

自然風下で橋桁に生じる渦励振の応答予測

武田勝昭*・藤澤伸光**

一様流中のバネ支持模型実験結果から、自然風下での実橋橋桁に生じる渦励振応答を予測する際に重要となる、振動モード、空気力の相関性、乱れ強さ、乱れのスケールについて系統的な実験を行った。その結果、振動モードなどの3次元性の影響と比べて気流の乱れ効果が著しく大きいこと、特に乱れ強さの影響を橋桁の断面形状や辺長比などに応じて注意深く補正することの重要性を指摘するとともにその補正法を提示した。また、本研究の成果は実橋の対風挙動観測の結果とも整合的であることを示した。

Key Words: long span bridge, wind tunnel test, vortex-induced vibration, turbulence effect

1. ま え が き

長大橋梁の橋桁の耐風性の検討は、適切な乱流を用いた3次元弾性模型(全橋模型)によって行うことが望ましいが、実際には実験設備の規模、手間、能力などの制約のためにそれが行えない場合が多い。一方、一様流中の実験は最も基本的な実験として必ず実施すべきものと考えられる。したがって、一様流中の実験結果から実橋の応答予測が近似的にでもできればその意義は大きいと考えられる。

本研究はこのような点に着目し、一様流中のバネ支持模型実験結果から自然風下で実橋橋桁に生じる渦励振応答を予測する際に重要となる、(a)3次元性の影響(振動モード、空気力の相関性)と(b)自然風の乱れの影響(乱れ強さ、乱れのスケール)について系統的な実験を行うとともに、実橋の対風挙動観測を行い、本研究で得られた知見との整合性について考察を加えたものである。

振動モードなどの3次元的な影響の補正方法については、従来よりバネ支持模型実験によって動的空気力係数を求め、「作用する空気力は局所的な変位にのみ支配される」とするストリップ理論に基づいて3次元系の応答を計算する方法が提案されており^{1),2)}、渦励振のように空気力が比較的小さい現象に対してもストリップ理論が成立することなどが明らかにされている。ここで、外力としての空気力は強制振動の場合と自動振動の場合に分けて定式化し、実験から動的空気力係数を定める方法が用いられており¹⁾、強制外力としての渦力が橋桁の振動と完全に共振している場合にはいずれの定式化をしても結果に差異を生じない²⁾などの見解が得られている。し

かしながら、これらの研究では実験対象としている断面に作用している空気力の性質を十分に反映した形での詳細な検討は必ずしもなされておらず、また、渦力の空間相関についても剛体円柱模型の結果³⁾に基づいてその影響の補正が考えられており¹⁾、検討課題を残している。

橋桁の渦励振に及ぼす気流の乱れ効果に関する研究も少なくなく、従来より気流の乱れ強さの影響が大きいこと、その影響度は断面形状や辺長比(幅員と桁高との比)などにより異なるなどのことが明らかにされており⁴⁾⁻⁹⁾、「道路橋耐風設計便覧」¹⁰⁾でも、気流の乱れ効果に関する補正係数をこれらのパラメータの関数の形で与えている。しかしながら、これらの推奨値は、従来の限られたデータに基づいて定められたものであり、より多くのデータに基づく、より詳細な検討を要するものと考えられる。また、乱流パラメータのうち、乱れのスケールの影響については研究例¹¹⁾も少なく、その影響度について明確にする必要がある。このような研究は、乱流効果を風洞実験で検証する際、乱れ強さ、乱れのスケールなどのパラメータのうちいずれを優先的に相似させて行うべきか、逆に、やむを得ない場合にはいずれを無視し得るかということを判断する上からも必要性が高いと考えられる。

このような現状に鑑み、本研究では、バネ支持模型実験の過程において振動数の計測結果などから、対象としている断面に作用している空気力の性質が概ね判断することに着目し、それに応じて空気力を定式化して3次元的な影響を補正する方法を試みる。このとき、振動モードを有するタウトストリップ模型で渦力の空間相関を実測し、その影響についても考察を加える。また、格子乱流および境界層乱流中で系統的な風洞実験を行うことにより、乱流パラメータのうちで最も重要と思われる乱れ強さにつき、断面形状や辺長比の影響に着目して詳細な検討を行うとともに、研究例の少ない乱れのスケールに

* 正会員 工修 NKK 基盤技術研究所室長
(〒210 川崎市川崎区南渡田町1番1号)

** 正会員 工博 NKK 基盤技術研究所主幹研究員

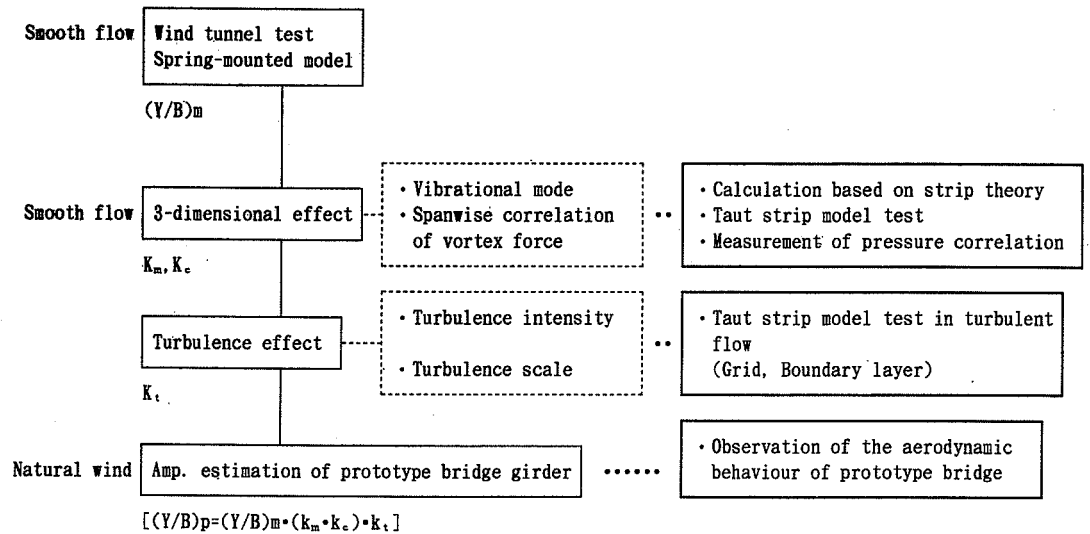


Fig.1 Estimation flow of the vortex-induced vibration of bridge girder under natural wind and the outline of the current study

