

Bluff な構造断面の空力不安定振動特性と 防振対策に関する研究

白石 成人・松本 勝・白土 博通
本田 明弘・佐川 信之

ON AERODYNAMIC OSCILLATION AND ITS IMPROVEMENT OF STRUCTURAL BLUFF SECTION

By *Naruhito SHIRAISHI, Masaru MATSUMOTO, Hiromichi SHIRATO,*
Akihiro HONDA, Nobuyuki SAGAWA

Synopsis

This study is concerned with the vortex-induced oscillation and galloping of bluff bodies. For some basic cross sections the mechanisms of vortex-induced oscillations was classified to three different types by the characteristics of velocity fluctuations in wake in relation to the occurrence of vortex-induced oscillations. Furthermore the effect of mass-damping parameter and some attachments like deflector on the responsive amplitude of vortex-induced oscillations was investigated for cable-stayed bridge deck sections. On the other hand the properties of galloping oscillation were examined for some bluff sections and some comments of applicability of quasi-steady theory to galloping oscillation were briefly shown.

1. ま え が き

近年本州四国連絡橋などに見られるように、橋梁の長大化・柔構造化に伴い動的諸問題が注目され、中でも風の作用による不安定性が問題となってきた。一方、鋼橋の他 P. C. 斜張橋など新しい形式の橋梁が計画・施工され、それらの長径間化につれてその耐風安定性を検討する必要性が生じてきた。比較的低風速で発生する渦励振は、フラッター振動等のような破壊的な性格ではないものの、部材疲労・車両の走行安定性などに悪影響を及ぼすものと思われる。また箱桁橋梁のように従来耐風安定性が問題とならなかった断面も、長径間化に伴い現実に耐風安定性が問題となっている。

渦励振は、従来より物体の後流域に発生するカルマン渦による強制振動と考えられてきた。しかし、これらの振動のうちのいくつかについては、最近の多くの研究によると前縁より発生する渦による自励振動的なものも含まれているとの報告がされている^{1),2),3)}。本研究では、幾何学的に基本的な断面に生じる渦励振の分類を考え、断面後流の放出渦周波数特性から、それぞれの断面の渦励振とカルマン渦との関係に考察を加えた。さらに、斜張橋をモデル化した断面で、防振対策としての各種アタッチメント・質量減衰パラメータの効果に検討を加える。

ギャロッピング振動に対しては、従来より準定常理論がよく適合するとされており、静的空気力特性から検討されている。本研究においては、最近問題となっている長大箱桁橋梁断面に発生するギャロッピングに対する空力アタッチメントによる防振効果を検討する。すなわち静的空気力特性・静的圧力分布特性・非定常圧力分布特性を測定し、局所的な流体効果、さらに対象断面において発生するギャロッピングの準定常性に関しても考察を加えるものである。

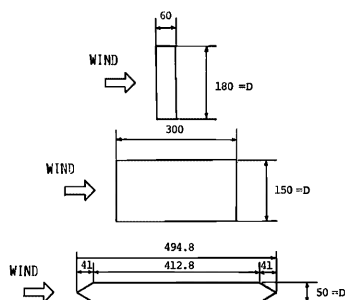


Fig. 1 Cross Section of Models

2. 一様気流中における物体の放出渦周波数特性

2.1 風洞実験

本章で対象とする模型の断面を **Fig.1** に示す。これらの断面は、渦励振発生機構に相異があると考えられる断面である⁴⁾。以下に各渦励振の特徴を示す。
完全剥離型渦励振 Bluffness の大きな断面に生じる渦励振であり、断面の振動に伴って断面前縁より剥離流が生じ、断面の後縁部に近い後流域において渦が生成され、この渦が交互に後流へ放出され、その放出振動数(断面の振動数)がカルマン渦の放出振動数と同期することによって生じる渦励振である。応答振幅は、Strouhal 数(S_r)の逆数で定

義される限界無次元風速で最大となる特徴を有する。

前縁剥離型渦励振 断面の振動に伴って断面前縁部より剥離渦が交互に発生し、比較的前縁部に近い側面上で発達した後、側面に沿って流下し、断面後縁近傍の後流において振動に伴って生じる主流直角方向の相対流れに起因して断面後縁部に発生する二次的な渦と一体化することによって、周期的に安定な渦放出を行ない発生する渦励振である。このタイプの渦励振発現風速は、Strouhal 数とは直接的な関係はないと考えられる。

付着型渦励振 断面の振動にかかわらず、断面の前縁部からは剥離はほとんど発生せず、代わって断面後縁部から後縁二次渦および後縁剥離渦が発生し、これらの放出周波数が静止断面の Strouhal 数より決まる放出渦周波数と同期することによって安定した渦放出が行われ、これが渦励振誘起の大きな原因となる渦励振である。後流変動風速の卓越振動数と物体の固有振動数が一致した風速で発生する特徴を有する。

以上3タイプの他、前縁剥離型と付着型の両特性が混在した混在型も考えられるが、本章においては完全剥離型・前縁剥離型・付着型の典型的な断面として **Fig.1** に示す模型を迎角 0° で風洞内に鉛直支持し、応答特性とともに断面後流において放出渦周波数を測定した。

使用した風洞は京都大学工学部土木工学科に設置されたエッフェル型吸い込み風洞(測定部高さ1.0m, 幅2.5m, 長さ8m)であり、模型支持ターンテーブル・模型支持アーム・パネなどによる気流のかく乱を防止するために風洞内に導風壁を設置している。風速は0~20m/sec.の範囲で連続的に制御することができる。

応答特性測定実験は、模型に8本のコイルスプリングにより剛性を与え、スプリング端に取り付けられたコの字型エレメントに貼り付けられた歪ゲージの抵抗値の変化としてホイストンブリッジ(新興通信 K. K. 製)を通じて動歪計(新興通信 K. K. 製6008F 型)により検出し、D. C. アンプ(三栄測器 K. K. 製 6L5 型)を用いて電氣的に増幅し、ローパスフィルター(NF 回路設計ブロック K. K. 製 E3201型)を通した後、ペン書きレコーダー(渡辺測器製作所 K. K. 製 W. T. R. 281型)に記録した。また平均風速は NPL 型ピトー管を用い、総圧と静圧の差圧をベツツ型マノメータ(理化精機工業 K. K. 製)によって測定した。

放出渦周波数測定実験は、熱線風速計(日本科学工業 K. K. 製 Model 1008, 1011, 1013, 1017)により断面後流の変動風速を測定し、測定されたデータを D. C. アンプ(前出)により増幅した後、相関確率分析器(SAI-42, SAICOR 社)およびフーリエ変換器(SAI-470, SAICOR 社)へ入力することによりパワースペクトルを求め、各風速における卓越周波数をシンクロスコープ(SS5215 岩崎通信 K. K. 製)で読みとり測定した。

