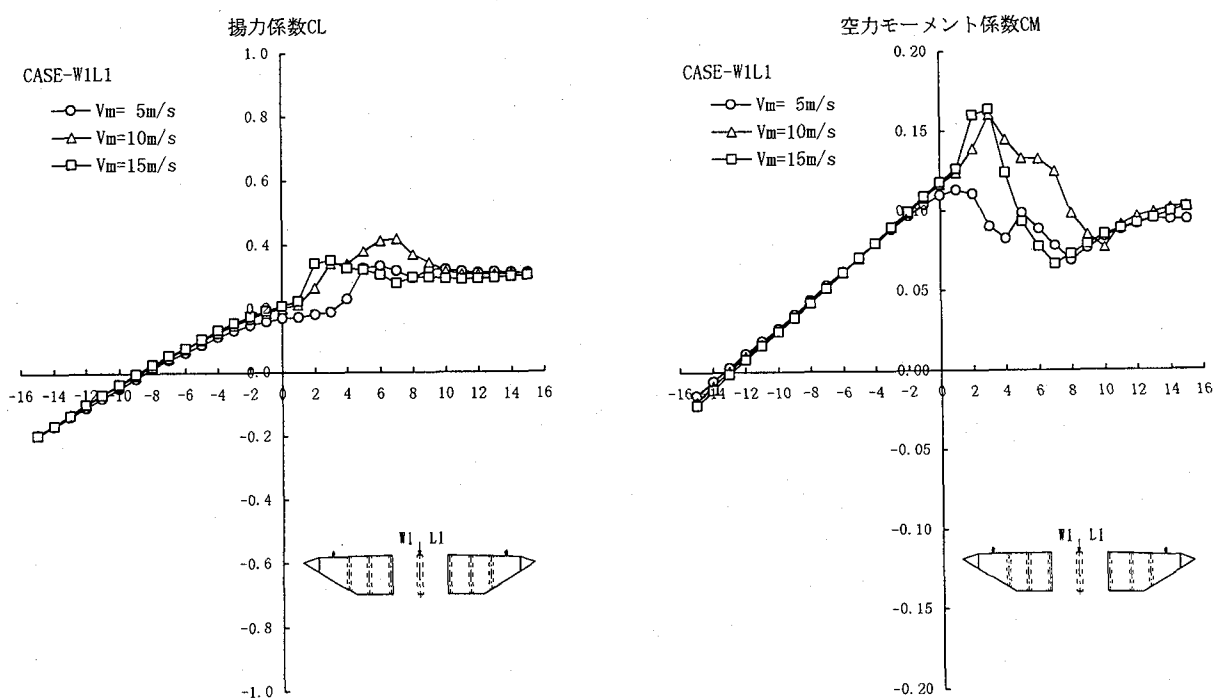


図-12 揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_M
(CASE-W1L1)

