

コンクリート充填鋼管を用いた2主桁断面複合斜張橋の風応答特性と 空力的制振対策

Wind induced response and its control of a composite cable-stayed bridge with 2-edge-CFT-girder deck section

新原雄二* 林田宏二* 日紫喜剛啓** 冨永知徳***
Yuji Niihara Koji Hayashida Yoshihiro Hishiki Tomonori Tominaga

*工修 研究員 鹿島建設㈱技術研究所 (〒182-0036 東京都調布市飛田給 2-19-1)

**工修 グループ長 鹿島建設㈱技術研究所 (〒182-0036 東京都調布市飛田給 2-19-1)

***工修 主任研究員 新日本製鐵㈱鉄鋼研究所 (〒293-0011 千葉県富津市新富 20-1)

This study focuses on the aerodynamic stability of a long span composite cable-stayed bridge of which deck section is composed of concrete filled tubular. The deck section of this bridge is a 2-edge-CFT-girder type of which main girder is a circular cylinder. This kind of deck section is so unstable against the wind action that wind tunnel investigations are usually required. Therefore the wind tunnel tests were conducted to investigate the aerodynamic stability.

First, the Reynolds number effect on the Strouhal number of wake flow was examined. Then, the wind induced vibrations such as vortex induced oscillation and flutter was investigated by the spring suspended test. And the vibration control method which the deck slab is extended toward the outside of the main girder was proposed and its effectiveness was shown. Finally the mechanism of the control method was investigated by flow visualization test.

Keywords: composite cable-stayed bridge, concrete filled tuber, wind tunnel test, wind induced vibration

1. はじめに

斜張橋は、主桁の構成材料から、鋼斜張橋、PC斜張橋、複合斜張橋の3つに分類されるが、我が国でこれまでに建設された長大斜張橋の多くは、鋼斜張橋、PC斜張橋、あるいは中央径間に鋼箱桁、側径間にPC箱桁を用いた混合構造形式の複合斜張橋である。すなわち、我が国の長大斜張橋は鋼桁断面とPC桁断面を別々に適用することにより発展してきたといえる。

これに対して、建設コスト低減が求められる中、経済性に優れる合成構造を用いた複合斜張橋が注目されている。合成構造形式の斜張橋は鋼製主桁とコンクリート床版を用いた2主桁断面となることが多く、1986年にアレックスプレーザー橋が完成したのをきっかけに、北米や中国を中心に長大合成斜張橋が建設されている。我が国では、スパンの小さい合成斜張橋はあるものの、長大橋では未だ実現されていない。横山ら¹⁾は、合成斜張橋を我が国で建設する上での課題として、コンクリート材料の信頼性・耐久性と、2主桁断面の耐風性を挙げている。現在では、PC斜張橋における高強度コンクリートの利用やプレキャストセグメント

工法などの採用が増えていること、また、プレキャストPC床版と少数主桁による合成桁橋が相次いで建設されていることなどから、コンクリート材料の信頼性・耐久性は向上してきているといえる。

一方、2主桁断面の耐風性に関する最近の研究として、酒井ら²⁾、松本ら^{3) 4)}、古賀ら⁵⁾の研究がある。酒井ら²⁾は、1桁を主桁とする2主桁断面のバネ支持実験により応答特性を把握するとともに、床版を外側に2D(D:桁高)張出すことによる安定化効果について検討している。また、松本ら^{3) 4)}は、1桁、箱桁、鋼管桁を主桁とする2主桁断面について、非定常空気力に着目して、床版張出しやグレーチングなどの効果について検討している。古賀ら⁵⁾も2I桁断面を対象に床版の張出し長さをパラメータとしたバネ支持実験を行い、最適な張出し長さについて検討している。しかしながら、これまでの研究では、円形鋼管を主桁とする2主桁断面に関して迎角の影響や効果的な床版張出し長、制振効果のメカニズム等について十分な知見が得られているとはいえない。

著者らも、建設コストの低減と施工の合理化を目的として、コンクリート充填鋼管 (Concrete Filled

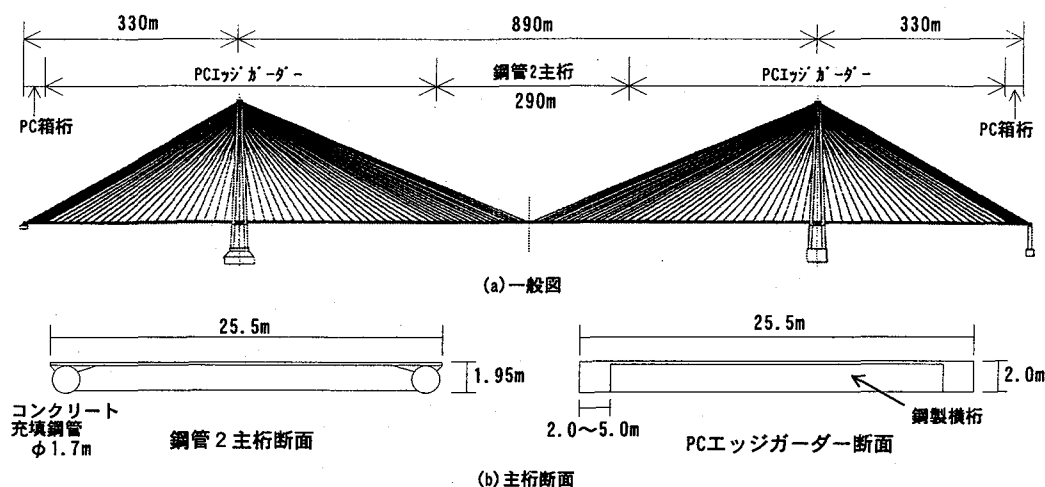


図-1 対象とする複合斜張橋

tubular, 以下, CFT という)を用いた2主桁断面複合斜張橋の実現可能性について検討してきた^{6) 7)}。本研究は、文献7)で報告したPCエッジガーダー断面と鋼管2主桁断面の複合構造を有する長大斜張橋の風応答特性と床版張出しによる制振効果を風洞実験により検討したものである。実験は、剛体静止模型による後流ストローハル数測定、静的空気力測定、2次元剛体模型によるバネ支持実験、及び流れの可視化実験である。鋼管2主桁断面は円形部材を用いていることから、空力特性のレイノルズ数依存性が予想される。そこで、レイノルズ数を変化させて後流ストローハル数を測定することにより、レイノルズ数がストローハル数に与える影響を調べた。また、バネ支持実験により、渦励振やフラッターといった空力振動の基本特性を調べるとともに、その制振対策として、コンクリート床版を外側に張出す方法について、有効な張出し長さや迎角の影響について検討した。最後に、空力振動及び耐風対策のメカニズムをスモークワイヤー法による流れの可視化実験により考察した。なお、対象とする斜張橋は変断面構造であるため、部分模型実験だけでは全体系の対風応答を評価できない。本論文では、各断面の基本的な応答特性のみについて検討した。