2.2 風洞実験結果

3: 1 矩型断面 この断面では曲げ応答のみに渦励振が発生し、実験結果を **Fig.2** に示す。Strouhal 数

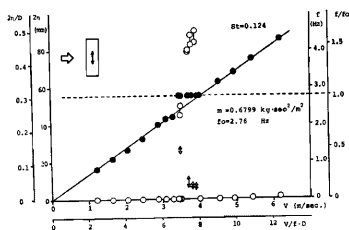


Fig. 2 Response Characteristics and Velocity Fluctuation in Wake

より決まる共振風速 ($1/S_r \approx 8.06$) よりも低風速で渦励振が発現しており, 放出渦周波数も模型の固有振動数にロックしている。また渦励振のピークはほぼ共振風速付近で発生しており, 完全剥離型渦励振の典型的な渦励振であるといえよう。

1: 2 矩型断面 曲げおよびねじれの各 1 自由度で実験をおこない, その結果を Fig. 3 に示す。各自由度における渦励振発現無次元風速 (曲げ; 3.6, ねじれ; 5.2) に差が見られ, いずれも Strouhal 数より決まる共振風速 ($1/S_r \approx 12.5$) とは大きく離れている。放出渦周波数特性も完全剥離型のものとは大きく異なる

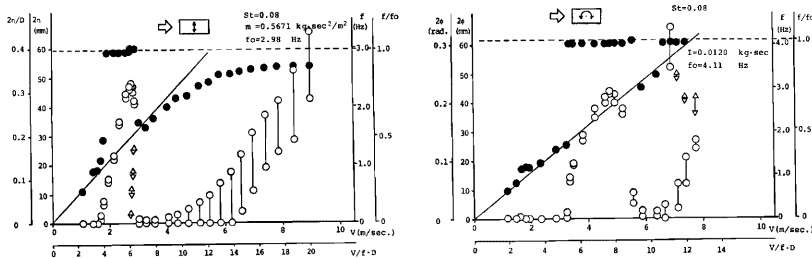


Fig. 3 Response Characteristics and Velocity Fluctuation in Wake

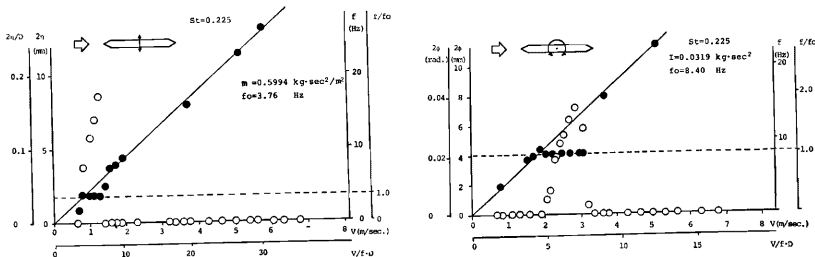


Fig. 4 Response Characteristics and Velocity Fluctuation in Wake

り, 前縁剥離型渦励振の特徴である $V_F = \frac{2}{3} V_r$, $V_r \approx 1.67 \bar{B}/\bar{D}$ をよく表わしている。

偏平六角形断面 曲げおよびねじれの 2 自由度で実験をおこない, その結果を Fig. 4 に示す。このタイプの特徴として, 曲げおよびねじれの渦励振とも Strouhal 数より決まる共振風速 ($1/S_r \approx 4.44$) 付近から発現している。

以上代表的な 3 タイプの渦励振の応答および放出渦周波数特性を模式的に示したのが Fig. 5 である。また, Strouhal 数より決まる共振風速と渦励振開始風速の関係が渦励振のタイプによって異なり, 共振風速よりも渦励振開始風速が $B/\bar{D}$ に対して良い相関関係をもつことを示したのが Fig. 6, Fig. 7 である。これらは, 現在までに報告された各種断面に於いて Strouhal 数から決まる共振風速と渦励振開始風速をプ

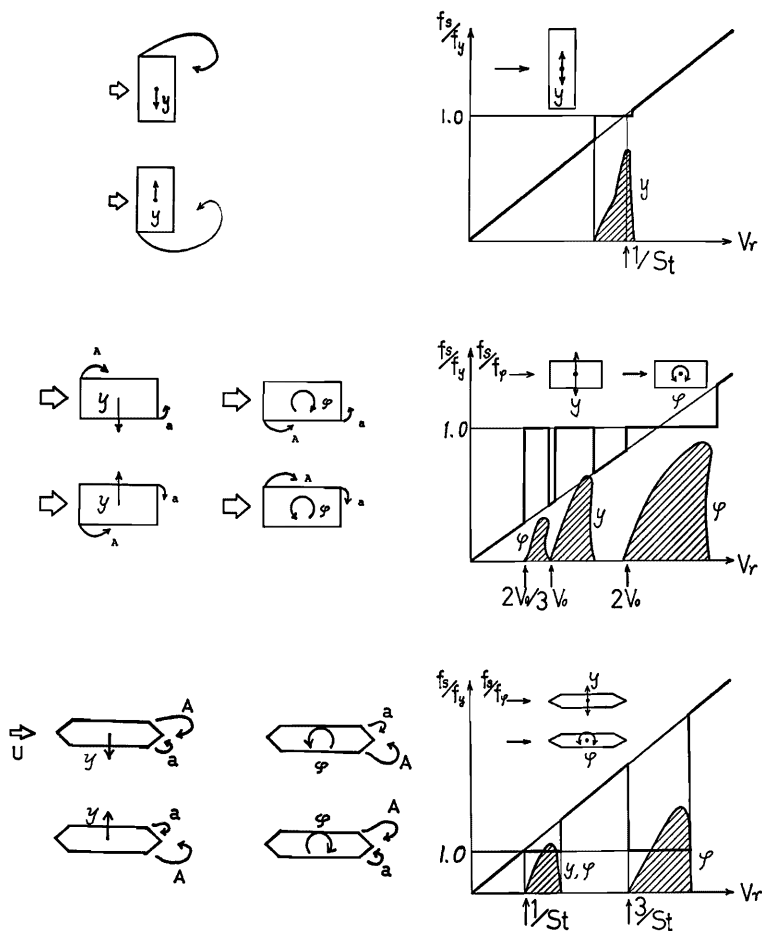


Fig. 5 Three Different Types of Vortex-induced Oscillations

ロットしたものである。なお、 $\bar{B}$ は前縁剥離点から最下流側後縁端までの主流方向距離（有効幅員）、 $\bar{D}$ は前縁剥離点・後縁剥離点間の流れ直交距離（有効桁高）である。