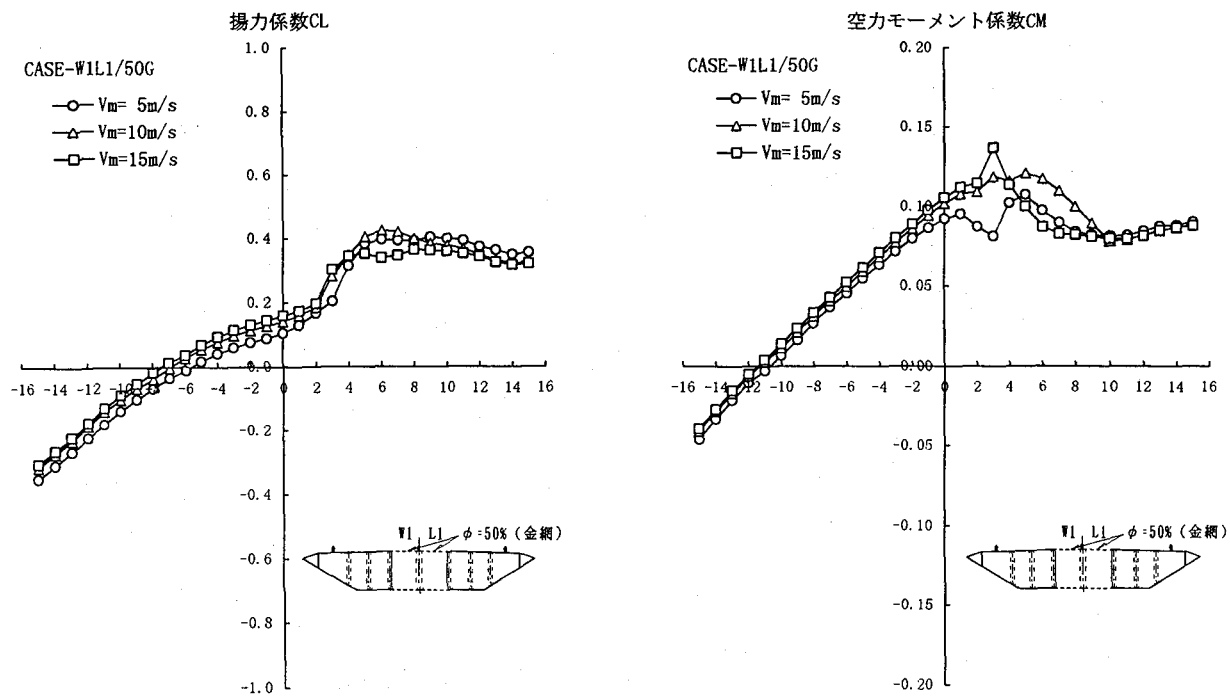


図-13 揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_M
(CASE-W1L1/50G)

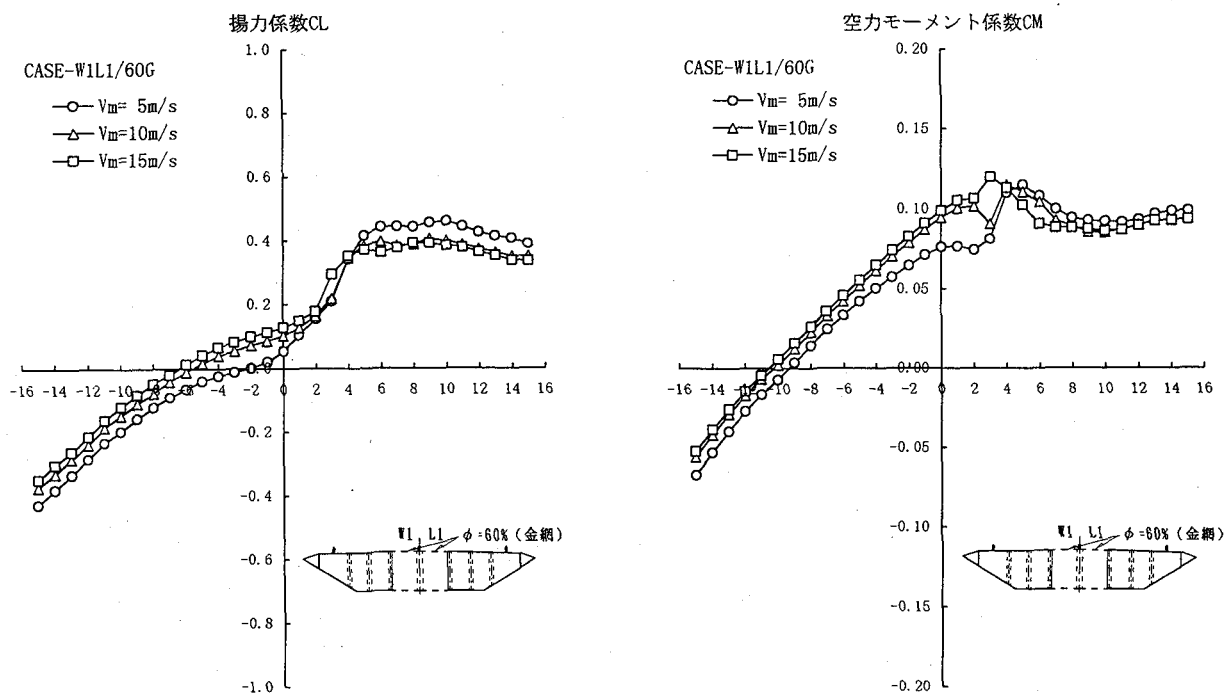


図-14 揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_M
(CASE-W1L1/60G)

