

鋼管・コンクリート複合構造橋脚の 架設時における対風応答特性

野村敏雄¹・藤野陽三²・加藤敏明³

¹正会員 (株)大林組 技術研究所 流体研究室 (〒204-8558 東京都清瀬市下清戸 4-640)

²フェロー Ph.D. 東京大学教授 工学系研究科 社会基盤工学専攻 (〒113-8654 文京区本郷 7-3-1)

³正会員 工博 (株)大林組 土木技術本部 設計第一部 (〒108-8502 東京都港区港南 2-15-2)

施工時に鋼管群が自立状態となり、風の作用が架設時の安全性を支配する鋼管・コンクリート複合構造を有する高橋脚の耐風設計法の確立を目的として、9～12本で構成される鋼管群の耐風応答特性に関する一連の検討を行った。風洞実験の結果、1)鋼管配置よりも鋼管間隔が渦励振の発現に大きな影響を与えること、2)渦励振の発生メカニズムには各鋼管から発生する渦に起因する場合と鋼管群全体から発生する渦に起因する場合の2つのタイプがあること、3)鋼管間隔が直径の1.4倍程度の時に振幅が最も大きくなることなどがわかった。これらの結果を踏まえ、渦励振を抑制するために必要な付加減衰を尺度とする動的耐風設計手法を提案した。

Key Words : *circular cylinders in a group, vortex-induced oscillation, wind resistant design, Strouhal number, composite steel-tube reinforced concrete*

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), 2), 3)}を有する高橋脚の施工が増加している。この場合、施工時に鋼管群が自立状態となり、風の作用が架設時の安全性を支配するが、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。このような近接する円柱群では風の作用に対して流れのスイッチングや渦形成の相互干渉などの極めて複雑な現象が想定され、未知な点が多い。そこで、筆者らは9～12本で構成される、円柱群全体及び各々の円柱に作用する空気力を円柱間隔や風向を考慮して評価⁴⁾した。次に、ブレース及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橋脚の架設時を対象とした設計用風荷重を評価するために、断面力算定に使用する風荷重載荷方法を検討し、風荷重が卓越する風向を考慮した静的耐風設計法を提案⁵⁾した。

しかし、一般に構造物が近接して存在する場合、斜張橋の並列ケーブルや吊橋のハンガーケーブル、送電線などにみられるような円柱二本のみが風向方向に直列配置される場合でもウエイクギャロッピング^{6), 7)}等やウ

エイクフラッターと呼ばれる振動現象が存在する。円柱間隔や振動数によりその振動性状⁸⁾が変化するために、その挙動は十分に解明されていない。

ESDU79025⁹⁾では2～6本程度の円柱群を対象とした相互作用の影響に関するこれまでの研究データ^{10), 11)}等が示されている。また、ボイラ及び原子力機器などの熱交管群を対象とした研究^{12), 13)}では管群振動や管群による気柱振動などが課題となっている。しかし、いずれの場合も後流側円柱の独立した振動に着目したものであり、円柱群全体の振動現象を研究対象として取り扱った例は見られない。

したがって、鋼管・コンクリート複合構造橋脚の架設において、鋼管自立期間が数ヶ月に及ぶ場合や強風が予想され、振動の発生が危惧される場合には、現状では施工に際して制振装置の設置が望ましいとされている。

そこで、制振装置の必要性や要求性能などを明確にするとともに、円柱間隔や円柱本数の影響を考慮した合理的に評価した動的耐風設計手法を確立することを目的として、3段3列9本、3段4列10本および12本の円柱群の振動性状について、一様流中および乱流中において風洞実験を中心とした検討を行ったのでここに報告する。

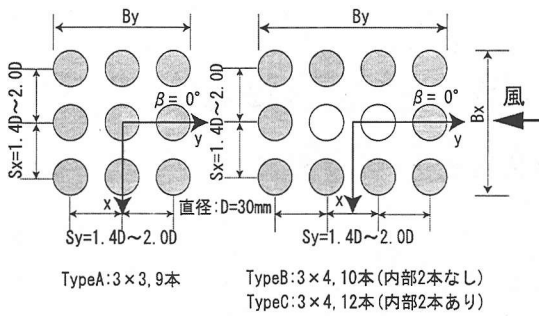


図-1 円柱群の配置状態

表-1 部材諸元

鋼管厚	20mm (0~23m), 13mm (23~29m), 10mm (29~74m)
ブレース	L- 75mm × 75mm × 9mm
横繫ぎ材	ℓ -150mm × 9mm

2. 鋼管・コンクリート複合構造の固有振動特性

検討対象は、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本の鋼管群である。図-1に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。

鋼管架設時には一体性の確保のために各鋼管を連結することになる。しかし、橋脚完成時にはコンクリートで覆われるので、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。その場合、鋼管群は連結されるものの合成断面として高い剛性は期待できないので、振動モードに十分注意を払う必要がある。三分力実験⁴⁾では水平偏角が0~30度の範囲で円柱間隔によっては揚力係数や空力モーメントが負勾配となる結果が示されている。そこで、まず骨組みモデルを用いた構造解析により、各鋼管の連結方法と振動モードに関する検討を行った。

(1) 解析モデル

図-2に解析モデルを、表-1に鋼製部材の諸元を示す。対象とした鋼管群は自立時の鋼管長が約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。また、鋼管の基部から高さ10mまでは内部にコンクリートが充填されているので、解析上は合成部材として断面を評価した。各鋼管は概ね5mピッチで水平ブレースまたは横繫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ってくるが、解析

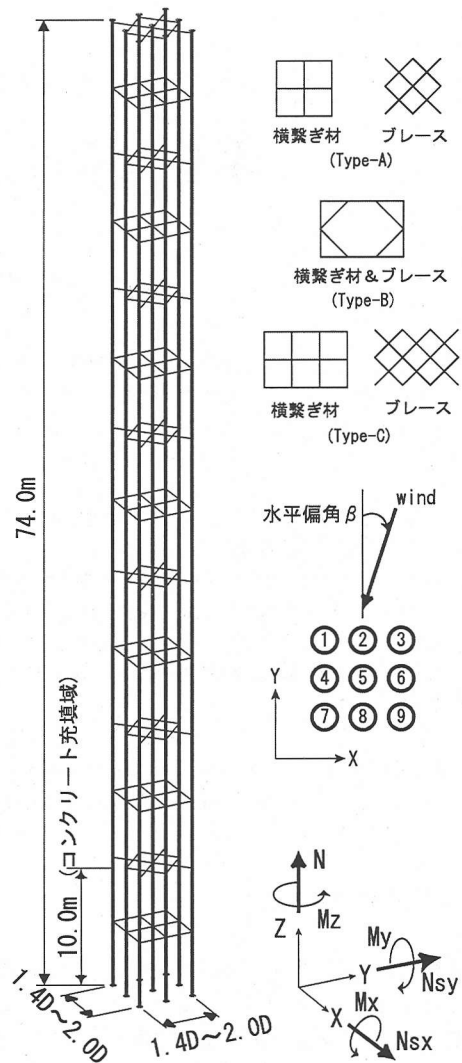
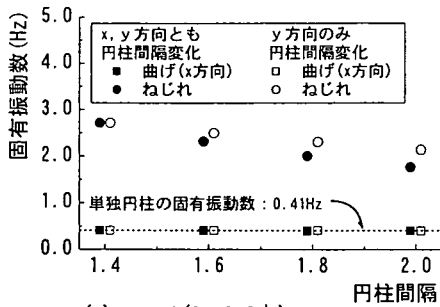