2. 2主桁断面複合斜張橋の構造

本研究で対象とする複合斜張橋の橋桁断面は、主桁にCFTを用いている点が特徴である。CFTは、高軸圧縮力下においても優れたじん性を発揮する部材であり、これを高軸圧縮部材で、かつ、活荷重、地震荷重などによって大きな曲げモーメントが発生する長大斜張橋の主桁断面に適用するとともに、鉄筋組立工や型枠工といった現場での作業が不要であることから施工の合理化を図ることができる。また、2主桁断面とすることにより、箱桁断面に比べて材料コストの低減も期待される。

本研究の対象である複合斜張橋を図-1に示す。中央径間890mのうち、中央部分の290mがCFTを用いた2主桁断面、側径間端部にはカウンターウェイトとしてのPC箱桁、その他の部分はPCエッジガーダー断面から構成される複合斜張橋である。鋼管2主桁断面は、直径1.7mの鋼管に軽量コンクリートを充填したものを主桁とし、厚さ250mmのPC床版、鋼製横桁から構成される。また、PCエッジガーダーは $\sigma_{ck}=500\text{kg/cm}^2$ の高強度コンクリートを用い、横桁を鋼製とすることにより軽量化を図っている。さらに、PCエッジガーダーのエッジ桁部分の幅員は、増大する軸圧縮力に抵抗するため、鋼管2主桁断面との接合部付近で2m、主塔の柱頭部付近で5mと連続的に変化している。すなわち、本橋は主桁が橋軸方向に変化する変断面構造となっている。

本橋の鉛直曲げ対称1次モードとねじれ対称1次モードのモード図を図-2に示す。固有振動数は、それぞれ0.160Hzと0.312Hz、振動数比は1.95である。

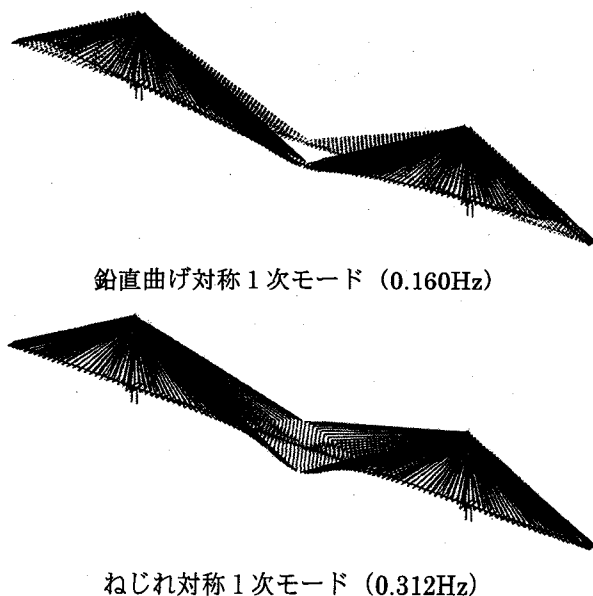


図-2 振動モード

ねじれ対称1次モードは、中央径間の中央部、すなわち、鋼管2主桁断面の部分のモード振幅が大きくなっており、ねじれの空力振動に対して、鋼管2主桁部分の寄与が大きくなると考えられる。

3. 風洞実験の概要

風洞実験は、後流ストローハル数測定実験、2次元部分模型による静的空気力測定実験、バネ支持実験、及び流れの可視化実験を行った。可視化実験の概要について6.1で述べることにし、ここではそれ以外の実験の概要について述べる。

3.1 後流ストローハル数測定

後流ストローハル数の測定実験は鋼管2主桁断面のみを対象として実施した。使用した模型は、図-1の鋼管2主桁の基本断面を縮尺1/100、1/50、1/20で模擬した3種類の模型で、1/20模型の実験では、人工的に表面粗度を付加するため、鋼管部分にのみφ2mmの丸棒を付けたケースも行った。使用した風洞は、1/100と1/50の模型については鹿島技術研究所所有の汎用境界層風洞、また、1/20の模型については同所有の大型境界層風洞である。

実験に用いた気流は一様流で、風速は1m/s～30m/sまで変化させた。また、模型迎角は0°、±3°の3ケースとし、熱線の位置は、後流スペクトルのピークが出やすいように各迎角ごとに変えた。本実験の主桁断面のように、扁平な断面では明確な後流スペクトルのピークが現れにくい、スペクトル解析にはAR法を用い、スペクトルが最大となる周波数からストローハル数 St を次式により決定した。

$$St = \frac{f_s D}{U} \quad (1)$$

ここで、 f_s は後流スペクトルがピークとなる周波数、 D は桁高、 U は風速である。

3.2 バネ支持実験

バネ支持実験の条件を表-1に、使用した模型の断面図を図-3に示す。模型縮尺は1/50で、耐風対策を施していない断面として、鋼管2主桁断面(K-0)、及びエッジ桁幅が2mと4mのPCエッジガーダー(PC2-0、PC4-0)の3種類を基本断面として使用した。このような橋桁断面の風応答には高欄や斜材定着部が大きな影響を与えると考えられるが、本研究では橋桁断面そのものの風応答特性の評価を目的としていることから、これらの影響は無視した。本橋はコンクリートが大部分を占めるため、表-1にあるように等価質量 m_{eq} 、等価極慣性モーメント I_{eq} が大きな値となったが、バネ支持実験では風応答をわかりやすくするため、等価質量と等価極慣性モーメントを所要値の半

表-1 バネ支持実験の実験条件

諸元	実橋値	模型所要値	模型実現値
m_{eq} (kg/m)	5.98×10^4	23.9	11.95
I_{eq} (kgm ² /m)	5.95×10^6	0.952	0.476
f_n (Hz)	0.160	1.60	1.60
f_ϕ (Hz)	0.312	3.12	3.12
f_ϕ/f_n	1.95	1.95	1.95
δ_n	0.02	0.02	0.02
δ_ϕ	0.02	0.02	0.02
Sc_n	239	239	119.5
Sc_ϕ	5950	5950	2975

