

鋼管・コンクリート複合構造橋脚の架設時を対象とした耐風設計法

野村 敏雄

加藤 敏明

(土木技術本部設計第一部)

Design of Static Wind Resistance for Constructing Composite Steel-Tube Reinforced Concrete Bridge Piers

Toshio Nomura

Toshiaki Kato

Abstract

During construction of composite steel-tube reinforced concrete bridge piers, the steel cylinders in each group are often exposed to the effect of wind. However, present design standards don't consider the case where a group of cylinders behaves as one structure. In this paper, the aerostatic characteristics of a group of 9-12 cylinders are examined in a series of wind tunnel experiments. In order to assess the wind loads on a group of steel pipes bound to each other by braces and a side tie beam, the wind loading is investigated to calculate the sectional forces.

The experimental results show that the aerostatic characteristics of the steel pipe group are influenced largely by the steel pipe spacing. The aerostatic force acts differently depending on the steel pipe. However, the sectional forces on each steel pipe are almost equal, because the aerostatic force is distributed evenly due to the connections among the steel pipes. Thus, it is possible to calculate the sectional force by using the aerostatic force that acts on the whole steel pipe group. As a result, the design of static wind resistance is proposed considering the wind direction.

概 要

鋼管コンクリート複合構造を有する高橋脚（ハイブリッド・スリップフォーム工法）では施工時に鋼管が自立状態となるが、現状では鋼管群が一体として挙動するような構造に対する設計法は見当たらない。そこで、9～12本の円柱群に作用する空気力特性を風洞実験により調査した。次にブレースおよび横繫ぎ材で剛に連結された鋼管コンクリート複合構造の架設時を対象とした設計用の風荷重評価を目的として、断面力算定に使用する風荷重載荷方法を検討した。

検討の結果、円柱群に作用する空気力特性は円柱間隔の影響を大きく受けること、また、鋼管群に作用する空気力は分配されるので各鋼管の断面力はほぼ等しくなることがわかった。したがって、設計においては鋼管群全体に作用する空気力を入力値として用いれば個々の鋼管に作用する断面力を求めることが可能である。以上の結果を踏まえ、風荷重が卓越する風向を考慮した耐風設計法を提案した。

1. はじめに

山岳橋梁では橋脚施工の大幅な省力化と工期短縮を図るために、鋼管コンクリート複合構造¹⁾を有する高橋脚の施工が増加している。この施工法は鋼管を立ち上げた後に、一括してコンクリートをハイブリッド・スリップフォーム工法で打設するのが特徴である。しかし、Photo 1に示すように、コンクリート打設前に数本から10数本に及ぶ円柱群が、鋼管直径の1.4～2.0倍程度の中心間距離に近接する自立状態に数ヶ月にわたって晒される場合がある。このような近接する構造物群の耐風設計に関しては、容器構造物設計指針・同解説²⁾、本州四国連絡橋耐風設計基準³⁾（以下、本四基準）、道路橋耐風設計便覧⁴⁾および道路橋示方書⁵⁾（以下、道示）などに記述があるが、いずれも並列する2つの構造物やケーブルの風荷重の与え方を定めているのみであり、群状となり一体

として挙動するような構造の設計法は見当たらない。

したがって、現状では道路橋示方書に準拠して風荷重を決定するとともに、鋼管高さが50m以上の場合には、まず、鋼管を全長の2分の1程度立ち上げた後一旦コンクリートを打設し、再び鋼管を立ち上げるという二段階の施工が基本とされている。しかしながら、このような分割施工では施工の段取り替えが必要となるので、橋脚が高くなった場合に省力化や急速施工の妨げになる。

このような円柱群に対して鋼管の一括立ち上げを可能とする合理的な設計法を確立するために、実橋で採用される可能性の高い3段3列9本、3段4列10本および12本の円柱群に作用する空気力特性をまず風洞実験により調査した。次にブレースおよび横繫ぎ材で連結された鋼管自立時を対象とした設計用の風荷重評価を目的として、断面力算定に使用する風荷重を風向の影響を考慮して検討を行い、耐風設計法の提案を行った。

2. 従来の設計

鋼管・コンクリート複合構造橋脚設計マニュアル⁶⁾ (以下、設計マニュアルと呼ぶ)では鋼管自立時の構造安全性の照査には影響が支配的となる風荷重のみを考慮している。そして、道示⁵⁾に準拠して、鋼管間隔が直径の2倍以上では風上側、風下側ともに単独と同様の荷重、2倍未満では風下側にその1/2の荷重を載荷する事としている。しかし、独立した2つの円柱構造物を対象としたものなので、荷重の大きさや分布が実際の円柱群に作用するものとは異なると考えられる。また、抗力のみを対象とし、載荷方向は橋軸直角方向と橋軸方向の2方向に限定しているが、橋軸方向や橋軸直角方向以外がクリティカルな荷重の風向³⁾となる可能性もある。

設計マニュアルによる各円柱に作用する空気力を抗力係数の形で表すとFig.1(a)に示すようになる。円柱群全体に作用する空気力をFig.2および式(1)~(3)のように定義すると、抗力係数は円柱間隔 $S_h=1.4D$ (D :円柱の直径)では $C_D=1.6$ 、 $S_h=2.0D$ では $C_D=2.4$ となる。

$$C_D = P_D / (0.5 \rho V^2 \sum_k A_n) \quad \dots (1)$$

$$C_L = P_L / (0.5 \rho V^2 \sum_m A_n) \quad \dots (2)$$

$$C_M = M / (0.5 \rho V^2 B \sum A_n) \quad \dots (3)$$

ここに、 P_D : 抗力、 P_L : 揚力、 M : 空力モーメント、 ρ : 空気密度、 V : 風速、 A_n : 水平偏角 $=0^\circ$ における円柱1本の単位長さ当たり投影面積、 k : 直列方向の円柱本数、 m : 並列方向の円柱本数、 B : 直列方向幅である。