についても渦励振に及ぼす影響を調査する。最後に、ある斜張橋の橋桁に生じた渦励振につき、本研究で示した方法による予測値と対風挙動観測値とを比較することにより、本方法の妥当性の検証を試みる。以上に述べた、自然風下で橋桁に生じる渦励振の応答予測の手順と着目した相似パラメータ、ならびに本研究で実施した実験、計算、観測の項目を Fig.1 にまとめて示す。

2. 一様流中で橋桁に生じる渦励振の応答予測

(1) 3次元応答振幅の計算方法

パネ支持模型実験の結果から、振動モードなどの3次元的影响を考慮に入れて実橋に生じる渦励振の振幅を計算するためには、渦励振を誘起する外力としての空気力を正しく定式化することが必要である。この空気力としては、橋桁後流に生じる交番渦に起因する強制的空気力と橋桁自身の振動に誘起される自励的空気力の2つが考えられ、実際の振動は、これらの空気力の複雑な組合せによって生じているものと考えられる。パネ支持模型実験から得られる情報も自励的空気力と強制的空気力が重なりあった結果生じる情報であるため、これらによって各々の動的空気力係数を定めることは不可能である。そこで、本研究においては、橋桁に生じている振動が自励振動的か強制振動的かということについては振動数などの情報からある程度判断可能であることに着目し、その結果に応じて空気力の定式化を行い、計算を進める方法を試みた。

空気力を強制力とみなせる場合には構造減衰を変えて渦励振のピーク振幅の変化を調査することにより、また、自励力とみなせる場合には空力減衰を各振幅毎に求めることにより、振幅依存性を考慮に入れた動的空気力係数

を求めることができる。ストリップ理論が成立すると仮定すれば、これらの動的空気力係数を用い、構造物の振動モードを考慮に入れた3次元応答を計算することができる。すなわち、強制振動の場合、 $\phi_j(x)=1$ における振幅 $Y_j^*(m)$ は、

$$Y_j^* = \frac{\rho U^2 B}{2\sqrt{(\omega_{0j}^2 - \omega^2)^2 + (2h_0\omega_0\omega)^2}} \cdot \int_0^l C_L(Y_j^*)|\phi_j(x)|dx / \int_0^l m\phi_j^2(x)dx \dots\dots (1)$$

により求められる。一方、自励振動の場合には負減衰と正減衰とが釣り合ったときに定常振幅となることから、

$$\int_0^l (C - \rho U B C_L(Y_j^*, x)/2)\phi_j^2(x)dx = 0 \dots\dots (2)$$

の条件より振幅 $Y_j^*(m)$ を求めることができる。

ここで、 ρ : 空気密度 (Kg/m^3)、 U : 風速 (m/s)、 B : 幅員 (m)、 ω_{0j} : j 次モードの固有円振動数、 ω : 渦の発生周波数、 h_0 : 減衰比、 C_L : 変動揚力係数、 m : 単位長さあたりの質量 (Kg/m)、 C : 粘性減衰定数 ($\text{Kg}\cdot\text{s/m}$)、 C_L : 動的空気力係数の虚部、 l : 橋長 (m)、 $\phi_j(x)$: j 次のモード関数、 x : 橋桁に沿う座標軸、である。

振動モードに関する補正係数 K_m は、このような3次元応答と、2次元のパネ支持模型実験値との比として定義される。

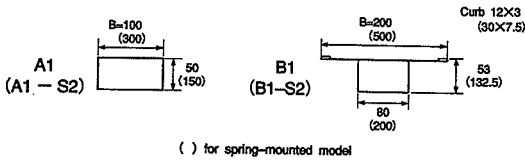
(2) 風洞実験による検証

a) 実験方法

前節で述べた計算方法の妥当性について検討を行うため、パネ支持模型実験とタウトストリップ模型実験を行った。Table 1 に示すように、対象とした断面は、風速に伴う振動数の変化の様子などから、自励振動的性質が強いと考えられる辺長比 $B/D=2$ の矩形断面 (Model

Table 1 Experimental cases and their conditions.
(3-dimensional effect)

Case no.	Model	Test method	Scruton No. $m \delta \sigma / (\rho B^2)$	Flow
1-1	A1-S2	Spring-mounted	1.1~3.3	Smooth
1-2	A1	Taut strip	2.2~2.7	
1-3	B1-S2	Spring-mounted	0.4~0.5	
1-4	B1	Taut strip	0.4~0.5	



A1, A1-S2) と、強制振動的性状を示す張り出しを有する箱桁断面 (Model B1, B1-S2) の 2 種類である。各々の断面において、バネ支持模型実験とタウトストリップ模型実験はほぼ同一の実験条件下 (スクルーション数) で行われた。したがって、両者の実験結果の差は 3 次元的な影響に因るものと考えることができる。

b) 実験結果と考察

Model A1, A1-S2 に関する実験結果、および式 (2) に基づく計算値を Fig.2 に示す。図中、横軸は無次元風速 $U/(f_0 B)$ (U : 風速, f_0 : 固有振動数, B : 幅員), 縦軸は無次元応答振幅 Y/B (Y : 鉛直たわみ対称 1 次モード振動の中央点における応答の平均値) である。図より、タウトストリップ模型実験のピーク振幅は、バネ支持模型実験と比べて 25% 程度小さくなっている ($K_m=0.75$) ことが分かる。バネ支持模型実験の結果から動的空気力係数を求め、外力を自動力と仮定して計算した式 (2) に基づく振幅は、タウトストリップ模型実験の結果と非常に良好な対応を示している。また、空気力の振幅依存性を無視し、振動モードの影響のみを補正した振幅 (図中 $4/\pi$, 「道路橋耐風設計便覧」¹⁰⁾ の推奨値) は実験値よりも 65% 程度大きな値を与え、かなり安全側の評価式であることが分かる。

一方、強制的空気力の寄与が大きいと判断される Model B1, B1-S2 に関する実験結果と、式 (1) に基づく計算値を Fig.3 に示す。この場合、タウトストリップ模型実験の振幅がバネ支持模型実験よりも 10% 程度大きくなっており ($K_m=1.1$), Model A1, A1-S2 の場合と逆の傾向を示している。これは、空気力の振幅依存性が両モデルで異なっていることに起因するものと考えられる。外力を強制力と仮定して計算した式 (1) に基づく計算値は、実験値と比べて 20% 程度大きい値を与えている。この原因としては、強制的空気力の寄与が