Fig. 5 において高調波振動および分數波振動が見られるが、まず前縁剥離渦タイプの渦励振について考える。すなわち、前縁剥離渦が後縁二次渦と一体化するためには、曲げ振動の場合には前縁剥離渦が振動 1 周期 (T_0) あるいはその整数倍の時間 nT_0 ($n=2, 3, 4, \dots$) を要して後縁に到達（その半周期前に生じた後縁二次渦と一体化）すれば良く、またねじれ振動の場合には、前縁剥離渦が振動半周期 ($0.5T_0$) あるいはその奇数倍 ($1.5T_0, 2.5T_0, \dots$) の時間を要して到達（同じく半周期前に生じた後縁二次渦と一体化）すれば良い。いま、前縁剥離渦の断面側面に沿う平均流下速度比（平均流下速度 / 接近流速）が風速・振動モー

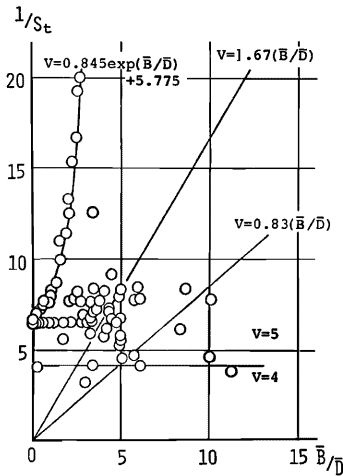


Fig. 6 Reciprocal of Strouhal No. and Slenderness Ratio

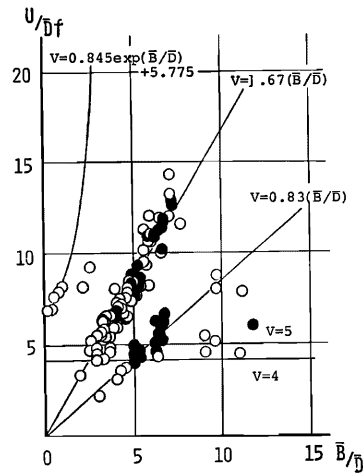


Fig. 7 Reduced Critical Velocity and Slenderness Ratio

ドによらず一定とし、前縁剥離渦が振動 1 周期 T_0 を要して丁度後縁部に達するときの無次元風速を基本無次元風速 V_{cr} とすれば、曲げ振動は V_{cr} の他に $\frac{1}{2}V_{cr}$, $\frac{1}{3}V_{cr}$, ... において、またねじれ振動は $2V_{cr}$, $\frac{2}{3}V_{cr}$, $\frac{2}{5}V_{cr}$, ... において渦励振の発現する可能性を有しているものと考えられる。

これに対して付着型の高調波振動については、Strouhal 数成分に従うカルマン渦発生周波数が後縁二次渦・後縁剥離渦の放出周波数の整数倍となる場合にも安定な渦放出が起こり得、これに対応して無次元基本限界風速 $V_{cr}(=1/S_t)$ の整数倍の風速値 $2V_{cr}$, $3V_{cr}$, $4V_{cr}$, ... においても渦励振応答出現の可能性を有しているものと考えられる。

3. 斜張橋断面の渦励振防振対策

3.1 風洞実験

本章で対象とした模型の基本断面を Fig. 8 に示す。これらは非常に扁平な π 型に近い断面形状であり、さらに高欄と横桁を設置している。なお同じ断面形状で、木製（軽量）とメタアクリル樹脂製（重量）模型の 2 種類の模型を使用することにより、P. C. 斜張橋の耐風安定性も検討する。さらにこれら基本断面に Fig. 9 に示す各種アタッチメントを付加し、それらの防振効果を検討する。なお各断面の諸元を Table 1 に示す。

まず基本断面に対して迎角・構造減衰などの実験条件を変化させて、一様流中、曲げ・ねじれ 2 自由度で応答特性を測定した。その結果、基本断面の渦励振は負の迎角が付いた時に、構造減衰が小さいほど敏感に応答振幅が大きく現れることがわかったため、アタッチメントを設置した断面については迎角 -5° 、構造減衰は基本断面における条件のうち最小の値とほぼ同一の値になるよう調整して応答特性を測定した。

3.2 風洞実験結果

本断面における有効桁高 $\bar{D}$ ・有効幅員 $\bar{B}$ を用いて表示した。断面の上面・下面は Fig. 10 に示すように定

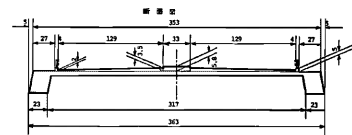


Fig. 8 Cross Section of Basic Model

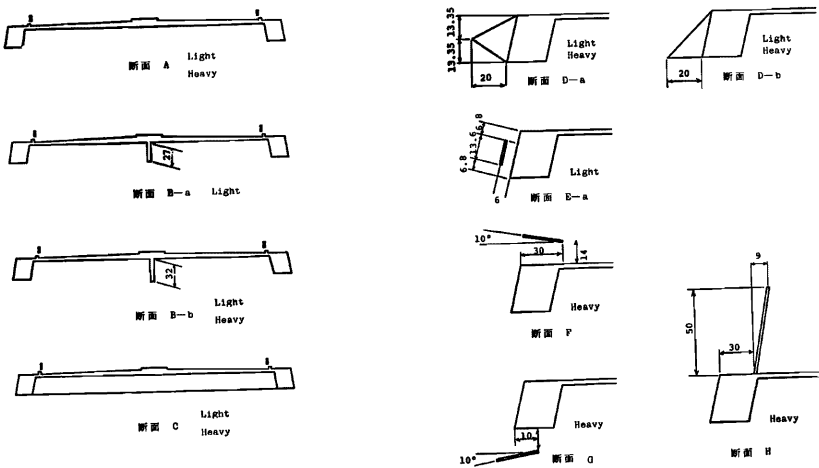


Fig. 9 Cross Sections of Attachments

Table 1 Properties of Models

	m	I	F_n	f_g	δ_n	δ_g
A-1	0.40144	0.006447	3.5333	7.9307	0.01426	0.02012
A-2	2.09684	0.015882	2.2290	4.5035	0.00884	0.00407
B-a	0.39821	0.006662	3.5870	7.9588	0.01158	0.00680
B-b	0.40021	0.006712	3.5780	7.9592	0.01014	0.00669
C	0.41036	0.006923	3.5227	7.8500	0.01409	0.00889
D-a	0.40594	0.006935	3.5235	7.7988	0.01530	0.01139
D-b	0.40359	0.006797	3.5099	7.7857	0.01914	0.00816
E-a	0.40535	0.006693	3.5547	7.9029	0.01145	0.01276
F	1.11823	0.016668	2.2240	4.4700	0.00953	0.01207
G	1.15148	0.017271	2.2235	4.4762	0.00794	0.00762
H	1.17314	0.016357	2.2202	4.4750	0.00875	0.01336

m ($\text{kg}\cdot\text{sec}^2/\text{m}^2$), I ($\text{kg}\cdot\text{sec}^2$), F (Hz)