図-2 解析モデル

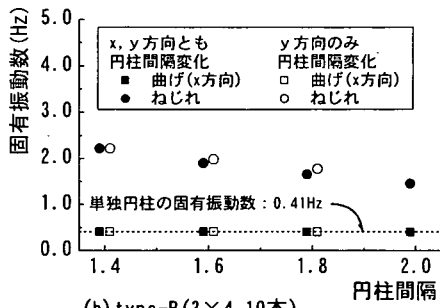
上はいずれの円柱間隔や円柱本数においても共通の鋼管厚および連結部材を想定した。なお、実設計時に実際の連結部材長を考慮した解析と各鋼管を断面中心間隔で剛結合した場合を比較したところ大きな相違はなかったため、ここでは簡略化のため各鋼管は断面中心間で剛結合することとした。

(2) 固有周期と振動モード

図-3に各鋼管と連結部材を剛結合した場合における、鋼管間隔と曲げ及びびねじれ1次の固有振動数との関係を示す。(a)が3×3の9本(Type-A)、(b)が3×4の10本(Type-B)を示しており、それぞれx、y方向の鋼管間隔が同時に変化した場合と、y方向の鋼管間隔のみが変化した場合である。



(a) type-A (3×3, 9本)



(b) type-B (3×4, 10本)

図-3 固有振動数

いずれの場合も鋼管間隔や鋼管配置と関係なく、曲げ1次モードが最低振動数となっている。また、曲げ振動は鋼管間隔によらず、概ね振動数は一定であり、単独柱の振動数にほぼ一致している。一方、ねじれ振動は曲げ振動より振動数が高くなるが、鋼管間隔が増加すると逆比例して小さくなる傾向を示す。これは、連結部材の剛性が小さいために慣性モーメントの増加による影響が大きくなることによる。ねじれ振動と曲げ振動の振動数比はType-Aでは4.4～6.7、Type-Bでは3.6～5.4となっており、Type-Bの方が振動数比は小さくなる傾向を示しており、各鋼管の連結状態の差が現れている。

鋼管と連結部材をピン結合とした場合は曲げ1次モードに加えて、ねじれ1次モードも単独柱と振動数が一致し、大幅に振動数が低下することになる。前述のようにここでは断面中心間を連結しているが、実際の部材長さを考慮した解析¹⁴⁾でも曲げ振動が最低次となり、ねじれ振動モードは大幅に大きくなる結果を得ている。したがって、連結方法に多少配慮すればねじれ振動数の低下は避けられると考えられる。そこで、本研究ではたわみ振動のみを対象とした検討を実施した。

3. 風洞実験

一般に、超臨界域の抗力係数を風洞実験において模擬する手法¹⁵⁾として、円柱表面を砂やワイヤを用いて

表-2 乱流特性

格子幅 (mm)	風速 (m/s)	三分力実験		パネ支持実験	
		乱れ強さ (%)	乱れスケール (m)	乱れ強さ (%)	乱れスケール (m)
35	2	7	0.06	-	-
	10	8	0.06	-	-
60	2	14	0.06	6	0.09
	10	16	0.07	8	0.09
75	2	13	0.07	6	0.09
	10	17	0.06	8	0.09
125	2	-	-	9	0.17
	10	-	-	12	0.16

粗度を変化させる方法と、乱流を用いる方法がある。後者は乱れが物体表面上の境界層と干渉し合い、結果的に粗さを付加したのと同じ効果を生むことを利用するものである。しかし、いずれの方法を用いても付加される表面粗度や乱れがどのようなレイノルズ数の流れに相似されているかについては、研究は十分に進んではない。また、前者では縮尺により幾何学的相似形状が変化すること、後者では渦の剥離の程度が乱れによって減少¹⁶⁾させられるために、両者ともにそれぞれ作用変動空気が変化して渦励振振動に影響を及ぼすことが考えられる。

設計風荷重の評価^{4), 5)}に際しては、一様流中と乱流中において円柱の抗力係数を測定して両者における抗力係数の変化を確認した上で、乱流を用いる方法で超臨界域の抗力係数を模擬して、三分力実験及び圧力実験を実施した。

振動性状の評価に際しては、いずれの方法を用いても渦励振などの振動現象の発現性状に影響を及ぼすことが予想される。制振対策を検討する場合、構造力学的制振対策と空気力学的制振対策の採用が考えられるが、後者では幾何学的形状が重要なファクターとなる。

そこで、超臨界域のレイノルズ数における気流を再現するために剥離位置を変化させること、および乱れによって剥離の程度が減少することによる二種類の影響がそれぞれ及ぼす振動現象の変化を分離させることはできないが、無対策時に幾何学的形状を変化させない方法として、高レイノルズ数の流れを乱流により模擬する方法を用いて振動実験を実施することにした。また、このような円柱群の基本的な応答特性を把握するために一様流中においても実験を行い、比較検討することとした。

(1) 風洞模型

実験は図-1に示すType-A、Type-BおよびType-Cでそれぞれ9～12本の円柱群で構成される2次元剛体模型を用いて行った。

表-3 実験条件

項目	実構造物 (設計所要値)	模型
縮尺	-	1/50
鋼管長	70 □	-
鋼管径(D)	1500 mm	30 mm
模型長	-	1620 mm
等価質量	3.331 tf/□	2.159 kgf/model (所要値)
振動数(f)	0.403 Hz	2.43 Hz, 3.28 Hz, 4.46 Hz
風速倍率	-	8.3, 6.1, 4.5
構造減衰(δ)	0.015	0.003 ~ 0.02
スクルーション数(Sc)	2.51	2.1 ~ 12.4 (代表値:B)
水平偏角(β)	-	0~15度
円柱間隔(Sx, Sy)	-	1.4D~2.0D

表-4 実構造物の動特性

鋼管配置	鋼管間隔	鋼管長(m)	振動数(Hz)	対数減衰率
2×4	1.5D×2.5D	60	0.68	0.015
3×3	1.4D×1.4D	70	0.38	0.020
3×3	1.4D×1.4D	75	0.31	0.029
3×3	1.5D×1.4D	83	0.30	0.040
3×3	1.3D×1.3D	78	0.30	0.032