また、 C_{Dv} および C_{Dh} はx方向およびy方向を構造軸とした場合の風力係数であり、次式で定義される。

$$C_{Dh} = P_{Dh} / (0.5 \rho V^2 \sum_k A_n) \quad \dots (4)$$

$$C_{Dv} = P_{Dv} / (0.5 \rho V^2 \sum_m A_n) \quad \dots (5)$$

ここに、 P_{Dh} : y方向風力、 P_{Dv} : x方向風力である。

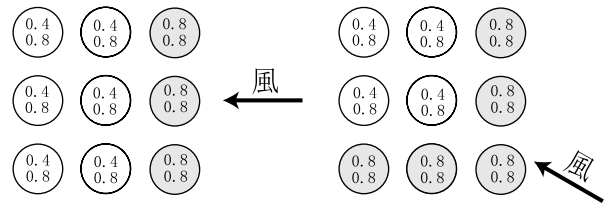
橋軸および橋軸直角方向以外の風向を考慮した場合、同様の方法で抗力係数を決定すると、風上となる領域が増加するためにFig.1(b)のような抗力係数の分布となる。その結果、円柱間隔 $S_h=S_v=2.0D$ の場合には変化しないものの、 $S_h=S_v=1.4D$ の場合には $C_D=1.87$ と大きくなる。風荷重が過大になると、鋼管の一括立ち上げが困難となったり、根固めと称する下部のコンクリートを一部打設した後に一括して鋼管を立ち上げる変則の二段階施工が必要となる。さらに、各鋼管厚の変更等に繋がる可能性がある。合理的な設計を行うためにはこれらの抗力係数の妥当性について検討する必要がある。また、風向の影響を考慮した場合には二軸曲げ状態も照査対象となるので、各軸方向に対する風荷重の検討も必要となる。

3. 実験条件

実橋で採用される可能性が高い3段3列9本、3段4



Photo 1 鋼管コンクリート複合構造橋脚
The Construction of Composite Steel-Tube Reinforced Concrete Columns



(a) 風向が橋軸または橋軸直角の場合 (b) 風向が橋軸または橋軸直角以外の場合

上段: 円柱間隔1.4D 網掛け部分が風上となる円柱
下段: 円柱間隔2.0D

Fig.1 従来設計における抗力係数分布
Drag Coefficient Distribution in the Present Design Standards

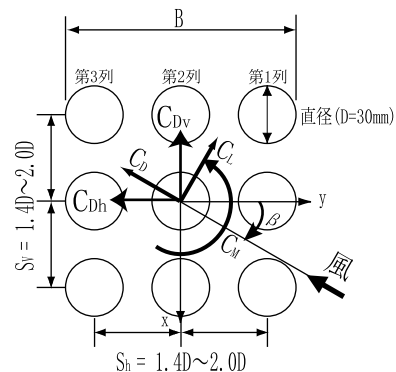


Fig.2 三分力の定義
Definition of Wind Forces

列10本および12本の円柱群に対して、三分力実験と圧力測定実験を実施した。Fig. 3に検討を実施した円柱群の配置を示す。Type-Aが3×3の9本、Type-Bが3×4の10本（内部に円柱なし）およびType-Cが3×4の12本（内部に円柱あり）である。実験は円柱の並列間隔(S_h)および直列間隔(S_v)を直径の1.4~2.0倍の間で変化させて行った。各円柱模型はアルミ製パイプで、特別な表面処理などは施しておらず、直径は30mmである。また、圧力実験模型には圧力測定孔が設けられている。Table 1に実験条件を示す。

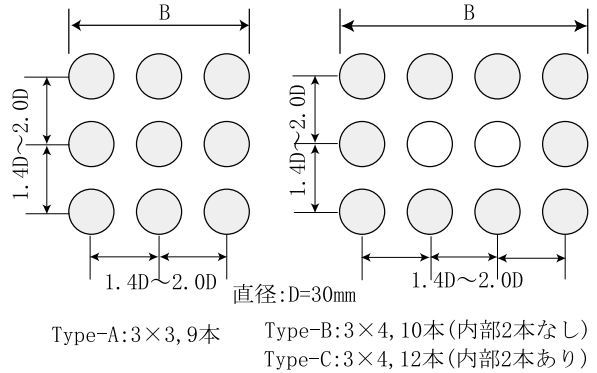


Fig.3 円柱群の配置状態
Arrangement of the Cylinder Group

Table 1 実験条件
Experimental Conditions

気 流		一様流
風 速 (V)		乱 流 : $I_u=8, 16, 17\%$
水平偏角 (°)		7m/s, 14m/s, 0~20m/s
		0° ~ +90°, 2° ピッチ
円柱間隔	直列 (S_v)	1.4D ~ 2.0D
	並列 (S_h)	1.4D ~ 2.0D
模型断面	Type-A	3*3断面, 9本
	Type-B	3*4断面, 10本
	Type-C	3*4断面, 12本

3.1 風洞気流

実橋における円柱のレイノルズ数は風速 $V=40\text{m/s}$ では $Re=4.1 \times 10^6$ であり超臨界域となるが、模型では風速 $V=20\text{m/s}$ としても $Re=4.1 \times 10^4$ であり亜臨界域となる。この場合、実験ではレイノルズ数(Re数)の影響が大きいと考えられるので、超臨界域における性状を模擬的に捉えるために一様流中の実験とともに乱流中において実験を実施することとした。

使用した乱流は3種類で風洞内に設置した乱流格子により発生させた。乱流格子は風洞設備の関係で試験位置の上流1.5mに設置しており、幅30mm, 60mmおよび75mmの格子を縦横ともに360mmピッチで配置した。乱れ強さは格子幅35mm, 60mmおよび75mmの順にそれぞれ8%, 16%, 17%程度であった。

3.2 レイノルズ数の影響

亜臨界域と超臨界域における抗力係数の違いが乱流を用いて模擬可能かどうかを検討するために、9本円柱と単独円柱の抗力係数と風速との関係を調査した。

Fig. 4に9本円柱と単独円柱の抗力係数と風速の関係を示す。円柱間隔は $S_h=S_v=1.4D$, 水平偏角 $=0^\circ$, 使用した乱流は $I_u=8\%$ および 16% である。