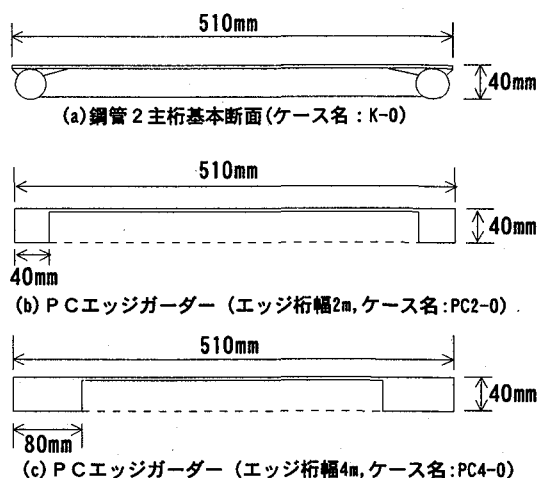


図-3 バネ支持実験に使用した主桁断面（基本断面）

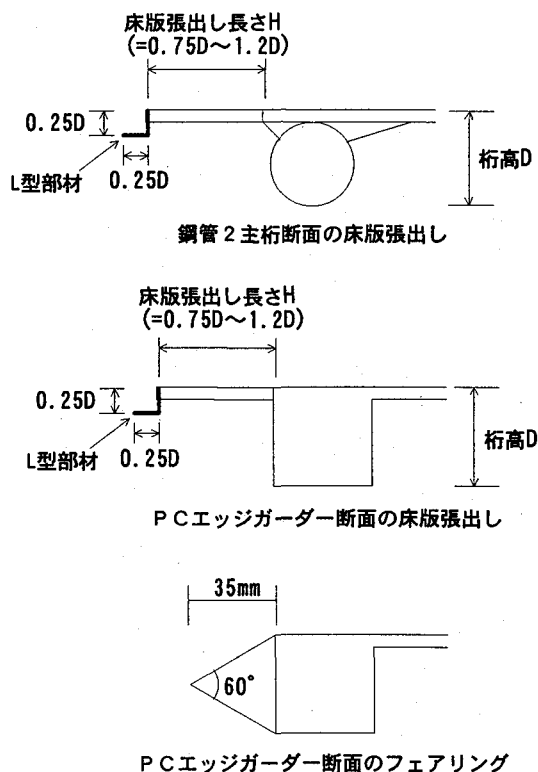


図-4 実験に使用した耐風対策

表-2 耐風対策の実験ケース

	模型名称	耐風対策
鋼管 2 主桁断面	K-0	なし (基本断面)
	K-0.75	H/D=0.75
	K-0.75L	H/D=0.75 L型部材付き
	K-1.0	H/D=1.0
	K-1.0L	H/D=1.0 L型部材付き
	K-1.2	H/D=1.2
	K-1.2L	H/D=1.2 L型部材付き
P C エッジガーダー (エッジ幅 2m)	PC2-0	なし (基本断面)
	PC2-0.75	H/D=0.75
	PC2-0.75L	H/D=0.75 L型部材付き
	PC2-1.0	H/D=1.0
	PC2-1.0L	H/D=1.0 L型部材付き
	PC2-1.2	H/D=1.2
	PC2-1.2L	H/D=1.2 L型部材付き
P C エッジガーダー (エッジ幅 4m)	PC2-F	フェアリング
	PC4-0	なし (基本断面)

分に設定して実験を行った。

バネ支持実験に使用した風洞は、鹿島技術研究所所有の汎用境界層風洞を使用した。この風洞の測定胴上流部には、2次元実験が可能なテストセクション（幅 1.6m、高さ 2m）が設けられている。実験に使用した気流は一様流である。

3.3 床版張出しによる制振対策法

床版張出しによる耐風安定化効果を調べる実験では、鋼管 2 主桁基本断面 (K-0) とエッジ桁幅 2m の P C エッジガーダー (PC2-0) を対象に、図-4、表-2 に示したケースについて検討した。張出し床版の厚さは一般部と同じ 250mm で、張出し長さ H を桁高 D で無次元化した H/D をパラメータとした。また、床版を張出しただけでは吹き上げ風に対して効果がないことから⁸⁾、床版の先端に L 型の部材を取り付けた模型も使用した。これは、酒井ら²⁾ が使用したエッジプレートとティッププレートに相当するもので、酒井らはこのプレートの大きさを数種類変えて実験を行っている。本研究では、酒井らの実験結果を参考にし、実橋への適用性を考慮して、高さ 0.25D、幅 0.25D の L 型部材とした。また、P C エッジガーダーの実験では、比較のため正三角形のフェアリングを付けた実験も行った。なお、基本断面、床版張出し付断面とも、高欄、地覆といった付加物はモデル化していない。

4. 基本的な風応答特性

4.1 レイノルズ数効果

後流変動風速のスペクトルから求めたストローハル

数を横軸にレイノルズ数をとって表したものを図-5 に示す。ここで、レイノルズ数の代表長は桁高 D である。いずれの迎角においても、測定したレイノルズ数領域において、ストローハル数が急変するようなことはなかった。1/100、1/50、1/20 の 3 種類の模型を使用しているが、ストローハル数は連続している。実験の結果、いずれの迎角においても、レイノルズ数の増加にともない、ストローハル数が低下する傾向があり、レイノルズ数の影響が見られた。1/20 模型で鋼管部分に粗度を付けた場合と付けてない場合の差は少なく、レイノルズ数が 30000 以上になれば、ストローハル数はほぼ一定となっている。実橋のレイノルズ数は 10^6 以上になるが、この延長線上にあるものと推

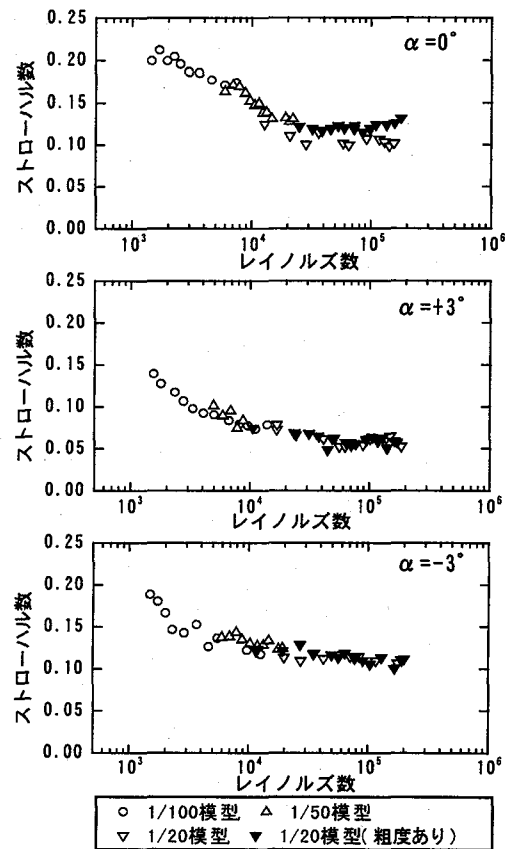
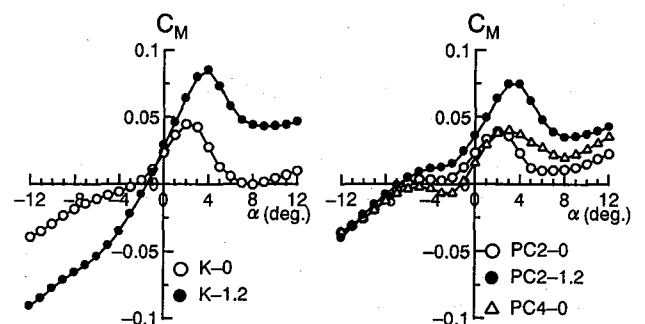


図-5 後流ストローハル数に及ぼすレイノルズ数の影響



(a) 鋼管 2 主桁断面 (b) P C エッジガーダー断面

図-6 静的空気力係数 (モーメント係数)

測される。逆に、3次元弾性模型のように縮尺の小さい模型で実験を行う場合には、レイノルズ数の影響を受ける可能性がある。また、迎角 $+3^\circ$ の場合には、 0° や -3° に比べてストローハル数が小さくなっている。さらに、スペクトルは図示していないが、 $+3^\circ$ では他の迎角に比べ、スペクトルのピークが現れにくかったことから、渦放出が明確でないとも考えられる。