円柱模型は表面に特殊な加工は施していない、ひのき製もしくはアルミ製パイプの2種類で各円柱の直径は30mmである。この場合、風洞閉塞率は3%(水平偏角β=0°)となる。

(2) 風洞気流

実験に用いた乱流は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三分力実験および圧力実験では試験位置の上流1.5m、バネ支持実験では上流3.5mに設置されている。表-2に乱流の特性を示すが、風速10m/sにおける乱れ強さを各乱流格子の実験位置における代表値とした。

(3) 実験条件

固有振動解析によりねじれ振動は発現し難いと考えられたので、たわみ1自由度で実験を実施した。実構造物の諸元³⁾は設計時に用いられたものであり、減衰定数は施工済み橋脚²⁾の実測値を参考として設定したものである。自立時の相似条件から導かれた実験条件を表-3に示す。また、施工実績の増加に伴い、鋼管自立時の構造特性の測定結果が蓄積されたので、参考として表-4に構造減衰と振動数の実測値を鋼管自立高さとともに示す。しかし、この実験条件では模型の所要重量が軽く、模型化が困難であった。そこで、質量減衰パラメータ(S_c 数)を一致させることで、模型の相似則を満足させた。質量減衰パラメータは次式で定義される。

$$S_c = 2m\delta / \rho B^2 \quad (1)$$

また、実構造物の諸元はType-A、3×3の9本の場合におけるものであるが、Type-B、Cにおいても同一条件を用いることとした。

実験パラメータは気流特性、減衰率、振動数、質量、水平偏角および円柱本数と円柱間隔であり、それらを適宜組み合わせることで実験を行った。

4. レイノルズ数の影響

(1) 静的空気力の特性

前章で述べたように、実験結果がレイノルズ数の影響を受けることが考えられるので、単独円柱において風速と空気力の関係を調査した。

図-4に風速と抗力係数および揚力係数の関係を示す。この場合、レイノルズ数は風速20m/sにおいて $Re=4.1 \times 10^4$ となる。

抗力係数は一様流中と乱流中の相違が明確である。前報²⁾で述べたように過去の実験結果と多少相違する点

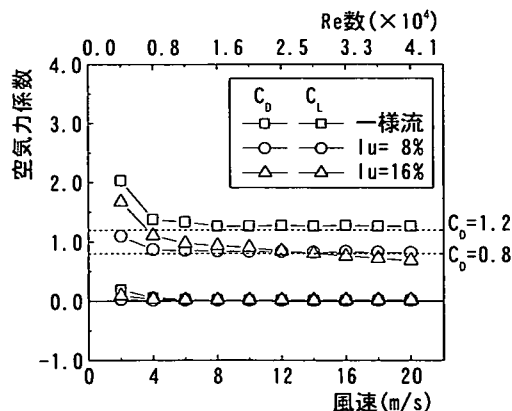


図-4 単独円柱の空気力係数 (水平偏角β=0deg)

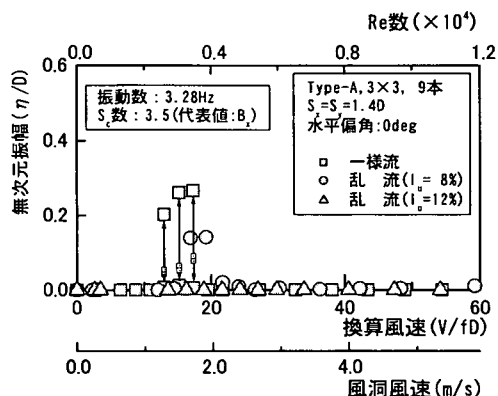


図-5 気流の影響

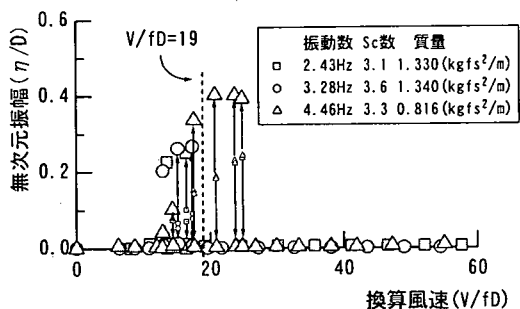


図-6 換算風速の影響

もあるが、単独円柱では高レイノルズ数領域の抗力係数は乱流を用いることにより、ある程度模擬することが可能と考えられる。一方、揚力係数は気流の相違による差はなく、実験風速域で一定である。

(2) 気流の影響

乱流を用いて応答特性を調査するに当たり、本節では一様流および乱流を用いて応答特性の相違を比較検討した。実験はType-A(3×3, 9本)において円柱間隔を $S_x=S_y=1.4D$ として行った。

図-5に風速と振幅の関係を示す。模型の振動数は $f=3.28\text{Hz}$ 、スクルートン数は $S_c=3.5$ 程度であり、実構造物では $\delta=0.02$ 相当となる。

一様流中では換算風速 $V/fD=13.0\sim 17.4$ で渦励振が発生した。一方、乱れ強さ $I_v=8\%$ の乱流中では $V/fD=17.0\sim 19.3$ で渦励振が発生した。

詳細は6.1節で後述するが、圧力実験における揚力変動より求めたストローハル数を用いて、渦励振風速を算定すると、渦励振風速は一様流中では換算風速 $V/fD=19$ 、乱流中 ($I_v=17\%$) では $V/fD=20$ となる。したがって、一様流と乱流中におけるストローハル数は概ね一致し、バネ支持試験でもこれに対応した領域で渦励振が発現する結果となっている。

また、振幅を見ると一様流中では無次元振幅 $\eta/D=0.26$ であるが、 $I_v=8\%$ の乱流中では $\eta/D=0.14$ と減少し、さらに、 $I_v=12\%$ の乱流中では渦励振が抑制されて発現しなくなった。このように、高レイノルズ数を模擬した乱流中では振動が抑制される傾向にあると考えられる。しかし、渦の剥離の程度が乱れによって減少させられることにより、結果として円柱群の渦励振振動を消滅させる一因となっていることも考えられる。

(3) 換算風速の影響

一様流中の実験では換算風速が同一の場合でも実験風速が異なると、レイノルズ数の影響で応答が相違することが考えられる。また、3.3節で述べたようにスクルートン数を一致させて実験を行うこととしたので、