Fig. 4a)は各気流中における単独円柱の変化を示している。一様流および $I_u=8\%$ では風速 $V=5\text{m/s}$ 以上になると抗力係数はほぼ一定となるが、 $I_u=16\%$ では $V=5 \sim 20\text{m/s}$ において減少傾向にある。 $V=20\text{m/s}$ で各気流中の抗力係数を比較すると一様流, $I_u=8\%$, $I_u=16\%$ の順にそれぞれ $C_D=1.26, 0.81, 0.68$ となり、乱れ強さが増加すると抗力係数は低下する傾向を示した。一般的に臨界レイノルズ数以上では抗力係数が低下し、また、気流の乱れの増加に伴い抗力係数が低下する傾向^{7), 8)}を示すことが知られており、実験値もその点に対応した結果となっている。ただし、 $Re=4 \times 10^4$ において $I_u=9\%$ では $C_D=0.8$, $I_u=16\%$ では $C_D=0.6$ まで減少する実験例^{8), 9)}もあるが、本実験では $I_u=8\%$ では $C_D=0.8$, $I_u=16\%$ では $C_D=0.7$ であり、多少違いがある。また、 Re 数の変化に対する C_D の変化についても若干相違があり、明確に超臨界域と同様の抗力係数を模擬していると言い難い面もある。しかし、通常的设计では風速が臨界レイノルズ数以下では $C_D=1.2$, 臨界レイノルズ数以上では $C_D=0.8$ 程度の値が用いられていることもあり、研究目的である設計風荷重を評価するに際しては、

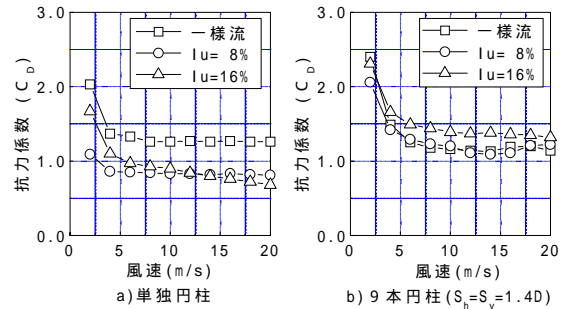


Fig.4 抗力係数と風速の関係
Relationship between Drag Coefficients and Wind Velocity

実験結果を用いて判断することが可能であると考えられる。Fig. 4b)が9本円柱の場合である。一様流中と $I_u=8\%$ では概ね同様の性状を示しており、抗力係数が $V=20\text{m/s}$ ではそれぞれ $C_D=1.14$ および 1.22 である。一方、 $I_u=16\%$ の場合は低風速域から前者より抗力係数が大きい傾向を示し、 $V=20\text{m/s}$ でも $C_D=1.32$ となり最も大きくなっている。

4. 空気力の特性

4.1 円柱群全体の三分力特性

本章では円柱群全体に作用する空気力と円柱間隔の関係を、乱流($I_u=17\%$)により検討した結果を示す。

Fig. 5は抗力係数と各水平偏角における実際の投影面積との関係を示したものであり、図中の折れ線が投影面積である。充実断面ではなく複数円柱より構成される群構造であるために、実投影面積は水平偏角の変化につれて増加と減少を繰り返す。極小となる角度は上下流側の円柱が風向に対して一直線上に重なり合う場合に生じ、円柱の配置状態により異なってくる。Type-A の場合、

並列間隔 S_h と直列間隔 S_v が等しいFig.5(a)では風向が対角線と一致する水平偏角 $=45^\circ$ で極小となり、抗力係数は水平偏角 $=45^\circ$ で最大となっている。並列間隔 S_h と直列間隔 S_v が異なるFig.5(b)でも風向が対角線と一致する場合に抗力係数は最大となる傾向を示している。

Fig.6はFig.2の構造軸定義による風力係数と水平偏角の関係を示したものである。図は $S_h=S_v=1.4D$ と $2.0D$ の場合であるが、2つの代表的な傾向を示している。なお、風力係数は第2章の式(4)、(5)より求められる。

Type-Aの場合、y軸方向風力係数 C_{Dh} は $S_h=S_v=1.4D$ では水平偏角 $=30^\circ$ 、また、 $S_h=S_v=1.6D$ では水平偏角 $=20^\circ$ 程度で最大であった。 $S_h=S_v=1.8D$ および $2.0D$ 以外ではほぼこれらと同様の傾向を示し、水平偏角 $=0^\circ$ 以外でy軸方向風力係数 C_{Dh} は最大となる。一方、 $S_h=S_v=1.8D$ および $2.0D$ では水平偏角 $=0^\circ$ において最大値を示し、徐々に低下するが、水平偏角 $=0\sim60^\circ$ の広い領域で一定に近い値となる傾向を示す。この場合、水平偏角 $=30\sim60^\circ$ で C_{Dh} と C_{Dv} はほぼ値が等しくなり二軸の荷重作用状態となっている。

Type-Bの場合、y軸方向風力係数は水平偏角 $=0^\circ$ 以外で最大となる傾向を示すが、x軸方向風力係数は $=90^\circ$

$^\circ$ で最大となる傾向を示している。また、円柱間隔 $S_h=S_v=1.8D$ および $2.0D$ でもType-Aと異なり、広い範囲で二軸荷重状態となることはない。

Fig.7, 8に揚力係数および空力モーメント係数と水平偏角の関係を示す。

揚力係数はType-BおよびCともにType-Aと同様に円柱間隔 $S_h=S_v=1.4D$ と $2.0D$ とでは作用方向が逆となる傾向を示した。Type-CはType-Bと比較して揚力係数がやや大きくなっているが内部にある円柱の影響と考えられる。また、 $S_h=S_v=1.4D$ では水平偏角が小さい領域においてType-CはType-Aより揚力係数は小さい。しかし、水平偏角が大きい領域では逆に大きくなり、直列よりも並列方向に円柱の多い方が揚力係数は増加する傾向となっている。なお、 $S_h=S_v=2.0D$ では両者に大きな相違は見られない。