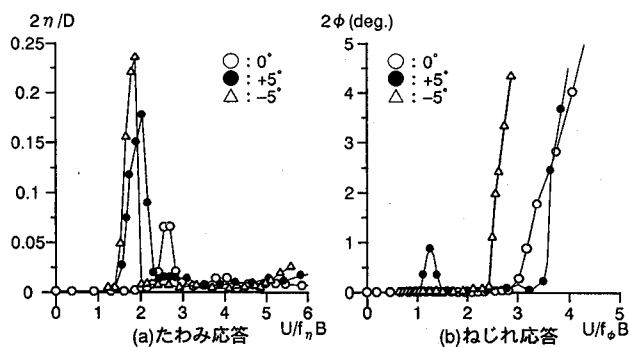
4.2 基本断面の風応答特性

静的空気力測定実験から得られたモーメント係数を図-6に示す。基本断面 K-0, PC2-0, PC4-0 では迎角 2° 以上で $dC_M/d\alpha$ が負となっており、準定常的にはフラッター不安定性が予想されるが、張出し床版付き断面 K-1.2, PC2-1.2 では迎角 4° 以上となっており、耐風安定化が期待される。

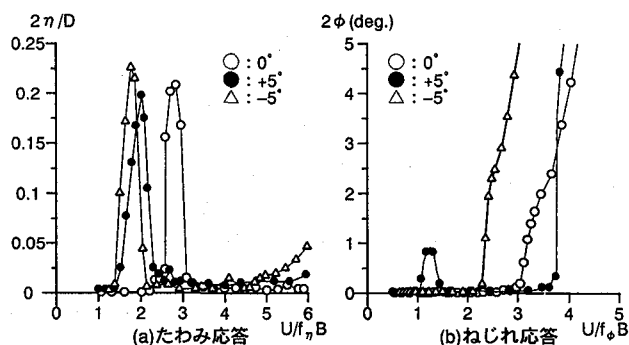
基本断面の迎角 0° , $\pm 5^\circ$ における2自由度バネ支持実験結果を図-7に示す。まず、たわみ応答に着目すると、PC4-0の迎角 0° を除く全てのケースで顕著な渦励振が発生し、K-0, PC2-0では迎角 0° よりも $\pm 5^\circ$ の方が発生風速が低下し、また、K-0では 0° よりも $\pm 5^\circ$ の方が渦励振振幅も大きくなっている。このように、渦励振の発生風速及び応答振幅は迎角の影響を強く受ける。また、本実験は実橋の質量を $1/2$ にして行っているため、スクルートン数が実橋値よりも小さく、渦励振応答振幅がスクルートン数の影響を受けていると考えられる。迎角及びスクルートン数の影響については4.3で述べる。

次に、ねじれ応答であるが、いずれの断面においても、迎角 $+5^\circ$ においてのみ倍振幅 1° 以下のねじれ渦励振が発生した。鋼管2主桁断面 K-0 のねじれフラッター発生風速は、迎角 0° において $U/f_\phi B = 3.0$ であり、迎角 -5° ではそれより低く、迎角 $+5^\circ$ では逆に高くなっている。PC2-0のフラッター発生風速はいずれの迎角においても K-0 とほぼ同じであり、基本断面の場合、主桁の形状が円形であっても矩形であっても、フラッター発生風速に与える影響は少なく、文献3)の結果と一致している。一方、PC4-0については、迎角 0° が迎角 $\pm 5^\circ$ よりもフラッター発生風速が高い。また、PC2-0に比べて、 0° , -5° では発生風速が高くなっているのに対して、 $+5^\circ$ では逆に低くなっており、エッジガーダーの幅が空力特性に影響を与えていることがわかる。

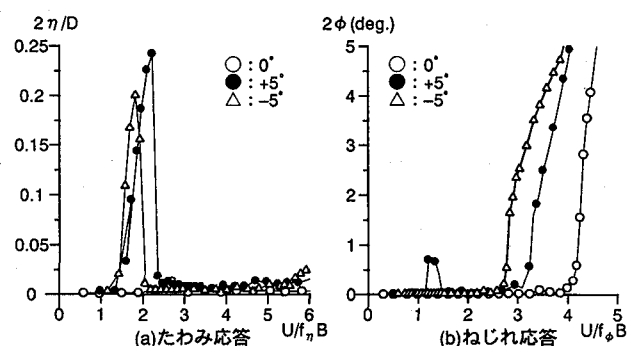
フラッター発生無次元風速を迎角に対してプロットしたものを図-8に示す。K-0とPC2-0とは、ほとんど同じような傾向を示しており、いずれの断面も迎角 3° でフラッター発生風速が最も高くなり、逆に、負迎角では不安定化する傾向が見られた。図-6の静的モーメント係数の勾配は負迎角では正で、 $+2 \sim 3^\circ$ 以上で負になるのに対して、バネ支持実験によるフラッター発生風速は負迎角の方が低下しているこ



鋼管2主桁基本断面 (K-0)



PCエッジガーダー (エッジ幅 2m, PC2-0)



PCエッジガーダー (エッジ幅 4m, PC4-0)

図-7 基本断面の2自由度バネ支持実験結果

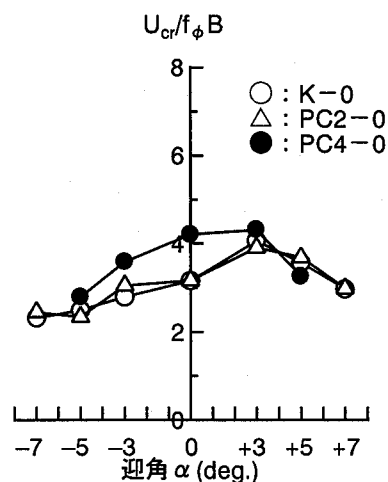


図-8 基本断面の迎角-フラッター風速関係

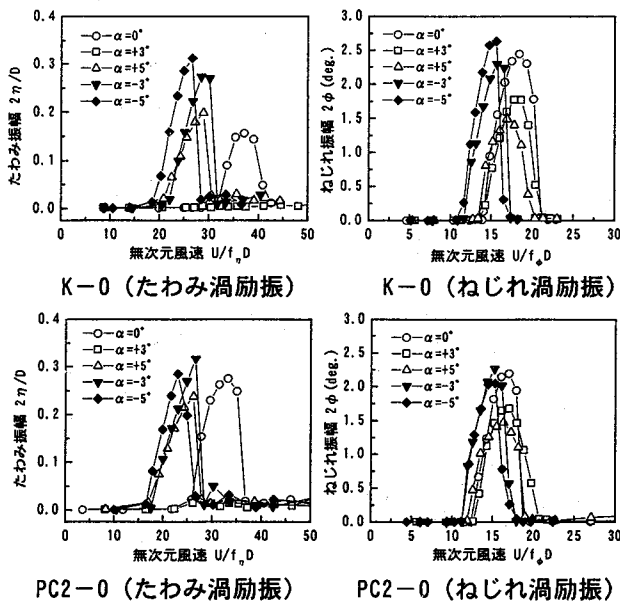


図-9 迎角の違いによる渦励振応答
(1自由度支持実験, $Sc_\eta=50$, $Sc_\phi=300$)