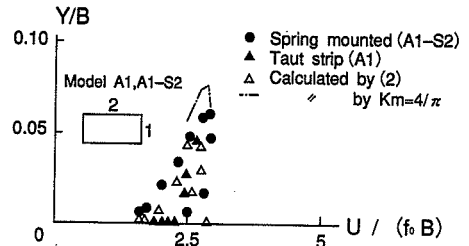


Fig.2 Response comparison between Model A1 and A1-S2

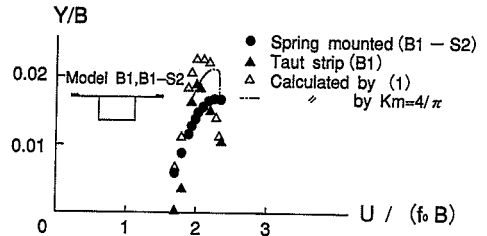


Fig.3 Response comparison between Model B1 and B1-S2

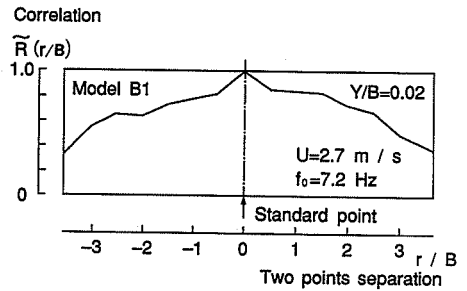


Fig.4 Spanwise pressure correlation on a vibrating taut strip model. (Model B1)

大きい場合は渦力の橋軸方向の空間相関の影響が無視できない、つまり、ストリップ理論が厳密には成立しないことが考えられる。そこで本研究では、一応ストリップ理論が成立すると仮定して式 (1) を用いて応答振幅を計算し、その値を振動中の模型表面圧力の空間相関の実測値で補正することを試みた。実験は、Model B1 の上面中央に圧力孔を設け、タウトストリップ模型が鉛直対称 1 次モードで振動しているときの表面圧力の橋軸方向相関を実測した。無次元振幅 Y/B が 0.02 のとき、中央点を基準として空間相関を計測した結果を Fig.4 に示す。この図より、従来の円柱の剛体模型に対する計測結果³⁾と同様、2 点間の距離が大きくなるにつれて相関が小さくなる傾向が見られる。

ここで、場所的に異なる 2 点で、空気力が正弦波状で、かつ位相差 α を持つとすると、それらは各々 $P_1(t) = P^* \sin \omega t$, $P_2(t) = P^* \sin (\omega t - \alpha)$ と表される。このとき、2 点間の相関係数 C_{12} は

$$C_{12} = \cos \alpha \dots \dots \dots (3)$$

式 (3) の関係を利用して、実際には種々の原因によ

て生じる相関係数低下の現象を、形式的に外力（圧力）間に位相差のある系に置き換えることにより空間相関に関する振幅の補正係数を求めると次式が得られる。

$$K_c = \int_0^1 |\phi(x)| \cos \alpha(x) dx / \int_0^1 |\phi(x)| dx \dots\dots (4)$$

Fig.4の結果を用いて式(4)から振幅の補正係数を計算すると、 $K_c=0.8$ となる。Fig.3の計算値をこの係数で補正すると、タウトストリップ模型実験の応答振幅とほぼ一致した。これより、強制振動の性質が強い場合にも、本研究で採用した空気力の定式化の方法、および渦力の空間相関の補正方法の妥当性が裏付けられたものと考えられる。なお、自励振動的性質が強いと考えられるModel A1の場合には相関係数の低下が顕著でなく、 $K_c \approx 1.0$ となることが確認されている。

また、Fig.4によれば、Model B1, B1-S2の場合にも $K_m=4/\pi$ 式で補正した振幅は実験値よりも約10%大きな値を与え、安全側の評価式であることが分かった。

3. 橋桁の渦励振に及ぼす気流の乱れ効果

(1) 気流の乱れ強さの影響

a) 風洞実験の方法

本研究においてはTable 2とFig.5に示すように、橋桁を構成する断面として、基本的な断面を含む16種類の代表的な断面を選定して模型を製作し、渦励振応答振幅に及ぼす気流の乱れ強さの影響について検討を加えた。このうち、Model B1-2~B1-6は、張り出しを有する箱桁において、その張り出し長の影響について詳細に調査するためのものであり、Model HX-2~HX-5は、従来より乱流によって渦励振が増幅されるという特異な現象が報告されている¹¹⁾六角形断面につき、辺長比を系統的に変化させて実験を行うものである。ここで、模型には地覆のみ原則的に取付けることとし、高欄については影響が比較的小さいと考え、省略した。

実験は格子乱流中でタウトストリップ模型実験を行い、その応答振幅を一樣流中の結果と比較することにより乱流効果を評価した。本方法によれば、比較的乱れのスケールの大きい条件下において、乱れ強さを変化させて実験を行うことが可能である。実験条件はTable 2に示す通りであり、実験レイノルズ数 $Re_c (=UD/\nu)$ は $6 \times 10^3 \sim 1.5 \times 10^4$ 程度、風洞閉塞率は最大のケースでも1.8%である。気流の乱れ強さは、乱流格子（バーサイズ $b=50$ mm, メッシュサイズ $M=200$ mm）とタウトストリップ模型との距離を変化させることにより調整している。乱流格子との距離が大きくなると、乱れ強さが減少するとともに乱れのスケールも若干大きくなる（Table 3）が、乱れスケールの値としてのこの程度の相違は無視できると判断した。

b) 実験結果と考察

Table 2 Experimental cases and their conditions. (Effect of turbulence intensity)

Case no.	Model	B/D	Attack angle	Test method	Scruton No. $m \delta \alpha / (\rho B^2)$	Flow
2-1	A1	2.0	0°	Taut strip	0.8~1.6	Grid Table 3
2-2	A2	4.0	0°		0.8~1.5	
2-3	B1	3.8	0°		0.4~0.5	
2-4	B2	5.4	+4°		0.4~0.5	
2-5	B3	6.5	+7°		0.7~1.6	
2-6	DB	5.4	+4°		0.4~0.6	
2-7	HX	3.8	0°		0.4~0.9	
2-8	B1-2	1.4	0°		0.8~1.8	
2-9	B1-3	1.9	0°		0.5~1.4	
2-10	B1-4	2.4	0°		0.4~1.1	
2-11	B1-5	2.8	0°		0.3~1.3	
2-12	B1-6	3.3	0°		0.3~1.3	
2-13	HX-2	2.8	0°		0.2~1.1	
2-14	HX-3	3.3	0°		0.3~0.8	
2-15	HX-4	4.2	0°		0.2~0.8	
2-16	HX-5	4.7	0°		0.2~0.7	