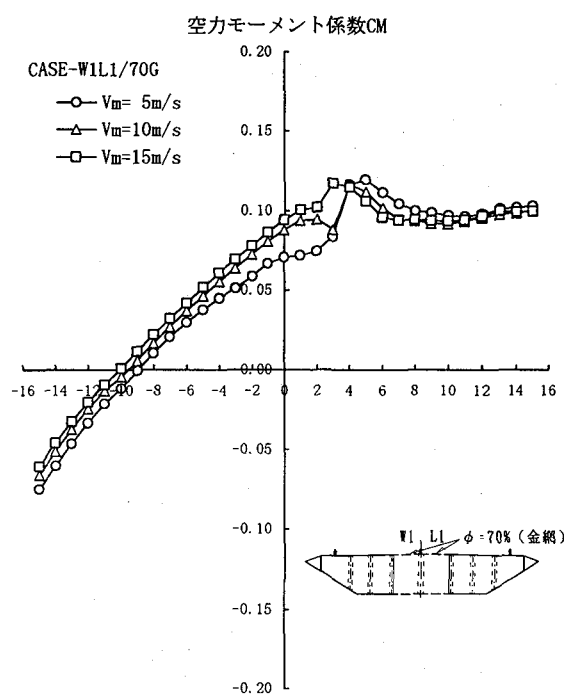
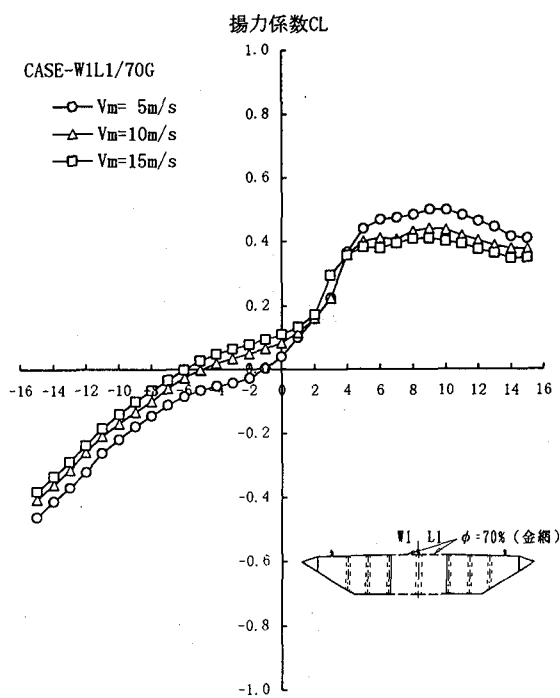


図-15 揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_M
(CASE-W1L1/70G)