空力モーメント係数もType-BおよびCともにType-Aと同様の傾向を示す。すなわち、円柱間隔 $S_h=S_v=1.4D$ では水平偏角 $=45^\circ$ 近傍で逆対称の分布を示し、 $S_h=S_v=2.0D$ ではいずれの場合も非常に小さくなっている。

以上のように、円柱本数に関わらず、全体の三分力特性は円柱間隔に大きく影響される。また、揚力の作用方向が変化するなど、円柱間隔が直径の1.6倍程度で性状

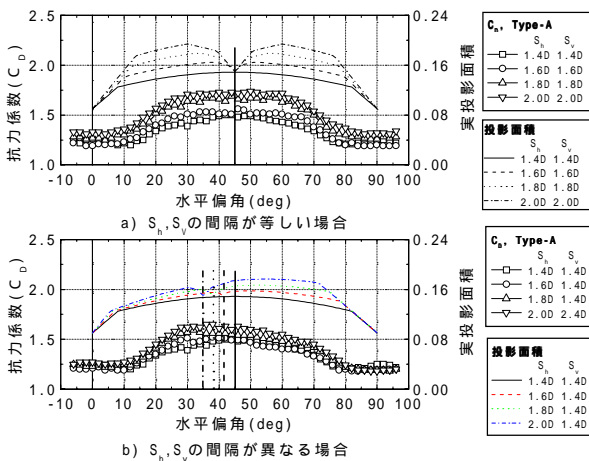


Fig.5 抗力係数と投影面積の関係
Relationship between the Drag Coefficients and Projection Area

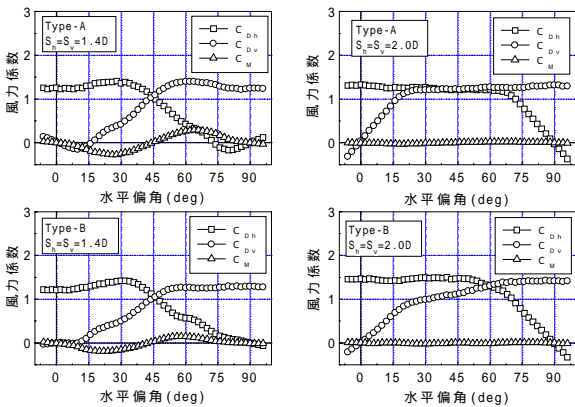


Fig.6 構造軸定義による風力係数
Wind Force Coefficients by the Structure Axis Definition

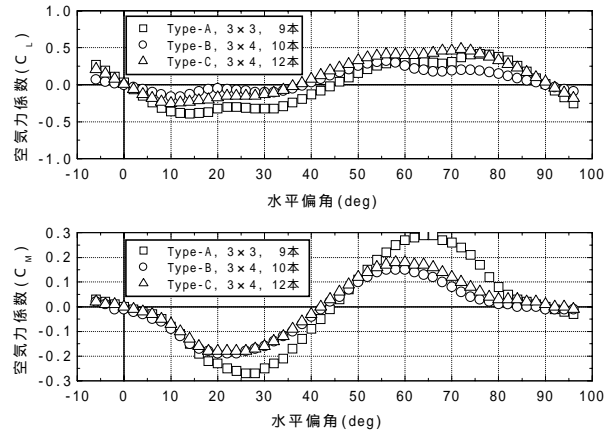


Fig.7 円柱配置の影響($S_h=S_v=1.4D$)
Influence of the Cylinder Arrangement

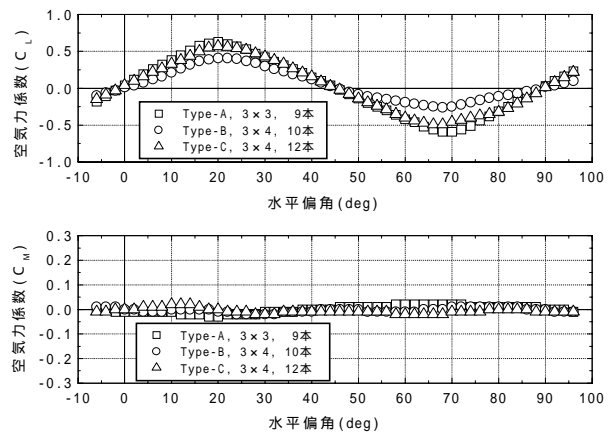


Fig.8 円柱配置の影響($S_h=S_v=2.0D$)
Influence of the Cylinder Arrangement

が変化する傾向が見られた。

4.2 各円柱の抗力係数

各円柱の抗力係数は圧力実験より求めた。圧力測定は各円柱の中央部分に10°ピッチ、合計36個の圧力測定孔（全体で324点）を設置して圧力分布を求め、それらを各円柱ごとに積分して抗力を求めた。

Fig. 9に水平偏角 =0° および抗力係数が最大となる45°における円柱間隔と抗力係数の関係を示す。

水平偏角 =0° では円柱1～3が上流側となるがいずれも抗力係数は $C_D=1.1\sim 1.4$ 程度であり、円柱間隔が大きくなるとともに減少する傾向を示すが、 $C_D=0.8$ 以上となっている。下流側となる円柱4～9ではいずれも $C_D=0.4$ 以下であり、負となる場合もある。

水平偏角 =45° では円柱1～3、6および9が上流側となる。この場合、いずれの円柱間隔でも対角に位置する円柱1、3および9は概ね $C_D=0.8$ 以上となるが、中間に位置する円柱2および6では $S_h=S_v=2.0D$ をのぞいて $C_D=0.8$ 以下となる。最上流に位置する円柱3は他の円柱の影響を受けることが少ないと考えられ、いずれの円柱間隔でも単独円柱と同様の $C_D=0.8$ 程度である。下流側に位置する円柱4、5および7、8は水平偏角 =0° と同様にいずれの円柱間隔でも $C_D=0.4$ 以下となっている。