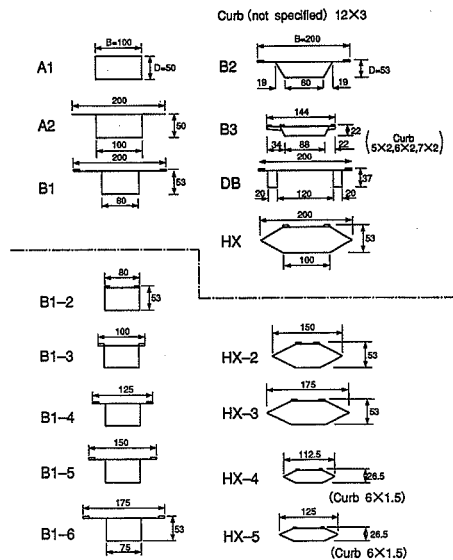


Fig.5 Cross section of models. (Effect of turbulence intensity)

Table 3 Flow characteristics. (Effect of turbulence intensity)

	Turbu. intensity, %		Turbu. scale (cm)		
	I_u	I_w	L_x^*	L_y^*	L_z^*
Smooth	0.2~0.3 (0.3)	0.2~0.5 (0.3)	—	—	—
Grid $X_c/M=20$	4.9~5.7 (5)	3.9~4.3 (4)	14~15 (15)	5~9 (7)	5 (5)
Grid $X_c/M=10$	8.7~9.6 (9)	6.4~7.0 (7)	4~14 (11)	3~4 (3)	4 (4)

1) Measured at $z=0.7m$ where taut strip model was installed. 2) X_c : Distance between grid and model, M: Mesh size of grid. (200mm)

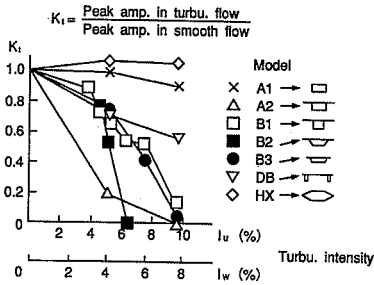


Fig. 6 Variation of K_t with turbu. intensity for Models A1~HX

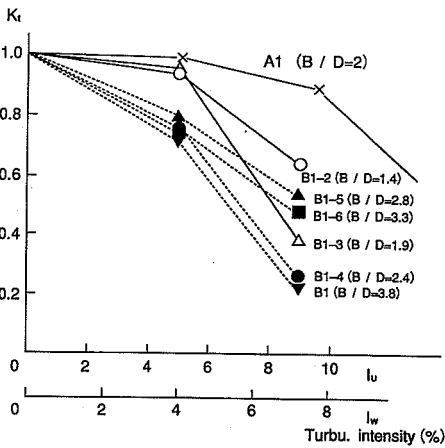
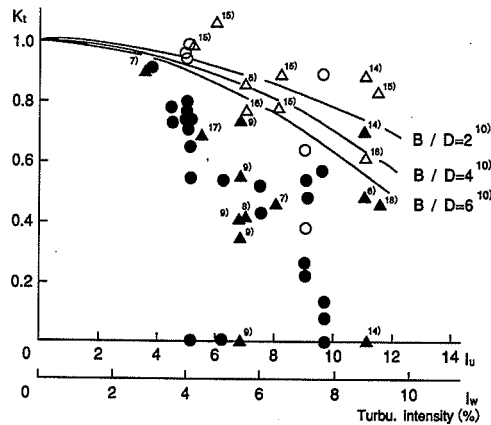


Fig. 7 Variation of K_t with turbu. intensity for Model B1 series and Model A1

Fig. 6に、気流の乱れ強さ I_u, I_w (%) と乱流効果に関する補正係数 K_t (乱流中の最大応答振幅/一様流中の最大応答振幅) との関係を示す。Table 2中のModel A1~HXまでの断面について示す。これらの図より、従来の報告^{4)~9)}と同様気流の乱れ強さは渦励振応答振幅に極めて大きな影響を及ぼすこと、その影響度は断面形状によって大きく異なり、Model B1に代表される多くの断面では乱れ強さの増加とともに応答振幅が著しく低下するのに対し、Model A1ではその影響度が比較的小さいこと、Model HXでは気流の乱れによって応答振幅が一様流中よりも大きくなるという特異現象が見られることなどが分かる。そこで、以下では断面形状の相違による乱流効果の変化に着目し、Model B1とModel HXの辺長比を系統的に変化させて行った実験結果について考察を加える。

Fig. 7には、張り出しを有する箱桁Model B1の張り出し長を系統的に変化させたModel B1-2~B1-6 (Table 2)の結果を、Model A1の結果とともに示す。この図より、辺長比 $B/D=2$ を境として傾向が明らかに異なり、 $B/D \leq 2$ のいわゆる bluff な断面では、乱れ強さが小さいときには渦励振振幅がさほど減少しないのに対して、 $B/D > 2$ の偏平な断面では、小さな乱れ強さ



$B/D \leq 2$; \circ Present study, \triangle from other studies*)
 $B/D > 2$; \bullet Present study, \blacktriangle from other studies*)
 *) The number corresponds to the reference number

Fig. 8 Effect of B/D on K_t for various models. (Model HX series excluded)

の乱流にも敏感に反応し、応答が減少することが分かる。これは、bluffな断面の場合には断面まわりの流れが完全剥離状態にあり、乱れが弱いときには多少剥離せん断層が物体に近付いたとしても再付着には至らず、応答振幅にも大きな影響を及ぼさないのに対して、前縁剥離一再付着型の渦励振が生じていると考えられる $B/D > 2$ の偏平な断面になると、わずかな気流の乱れによっても再付着点の上流側への移動が促進され、その結果剥離渦のもたらす圧力変動が軽減されて応答が減少するものと推定される。この点に関する考察を深めるため、本研究で実験を行った全ての断面 (Model HX シリーズは除く) の結果と文献^{6)~9), 14)~18)}に見られるデータを、辺長比 $B/D \leq 2$ と $B/D > 2$ に分類してプロットした図を、「道路橋耐風設計便覧」¹⁰⁾の推奨値とともに Fig. 8 に示す。この図より、張り出しを有する箱桁に見られた傾向 (Fig. 7) が、他のほとんどの断面 (六角形断面を除く) についても認められ、辺長比 $B/D=2$ を境として、渦励振応答に及ぼす気流の乱れ効果の大きさが異なることが分かる。また、 $B/D > 2$ の偏平な断面に対しては「道路橋耐風設計便覧」¹⁰⁾の推奨値は、良好にデータの傾向を捕えているとともに適度に安全側の値を与えているのに対し、 $B/D \leq 2$ の場合には平均的な予測値を与えていることが分かる。