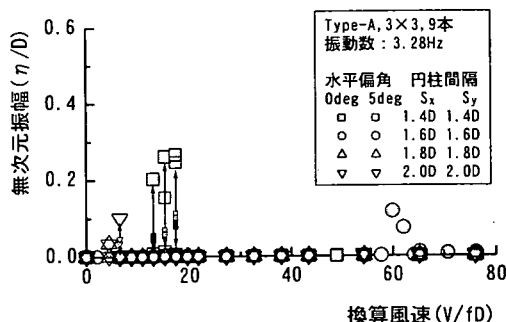


図-7 円柱間隔の影響(Type-A, 一様流中)

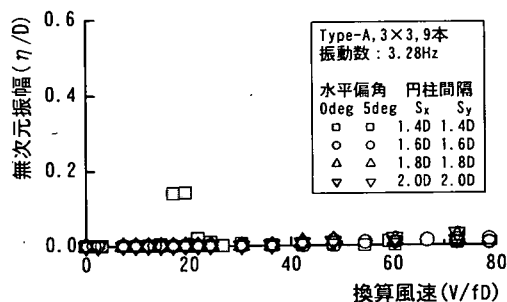


図-8 円柱間隔の影響(Type-A, 乱流中)

質量比が実際と異なることになる。スクルートン数が同一でも質量比が異なると応答に影響^{17), 18), 19)}を及ぼし、特に、質量比が小さい場合は応答や振動の発生領域が大きくなることが知られている。そこで振動数や質量比が異なる場合における応答の変化を調査した。

図-6に風速と振幅の関係を示す。模型の振動数は $f=2.43\text{Hz}$ 、 3.28Hz 、 4.46Hz の三種類で、スクルートン数は $S_c=3.1\sim 3.6$ であり、実構造物では $\delta=0.019\sim 0.022$ 相当となる。また、 $f=2.43\text{Hz}$ と 3.26Hz は同一の模型重量であるが、 $f=4.46\text{Hz}$ の場合はそれらより軽くなっている。

いずれの場合も不安定なリミットサイクルを有するハード型の振動性状を示し、振動数が高くなるにつれて渦励振の発現風速が高くなるとともに、発生領域も広がる傾向にある。質量比の等しい $f=2.43\text{Hz}$ と $f=3.28\text{Hz}$ では渦励振の発生領域が換算風速 $13\sim 17$ 程度であり振幅も概ね一致するが、質量比の小さい $f=4.46\text{Hz}$ では $13\sim 25$ となり、発生領域が広がるとともに振幅も大きくなっている。

このように、渦励振の発生領域や振幅は振動数や重量の影響を受けるが、いずれもストローハル数より求めた渦励振風速近傍で最大振幅となっている。また、質量比が等しい場合は振動数が相違しても応答性状に大きな相違はない。一方、質量比が異なると渦励振の発現風速域や振幅が大きくなる傾向があるが、これは振動

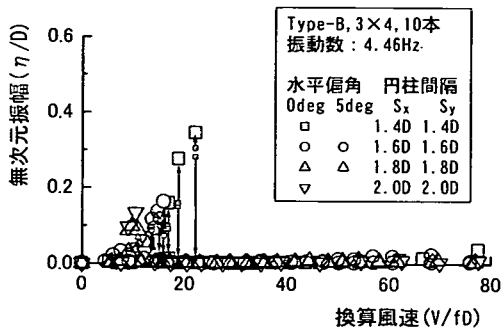


図-9 円柱間隔の影響(Type-B, 一樣流中)

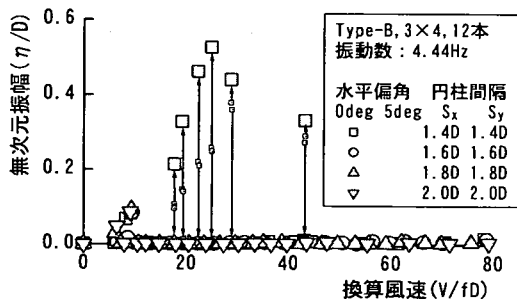


図-10 円柱間隔の影響(Type-C, 一樣流中)

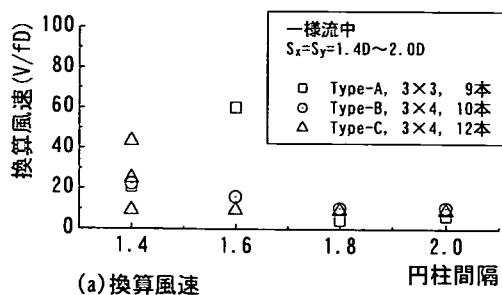
数の相違, すなわち実験風速の影響より質量比の相違による影響が大きく現れていると考えられる。したがって, レイノルズ数の多少の相違が渦励振発現性状に及ぼす影響は小さいと考えられる。

5. 円柱群の応答特性

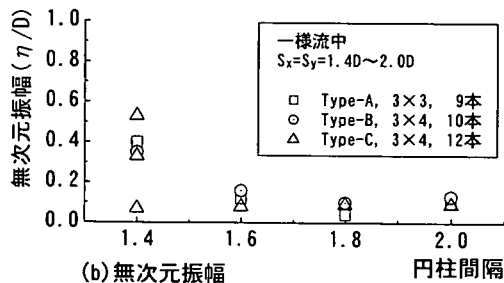
本章では円柱間隔, 円柱配置や水平偏角などのパラメータが振動特性に及ぼす影響を明らかにする。なお, ここでは渦励振の振幅が最大となる風速を発現風速と定義した。

(1) 円柱間隔の影響

図-7は円柱群の配置がType-Aの場合, 一樣流中において円柱間隔を $S_x=S_y=1.4D \sim 2.0D$ に変化させた時の風速と振幅の関係を示したものである。無風時における模型の振動数は $f=3.28\text{Hz}$ である。この場合は円柱間隔により振動の発現風速が異なる。すなわち, $S_x=S_y=1.4D$ では換算風速 $V/fD=18$ 程度, $S_x=S_y=1.6D$ では $V/fD=60$ 程度, $S_x=S_y=1.8D$ および $2.0D$ では $V/fD=6$ 程度でそれぞれ限定振動が発現する。振幅は $S_x=S_y=1.4D$ の場合に最大となり, 発現風速は乱流中における実験結果と概ね一致する傾向となっている。また, $S_x=S_y=1.4D$ および $2.0D$ では不安定なリミットサイクルを有するハード型の渦励振であると考えられる。



(a) 換算風速



(b) 無次元振幅

図-11 円柱配置の影響

なお, $S_x=1.4D$ に固定して, $S_y=1.4D \sim 2.0D$ とした場合, $S_y=1.6D$ 以下では $S_x=S_y=1.4D$ と同様の挙動を示し, $S_y=1.8D$ 以上では $S_x=S_y=2.0D$ と同様の挙動を示した。また, $S_x=S_y=1.6D$ における高風速での振動と同様の現象は見られなくなった。