以上のように、上流側の円柱には現状の設計値よりも大きな抗力が作用するのに対し、下流側では逆に小さい抗力しか作用しておらず、荷重分布はだいぶ異なるものとなっている。また、円柱間隔が直径の2倍となっても急激に大きくなることはなく、それ未満の場合と同様の取り扱いが可能である。

5. 鋼管断面力と応力度の評価

従来の設計では前述のように風荷重の載荷方向を橋軸直角方向と橋軸方向の2方向として、構造安全性を照査することとしているが、必ずしも発生応力や変位が同方向で最大となるとは限らない。また、各鋼管の連結方法は、鋼管群が一体として挙動する範囲で出来る限り簡易で部材も小さいことが望ましい。さらに、実際に解析を行う場合を考えると、形式が異なるごとに各鋼管に対して正確に荷重を設定することは煩雑であり、簡略で等価な載荷方法が求められる。

そこで、まず骨組みモデルを用いた構造解析により、各鋼管の連結方法、連結部材の剛性や風荷重の載荷位置に関する検討を実施した。Fig.10に解析モデルを示す。

自立時の鋼管長は約74m、鋼管の直径は1500mmであり、鋼管厚は高さ方向に10～20mmの間で変化している。各鋼管は概ね5mピッチで水平ブレースまたは横繋ぎ材により連結されている。

鋼管の自立高さ、鋼管間隔や本数により鋼管厚や連結部材断面が実際には異なるが、解析上はいずれの円柱間隔や円柱本数においても共通の鋼管厚および連結部材を想定した。風荷重の算定に際し、風力係数は実験結果を

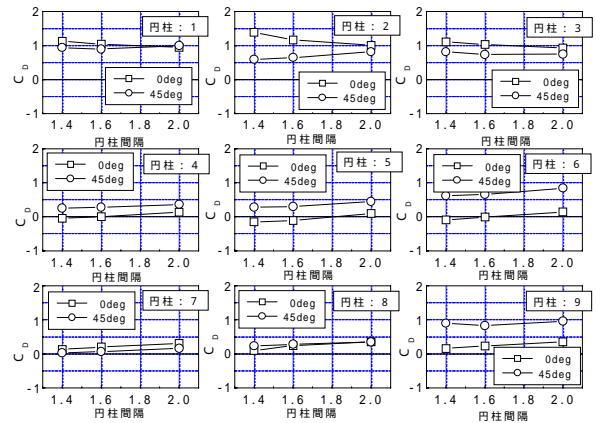


Fig.9 各円柱の抗力係数(Type-A, 3×3, 9本)
Drag Coefficient of Each Cylinder

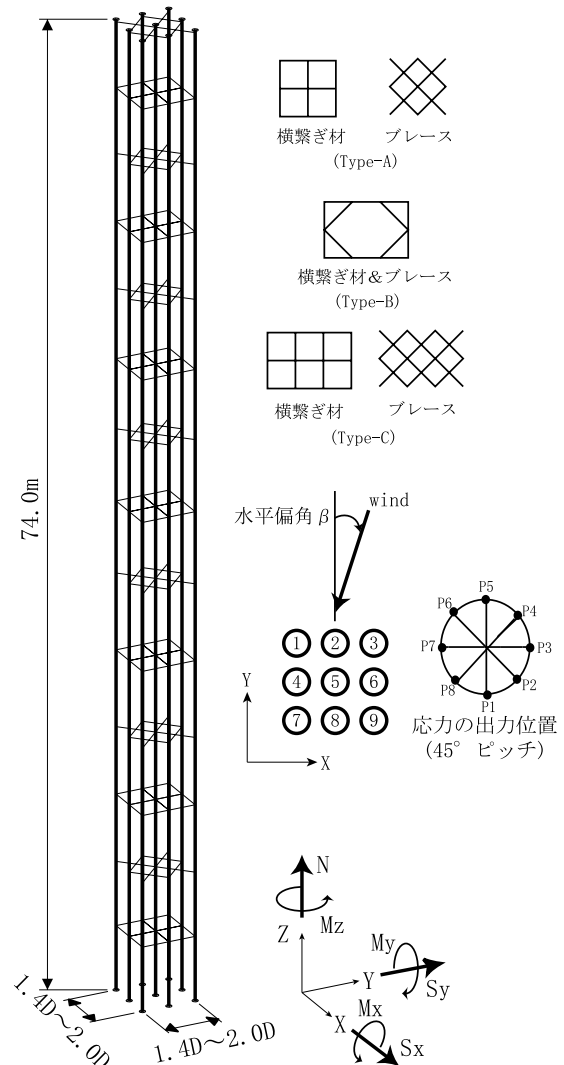


Fig.10 解析モデル
Analytical Model of Cylinders

用いたが、それ以外の条件は設計マニュアルに準拠して、荷重は高さ方向に一様分布、風速は $V=40\text{m/s}$ 、ガスト応答係数は $G=1.9$ を用いた。

5.1 風荷重の載荷方法の影響

Type-Aの3×3断面に対し、4種類の載荷方法について検討した。すなわち、圧力実験より得られた抗力および揚力を各鋼管に載荷した場合と下流側鋼管に作用する風荷重を上流側鋼管に載荷した場合、また、三分力実験より得られた抗力および揚力を上流側鋼管に均等に載荷するとともに空力モーメントを偶力として載荷した場合と空力モーメントを無視した場合、である。

Fig.11は圧力実験に基づく、の載荷方法による鋼管1 (fig.10参照)に作用する断面力分布である。鋼管の高さ方向に関わりなく載荷位置の影響は見られない。また、図示は省略したが三分力実験に基づき空力モーメントを考慮した場合()も結果はほぼ等しく、さらに、空力モーメントを無視した場合()にも断面力分布を見る限りその影響はほとんど見られなかった。