気流の乱れによって応答振幅が一様流中よりも大きくなるという特異現象が見られる六角形断面 Model HX につき、辺長比 B/D を変化させて実験を行った Model HX-2~HX-5 (Table 2) の結果を Fig. 9, 10 に示す。これらは各々乱れ強さ、辺長比 B/D と乱れ効果に関する補正係数 K_t との関係を示したものであり、Fig. 10には、文献 8), 10), 11), 13), 15)に見られる値もプロットしてある。これらの図より、六角形断面では $B/D=$

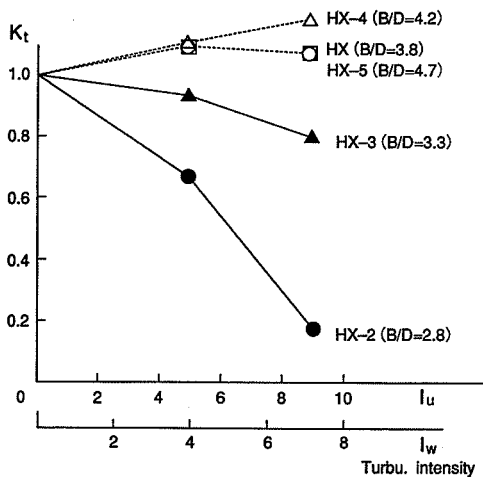
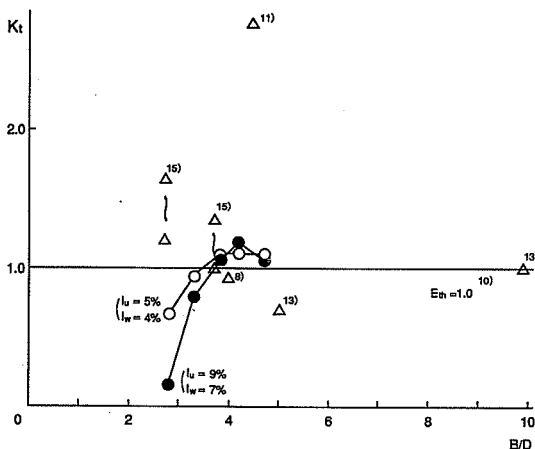


Fig.9 Variation of K_t with turbu. intensity for Model HX series



●○ : Present study, △ : from other studies

Fig.10 Effect of width to depth ratio (B/D) on K_t for Model HX series

3.5 を境にして乱流効果の性状が変化し、 $B/D > 3.5$ のときには乱流によって渦励振の応答振幅が増大するのに対して、 $B/D < 3.5$ のケースでは他の多くの断面と同様、乱れ強さの増大に伴い、振幅が減少することが分かる。

これは、 $B/D > 3.5$ の扁平な六角形断面では前縁からの剝離渦よりも後縁から剝離する2次渦の寄与の方が大きく¹⁹⁾、したがって乱流の再付着促進効果が直接的には作用空気つまり振幅に影響を及ぼさないのに対し、 $B/D < 3.5$ の場合には前縁剝離渦の寄与が大きくなって弱い乱れによっても再付着点が上流側に移動し、振幅が減少するのではないかと考えられる。しかしながら、Fig.10 によれば、文献に見られるデータは本研究の結果と必ずしも対応していない。六角形断面については地覆や高欄の形や位置によって著しく乱流効果が変わるとの報告¹¹⁾もあり、辺長比 B/D のみでは捕らえきれない、非常に微妙な現象が生じている可能性がある。また、

Table 4 Experimental cases and their conditions. (Effect of turbulence scale)

Case no.	Model	Test method	Scruton No. $m \delta \rho / (\rho B^2)$	Flow		
				Type	L_x^*/B	I_u
3-1	A1-S2	Spring-mounted	2.6~5.2	Grid Table 5	0.3	0.3
3-2	A1-S3		2.6~5.2		0.7	0.5
3-3	A1	Taut strip	0.8~1.6	Grid Table 3	1.5	1.1
3-4	A1-S4		0.8~4.4		3.0	2.2
3-5	A1-S3	Taut strip	0.8~1.6	Boundary layer	2.3	
3-6	A1		0.8~1.6		3.4	
3-7	A1-S4		0.8~1.6		6.8	
3-8	B1-S2	Spring-mounted	1.3~2.3	Grid Table 5	0.2	0.2
3-9	B1-S3		1.3~2.3		0.4	0.3
3-10	B1	Taut strip	0.4~0.5	Grid Table 3	0.8	0.6
3-11					Boundary layer Table 5	1.7

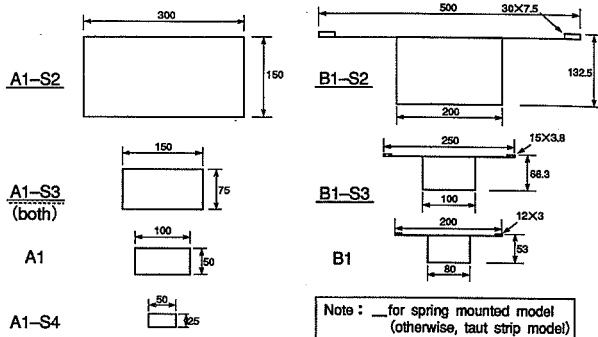


Fig.11 Cross section of models. (Effect of turbulence scale)

「道路橋耐風設計便覧」¹⁰⁾では、Fig.10 に示すように、六角形断面に対しては乱流効果を期待せず、 $K_t=1.0$ としているが、本研究の結果などによれば乱流によって振幅が増大することが明らかにされており、今後の検討課題の1つであると考えられる。

(2) 気流の乱れのスケールの影響

a) 風洞実験の方法

気流の乱れのスケールが渦励振応答振幅に及ぼす影響について調べるため、基本的な断面として辺長比 B/D が2の矩形断面である Model A1 と張り出しを有する箱桁断面である Model B1 を対象とし、風洞実験を行った。実験ケースを Table 4, Fig.11 に、実験に使用した格子乱流と境界層乱流の特性を Table 5 に示す。乱れのスケールに関する無次元パラメータ L_x^*/B は、乱れのスケールそのものである L_x^* と模型の大きさ B の両方を変化させて実験を行ったため、 $L_x^*/B=0.3\sim6.8$ (Model A1 の場合) と、広範囲にわたって変化する値を得るこ