図-8は円柱群の配置がType-Aの場合, 乱流中において円柱間隔を $S_x=S_y=1.4D \sim 2.0D$ に変化させた時の風速と振幅の関係を示したものである。模型の振動数は $f=3.28\text{Hz}$ である。

渦励振が発生するのは $S_x=S_y=1.4D$ の場合のみであり, 他の円柱間隔では振動が発生しなかった。渦励振の発現風速は換算風速 $V/fD=19$ 程度である。これは風洞風速では $V=2\text{m/s}$ 程度に相当しており, 乱れ強さは表-2に示すように $I_r=6\%$ 程度である。そこで, この風速域で乱れ強さを $I_r=8\%$ に増加させると $S_x=S_y=1.4D$ の場合も渦励振は消滅した。

図-9は円柱群の配置がType-Bの場合である。振動数は $f=4.52\text{Hz}$ である。この場合も, 円柱間隔により渦励振の発現風速が異なる。 $S_x=S_y=1.4D$ では $V/fD=22$, $S_x=S_y=1.6D$ では $V/fD=16$, $S_x=S_y=1.8D$ および $2.0D$ では $V/fD=12$ 程度でそれぞれ渦励振が発現する。振幅はType-Aと同様に $S_x=S_y=1.4D$ の場合に最大となる。また, $S_x=S_y=1.6D$ の振動発生域はType-Aのような高風速とは異なり, 低風速での発生となった。

図-10は円柱群の配置がType-Cの場合である。振動数は $f=4.44\text{Hz}$ である。この場合も円柱間隔により振動の発現風速が異なる。 $S_x=S_y=1.4D$ では $V/fD=9, 25, 43$, $S_x=S_y=1.6D$ では $V/fD=10$, $S_x=S_y=1.8D$ および $2.0D$

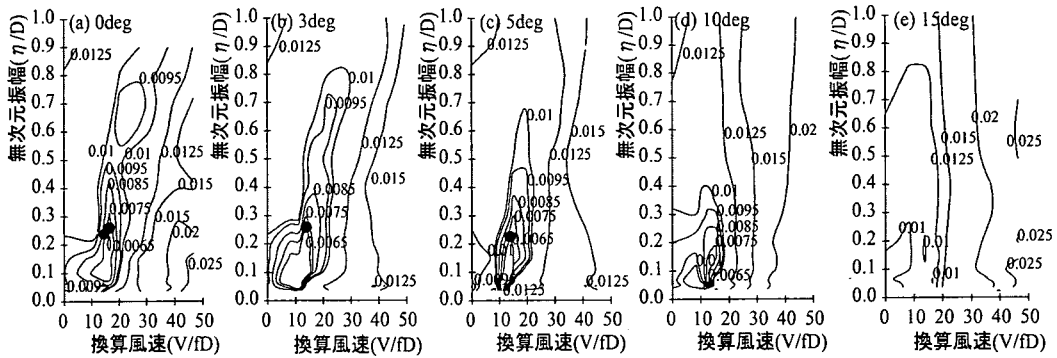


図-12 水平偏角の影響 (Type-A, 一様流中)

では $V/fD=6, 9$ 程度と複数の領域で発生するのが特徴であり、振幅は $S_x=S_y=1.4D$ の場合に最大となる。

以上のように、一様流中では Type-A~C のどの円柱配置の場合も円柱間隔により振動の発現風速域が決定される。そして、円柱配置にかかわらず円柱間隔ごとの振動発現風速は概ね共通しており、3種類の発現風速域に分類される。また、円柱間隔が減少すると発現振幅は増加する。特に、 $S_x=1.4D$ 、 $S_y=1.4D \sim 1.6D$ の場合に振幅の増加が著しい。

(2) 円柱配置の影響

図-11に水平偏角 $\beta=0^\circ$ における円柱配置と渦励振の発現風速、および渦励振振幅との関係を示す。

$S_x=S_y=1.4D$ の場合、前節で示したように Type-A, B では1ヶ所、Type-Cでは3ヶ所において振動が発生する。いずれの円柱配置とも、振幅が最も発達する風速域は共通しており、換算風速 $V/fD=10$ 程度で振動が発生し、 $V/fD=20 \sim 25$ で最大となる。また、振動振幅は Type-A では無次元振幅 $\eta/D=0.40$ 、Type-B では $\eta/D=0.35$ 、Type-C では $\eta/D=0.53$ となり、Type-A, B と比較して Type-C の場合に最も大きくなる。

Type-A が3段3列であるのに対して Type-C は3段4列であり、水平偏角 $\beta=0^\circ$ の場合、Type-C では円柱群が1列増加し、 y 軸方向の長さ B_y が増加することにより、渦励振の発生風速域や最大振幅が増加する結果となっている。一方、Type-B と C はともに3段4列であり、相違は内部の円柱2本の有無である。この場合、外形寸法は同一であるので、内部の2本の影響により、応答特性に変化が生じていると考えられる。内部の円柱を取り除くことにより、渦励振は発生するものの応答は安定化されており、円柱本数の増加が必ずしも振動現象の悪化や増加に繋がるわけではないと考えられる。

$S_x=S_y=1.6D$ の場合、円柱配置により振動の発生風速域が異なる。Type-A は比較的高風速域で発現し、Type-

B, C は低風速で発生域に近いのが特徴である。この場合は Type-B の振動振幅が最も大きい、 $\eta/D=0.16$ 程度であり、 $S_x=S_y=1.4D$ と比較すると僅かな振幅である。また、水平偏角 $\beta=5^\circ$ では Type-A の高風速域における振動は消滅し、低風速域でも振動は発生しなくなった。なお、Type-B では $\beta=0^\circ$ と同様の振動が発生した。

$S_x=S_y=1.8D$ および $2.0D$ の場合、円柱配置の影響は少なく、いずれも $V/fD=5 \sim 10$ 程度の低風速で、 $\eta/D=0.1$ 程度の僅かな振幅の振動が発生するのみであった。