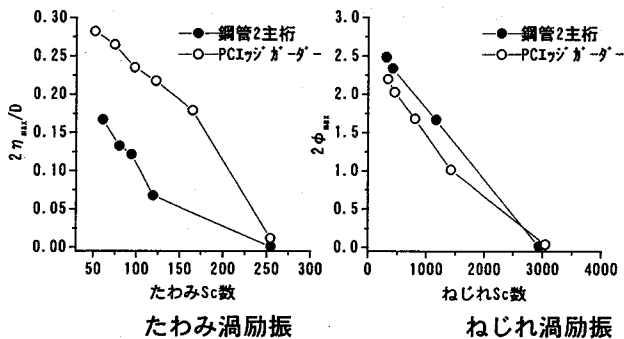


図-10 渦励振振幅とスクルートン数の関係

とから、フラッター発生風速に対して準定常的な評価ができないことは明らかである。

4.3 渦励振応答

迎角 0° , $\pm 3^\circ$, $\pm 5^\circ$ の1自由度支持実験から得られた渦励振応答図を図-9に示す。ここでは、渦励振応答をわかりやすくするため、構造減衰をできる限り小さい値に設定して実験を行った。そのため、スクルートン数が表-1の値よりも小さくなっている。

いずれの断面も、 $+3^\circ$ ではたわみ渦励振は発生しなかった。また、たわみ渦励振は迎角 0° に比べ、それ以外の迎角では発生風速が低下しているのに対して、ねじれ渦励振はほぼ同じ風速から発生している。また、たわみ、ねじれ渦励振ともに、正迎角よりも負迎角の場合に、振幅が大きくなる傾向が見られた。基本断面の断面辺長比は $B/D=12.75$ であることから、迎角 0° 以外のたわみ渦励振は前縁剥離型渦励振の発生風速 $1.67B/D \approx 21$ から、また、ねじれ渦励振についても同様に $1.11B/D=14$ 付近から、概ね発生しているといえる⁸⁾。

鋼管2主桁断面とPCエッジガーダー断面の迎角 0° を対象に、スクルートン数と渦励振最大振幅の関係を示したのが、図-10である。ここで、スクルートン数は減衰を変えることにより調整した。いずれも、スクルートン数の増加により渦励振振幅は減少し、本橋相当のスクルートン数（たわみは239、ねじれは5950）では、渦励振は発生しないと考えられる。また、たわみ渦励振振幅はPCエッジガーダー断面の方が鋼管2主桁断面に比べかなり大きいですが、逆に、ねじれ渦励振ではほぼ同じく鋼管2主桁断面の方がわずかに大きい。

なお、1/50 模型のパネ支持実験で渦励振が生じている風速域におけるレイノルズ数は約6000であり、ストローハル数が一定となるレイノルズ数30000よりも小さい領域での実験となっており、実橋の渦励振応答に対応させる上で注意が必要と思われる。

5. 床版張出しによる空力的制振対策の効果

前章の結果から、鋼管2主桁断面、PCエッジガーダー断面とも低風速からねじれフラッターが発生することが明らかとなった。ここでは、その耐風安定化対策として、床版を橋桁の外側に張出す方法について、その張出し長さや迎角の影響について検討した。

5.1 鋼管2主桁断面に対する床版張出しの効果

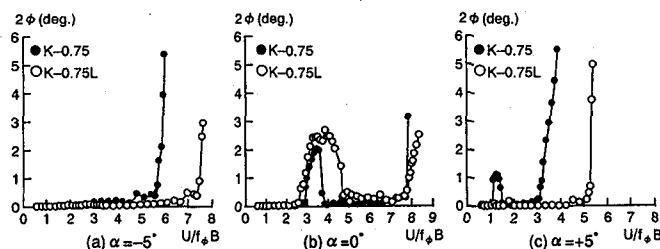
鋼管2主桁断面の床版張出し長さを $H/D=0.75$, 1.0 , 1.2 とし、床版先端にL型部材を付けた場合と付けない場合の迎角 0° , $\pm 5^\circ$ における風速-ねじれ応答図を図-11に示す。

まず、張出し長さ $H/D=0.75$ について見てみる。L型部材なし（ $K-0.75$ ）で迎角 0° の場合、無次元風速3付近から限定型のねじれ振動が発生した。この限定型ねじれ振動が発生した風速は、通常のねじれ渦励振の発生風速よりも高く、基本断面K-0においてねじれフラッターが発生した風速と一致している。また、無次元風速7.8からたわみとねじれが連成した発散振動が発生しており、フラッター発生風速は基本断面に比べ上昇している。迎角 -5° の場合についても、フラッター発生無次元風速が5.7に上昇しており、床版張出しの効果が現れている。これに対して、迎角 $+5^\circ$ では基本断面の場合とほぼ同じ無次元風速からねじれフラッターが発生しており、床版張出しの効果は全く現れていない。一方、L型部材を付けた場合（ $K-0.75L$ ）には、フラッター発生風速が迎角 -5° で7.5、迎角 $+5^\circ$ で5.3といずれもL型部材なしに比べて上昇するとともに、迎角 $+5^\circ$ でのねじれ渦励振も抑制されており、耐風安定性が向上している。しかしながら、迎角 0° における限定型のねじれ振動はL型部材なしの場合に比べて振幅、発生風速域とも大き

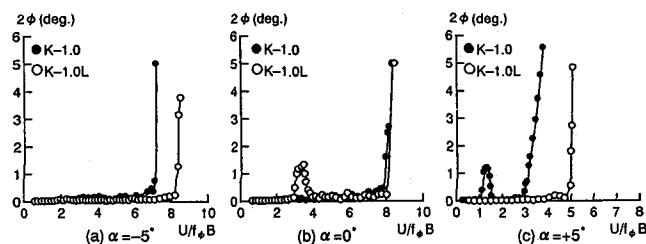
くなっており、L型部材が不安定化をもたらしている。

次に、張出し長さ $H/D=1.0$ について見ると、フラッター発生風速の傾向は $H/D=0.75$ の場合と同じで、L型部材を付けることによりフラッター発生風速が上昇している。迎角 0° では、L型部材なしの場合には限定型のねじれ振動は発生しなかったが、L型部材をつけることによって限定型のねじれ振動が発生している。ただし、その振幅は $H/D=0.75$ に比べて小さくなっている。このことから、張出し長さを長くすることによって、無次元風速 3 付近から発生する限定型のねじれ振動が抑制されることがわかる。

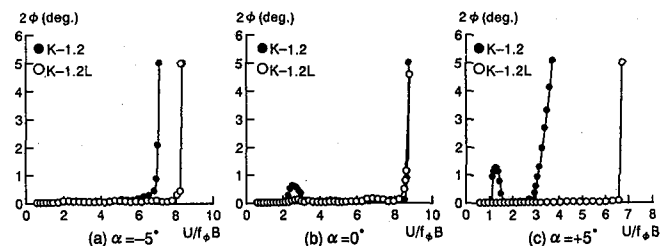
次に張出し長さ $H/D=1.2$ の場合を見てみると、迎



床版張出し長さ $H/D=0.75$ (K-0.75, K-0.75L)



床版張出し長さ $H/D=1.0$ (K-1.0, K-1.0L)



床版張出し長さ $H/D=1.2$ (K-1.2, K-1.2L)