すなわち、各鋼管に作用する空気力は異なるが、鋼管

群は互いに連結されており、空気力は分配されて各鋼管の断面力はほぼ等しくなるので、抗力と揚力を構造軸に関する荷重に変換し、偏心分を無視して載荷しても問題ないと考えられる。

5.2 断面形状の影響

Type-Aで円柱間隔 S_h と S_v が等しい場合の応力度と水平偏角との関係をFig.12に示す。円柱間隔が広がるほど、水平偏角の増加による断面内応力が増加しやすい傾向にある。 $S_h=S_v=2.0D$ では水平偏角 $\theta=20^\circ$ 程度より縁応力の大きい状態が続くが、応力が最大となるのは概ね水平偏角 $\theta=45^\circ$ と考えられる。

Fig.13は鋼管1における応力度を示しており、Type-Aにおいて円柱間隔 $S_h=1.4D$ 、 $S_v=2.0D$ と異なる場合である。 $S_v=1.6D$ と $2.0D$ の場合も含めて水平偏角 $\theta=45\sim 70^\circ$ において極大となる水平偏角が2ヶ所存在するが、各鋼

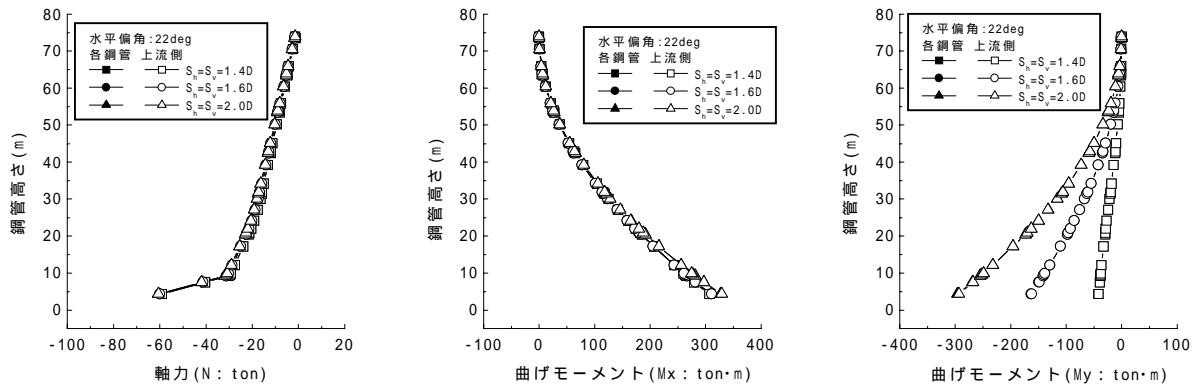


Fig.11 風荷重載荷方法の影響(Type-A, 鋼管1に作用する高さ方向の断面力分布)
Influence of the Loading Pattern

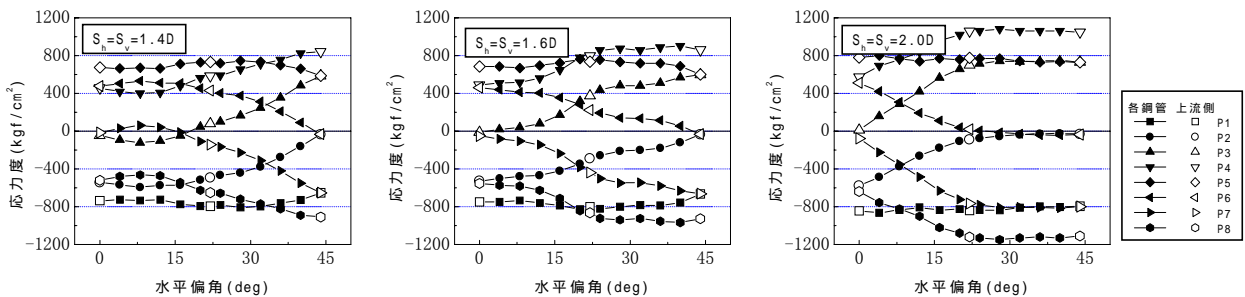


Fig.12 応力度～水平偏角関係(Type-A, 鋼管1)
Relationship between Stress and Angle of Attack

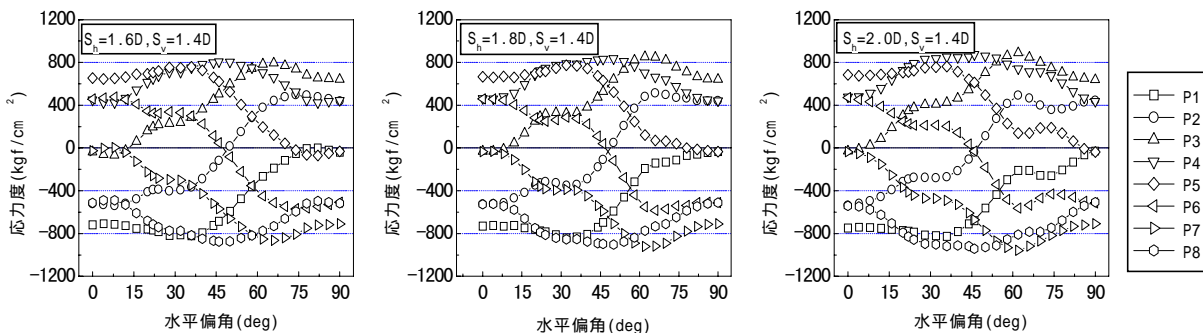


Fig.13 応力度～水平偏角関係(Type-A, 鋼管1)
Relationship between Stress and Angle of Attack

管により大小関係が相違する。軸力 N と曲げモーメント M_x および M_y より断面内の応力分布を詳細に求めると円柱間隔 S_h と S_v が等しい正方形断面では水平偏角 $\theta=44^\circ$ において縁応力が最大となる。また、 $S_h=1.4D$ 、 $S_v=2.0D$ の場合は水平偏角 $\theta=36^\circ$ および 62° で最大となっており、前者は抗力係数が最大となる風向、後者は x 軸方向の風力係数が最大となる風向に概ね一致している。この S_h と S_v が異なる場合には円柱間隔に関係なく同様の傾向を示している。