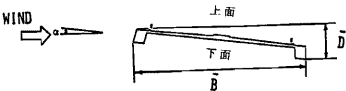


Fig. 10 Effective Chord Length and Depth of Section

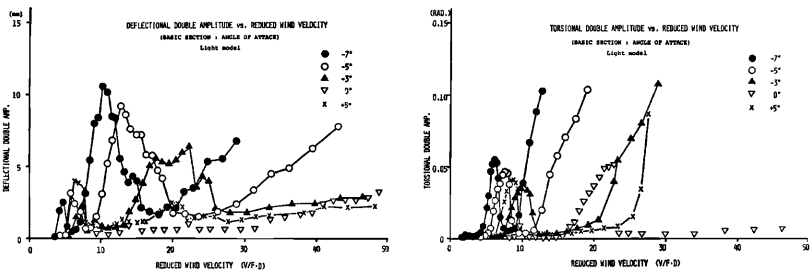


Fig. 11 Velocity-Amplitude Curve

義する。

まず、基本断面の空力応答特性に及ぼす迎角の影響を検討する。**Fig.11** は軽量模型、**Fig.12** は重量模

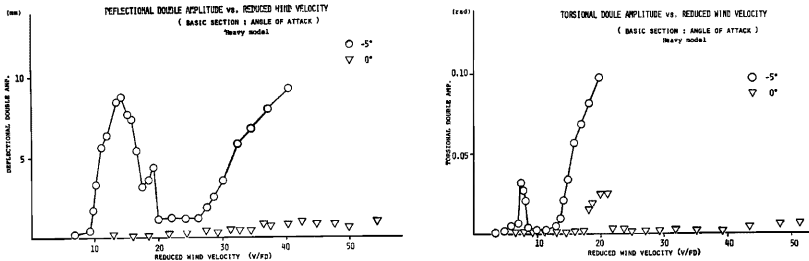


Fig. 12 Velocity-Amplitude Curve

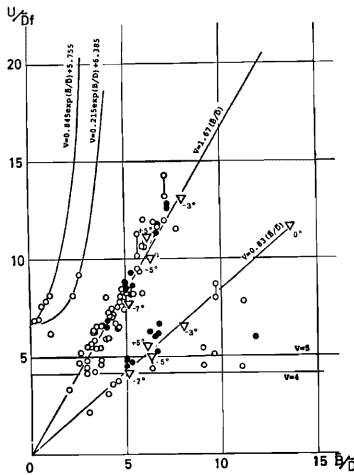


Fig. 13 Reduced Critical Velocity and Slenderness Ratio of Basic Section

ただし $\left(\begin{array}{l} C_L: \text{交番揚力係数, } \bar{B}: \text{断面代表長} \\ \omega: \text{揚力の周波数, } \rho: \text{空気密度} \\ V: \text{平均風速, } t: \text{時刻} \end{array} \right)$

で表わし、運動方程式を次のようにおく。

$$\ddot{\eta} + 2\zeta\omega_0\dot{\eta} + \omega_0^2\eta = \frac{L}{m} \quad \dots\dots\dots(2)$$

ただし $\left(\begin{array}{l} \zeta: \text{減衰比, } \omega_0: \text{模型の固有振動数} \\ \eta: \text{曲げ変位, } m: \text{単位スパン当たりの質量} \end{array} \right)$

上式において $\omega = \omega_0$ の共振状態を考えると、交番揚力係数 C_L は最大応答振幅 η_{max} 、共振無次元風速 V_0 、および質量減衰パラメータ $m\bar{D}/\rho\bar{D}^2$ を用いて次式のように表わされる。

$$C_L = 8\pi \left(\frac{m\bar{D}}{\rho\bar{D}^2} \right) \cdot \left(\frac{1}{V_0^2} \right) \cdot \left(\frac{\bar{D}}{B} \right) \cdot \left(\frac{\eta_{max}}{\bar{D}} \right) \quad \dots\dots\dots(3)$$

型において、構造減衰をほぼ一定に保ち、迎角を変化させた場合の応答比較図である。さらに **Fig.13** は、**Fig.7** の中に本実験で得られた結果を軽量模型に関してプロットしたものである。これから、基本断面における渦励振は前縁剥離渦型に属するものと考えられ、迎角の変化にともない幾何学的に $\bar{B}/\bar{D}$ が変化し V_{cr} が変化したものと考えられる。なお重量模型も、軽量模型と渦励振発現風速に差が見られず、軽量模型同様、前縁剥離渦型渦励振を発生していると考えられる。

次に、基本断面の空力応答特性に及ぼす構造減衰・質量の影響を検討する。なおこれらは曲げ振動のみの応答比較であり、有効なパラメータを以下の式から導く。すなわち、渦励振を便宜上線型強制振動として仮定する。