Table 5 Flow characteristics.
(Effect of turbulence scale)

	Turbu. intensity, %		Turbu. scale (cm)		
	I_u	I_w	L_x^*	L_y^*	L_z^*
Smooth ¹⁾	0.1~0.8 (0.2)	0.1~0.8 (0.3)	—	—	—
Grid ¹⁾ $X_0/M=20$	4.5~5.9 (5)	3.2~4.6 (4)	9~12 (10)	3~5 (5)	6~8 (7)
Grid ¹⁾ $X_0/M=10$	8.0~9.6 (9)	6.5~8.1 (7)	7~9 (8)	2~6 (3)	6 (6)
Boundary layer ²⁾	6.2~8.5 (7)	4.7~5.7 (5)	21~49 (34)	7~15 (10)	11 (11)

1) Measured at $z=1u$ where spring-mounted model was installed. 2) At $z=0.7u$, taut strip model.
3) (): Mean value.

とができた。このとき、格子乱流のパワースペクトルのピーク周波数は模型の固有振動数にほぼ一致するのに対して、境界層乱流のそれは、実験技術上やむを得ず、若干低周波側にシフトした形になり、今後検討課題を残していると考えられるが、ここではその影響は比較的小さいと判断した。

その他、上記の方法で気流の乱れのスケールの影響を調査する場合、留意しなければならない点がいくつか挙げられる。まず、格子乱流と境界層乱流の違いであるが、これらの間には乱れのスケール以外に鉛直方向の平均風速分布や主流方向と鉛直方向の乱れ強さの比 I_w/I_u にも相違がみられることに注意する必要がある。このうち、本研究で対象としているのは橋桁の渦励振なので、鉛直方向の平均風速分布の影響は無視できるものの、乱れ強さの比 I_w/I_u の違いについては充分考慮に入れて実験結果の考察を行う必要がある。また、模型の大きさを変化させて実験を行う場合、渦励振の応答振幅に影響を及ぼす要因として、レイノルズ数や風洞閉塞率も考慮に入れることが重要である。このうち、レイノルズ数はバネ支持模型実験のとき $9 \times 10^3 \sim 2.7 \times 10^4$ 、タウトストリップ模型実験のとき $6 \times 10^3 \sim 1.5 \times 10^4$ とほぼ同じであるのでこの影響は無視できると思われる。一方、風洞閉塞率は最大のときでも (Model A1-S2) 5% であり、この影響もほとんどないと判断される。以上の考察により、**Table 4** に示す一連の実験によって気流の乱れのスケールが渦励振応答振幅に及ぼす影響を評価できると考えられる。

b) 実験結果と考察

Model A1 シリーズと Model B1 シリーズの両方に対して、主流方向の乱れ強さ I_u と気流の乱れ効果に関する補正係数 K_t との関係、 L_x^*/B をパラメータとしてプロットした図を **Fig.12** に、また、Model A1 シリーズに対して K_t と L_x^*/B との関係を表したものを **Fig.13** に示す。これらの結果から、Model A1 の場合には気流の

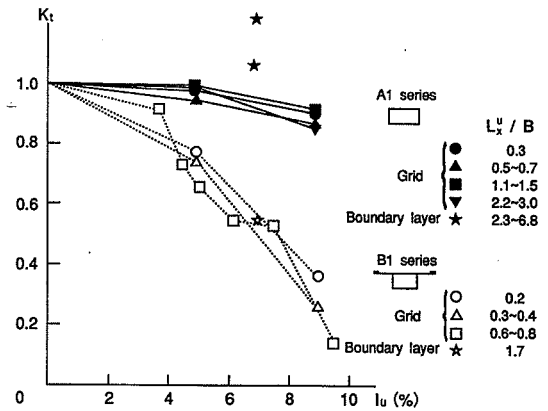


Fig.12 Variation of K_t with turbu. intensity for different values of turbu. scale

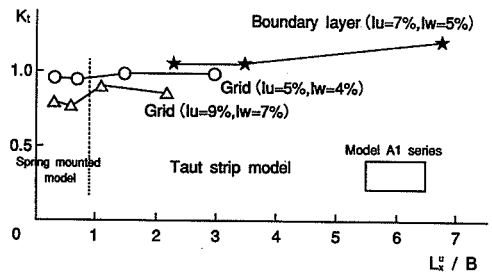


Fig.13 Effect of turbu. scale on K_t for Model A1 series

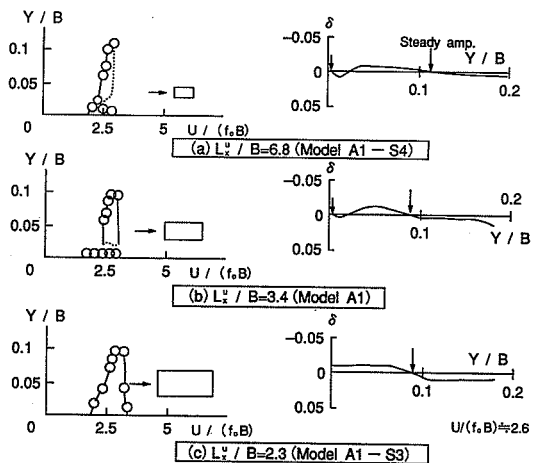


Fig.14 Effect of turbu. scale on the response characteristics of Model A1 series.
(Boundary layer turbu. flow; $I_u=7\%$, $I_w=5\%$)

乱れのスケールの増大とともに渦励振の応答振幅が若干大きくなる傾向が認められるがその影響度は小さく、Model B1 の場合にも有意な影響はほとんど見られないことが分かる。図中、Model A1 シリーズでは $I_u=7\%$ の境界層乱流中の振幅が $I_u=5\%$ の格子乱流中の振幅よりも大きくなるという特異な現象が生じている。この

一因としては、主流方向と鉛直方向の乱れ強さの比 I_w/I_u が境界層乱流のほうが小さいため、 I_u の値としては大きいても I_w の値としては両者でそれほど変わらないことなどが考えられるが詳細は不明である。

Fig.14 には境界層乱流中でタウトストリップ模型実験を行ったときに見られた気流の乱れのスケールの違いによる応答性状の変化の様子を示す。図中には風速—応答振幅図のみならずピーク振幅を与える無次元風速 $U/(f_0 B) = 2.6$ 付近における空力減衰 δ も示す。この図から分かるように、乱れのスケールの変化に伴い、Model A1 ($B/D=2$ の矩形断面) に特有の不安定なリミットサイクルの性状が明らかに変化している。