図-11 鋼管 2 主桁断面の耐風対策効果

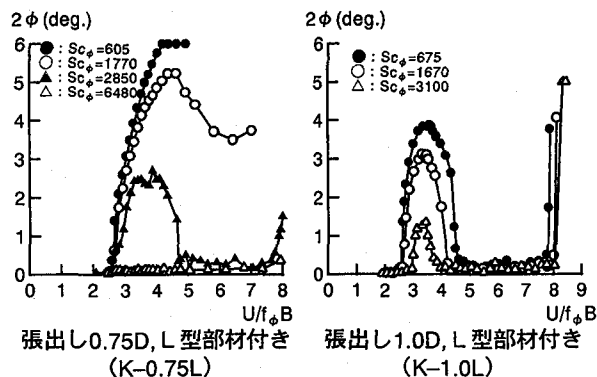


図-12 床版張出し断面に及ぼすスクルトン数の影響

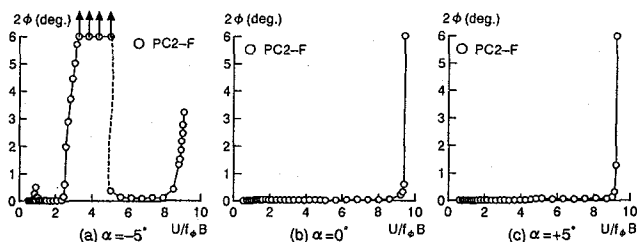
角 $+5^\circ$ と -5° における床版張出しとL型部材の効果は、張出し長さ $H/D=0.75, 1.0$ の場合と同じである。迎角 0° のL型部材なしの場合には、 $0.75D$ に比べやや低い風速からねじれの限定型振動が発生するが、L型部材を付けることによって、この振動が抑制されている。したがって、 $H/D=1.2$ の場合には、L型部材が安定化の方向に作用しており、 $H/D=0.75, 1.0$ の場合とは傾向が異なる。

迎角 0° において、床版張出し $H/D=0.75, 1.0$ とした場合には、無次元風速 3 付近から限定型のねじれ振動が発生した。この無次元風速は、通常の渦励振発生風速に比べて高いこと、また、基本断面においてねじれフラッターが発生した無次元風速と一致していることから、この振動はねじれ渦励振ではなく、床版張出しによってねじれフラッターが抑制されたものと考えられる。そこで、この限定型振動の特性を調べる目的で、L型部材付き断面 (K-0.75L, K-1.0L) を対象に、ねじれのスクルトン数をパラメータとして応答を測定した。その結果を図-12 に示す。張出し長さ $H/D=0.75$ では、スクルトン数が小さい場合には、無次元風速 2.5 付近から発生したねじれ振動は収まることなく発散し、ねじれフラッターが発生する。スクルトン数を大きくすると、一旦発生したねじれ振動が高風速域で小さくなる傾向が見られる。本橋の実橋相当のねじれスクルトン数 5950 では、このようなねじれの限定振動はほとんど発生しないと考えられる。また、張出し長さ $H/D=1.0$ の場合も同様に、スクルトン数が大きくなることによってねじれの限定振動が抑制されているが、無次元風速 8 付近のたわみとねじれが連成したフラッターの発生風速は、スクルトン数によって変化していない。このようなことから、無次元風速 3 付近で見られたねじれの限定振動は、床版を張出すことによってねじれフラッターが抑制され、さらに本橋のねじれスクルトン数が大きいことによって限定的になったものと考えられる。

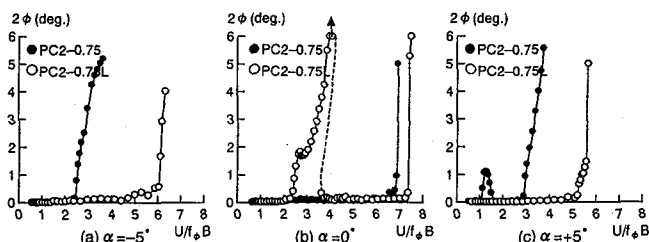
5.2 PCエッジガーダーに対する床版張出しの効果

次に、エッジ幅 2m のPCエッジガーダー断面に対する床版張出しの効果について検討した。張出し長さは鋼管 2 主桁断面の場合と同じ $H/D=0.75, 1.0, 1.2$ の3ケースに、L型部材を付けたものと付けないものとし、さらに、比較のため正三角形のフェアリングについても実験した。実験から得られた風速-ねじれ応答図を図-13 に示す。

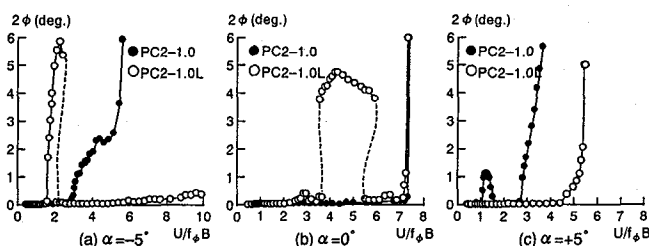
まず、正三角形のフェアリングを付けた断面 (PC2-F) について見ると、迎角 0° と $+5^\circ$ では渦励振の発生はなく、無次元風速 9 付近でたわみとねじれの連成した発散振動が発生しており、耐風安定性が向上している。迎角 -5° では無次元風速 2.5 付近から大きなねじれ振動が発生したが、無次元風速 5 付近



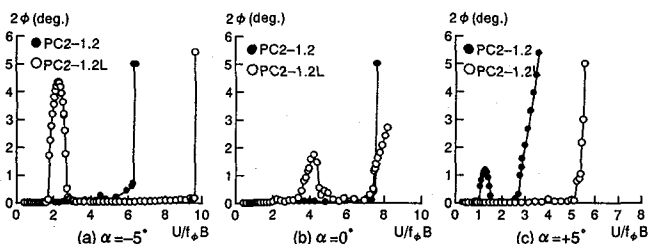
三角形フェアリング (PC2-F)



床版張出し長さ $H/D=0.75$ (PC2-0.75, PC2-0.75L)



床版張出し長さ $H/D=1.0$ (PC2-1.0, PC2-1.0L)



床版張出し長さ $H/D=1.2$ (PC2-1.2, PC2-1.2L)

図-13 PCエッジガーダー断面の耐風対策効果

でおさまり、無次元風速 8.5 付近でたわみとねじれが連成した振動が発生した。このことから、今回使用した正三角形のフェアリングは耐風安定性を向上させるものの、迎角によっては振幅の大きなねじれの限定振動が発生する可能性があるといえる。

次に、床版張出し $H/D=0.75$ についてであるが、L型部材なしの場合、迎角 0° ではフラッター発生風速が無次元風速 7 付近まで上昇しているが、迎角 -5° 、 $+5^\circ$ では基本断面とほとんど変わっていない。L型プレートをつけることにより、迎角 -5° 、 $+5^\circ$ におけるフラッター発生風速は向上しているが、迎角 0° において限定型のねじれ振動が発生している。床版張出し $H/D=1.0$ の場合も、床版を張出ただけでは迎角 $+5^\circ$ 、 -5° の場合に効果がなく、L型部材を付けると迎角 0° 、 -5° でねじれの限定振動が発生している。床版張出し $H/D=1.2$ の場合には、L型部