曲げ1自由度振動系に作用する単位スパン当たりの交番揚力 L を

$$L = \frac{1}{2} \rho V^2 \bar{B} C_L e^{i\omega t} \quad \dots\dots\dots(1)$$

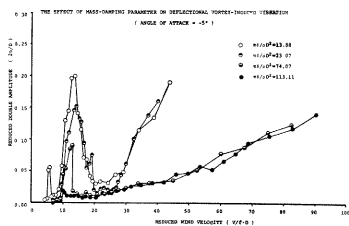


Fig. 14 Velocity-Amplitude Curve

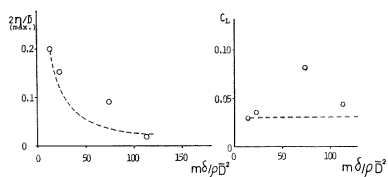


Fig. 15 The Effect of Mass-damping Parameter

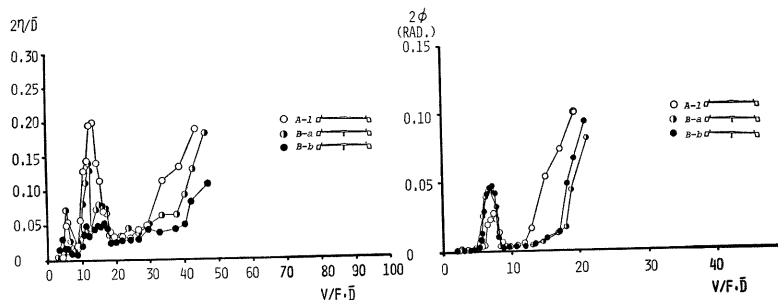


Fig. 16 Velocity-Amplitude Curve

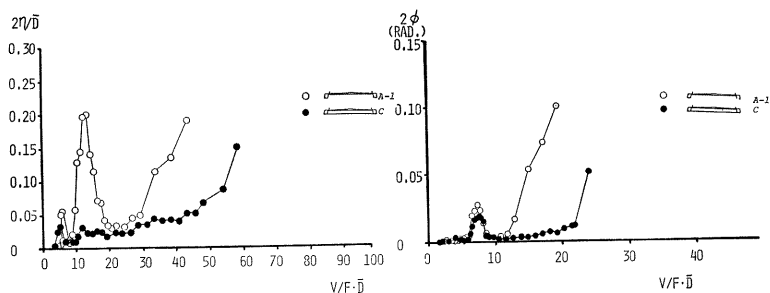


Fig. 17 Velocity-Amplitude Curve

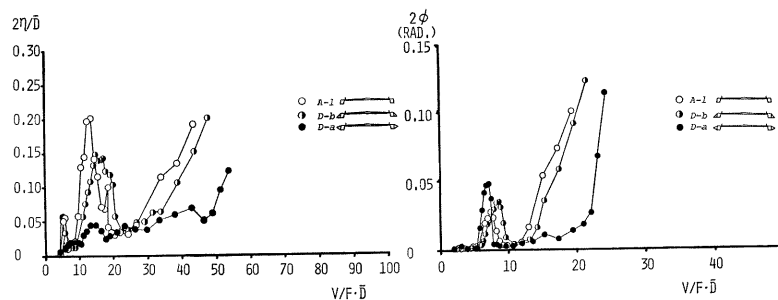


Fig. 18 Velocity-Amplitude Curve

Fig. 14 は基本断面を迎角 -5° に設置した時、いくつかの質量減衰パラメータに対する応答を比較したものである。これから、質量減衰パラメータに対して最大応答無次元倍振幅・交番揚力係数をプロットしたものを **Fig. 15** に示す。なお図中の点線は、交番揚力係数が質量減衰パラメータによって最小の C_L 値から変化しないと仮定した時の関係を表す。この図から質量減衰パラメータが増加するに伴い最大応答無次元倍振幅は減少するもの、交番揚力係数は増加し、極大となった後減少するという挙動を示す。前述したように、迎角 -5° において前縁剥離渦型渦励振が発生するものと考えられるから、線型強制振動というよりも本来は自励型の非線型振動に属するものであり、構造減衰の振幅依存性も考えると、単一の C_L を用いて渦励振最大応答振幅を評価するには問題も多く残される。ところで質量減衰を大きくして渦励振の発生を完全に抑制するにはかなり大きな質量・減衰の値が必要とされ、現在のところ質量・減衰の増加だけによって渦

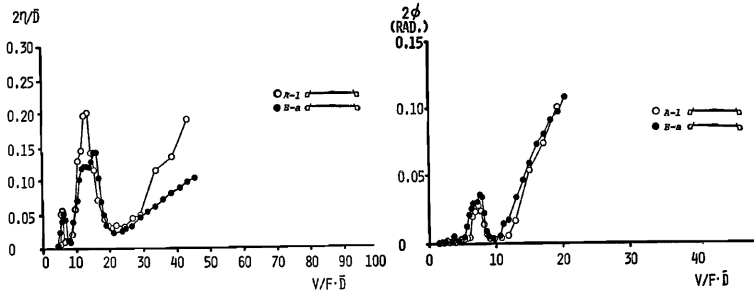


Fig. 19 Velocity-Amplitude Curve

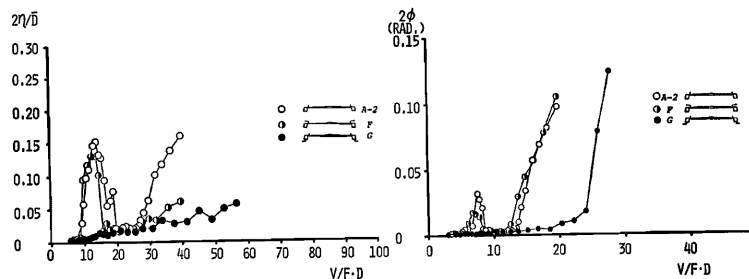


Fig. 20 Velocity-Amplitude Curve

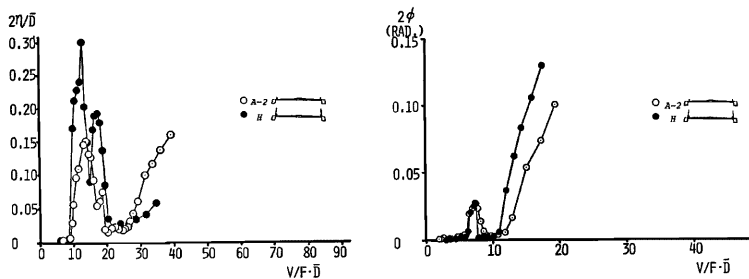
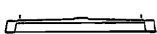
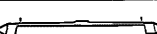
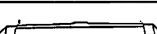
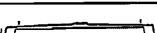


Fig. 21 Velocity-Amplitude Curve

Table 2 The Effect of Attachments

	断面形状	曲げ うず励振	ねじれ うず励振	うず励振に対して 効果のあった原因	フラッター
a		◎	△	下面での前縁はく 離うず制御	○
c		◎	○	"	○
D-a		◎	△	"	○
D-b		△	△		△
E		△	△		△
F		△	○	後縁での後縁はく 離うず・後縁二次 うずの制御	△
G		◎	◎	下面での前縁はく 離うず・後縁での 後縁はく離うず・ 後縁二次うずの制 御	○
H		X	△		△

◎ 非常に効果あり、○ 効果あり、△ 効果なし、X 逆効果

励振を防振するのは困難なものと考えられる。

最後に各種アタッチメントの防振効果について検討する。なお、アタッチメント設置によっては流れの剥離点が基本断面とは異なる場合があるものの、前述したように防振対策を検討する立場から、基本断面の $\bar{B}$ 、 $\bar{D}$ によって応答図を表示している。Table 2 は各アタッチメントの渦励振およびフラッターに対する防振効果をまとめたもので、Fig.16～Fig.21 は基本断面との応答比較図である。これらから、曲げ渦励振とねじれ渦励振では前縁剥離渦と後縁二次渦・後縁剥離渦のそれぞれ果たす役割が異なることに起因して、曲げ振動では前縁剥離渦の抑制だけでかなりの防振効果が見られるのに対して、ねじれ振動では前縁剥離渦を抑制するだけでは十分な防振効果は得られず、後縁二次渦・後縁剥離渦を抑制することが必要であると判断される。なお、一般的に下面にアタッチメントを付加した時に防振効果が認められるが、その一因として迎角が -5° であり、下面側の前縁剥離渦の発達・流下特性に支配されることに起因しているものと考えられる。

4. 箱桁断面のギャロッピング防振対策

4.1 風洞実験

本章で対象とする断面を Fig.22 に示し、これらの諸元を Table 3 に挙げる。箱桁断面は従来より、剛性が高く風による動的作用を受けにくい形式であるとされてきた。しかし、長径間化・架橋地点の地理条件によって耐風安定性が現実問題となっている。本章では風による不安定現象の中でも破壊的な振動であるギャロッピングに着目して、各種防振装置の効果を応答特性・非定常圧力分布特性・静的圧力分布特性・静的空気力特性から検討した。なお、従来よりギャロッピングに関しては準定常理論の適用がある程度有効であるとされており、本研究においても対象断面に対する準定常理論の適用性についても検討した。以下に諸実