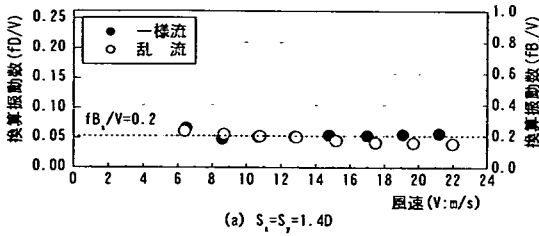
(3) 水平偏角の影響

振幅の大きい $S_x=S_y=1.4D$ について、 $\beta=0 \sim 15^\circ$ において一様流および乱流中で検討を行った。

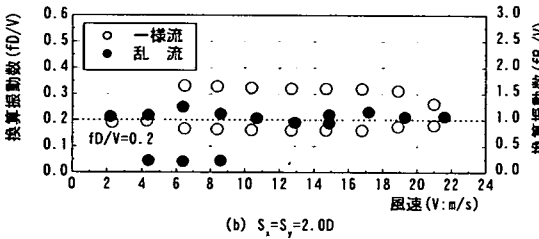
図-12は一様流中における $V-A-\delta$ 関係を示しており、 $S_c=140$ ($\delta=0.01$) 程度として、減衰を大きくして振動が発生しない状態で求めたものである。振動数は $f=2.43\text{Hz}$ である。 $\delta=0.0065$ を示す線が振動の発生した実験時のスクルートン数 $S_c=3.1$ に対応しており、実構造物では $\delta=0.02$ 程度となる。 $\beta=0 \sim 5^\circ$ ではこの $\delta=0.0065$ を示す線と渦励振の発生振幅はよく対応している。これらの水平偏角では振動振幅が同程度で、多少減衰率が減少すると振幅の大きくなる状況が伺える。

$\beta=10^\circ$ では減衰率が低下すると振幅が増大する可能性があるが、 $\delta=0.0065$ を示す領域は非常に狭く振幅も微小であり、実際には振動は発生していない。さらに、 $\beta=15^\circ$ になると $\delta=0.0065$ を示す領域はなくなり、振動の発生しない安定した状態であると考えられる。乱流中でも全体的な傾向としては一様流中と大きな相違はない。さらに、減衰が大きくなるために、振動の発生する $\delta=0.0065$ の領域がなくなり、全体的に振動が安定化していると考えられる。また、振動数 $f=3.28\text{Hz}$ の場合も同様の傾向を示し、水平偏角 $\beta=10^\circ$ では振動が消滅した。

なお、Type-B の場合は、上記の結果を考慮して、 $\beta=0^\circ$ および 5° のみ実験を実施した。



(a) $S_x=S_y=1.4D$



(b) $S_x=S_y=2.0D$

図-13 揚力の振動数

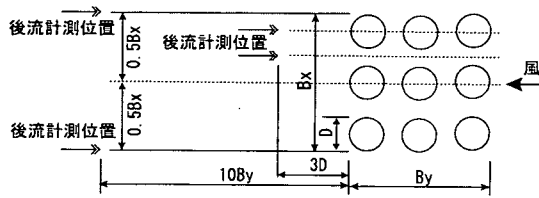


図-14 後流の振動数

6. 渦励振評価

(1) 渦励振の発生メカニズム

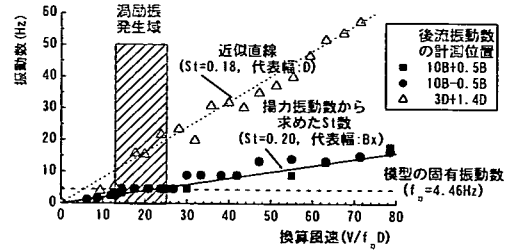
a) 円柱群に作用する揚力変動の振動数

第5章で示したように振動の発現パターンは概ね3種類に分類される。そこで、圧力実験と三分力実験における揚力振動数、バネ支持実験における後流振動数より、ストローハル数を推定し、渦励振の発現風速との関係を調査した。ここで、ストローハル数は円柱の直径 D および円柱群の気流直角方向の幅 B_x を用いて次のように定義する。

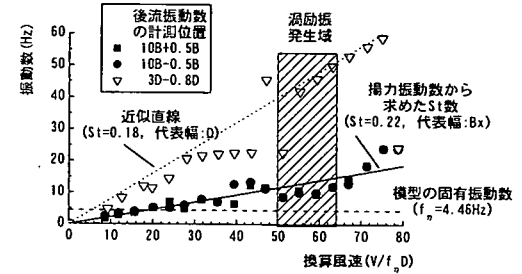
$$St_B = fB_x/V, \quad St_D = fD/V \quad (2)$$

ここに、 f : 振動数, D : 円柱の直径, B_x : 円柱群の気流直角方向の幅, V : 風速である。

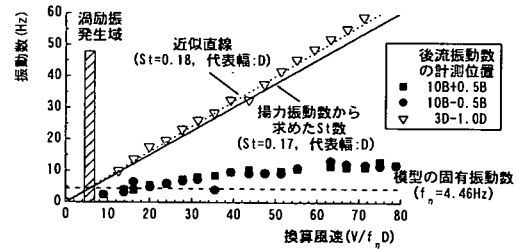
図-13に各円柱に作用する揚力から求めた円柱群全体の揚力の振動数と風速との関係を示す。(a)は $S_x=S_y=1.4D$ の場合である。図は省略するが、各円柱ごとみると一様流中および乱流中ともに2種類の振動成分が認められた。一方、円柱群全体では円柱の直径を用いて表すと $fD/V=0.05$ 、円柱群の気流直角方向の幅を



(a) $S_x=S_y=1.4D$



(b) $S_x=S_y=1.6D$



(c) $S_x=S_y=2.0D$

図-15 渦励振の発生メカニズム

用いて表すと $fB_x/V=0.2$ 程度の一種類の振動成分が卓越している。(b)は $S_x=S_y=2.0D$ の場合である。各円柱ごとには一様流中および乱流中ともに一つの振動成分が卓越していた。しかし、円柱群全体としては、一様流中では $fD/V=0.2$ および 0.3 程度の2種類の振動成分が存在する。また、乱流中では低風速域で $S_x=S_y=1.4D$ と同様の振動成分が存在するが、全体としては $fD/V=0.2$ 程度となっている。

一般的にストローハル数は $St=0.1\sim 0.2$ 程度となることが知られているが、 $S_x=S_y=1.4D$ では円柱群の気流直角方向の幅、 $S_x=S_y=2.0D$ では円柱の直径を用いて表すと概ねその範囲内の値となる。すなわち、 $S_x=S_y=1.4D$ では円柱群全体に作用する空気力の影響が支配的となり、 $S_x=S_y=2.0D$ では個々の円柱に作用する空気力の影響が支配的となり、ストローハル数が決まってくると考えられる。これらのストローハル数と渦励振発現風速、ならびに後流振動数との関係を次に検討する。

b) 円柱群の後流振動数

図-15は円柱配置がType-Aの場合の渦励振発現風速

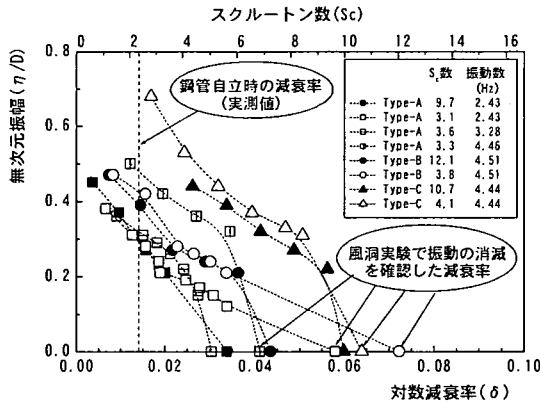


図-16 減衰の影響

と後流振動数、揚力振動数との関係を示したものである。図-14にバネ支持試験における後流の振動数の測定位置を示すが、模型の気流直角方向幅の約10倍(10B_x)および円柱の直径の約3倍(3D)後方である。