以上の実験結果から判断して、乱れのスケールが渦励振のピーク振幅の大きさに及ぼす影響は、乱れ強さと比べれば相当に小さいと言えるが、厳密に渦励振応答を評価したい場合には乱れのスケールも相似させて実験を行うことが望ましいと考えられる。

4. 実橋観測による検証

(1) 対象とした実橋の耐風安定性

Fig.15 に示す橋長約 150 m の斜張橋 (偏平鋼箱桁断面) についてはバネ支持模型実験が行われ、10 m/s 前後の風速で渦励振が発生する可能性の高いことが明らかになっている²⁰⁾。風洞実験では空力的対策の検討もなされたが、種々の検討の結果、当初は無対策のまま架橋し、対風挙動観測を行った上でこれら制振対策の必要性を判断することとなった。したがって、本橋では渦励振の生じる可能性が高く、風洞実験の妥当性、および本研究で述べた渦励振に及ぼす振動モードなどの 3 次元性の影響や気流の乱れ効果に関する評価方法の妥当性を検証する上で格好の対象であると考えられた。

(2) 対風挙動観測の方法と結果

本橋周辺の風と橋桁の振動との関係を明らかにするため、鉛直たわみ 1 次振動モードの腹の位置 (Fig.15) において、風向風速ならびに桁加速度の測定を行った。風向風速の測定は、橋桁による局所的な影響を避けるため、路面上 4 m の位置にプロペラ型風速計および超音波風速計を設置して行い、桁加速度の測定は、箱桁内に加速度計を 2 台設置して行った。本観測によれば、主流方向、鉛直方向の乱れ強さは各々 $I_u=30\sim45\%$ 、 $I_w=20\sim45\%$ であり、通常風洞実験で想定する乱れ強さ ($I_u=10\%$ 、 $I_w=5\%$ 程度) と比べて非常に大きな値が観測された。これは、本橋が内陸部に位置することの他、観測データの風速が低かったことなどに起因するものと思われる。超音波風速計によるパワースペクトル測定結果から求めた気流の乱れのスケールは、 $L_x^* = 20\sim30$ m であった。

Fig.17 には、観測結果を風洞実験結果に基づく予測値と比較した図を示す。風洞実験結果としては一様流中

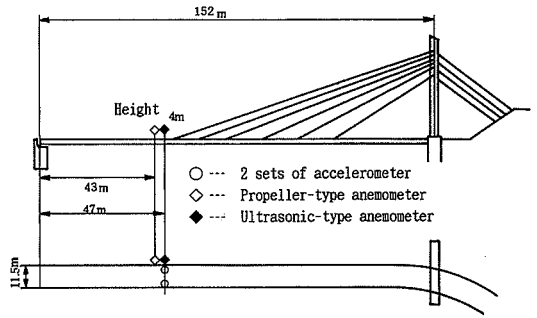


Fig.15 Measurement of wind velocity and girder vibration

Table 6 Experimental cases and their conditions. (Observation of prototype bridge)

Case no.	Model	Attack angle	Test method	Scruton No. $m \delta \cdot / (\rho B^2)$	Flow
4-1	B3-S2 (S=1/25)	-7° ~ +7°	Spring-mounted	0.8 ~ 1.1	Smooth
4-2	B3 (S=1/80) [Fig. 5]	+7°	Taut strip	0.7 ~ 1.6	Grid Table 3
4-3					Boundary layer Table 5

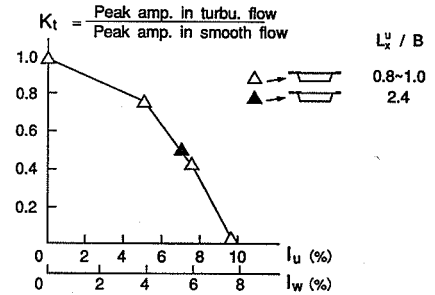


Fig.16 Variation of K_t with turbu. intensity

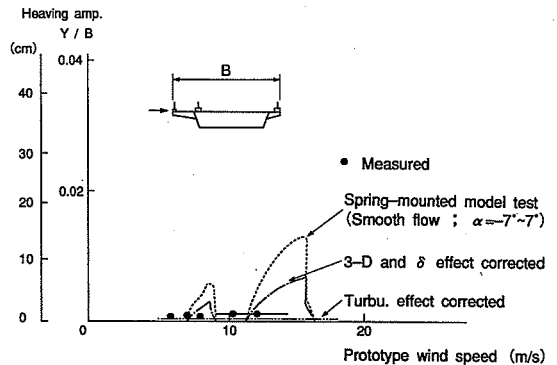


Fig.17 Comparison of measured response with predicted one from wind tunnel test

のバネ支持模型実験 (Table 6) の結果が示されており、予測値としては、構造減衰および3次元性を補正したものの、さらに乱流効果を補正したものの2種類が示されている。このうち構造減衰については、本橋の振動試験の結果鉛直たわみ1次振動の構造減衰 (対数減衰率) が $\delta_r = 0.04 \sim 0.065$ と、風洞実験で想定した値 $\delta_r = 0.02$ と比べて2~3倍であった²¹⁾ので、この影響をスクリーン数で補正したものである。振動モードなどの3次元性の影響の補正方法については「2.」で詳しく述べたものであるが、ここでは気流の乱れ効果が非常に大きいことを考慮に入れ、安全側の簡易式であり、「道路橋耐風設計便覧」¹⁰⁾の推奨値とも一致する式 ($K_m = 4/\pi \approx 1.3$) を用いてその影響を補正した。気流の乱れ効果については、風観測の結果乱れ強さが非常に大きかったため、タウトストリップ模型実験の結果 (Table 6, Fig. 16), および安全側の補正值を与える「道路橋耐風設計便覧」¹⁰⁾の推奨値のいずれを用いても $K_r = 0$ となり、最終的に自然風下では渦励振は生じないという予測となった。このような予測値に対し、観測値は風洞実験で渦励振が生じた風速域で振動を生じる傾向を示しつつもその振幅は非常に小さく、両者の結果は整合的であると言える。以上のことから、本橋は一樣流中のバネ支持模型実験からは鉛直たわみ渦励振の発生が予測されるものの、気流の乱れ効果によりその発生が抑制されていることが明らかになった。これは、自然風下で橋桁に生じる渦励振を評価する場合、気流の乱れ効果を考慮に入れることの重要性を示唆するとともに、本研究の知見と整合するものである。