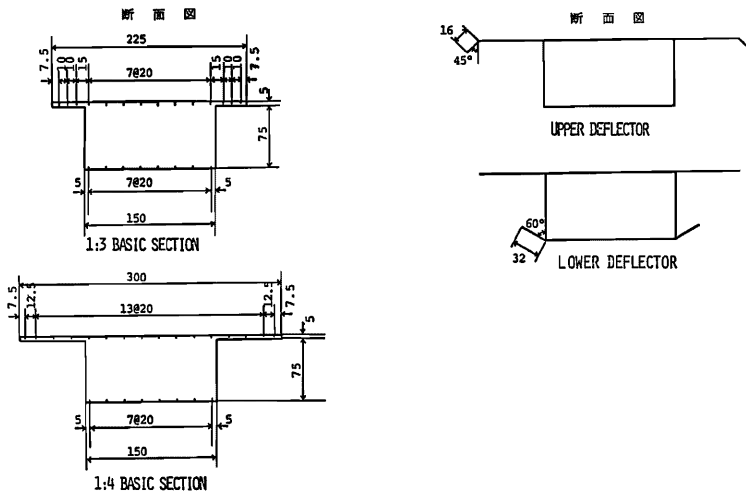


Fig. 22 Cross Section of Models

験の概要を挙げる。

非定常圧力分布特性 応答特性測定と同様に支持した模型の圧力孔より導圧管を径て、プレッシャーマイク（豊田工機 K. K. 製 PD104K），トランスデューサー（豊田工機 K. K. 製），D. C. アンプ（豊田工機 K. K. 製 AA2300），ローパスフィルター（前出）を通じて検出された総圧と，NPL 型ピトー管（前出）から同様の検出装置を通じて検出された静圧との差圧を演算機（日本科学工業 K. K. 製 MODEL 1017）により計算し，ペン書きレコーダー（前出）に記録した。なお測定は，基本断面ではギャロッピングの発生している風速（1：3 基本断面では $V_r \approx 35$ ，1：4 基本断面では $V_r \approx 45$ ）で行ない，その他の断面は基本断面でギャロッピングの発生が認められた前記の風速でおこなった。

静的圧力分布特性 模型をターンテーブル上鉛直に固定し，非定常圧力分布特性と同様にしておこなった。

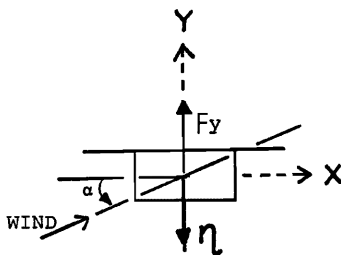


Fig. 23 The Definition of Notation

Table 3 Properties of Models

	m	$\bar{x}_n$	δ_n
1:3 BASIC	0.3757	2.0513	0.04613
1:3 LOWER DEFLECTOR	0.4007	2.0000	0.04422
1:3 UPPER DEFLECTOR	0.3818	2.0074	0.03979
1:4 BASIC	0.3742	2.0720	0.03830
1:4 LOWER DEFLECTOR	0.4140	2.2208	0.03010
1:4 UPPER DEFLECTOR	0.3906	2.4542	0.03330

m ($\text{kg} \cdot \text{sec}^2/\text{m}^2$), $\bar{x}_n$ (Hz)

ただし，平均風速は 7 m/sec. で，迎角は $-3^\circ \sim +13^\circ$ の範囲で測定した。なお出力はフォトコーダー（YOKOGAWA ELECTRIC WORKS TYPE2932）に記録した。

静的空気力特性 ロードセル A. C. 天秤（LMC3501 日章電機 K. K. 製）に片持ち支持された模型をターンテーブル上に鉛直に固定し，これに一樣流を作用させマルチコーダ（WATANABE MC 6612）にモニターし，波形の D. C. 成分を直接読み取るにより算定した。なお，平均風速約 6 m/sec. で，迎角は $-16^\circ \sim +16^\circ$ の範囲で測定した。

4.2 数値計算例

Fig. 23 のように揚力・変位・迎角の符号を定義すると、流体が系に及ぼす仕事 W_f は

$$W_f = \int_0^{T_0} (-F_y) \dot{\eta} dt \quad \dots\dots\dots (4)$$

ただし (T_0 ; 振動周期, F_y ; y 方向静的空気力)

であらわれ、さらに準定常性、微小振幅を仮定すると相対迎角 α ・静的空気力 F_y はそれぞれ次式で表わされる。

$$\alpha(t) = \frac{\dot{\eta}(t)}{U} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$F_y = \frac{1}{2} \rho U^2 C_{F_y}(\alpha) B \quad \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 $\left(U; \text{平均風速}, \rho; \text{空気密度}, C_{F_y}; y \text{ 軸方向静的空気力係数}, B; \text{断面代表長 (ここでは上面幅員)} \right)$

式(5), (6)を式(4)に代入すると

$$W_f = -\frac{1}{2} \rho U^3 B \int_0^{T_0} C_{F_y}(\alpha) \alpha(t) dt \quad \dots\dots\dots (7)$$

が導びかれる。また構造減衰のなす仕事 W_d は、

$$W_d = \int_0^{T_0} (-c\dot{\eta}) \dot{\eta} dt \quad \dots\dots\dots (8)$$

ただし (c ; 減衰定数)

$$W = W_f + W_d \quad \dots\dots\dots (9)$$

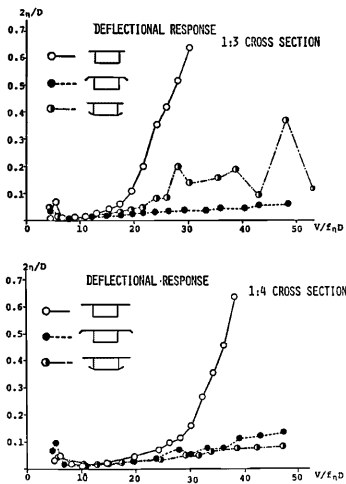


Fig. 24 Velocity-Amplitude Curve

として振動1サイクル当りに系のうける仕事は求まる。

以上の計算を模型が振幅 η_0 で正弦波的に振動するものとしておこない、系が1サイクル当りに受ける仕事を求めることができる。なお、構造減衰を無視して η_0 が微小であると仮定すれば、 $W > 0$ の条件が Den Hartog の条件として知られる $\frac{dC_{F_y}}{d\alpha} < 0$ の条件となることは容易にわかる。この計算方法による利点は次の点にあると考えられる。