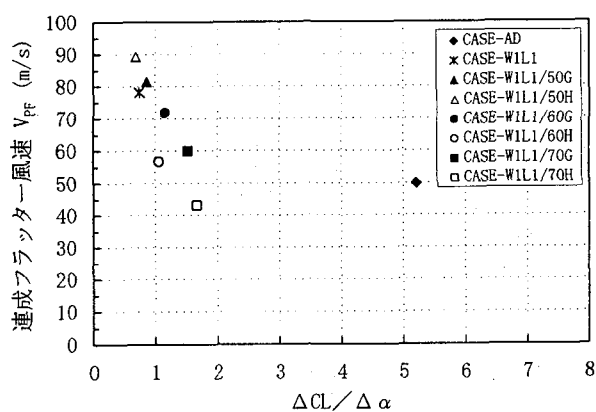


図-16 連成フラッター風速 V_{PF} と $\Delta C_L / \Delta \alpha$ の関係

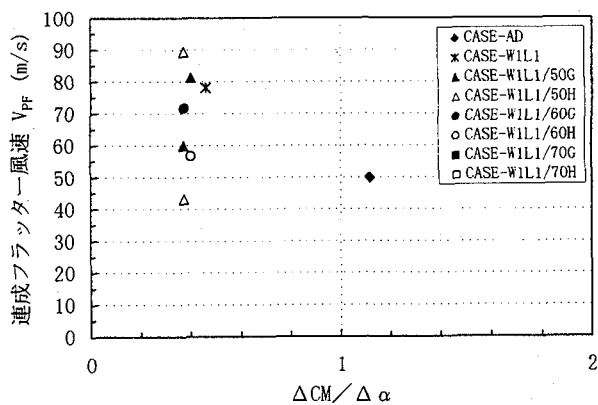


図-17 連成フラッター風速 V_{PF} と $\Delta C_M / \Delta \alpha$ の関係

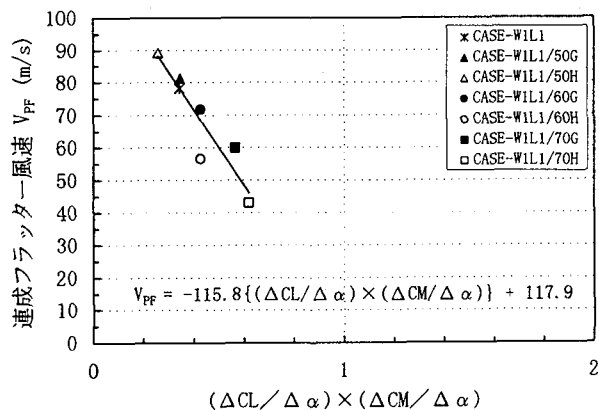


図-18 連成フラッター風速 V_{PF} と
 $(\Delta C_L / \Delta \alpha) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha)$ の関係

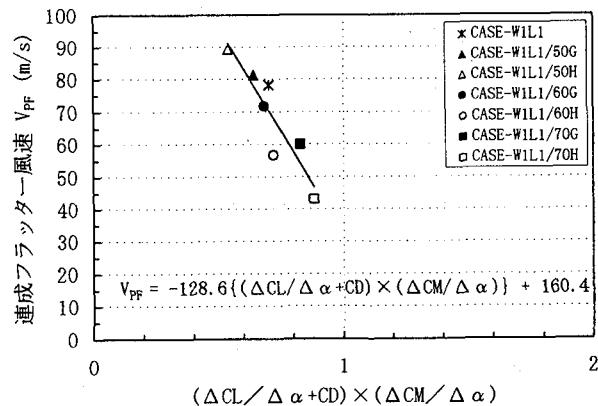


図-19 連成フラッター風速 V_{PF} と
 $(\Delta C_L / \Delta \alpha + C_D) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha)$ の関係

一に対しては、若干ではあるがさらに良い相関性が得られ、

$$V_{PF} = -128.6 \left\{ (\Delta C_L / \Delta \alpha + C_D) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha) \right\} + 160.4 \quad (\text{m/s}) \quad (5)$$

なる式で表示されたことを付記しておく。

5. まとめ

本論文は、地覆・高欄を有する偏平箱桁断面の耐風安定性に及ぼすオープングレーチング化の影響を風洞実験によって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) 迎角を $\alpha=0^\circ$ に設定した CASE-W1L1 (W1L1 部分を完全開口した断面) では、 $V_m \div 0.5\text{m/s}$ の風洞風速 (実橋換算で 1.5m/s) で片振幅 1.7mm (実橋換算で 120mm) のたわみ渦励振が、また、 $V_m \div 2.5\text{m/s}$ の風洞風速 (実橋換算で 8.8m/s) で片振幅 1.8° のねじれ渦励振がそれぞれ発現した。これに対し、オープングレーチング化を施したすべてのケース (CASE-W1L1/50G, CASE-W1L1/50H, CASE-W1L1/60G, CASE-W1L1/60H, CASE-W1L1/70G, CASE-W1L1/70H) では有意な渦励振の発現は認められなかった。それゆえ、傾斜角が 0° の水平な風が橋桁に作用する場合、走行車線部をオープングレーチング化することによって、完全に開口した CASE-W1L1 に出現する渦励振をほぼ制振できると考えられる。

(2) 迎角を $\alpha=-3^\circ$ とした状態では、基本断面である CASE-AD では片振幅 7mm (実橋換算で 500mm) のたわみ渦励振が、また、CASE-W1L1 では片振幅が 2.1° のねじれ渦励振がそれぞれ発現したのに対し、オープングレーチング化したすべてのケースにおいてたわみやねじれの渦励振はいずれも発現しなかった。しかしながら、迎角を $\alpha=+3^\circ$ とした場合、CASE-AD では片振幅 1.2° のねじれ渦励振が、CASE-W1L1 では片振幅が 0.9° のねじれ渦励振が、また、オープングレーチング化したすべてのケースでも片振幅 $1.0^\circ \sim 1.2^\circ$ のねじれ渦励振が発現する結果が得られた。それゆえ、今回の実験では、 $+3^\circ$ の傾斜風が橋桁に作用した場合、 $\alpha=-3^\circ$ や $\alpha=0^\circ$ で認められたオープングレーチングの渦励振に対する制振効果は期待できないと考えられる。