材なし断面に比べて、L型部材ありの断面では、迎角 $+5^\circ$ における耐風安定性は向上するものの、迎角 0° 、 -5° においてはねじれの限定振動を励起している。

床版張出しのいずれのケースにおいても、L型部材なしではフラッターに対する安定性が向上せず、L型部材を付けるとフラッター発生風速が上昇するものの、ねじれの限定型振動が発生する。傾向的には、鋼管 2 主桁断面の場合と同じと考えられるが、PCエッジガーダー断面に対する床版張出しの安定化効果は少なく、十分な耐風安定性を得るために必要な床版張出し長さは、鋼管 2 主桁断面に比べて長くなると考えられる。フェアリングを付けた場合には耐風性かなり向上したことから、PCエッジガーダー断面では床版張出しよりもフェアリングの方が有効であると考えられる。本研究ではフェアリングの形状をパラメータとした実験は行っていないが、PC桁の場合、アタッチメントとしてフェアリングを付けるのではなく、桁断面そのものの形状を変えることの方が得策で、久保らが報告しているように⁹⁾、複数の隅角部で流れをコントロールすることで、迎角の変化に対しても耐風性を向上させることができると考えられる。

6. 流れの可視化による考察

前章で述べたように、床版張出しは迎角 0° あるいは負迎角に対するフラッター発生風速を上昇させることができ、また、その先端をL型にすることによって正迎角に対しても耐風安定性が増すことが明らかとなった。そこで、このような耐風安定化効果のメカニズムを調べるため、流れの可視化実験を行った。

6.1 可視化実験の概要

実験に用いた風洞は、鹿島建設(株)技術研究所所有の垂直密閉回流型風洞(測定部断面、幅 2m、高さ 1.2m)である。この測定胴内に、隔壁を設置して幅 50cm の測定部を設け、その中に模型を設置している。流れの可視化にはスモークワイヤー法を用いており、風洞天井に設置されたレーザーライトから、シート状のレーザー光線を照射し、模型周りの風の流れを可視化した。画像の収録には、デジタルビデオカメラを用いている。このビデオカメラは 1 秒間に 30 コマの撮影が可能で、シャッタースピードを $1/60$ 秒とした。収録した画像は、画像ファイルとしてパソコンに取り込んだ。

実験に使用した模型は鋼管 2 主桁断面の $1/85$ 模型である。この模型に、床版張出しやL型部材と付けて可視化し、これらの効果を調べた。模型の強制加振は行わず、静止中の可視化のみを行った。実験風速は 1m/s で、実験レイノルズ数は約 1600 である。3 章の結果から言えば、可視化実験のレイノルズ数領域はバネ支持実験を行った領域よりも小さく、レイノルズ

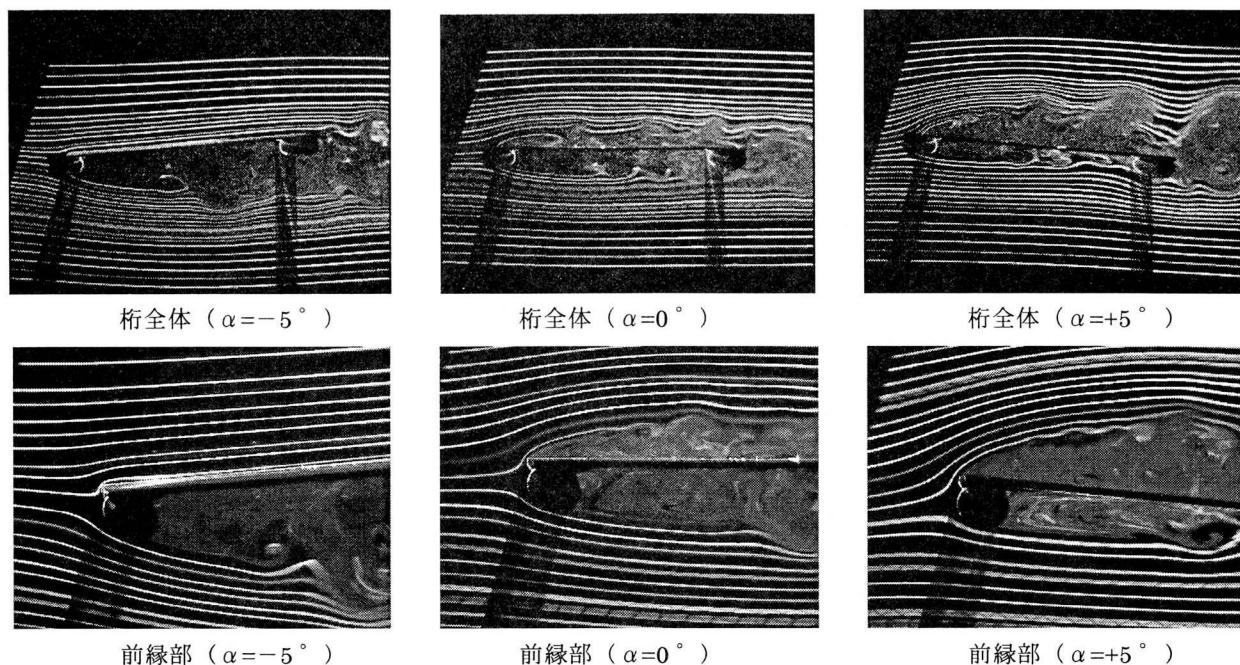


図-14 鋼管2主桁基本断面(K-0)まわりの流れの可視化(静止中)

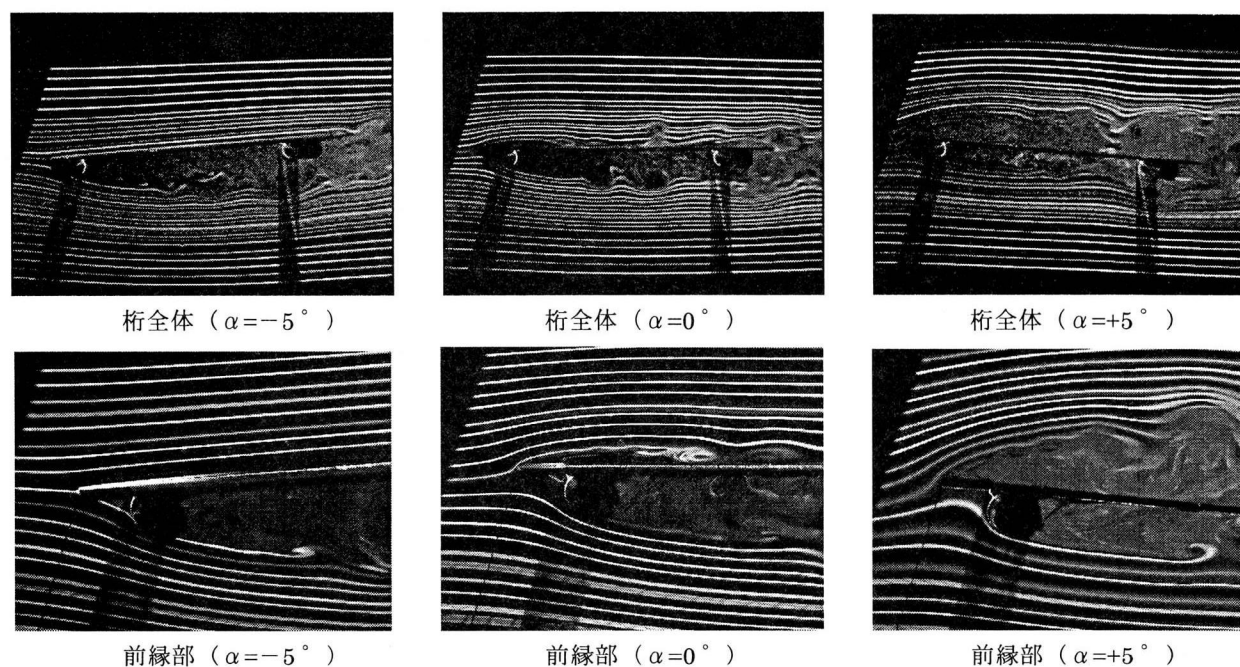


図-15 鋼管2主桁張出し床版1.0D付き断面(K-1.0)まわりの流れの可視化(静止中)