(a)はS_x=S_y=1.4Dの場合である。10B_xの位置における後流は代表幅をB_xとした場合のストローハル数に一致する渦放出がみられ、渦励振の発現する風速域では模型振動数にロックインする現象が見られる。また、3Dの位置では代表幅を円柱の直径Dとした場合のストローハル数に一致する渦放出があるが、渦励振の発現する風速領域でロックインする現象は見られない。したがって、S_x=S_y=1.4Dの場合には円柱群全体から放出される渦によって渦励振が励起されると考えられる。

(b)はS_x=S_y=1.6Dの場合である。10B_xの位置では低風速領域においてのみ揚力振動数から求めたS_s数に一致する渦放出が見られるが、ロックインは見られない。また、3Dの位置では単独円柱のストローハル数に一致する渦放出が部分的に見られるが、これも振動現象を支配するものとは考えにくい。したがって、S_x=S_y=1.6Dの場合には後流渦による強制振動とは異なる自励振動的な限定振動が発生していると考えられる。また、この振動はType-B, Cでは発現せず、Type-AのS_x=S_y=1.6Dの場合のみ発現する非常に形状に敏感な振動である。

(c)はS_x=S_y=2.0Dの場合である。10B_xの位置における後流の振動数は揚力振動数から求めたストローハル数とは無関係である。一方、3Dの位置では代表幅を円柱の直径Dとした場合の揚力振動数に一致する渦放出は実験風速域全体に見られる。また、振動の発現する風速域も模型の固有振動数と後流振動数が一致する領域である。したがって、S_x=S_y=2.0Dの場合には各円柱より放出される渦によって渦励振が励起されるものと考えられる。

したがって、円柱配置Type-Aにおける2種類の渦励振の発生パターンは、

- (1)円柱群全体の後流渦による強制振動的な渦励振
 - (2)各円柱の後流渦による強制振動的な渦励振
- に分類される。

Type-B, Type-Cの場合には円柱本数が増加するので、挙動がやや複雑化する。しかし、いずれの円柱配置においても、円柱間隔で分類される2種類の渦励振が発生すると考えられる。また、その発生振幅はS_x=1.4D, S_y=1.6D以下の時に生じる、円柱群全体の渦放出による渦励振の場合に顕著になる。

(2) 減衰の影響

前節で示したように、Type-A～Cのいずれの場合にも円柱間隔S_x=S_y=1.4Dの時に最も振動振幅が卓越する。この場合、表-3に示す実構造物の諸元を勘案すると渦励振の発現風速は風速10m/s程度となり、長期間自立状態が続く場合や架設期間中に台風の接近等が予想される場合には制振対策が必要であると考えられる。

制振対策としては一般に空力的制振対策と構造力学的制振対策が考えられる。これまでの検討結果からわかるように、空力的な制振対策としては渦励振の発生しにくい鋼管間隔を選定することが考えられる。しかし、完成後の設計荷重が地震力によって決定されるために、架設時の耐風設計のために鋼管間隔を変更することは考えにくい。また、主桁に用いられるフェアリングやフラップといった制振対策も架設時ということ勘案すると採用しにくいと考えられる。そこで、鋼管自立時の制振対策としては、重泥水ダンパーを用いた制振装置²⁰⁾を自立時の塔頂部に設置する方法を採用することが考えられる。重泥水は比重の大きさとその粘性により、水を使う場合よりもコンパクトに設置することが可能であり、安定した動揺が期待できる。また、その配合により付加減衰機能を調整可能である。

そこで、本節では制振装置に対する付加減衰の要求性能に関する検討を行った。風速と振幅および減衰率の関係から求めた渦励振の発現振幅と減衰率との関係を図-16に示す。

Type-Aの場合、振動数f=4.46Hzの場合を除き、スクルートン数の相違にかかわらず、ほぼ同様の傾向を示している。風洞実験において、振動の消滅を確認した減衰率は、必ずしも限界の減衰率となっているわけではないので、多少ばらつきがあるものの、δ=0.05程度となるとf=4.46Hzの場合も含めて渦励振は消滅すると予測される。

なお、スクルートン数が概ね一致した場合でも、発生振幅にやや相違が生じているが、4.3節で述べたように、両者の相違は質量比が異なっていることによるものであり、f=4.46Hzの場合f=2.43Hzおよび3.28Hzと比較して質量比が小さくなっている影響が実験時の

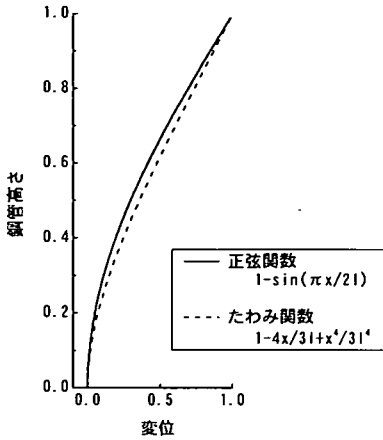


図-17 鋼管群の変位モード

挙動に影響が現れていると考えられる。

Type-B, Cの場合には模型質量および振動数は一致しており、相違は減衰率のみである。これらの場合、それぞれ実験時のスクルートン数の相違に関わらず、概ね一致した傾向を示しており、渦励振の消滅する減衰率は $\delta=0.06$ 程度と予測される。

したがって、いずれの円柱配置においても最大 $\delta=0.07$ 程度となるような付加減衰性能が制振装置によって付加することが可能であれば、実構造における減衰率が $\delta=0.015$ 程度であっても渦励振を消滅できると考えられる。この場合、スクルートン数は $S_c=11$ 程度であり、鋼管群の重量が増加すれば、当然のことながら要求される付加減衰性能は小さくなってゆく。重泥水ダンパーは設置が容易であり、 $\delta=0.1$ 程度まで減衰を付加する能力があり、実際の鋼管群の構造減衰に対応させてダンパーを設計することが可能である。

(3) 振動予測

2次元剛体模型を用いて振動現象の検討を行ってきたが、実際の鋼管群は3次元構造物である。そこで、構造物の3次元性を考慮して渦励振振幅の推定^{21), 22)}を行った。また、渦励振発生時の応力照査に必要となる動的揚力係数²³⁾の検討を行った。なお、前述のように乱流中では振幅を小さく評価する可能性があるため、一様流中の実験により渦励振振幅を評価することとした。