(3) 基本断面である CASE-AD では、 $-3^\circ \leq \alpha \leq +3^\circ$ の迎角範囲で、 50m/s 前後の比較的低い実橋換算風速域から連成フラッターが発生した。また、オープングレーチングを金網で製作した場合、充実率の小さい CASE-W1L1/50G, CASE-W1L1/60G, CASE-W1L1/70G の順に連成フラッター特性が向上しており、特に、CASE-W1L1/50G では、 $-3^\circ \leq \alpha \leq +3^\circ$ の迎角範囲で W1L1 部分を完全開口した CASE-W1L1 より

りもさらに連成フラッター風速が高くなった。

(4) $\alpha=-3^\circ$ および $\alpha=0^\circ$ の迎角では、CASE-W1L1/70H の方が CASE-W1L1/70G よりも若干高い連成フラッター風速を示したものの、充実率が 60% の場合には CASE-W1L1/60G の方が CASE-W1L1/60H よりも、また、充実率が 70% の場合には CASE-W1L1/70G の方が CASE-W1L1/70H よりも、それぞれ連成フラッター風速が明らかに高くなる結果が得られた。したがって、今回の実験では、オープングレーチングを金網で製作した G シリーズの方が H シリーズよりも優れた連成フラッター特性を示すと言える。

(5) CASE-AD の揚力係数 C_L と空力モーメント係数 C_M にはほとんどレイノルズ数依存性 (風速依存性) が認められないのに対し、CASE-W1L1 では $2^\circ \leq \alpha \leq 10^\circ$ の迎角範囲において揚力係数と空力モーメント係数に明らかなレイノルズ数依存性が認められた。それゆえ、W1L1 部分を完全に開口した CASE-W1L1 に対するばね支持実験では、 $2^\circ \leq \alpha \leq 10^\circ$ の迎角範囲における応答がレイノルズ数によって変化する可能性があることに留意しなければならないと言える。

(6) 充実率が 50%~70% の範囲では、いずれのオープングレーチング (金網で製作した G シリーズと薄板に円形の孔を開けて製作した H シリーズ) でも揚力係数に大きなレイノルズ数依存性が認められなかった。また、CASE-W1L1/50G の空力モーメント係数には $2^\circ \leq \alpha \leq 10^\circ$ なる迎角範囲においてレイノルズ数依存性が幾分認められるものの、CASE-W1L1/60G と CASE-W1L1/70G ではレイノルズ数依存性が非常に小さくなることがわかった。

(7) 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、対象とした桁断面では、揚力係数勾配 $\Delta C_L / \Delta \alpha$ が大きくなるにしたがって連成フラッター風速は低下することがわかった。また、各ケースの連成フラッター風速は大きく変動しているのにも関わらず、モーメント係数勾配 $\Delta C_M / \Delta \alpha$ はいずれのケースでもほぼ同程度の値を示していた。しかしながら、連成フラッター風速 V_{PF} は $\Delta C_L / \Delta \alpha$ のみよりも $(\Delta C_L / \Delta \alpha) \times (\Delta C_M / \Delta \alpha)$ の方が幾分高い相関性を示したことから、その関係式を具体的に提示した。

以上の実験結果より、走行路面の一部をオープングレーチング化した実橋想定断面の空力特性をおおむね把握できたと考えている。走行路面の一部をオープングレーチング化した場合、走行性や落下物に対する検討が必要になるが、たとえばオープングレーチング化した車線は乗用車のみが通行できるなどの交通規制を行えば、走行性や落下物に対する問題も軽減でき、わが国の超長大吊橋に対してオープングレーチング化手法を適用できる可能性が高まると思われる。本論文が、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有益な技術資料になることを心から願う次第である。

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) 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 Symposium on Strait Crossings, Trondheim (Norway) , pp.257~264, June, 1990.
- 2) 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.
- 3) 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.
- 4) 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.
- 5) 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.
- 6) 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.
- 7) 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.
- 8) 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.
- 9) 米田昌弘, 大野克紀, 田巻嘉彦, 木村公男, 宮地真一 : 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ー地覆や高欄のない偏平六角形断面を対象とした検討ー, 構造工学論文集, Vol.43A, pp.945~954, 1997年3月.

(1997年9月26日受付)