- 1° Den Hartog の条件に比べて、静的空気力特性におけるより多くの情報を含んでいる。
 - 2° 構造減衰が振幅に依存する性質を計算に導入しやすい。
 - 3° 静的空気力特性を数式近似する必要もなく、非線型運動方程式を解く必要がない。
- しかしながら以下の問題点も考えられる。

- 1° 振動波形を正弦的なものと仮定している。
- 2° 振幅が増加するに伴い式(5)における誤差が大きくなる。

以上の数値計算は京都大学大型計算機センターにおける計算機 FACOM M380 を用いて計算した。

4.3 風洞実験および数値計算結果

1:3 基本断面, 1:4 基本断面に対する上部デフレクター・下部デフレクターの防振効果を見るために, 応答比較図を Fig. 24 に示す。この図より, 両アタッチメントともにギャロッピングに対して優れた防振効果を有することが認められる。

次に両アタッチメントの防振効果の差を見るために, 静的空気力係数を測定した。ここに静的空気力係数は, 式(6)から次のように求められる。

$$C_F = \frac{F_z}{\frac{1}{2} \rho V^2 B l} \quad \dots\dots\dots (10)$$

測定結果を Fig. 25 に示す。さらにアタッチメント設置による局所的な流体効果を見るため, 静的圧力分布を測定し, $+3^\circ, +5^\circ, +8^\circ$ における分布を Fig. 26 に示す。なお静的圧力係数 C_p は次式で定義する。

$$C_p = \frac{P - P_\infty}{\frac{1}{2} \rho V^2} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ただし (P : 模型表面圧力, P_∞ : 風洞内静圧)

以上, 静的空気力と静的圧力分布との対応を示したのが Table 4 である。またそれぞれのアタッチメントの効果を比較すると, 上部デフレクターを設置したものは上面圧力にその効果が大きく, 基本断面に比べて前縁で著しい圧力低下を示し, 断面中央付近で再付着によるものと考えられる圧力回復が発生している。これは上面前縁において剥離を抑え再付着を促進させていることによると思われる。これに対して下部デフレクターを設置したものは下面圧力にその効果が大きく, 前縁付近に非常に激しい圧力低下が起こり, 中央から後縁にかけては逆に若干高い圧力が測定されている。これも上部スカート同様, 前縁における剥離をおさえ, 圧力回復を促進するためと思われる。

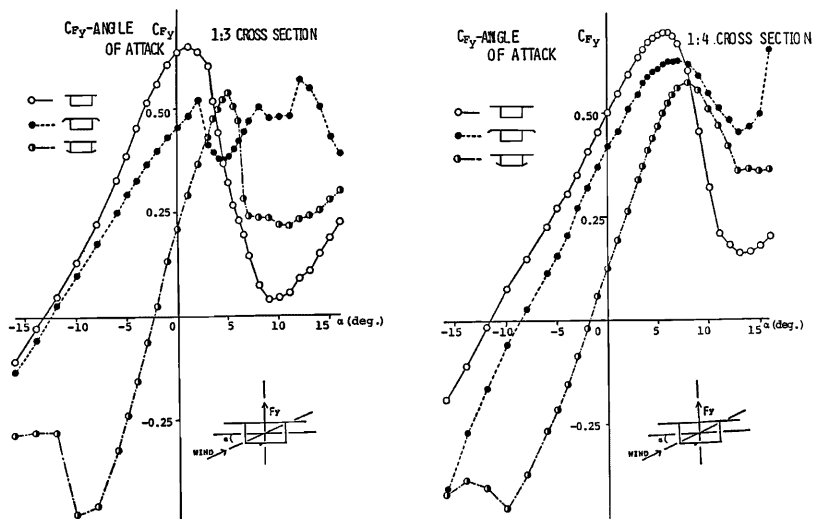


Fig. 25 The Lift Force Coefficient Curve

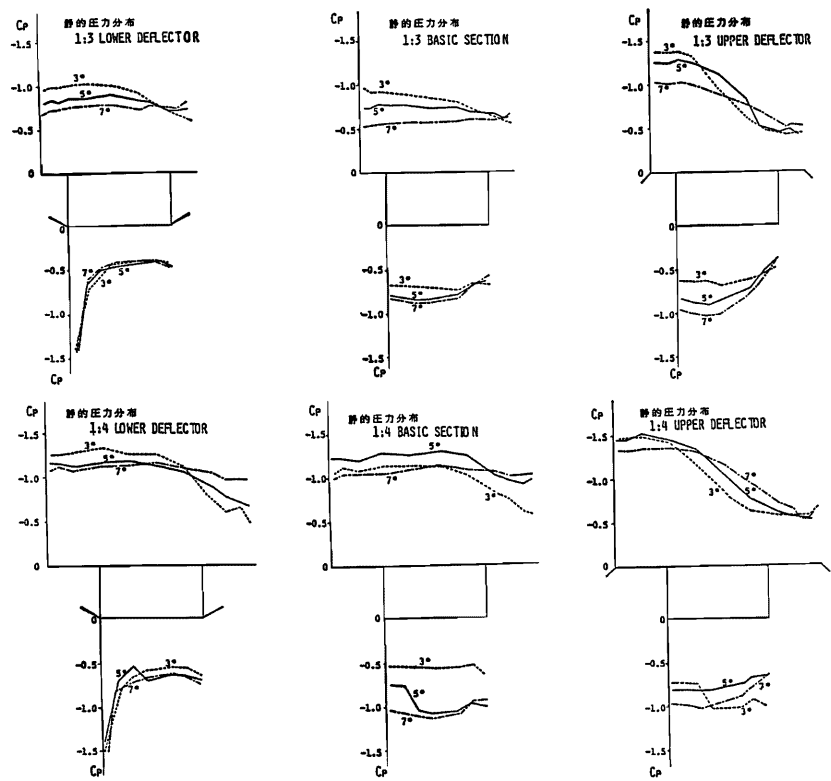


Fig. 26 Steady pressure Distribution

Table 4 The Effect of Attachments

断面	迎角	$\frac{dC_{py}}{d\alpha}$	理由 (圧力特性)	
			上面	下面
1:3	5~7	負	圧力回復	
	3~5	負	圧力回復	圧力低下
1:3	5~7	正	後縁での圧力低下	
	3~5	負	前縁での圧力回復	圧力低下
1:3	5~7	負	圧力回復	迎角変化による圧力変動が小さい
	3~5	正	後縁での圧力低下	
1:4	5~7	正	後縁での圧力低下	後縁での圧力回復
	3~5	正	圧力低下	
1:4	5~7	正	後縁での圧力低下	
	3~5	正	前縁での圧力低下	
1:4	5~7	正	後縁での圧力低下	迎角変化による圧力変動が小さい
	3~5	正	後縁での圧力低下	