6. 風荷重評価

各水平偏角における三分力特性や応力特性を検討した結果、構造軸定義による y 軸および x 軸方向風力係数が最大となる水平偏角と、風軸定義による抗力係数が最大となる水平偏角において、応力が概ね最大となることが確認された。

そこで、これらの結果を考慮して、 y 軸および x 軸方向風力係数最大時と抗力係数最大時の三種類の水平偏角を対象とし、各風向における C_{Dh} と C_{Dv} を載荷させて検討を行い、最も安全側となる載荷状態を設計風荷重とした。なお、Type-Cの値はType-Bとほぼ等値なので、今後、Type-CはType-Bの設計用の係数を適用することとした。

6.1 設計風力係数

Table 2 ~ 4 に三種類の水平偏角における 3×3 断面(9本, Type-A)の風力係数(C_{Dh} , C_{Dv})を示す。表の中で網掛け部分は推定値であるが、ここでは既知の円柱間隔における値から線形補完を行って求めたものである。

また、Fig. 14は従来の設計荷重との比較を目的として C_{Dh} と C_{Dv} の合力を設計マニュアルで定義された水平偏角 $\theta=0$ のを基準とした場合(風向無視)と、水平偏角を考慮した値を基準とした場合(風向考慮)の二種類の抗力係数で除した、抗力係数比を示したものである。

Fig. 14(a)は y 軸方向風力係数が最大となる場合について示す。いずれの円柱間隔においても風向を考慮しない従来の設計値より小さくなっている。ただし、 $S_h=1.4D$ 、 $S_v=1.8D$ では従来の設計値と概ね等しくなった。しかし、風向を考慮した場合、抗力係数の低減は明らかである。風向を考慮しない従来の設計値と比較しても円柱間隔 $2.0D$ 未満では最大で20%程度、円柱間隔 $2.0D$ では40%程度低減される。 x 軸方向風力係数が最大となる場合も y 軸方向最大時と概ね同様の傾向を示す。

Fig. 14(b)は風軸定義の抗力係数が最大となる場合である。風向を考慮しない場合、円柱間隔 $2.0D$ を除き、従来の設計値と比較して最大で5%程度の低減であり、逆に $S_v=1.8D$ のように僅かに上回る場合がある。しかし、風向を考慮した場合にはいずれも10~30%程度低減されることになる。

このような結果はType-Bの場合も定性的には同様である。すなわち、従来の設計値は風向を考慮した実験値と比較すると、必ずしも安全側とはならず、実験値の方が

Table 2 設計用風力係数(y軸方向最大時)
Wind Force Coefficients

C_{Dh} Type-A	直列間隔				C_{Dv} Type-A	直列間隔				
	1.4D	1.6D	1.8D	2.0D		1.4D	1.6D	1.8D	2.0D	
並列間隔	1.4D	1.41	1.44	1.46	1.43	1.4D	0.38	0.51	0.67	0.84
	1.6D	1.41	1.28	1.34	1.36	1.6D	0.30	0.56	0.41	0.42
	1.8D	1.53	1.36	1.27	1.30	1.8D	0.18	0.25	0	0
	2.0D	1.58	1.41	1.30	1.33	2.0D	0.35	0.20	0	0

Table 3 設計用風力係数(x軸方向最大時)
Wind Force Coefficients

C_{Dh} Type-A	直列間隔				C_{Dv} Type-A	直列間隔				
	1.4D	1.6D	1.8D	2.0D		1.4D	1.6D	1.8D	2.0D	
並列間隔	1.4D	0.38	0.3	0.18	0.35	1.4D	1.41	1.41	1.53	1.58
	1.6D	0.51	0.56	0.25	0.2	1.6D	1.44	1.28	1.36	1.41
	1.8D	0.67	0.41	0	0	1.8D	1.46	1.34	1.27	1.30
	2.0D	0.84	0.42	0	0	2.0D	1.43	1.36	1.3	1.33

Table 4 設計用風力係数(抗力係数最大時)
Wind force coefficients

C_{Dh} Type-A	直列間隔				C_{Dv} Type-A	直列間隔				
	1.4D	1.6D	1.8D	2.0D		1.4D	1.6D	1.8D	2.0D	
並列間隔	1.4D	1.09	1.36	1.43	1.43	1.4D	1.03	0.72	0.71	0.84
	1.6D	0.72	1.05	1.23	1.29	1.6D	1.36	1.15	1.02	1.03
	1.8D	0.71	0.99	1.20	1.21	1.8D	1.43	1.26	1.21	1.22
	2.0D	0.84	1.01	1.21	1.22	2.0D	1.43	1.3	1.22	1.23

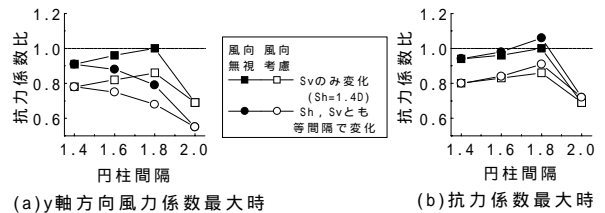


Fig.14 抗力係数比
Drag Coefficient Ratio

上回る場合がある。しかし、従来方法により風向を考慮した設計用の抗力係数を算定すると過大な荷重となる。

また、Fig. 14からもわかるように抗力係数は円柱間隔の変化に対して必ずしも線形に変化するわけではない。しかし、推定値は線形補完を行って求められているので、非線形に変化する影響は考慮されていない。そこで、設計用の風力係数としてはTable 2~4の値を切り上げた値を推奨することとした。