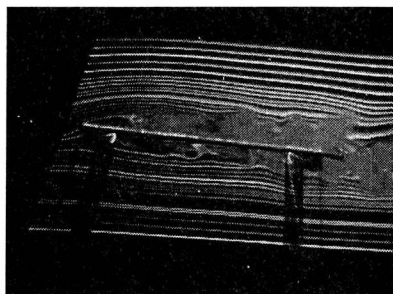
数の影響を受ける恐れがあるが、実験の制約上、高レイノルズ数での可視化はできなかった。

6.2 可視化実験結果

鋼管2主桁基本断面(K-0)、及び張出し長さ $H/D=1.0$ の床版を設置したケース(K-1.0)の迎角 0° 、 $\pm 5^\circ$ における流れの可視化結果を図-14、図-15に示す。図には桁全体の写した画像と前縁部付近を拡大した画像を示しているが、これらは同時刻のものではない。

基本断面の $\alpha=0^\circ$ では、前縁から剥離した流れが桁上面、桁下面にそれぞれせん断層渦を形成して流下していく様子が見える。 $\alpha=5^\circ$ では、桁の上面の剥離が大きくなり、せん断層渦もより顕著になって流下している。これに対して、 $\alpha=-5^\circ$ では、桁上面では流れが剥離せず、桁下面の剥離が大きくなる。

次に、張出し床版付き断面についてであるが、 $\alpha=0^\circ$ の場合には、基本断面に比べて前縁部の桁上面側の剥離領域が狭まるとともに、桁上面を流下するせん断層渦が小さくなっている。 $\alpha=-5^\circ$ の場合には、



桁全体



前縁部

図-16 L型部材付き床版張出し (K-1.0L) の流れの可視化 ($\alpha=+5^\circ$)

桁下側の流れが床版先端から鋼管表面を沿うように流れ、桁下面の剥離幅が小さくなっていることがわかる。床版を張出すことによって、迎角 0° 及び負迎角においてフラッター発生風速が上昇するのは、このような流れに起因していると考えられる。一方、迎角 $\alpha=+5^\circ$ の場合には、基本断面同様、桁上面に大きなせん断層渦が形成されていることから、床版張り出しは正迎角には耐風安定化効果がないことがわかる。

最後に、L型部材を付けた床版張出し長さ 1.0D (K-1.0L) の迎角 $\alpha=5^\circ$ における流れの可視化結果を図-16 に示す。L型部材がない場合に比べて、桁上面のせん断層渦が弱められていることが確認でき、このことがL型部材による正迎角の耐風安定化に寄与しているものと推測される。

7. まとめ

主桁にコンクリート充填鋼管を用いた長大複合斜張橋の耐風性に関して風洞実験により検討を行った。得られた知見を以下にまとめる。

- ① ストローハル数に及ばずレイノルズ数効果を調べた結果、レイノルズ数 30000 以下ではレイノルズ数によってストローハル数が変化した。そのため、縮尺の小さい模型による風洞実験から実橋応答を推定する場合、注意が必要である。
- ② 鋼管 2 主桁断面、PC エッジガーダー断面とも、基本断面では低風速からねじれフラッターが発生し、特に負迎角において不安定化する。渦励振も発生するが、実橋相当のスクルートン数では発生しないと考えられる。

③ 鋼管 2 主桁断面に張出し床版を用いた場合、迎角 0° 及び負迎角におけるフラッター風速を上昇させることができる。正迎角に対しては、張出し床版の先端をL型にすることで耐風安定性を向上させることができる。L型にした場合、ねじれの限定振動が見られたが、実橋相当のスクルートン数では発生しないと考えられる。

④ PC エッジガーダー断面に対する床版張出しによる耐風安定化対策は、鋼管 2 主桁断面に比べて張出し長さを長くしなければならず、効果的とはいえない。したがって、フェアリングあるいは桁端部形状の変更の方が効果的と考えられる。

⑤ 可視化実験の結果、床版張出しやL型部材による耐風安定化効果は、桁先端からの剥離流れやせん断層渦が抑制されることによるものと考えられる。

参考文献

- 1) 横山功一，日下部毅明；二主桁斜張橋の耐風性検討に基づく可能性調査，橋梁，pp.14～21，1992 年 7 月。
- 2) 酒井洋典，小川一志，下土居秀樹，斉藤敏雄，2 主桁橋梁の空力特性改善策に関する実験的研究，第 12 回風工学シンポジウム論文集，pp.393～398，1992 年 12 月。
- 3) 松本 勝，大東義志，陳 新中，市川靖生，平川 淳，武内隆文；長大斜張橋端 2 主桁基本断面の空力特性，第 15 回風工学シンポジウム論文集，pp.395～400，1998 年 12 月。
- 4) 松本 勝，八木知己，石崎 浩，白土博通，陳 新中；長大斜張橋エッジガーダー断面の耐風安定性に関する研究，第 15 回風工学シンポジウム論文集，pp.389～394，1998 年 12 月。
- 5) 古賀 貴，久保喜延，岡本有造，貞島健介，山口栄輝；斜張橋用 2 主桁断面の空力特性について，日本風工学会誌，第 79 号，pp.65～66，平成 11 年 4 月。
- 6) 中村俊一，沖本雅之，富永知徳，竹田哲夫，日紫喜剛啓；鋼管を主桁とする長大合成斜張橋の構造特性，鋼構造論文集，1998 年。
- 7) 沖本雅之，日紫喜剛啓，吉田健太郎，富永知徳；鋼管を用いた新しい合成複合斜張橋構造の特性検討，第 53 回土木学会年次学術講演会概要集，I -A45，pp.90～91，1998 年。
- 8) 白石成人，松本 勝；充腹構造断面の渦励振応答特性に関する研究，土木学会論文報告集，第 322 号，pp.37～50，1982 年 6 月。
- 9) 久保喜延，本多健治，野上千秋，加藤九州男，田崎賢治；PC 斜張橋の閉断面桁および開断面桁の剥離流相互干渉法による耐風性能改善策に関する研究，構造工学論文集，Vol.38A，pp.919～924，1992 年 3 月。

(1999 年 9 月 17 日受付)