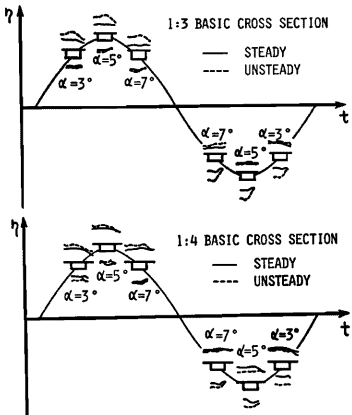


Fig. 27 Steady Pressure and Unsteady Pressure

最後に基本断面についての非定常圧力および静的圧力分布特性両者の比較から、準定常性の検討をおこなう。静的圧力の設定迎角に対応する相対迎角をもつと考えられる変位を求め、非定常圧力分布特性における位相差・変動圧力・平均圧力から準定常的な圧力分布を計算し、静的圧力と比較したものが Fig. 27 である。この図より、静的圧力と準定常圧力分布が比較的良く一致していると思われる瞬間も存在するものの、全体的に準定常的圧力のほうがその絶対値が大きく、両者にはかなりの差が見られる。

また Fig. 28 は 1 : 3 基本断面に対して、前述した数値計算をした結果である。横軸は振幅、縦軸は各風速においてその振幅で正弦波的に 1 周期振動した時に系の得る仕事である。この曲線が負勾配でゼロクロスする振幅をよみとり、各風速に対してプロットし、応答特性測定結果と比較したものが Fig. 29 である。なお 1 : 4 基本断面では、応答特性測定風速域で系の得る仕事が負となり、計算上の応答は存在しなかった。Fig. 29 中 V_{cr} は、準定常理論より微小振幅に対して導びかれる次のギャロッピング発生風速を表すものである。

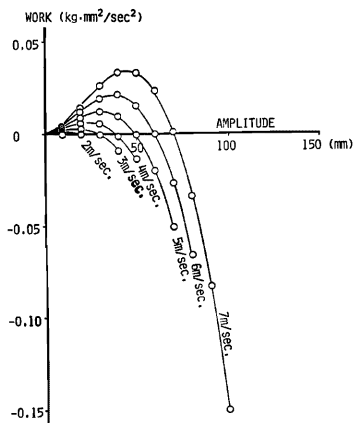


Fig. 28 Amplitude-Work Curve

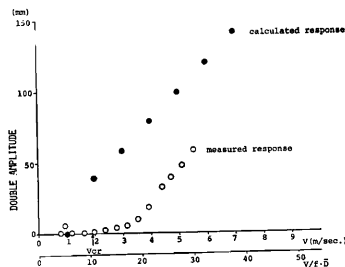


Fig. 29 Comparison of Velocity-Amplitude Curve

$$V_{cr} = \frac{4mf\delta}{\rho D \left| \frac{dC_{F_2}}{d\alpha} \right|} \dots\dots\dots (2)$$

ただし $\left(\begin{array}{l} m; \text{模型質量}, \delta; \text{対数減衰率} \\ f; \text{固有振動数}, \rho; \text{空気密度} \\ D; \text{断面代表長 (有効桁高)} \end{array} \right)$

これらによって基本断面のギャロッピングにおける準定常性を検討すると、必ずしも準定常理論によって説明することができるとは言いきれない。特に 1 : 4 基本断面において、Den Hartog の条件からすれば $\frac{dC_{F_2}}{d\alpha} > 0$ となり、ギャロッピングの零発振風速は存在しないにもかかわらずギャロッピングが発生していることは、準定常理論のギャロッピング振動への適用性に一つの問題提起をしているものと考えられ、今後更に検討を加えることが必要といえる。

5. む す び

本研究において、まず幾何学的に基本的な断面の渦励振についてその発生機構に考察を加え、橋梁断面の

渦励振・ギャロッピングに対する防振対策としての各種アタッチメントの効果について考察を加えたが、その結果得られた結論を以下に列挙する。

幾何学的基本断面の渦励振発生機構について

(1) 3 : 1 矩型断面, 1 : 2 矩型断面, 偏平六角断面のロックイン形状に顕著な差が認められ、各断面の渦励振発生機構が異なることが確認された。

(2) 渦励振発生機構に差があると考えられる断面の渦励振開始無次元風速は、有効幅員 $\bar{B}$ ・有効桁高 $\bar{D}$ の比 $\bar{B}/\bar{D}$ との間に強い相関関係があり、その関係も渦励振のタイプによって異なる。

斜張橋断面の渦励振防振対策について

(1) アタッチメント設置による防振効果は曲げ振動とねじれ振動で差が見られ、曲げ振動では下面前縁に発生する前縁剥離渦の発生を抑えることにより、ねじれ振動ではこの前縁剥離渦とさらに後縁二次渦・後縁剥離渦を抑えることにより渦励振の発生が抑えられるものと考えられる。

(2) 防音壁を設けることは、耐風性上不利になることが明らかになった。

(3) 振動系の質量増加に伴い、渦励振最大応答振幅は減少する傾向があることが明らかになった。

(4) 振動系の質量増加に伴い、渦励振を強制振動と仮定した場合の交番揚力係数は増加する傾向が認められた。

箱桁断面のギャロッピング防振対策について

(1) 1 : 3 基本断面, 1 : 4 基本断面ともに迎角 +5°において、上部デフレクター・下部デフレクターともに十分なギャロッピング防振効果が認められた。

(2) 上部デフレクターは主として上面側の流れを制御し、下部デフレクターは下側の流れを制御することがわかった。

(3) 基本断面に発生するギャロッピングは、必ずしも準定常理論によって説明することができると言い切れない。

なお 2 章をのぞき迎角を固定して実験をおこなっているが、防振対策という工学的性格からも、迎角を変化させた数多くの実験が必要であると思われる。また風洞実験結果の構造物設計法への導入方法などの研究も重要であると考えられる。

最後に、本研究を遂行するにあたり多大な御助力を得た、大成建設 諏訪正男氏、同 沖藤明氏、同 今井義明氏、ならびに実験・データ整理等に多大な御協力を得た、建設省 真下英人氏、京都大学 尾上義博氏、同横田哲也氏をはじめとする橋梁工学研究室のかたがたに心から感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 小林紘士：風による長大橋の限定振動に関する研究，博士学位論文，昭和53年11月
- 2) 中村泰治，渡辺公彦：H型断面柱の低風速励振について，土木学会第34回年次学術講演会論文集，1979.
- 3) 白石成入，松本勝，白土博通，松村修一：角状構造断面の空力渦励振に関する研究，京都大学防災研究所年報，第24号，昭56. 4，pp. 331-344.
- 4) Naruhito SHIRAISHI, Masaru MATSUMOTO: ON CLASSIFICATION OF VORTEX-INDUCED OSCILLATION AND ITS APPLICATION FOR BRIDGE STRUCTURES, PROC. 6 TH INT. CONF. OF WIND ENGINEERING 1983.