6.2 鋼管自立時の耐風設計法

これまでの検討結果を踏まえ、鋼管コンクリート複合構造橋脚架設時における静的耐風設計は次の手順により行うことを提案する。

- (1) 鋼管配置と鋼管間隔に一致する橋軸方向および橋軸直角方向の風力係数をTable 2~4より選択する。
- (2) 架設時設計風速を決定する。過去における強風記録統計を基にして、地形や高度補正を施して求めるのが望ましい。
- (3) 橋軸方向および橋軸直角方向の風荷重を算定する。

$$P_h = \frac{1}{2} \rho V_{DE}^2 C_{Dh} G \quad \dots (6)$$

$$P_v = \frac{1}{2} \rho V_{DE}^2 C_{Dv} G \quad \dots (7)$$

ここに、 P_h : 橋軸直角方向の風圧力(kgf/m²)、 P_v : 橋軸方

向の風圧力(kgf/m²)， ρ ：空気密度（一般に0.125kgf・s²/m⁴）， C_{Dh} ：橋軸直角方向風力係数（表より選択）， C_{Dv} ：橋軸方向風力係数（表より選択）， G ：ガスト応答係数（=1.9）， V_{DE} ：架設時設計風速(m/s)，である。

- (4) 風荷重を上流側鋼管に作用させる。
- (5) 解析結果を用いて、「道示」鋼橋編の「3.3節」と「12.3節」により応力度を求める。ただし、縁応力ではなく対応する断面位置の応力を重ね合わせる。
- (6) 3種類の風向の内、最も応力の厳しい状態で安全性の照査をする。

6.3 適用例

次に、この設計手順を高さ81.5mの鋼管群に対して実際に適用した結果を示す。Table 5は鋼管群自立時の諸元であり、設計手順に従い風速V=40m/sとして風荷重を算定した結果がTable 6である。荷重が最大となるのはTable 4の抗力係数が最大となる場合であり、荷重の大きさとしては従来法により求めた場合よりやや小さくなっている。この荷重を高さ方向に一樣に作用させて応力度を照査した結果がTable 7である。二軸曲げとせん断を考慮した場合に最も応力度が高くなるが許容値を下回っており、この鋼管群では根固めなどを一切行わずに一括立ち上げによる施工を実施することが可能と判断された。

7. おわりに

3段3列および3段4列で構成される9～12本の円柱群において、円柱群全体および各円柱の三分力特性や圧力特性を風洞実験により調査した。次にブレースおよび横繋ぎ材で剛に連結された鋼管コンクリート複合構造の、架設時における設計用の風荷重評価を目的として、断面力算定に使用する風荷重載荷方法を検討した。本研究によって得られた静的な耐風設計に関する知見をまとめると、以下ようになる。

- (1) 実験に用いた円柱配置においては、円柱群全体に作用する風荷重は円柱間隔に支配される。すなわち、円柱間隔によって三分力の風向特性が決定される。
- (2) 架設時の各鋼管に作用する空気力は異なるが、鋼管群は互いに連結されており、空気力は分配されて各鋼管の断面力はほぼ等しくなる。
- (3) 設計においては鋼管群全体に作用する空気力を入力値として断面力を求めればよい。なお、鋼管と連結部材がピン結合となる場合、鋼管の位置によっては断面力が大きくなるので注意が必要である。
- (4) 従来設計⁶⁾に用いられている抗力係数は、円柱間隔によっては実験値の方が15%程度上回る場合があり、必ずしも安全側とはならない。しかし、従来方法により風向を考慮した設計用の抗力係数を算定すると過大な荷重

Table 5 鋼管群の諸元
Steel-Tubes Properties

断面形状	3段3列
鋼管本数	9本
鋼管高さ(H)	81.8m
鋼管径(D)	1600mm
鋼管間隔(Sv)	2200mm(1.38D)
鋼管間隔(Sh)	2450mm(1.53D)

Table 6 設計風荷重
Wind Force

風向	風荷重(kgf/m)	
	抗力最大	0deg
本手法	1410	(1140)
従来法	-	1460

本手法の0degは参考値

Table 7 照査結果
Analytical Result

照査項目		応力度	安全率
曲げ	最大値	1160kgf/cm ²	0.49
	許容値	2375kgf/cm ²	
せん断	最大値	54kgf/cm ²	0.07
	許容値	750kgf/cm ²	
軸力とせん断	最大値	-	0.50
	許容値	-	
二軸曲げとせん断	最大値	2230kgf/cm ²	0.95
	許容値	2375kgf/cm ²	

となる。

- (5) 設計に用いる風荷重は橋軸方向の抗力係数が最大となる風向、橋軸直角方向の抗力係数が最大となる風向、また、風軸定義の抗力係数が最大となる風向の内最も安全側となる場合を選択して照査するのが望ましい。
- (6) 鋼管コンクリート複合構造架設時の合理的な静的耐風設計法を提案した。今後、設計風速や風速分布、ガスト応答係数を山岳部における風の乱れ特性や鋼管群の動特性を把握して設計に反映させることが重要である。

謝辞

本研究を遂行するに当たってご指導を頂いた東京大学大学院工学研究科の藤野陽三教授に深謝いたします。

参考文献

- 1) 石川，石田：山形自動車道大綱川橋の設計と施工，橋梁，1998.3，pp.50-57
- 2) 日本建築学会：容器構造物設計指針・同解説，1990
- 3) 本州四国連絡橋公団：耐風設計基準・同解説，1976
- 4) 日本道路協会：道路橋耐風設計便覧，1992.7
- 5) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 共通編，1996
- 6) 日本道路公団技術部：鋼管・コンクリート複合構造橋脚設計マニュアル，1998.8
- 7) 日本鋼構造協会編：構造物の耐風工学，東京電気大学出版局，1997，pp.605-606
- 8) S.Goldstein：Modern developments in fluid dynamics，Oxford Press，pp.431-432
- 9) M.M.Zdravkovich：Flow around circular Cylinders，Oxford University Press，1997,p.454
- 10) M. Arie, M. Kiya 他：Characteristics of circular cylinders in turbulent flows，Bulletin of the JSME，Vol.24，No.190，April，1981，pp.640-647