5. 結 論

本研究の結果、以下のことが明らかになった。

a) 3次元性の影響

振動モードの影響を補正する方法としては、バネ支持模型実験の過程で得られる空力振動時の振動数などの情報に基づいて作用空気力の型 (自励力または強制外力) を推定し、空気力の振幅依存性を考慮してストリップ理論により3次元応答振幅を計算する方法が有効である。このとき、強制的性質の強い空気力が作用している場合には渦力の空間相関の影響が無視できず、実測によれば20%程度の振幅低減効果を持つことが分かった。また、「道路橋耐風設計便覧」の推奨値は作用空気力の性質に依らず安全側の値を与えるようである。

b) 自然風の乱れの影響

張り出しを有する箱桁断面に代表される多くの断面 (六角形断面以外) の場合、乱れ強さの増加とともに応答振幅が低下する傾向が認められる。しかしながらこのとき、辺長比 $B/D \approx 2$ を境にして傾向が変化し、 $B/D \leq 2$ のいわゆる bluff な断面では乱れ強さが小さいとき

には渦励振振幅がさほど減少しないことが分かった。

気流の乱れによって応答振幅が一樣流中よりも大きくなるという特異現象が見られる六角形断面では $B/D \approx 3.5$ を境にして乱流効果の性状が変化することが分かった。しかしながら、文献に見られるデータは本研究の結果と必ずしも対応しておらず、六角形断面については当面風洞実験による乱流効果の検証を必ず行うようにしてデータを蓄積してゆく必要があるものと考えられる。

気流の乱れのスケールについては渦励振の応答振幅に対して有意な影響を及ぼさないことが分かった。しかしながら、乱れのスケールの変化に伴って不安定なリミットサイクルの性状が変化するなどの現象も見出されており、厳密に渦励振応答を評価したい場合には乱れのスケールも相似させて実験を行うことが望ましい。

c) 実橋観測による検証

一樣流中のバネ支持模型実験から鉛直たわみ渦励振の発生が予測された偏平鋼箱桁断面を有する橋長約150mの斜張橋について対風挙動観測を行い、気流の乱れ効果によりその発生が抑制されていることが明らかになった。これは、自然風下で橋桁に生じる渦励振を評価する場合、気流の乱れ効果を考慮に入れることの重要性を示唆するとともに、本研究の知見と整合するものである。

参 考 文 献

- 1) 山田・田中：部分模型実験の質量相似則とそれに基づく応答予測，土木学会論文集第380号/I-7, pp. 341~348, 1987.
- 2) 樋上・鈴木：渦励振振幅推定へのストリップ理論の適用性，土木学会第38回年次学術講演会, pp. 599~600, 1983.
- 3) Novak, M. and Tanaka, H. : Pressure Correlations on a Vibrating Cylinder, Proc. 4th Int. Conf. on Wind Effects on Buildings and Structures, pp. 227~232, 1975.
- 4) 武田・園部・橋本：渦励振応答振幅の推定に関する実験的考察，第9回風工学シンポジウム, pp. 265~270, 1986.
- 5) 宮田・山田：橋桁のフラッターと風の乱れ，橋梁と基礎, 82-11, pp. 10~17, 1982.
- 6) Wardlaw, R.L., Tanaka, H. and Utsunomiya, H. : Wind Tunnel Experiments on the Effects of Turbulence on the Aerodynamic Behaviour of Bridge Road Decks, Proc. 6th Int. Conf. on Wind Engineering, pp. 247~257, 1983.
- 7) 宮崎・風間：箱桁形式橋梁の静的・動的空気特性に及ぼす乱れの影響，第9回風工学シンポジウム, pp. 133~138, 1986.
- 8) 松本・白石・白土・真下・湯川・平井：各種空力振動現象に及ぼす乱れの影響，第10回風工学シンポジウム, pp. 115~120, 1988.
- 9) 横山・佐藤・東久保：長大橋梁の対風応答特性に及ぼす乱れの影響，第10回風工学シンポジウム, pp. 313~318, 1988.
- 10) 日本道路協会：道路橋耐風設計便覧, 1991.
- 11) Matsumoto, M., Shiraishi, N. and Shirato, H. : Turbulence Unstabilization on Bridge Aerodynamics, Innovation

- in Cable-Stayed Bridge, Fukuoka, Japan, pp.175~183, 1991.
- 12) 小林・川谷・金・太田・上島：2次元角柱の渦励振応答に及ぼす乱流特性の影響，第11回風工学シンポジウム，pp.167~172, 1990.
- 13) 京都大学土木工学科：自然強風の耐風工学的特性の調査研究，防災研究協会，1976.
- 14) 山田：扁平な鈍い物体の渦励振振動の同定と応答評価，東京大学学位論文，1983.
- 15) 鈴木・樋上：乱流特性と渦励振応答振幅の関係について，土木学会第40回年次学術講演会，pp.445~446, 1985.
- 16) 中神・山本：タウトモデルを用いた一様流中および乱流中での角柱の応答，第38回土木学会年次学術講演会，pp.569~570, 1983.
- 17) 建設省土木研究所：札幌大橋耐風性調査報告書，土木研究所資料第2293号，1986.
- 18) 建設省土木研究所：本州四国連絡橋の設計施工に関する研究報告，土木研究所資料第1973号，1983.
- 19) 白石・松本：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.
- 20) 嶋田・武田：秩父橋の耐風安定性について，第16回日本道路会議論文集，pp.621~622, 1985.
- 21) 武田・嶋田：秩父橋の振動試験と対風挙動観測，土木学会第41回年次学術講演会，pp.619~620, 1986.
- (1992. 4. 14 受付)

ESTIMATION OF THE VORTEX-INDUCED VIBRATION OF BRIDGE GIRDER UNDER NATURAL WIND

Katsuaki TAKEDA and Nobumitsu FUJISAWA

This paper deals with a method to estimate the amplitude of vortex-induced vibration of long span bridge girder under natural wind based on the test results of conventional spring-mounted model test in smooth flow. A series of experiments were conducted to clarify the effects of vibration mode, turbulence intensity and scale on bridge response, and the results indicate that turbulence effect is remarkable; it was found that the effect of turbulence intensity which is the most important parameter depends on cross-sectional shape of girder, width to depth ratio (B/D) and so on. Observation of vortex-induced vibration of an actual bridge is consistent with the test results obtained in the present study.