渦励振を強制振動と考えると、強制空気力は次のように表される。

$$P = \frac{1}{2} \rho V^2 BC_{L0} \cos \omega t \quad (3)$$

ここに、 ρ ：空気密度、 V ：渦励振風速、 B ：断面の代表幅、 C_{L0} ：動的揚力係数、 ω ：変動空気力の振動数である。これを、線形構造物の運動方程式に代入すると、

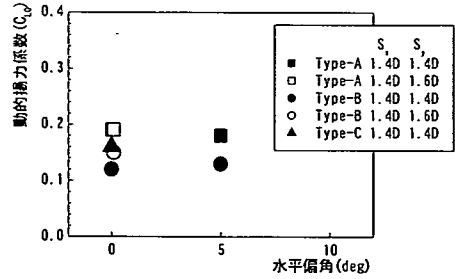


図-18 動的揚力係数

以下のように表される。

$$\ddot{q} + 2h_0\omega_0\dot{q} + \omega_0^2q = \frac{P}{M} \cos \omega t \quad (4)$$

$$P = \int 0.5 \rho V^2 BC_{L0} \Phi(x) dx \quad (5)$$

$$M = \int m \Phi(x) dx \quad (6)$$

ここに、 m ：単位質量、 Φ ：固有振動モードである。

したがって、2次元の場合には、渦励振振幅と動的揚力係数は以下のように表される。なお、 η および B の添え字2と3は2次元および3次元における値を示す。

$$\eta_2 = \frac{0.5 \rho V^2 B_2 C_{L0}}{m \cdot 2h\omega} \quad (7)$$

3次元の場合には、断面および風速分布が高さ方向に一樣であるとする、相似則から次のように表される。

$$C_{L0} = 4\pi \left(\frac{2m\delta}{\rho B_x^2} \right) \left(\frac{h}{B_x} \right) \left(\frac{B_x}{B_2} \right) \left(\frac{f B_x}{V} \right)^2 \quad (8)$$

$$\frac{\eta_3}{\eta_2} = \frac{B_3}{B_2} \cdot \frac{\left| \int \Phi(x) dx \right|}{\left| \int \Phi^2(x) dx \right|} \left| \Phi(x) \right| \quad (9)$$

ここで、自立状態における鋼管の変位モードを図-17に示すように正弦波形もしくは等分布荷重作用時のたわみ関数によって表現すると、両者に大きな差はなく、頂部における振動振幅は次のように表される。

$$\frac{\eta_3}{B_3} \approx 1.60 \frac{\eta_2}{B_2} \quad (10)$$

実験結果から自立時における鋼管群の渦励振時における振幅を推定すると、Type-Aにおいて最も大きい振幅が観察された $f=4.46\text{Hz}$ の場合には約965mmとなる。

次に、式(8)より水平偏角 $\beta=0^\circ$ において動的揚力係数を求めた結果を図-18に示す。Type-A, Bともに水平偏角の影響はなく、Type-Aの方がType-Bよりも大きくなり、Type-Cの場合は両者の中間に位置している。ま

た、円柱間隔の影響をみると、Type-Aでは $S_y=1.4D$ および $1.6D$ の場合ともに相違ないが、Type-Bでは $S_y=1.6D$ の方が、 $S_y=1.4D$ の場合よりもやや大きく、円柱配置により異なっている。この動的揚力係数を用いて、渦励振時における静的換算空気力²³⁾である風直角方向荷重 P_x を次のように表すことができる。

$$P_x = 0.5\rho V_{cr}^2 A_y C_{L0} \frac{\pi}{\delta}, \quad V_{cr} = \frac{fB_x}{S_t} \quad (11)$$

ここに、 V_{cr} :渦励振風速、 A_y :水平偏角が 0° における y 軸方向の鋼管投影面積、 S_t :ストローハル数である。これを全断面に等分布荷重として作用させることによって、風直角方向の変位および応力を求めることができる。

ここで、次に示す静的設計における風荷重と渦励振時の風荷重を比較すると以下ようになる。

$$\frac{P_x}{P_y} = \frac{V_{cr}^2 C_{L0} \frac{\pi}{\delta}}{V^2 C_D G} \quad (12)$$

円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ の場合において、 $V_{cr}=11.4\text{m/s}$ 、 $V=40\text{m/s}$ 、 $C_{L0}=0.19$ 、 $CD=1.5$ 、 $\delta=0.015$ 、 $G=1.9$ とすると $P_x/P_y=1.13$ となり、渦励振時には静的設計荷重と同等以上の風荷重が作用する可能性がある。

したがって、長期間自立状態が継続する場合や渦励振の発生しやすい風環境が想定される場合には、応力状態を十分検討する必要がある。

(4) 動的照査方法

これまでの検討結果を踏まえ、鋼管自立時の合理的な動的照査方法を提案する。以下にその手順の概略を示す。

a) 渦励振の発生する可能性の判定

以下の条件を満たす時は、制振対策や動的な応力照査は必要なしとする。

- ・鋼管間隔による照査(乱流中では渦励振発生が円柱間隔 $1.4D$ の場合に限定されたことを考慮して鋼管群の配置方法は関係なしに、鋼管群の間隔が鋼管径の 1.6 倍以上、 5.1 節参照)
- ・構造減衰による照査(スクルートン数 $S_c=11$ 以上、 6.2 節参照)
- ・気流の乱れ強さによる判定(乱れ強さ $I_w=15\%$ ²³⁾以上、 4.2 節参照)
- ・鋼管自立期間を考慮(架設地点の地形、季節、架設期間から渦励振発生風速の発生頻度が極めて小さい場合)

b) 渦励振の発生する可能性がある場合の対策と検討

- ・風洞実験を実施して、その鋼管配置や鋼管間隔で

振動の発生しないことを確認する。

- ・必要な減衰を付加することが可能な制振装置を設置する。(6.2節参照)
- ・制振対策を施さない場合は、風方向および風直角方向に風荷重を載荷して、応力度の照査を実施し、安全性を確認する。また、疲労に対する配慮が必要となる。なお、風方向の風荷重は抗力係数と渦励振時の風速を用いて算定する。(6.3節参照)

7. おわりに

鋼管・コンクリート複合構造橋脚架設時の鋼管自立状態における合理的な動的耐風設計手法の確立を目的として、3段3列9本、3段4列10本および12本の鋼管群の振動性状について鋼管間隔が直径の $1.4\sim 2.0$ 倍の範囲で実験的な検討を行った。超臨界域のレイノルズ数の流れを模擬するために、風洞実験は乱流中において抗力係数を変化させる方法を用いて実施した。この際、乱れの影響により渦励振振幅に影響を及ぼすことが考えられるので、一様流中と乱流中における渦励振の発生風速領域が一致することを確認した上で、一様流中の実験結果により振幅の評価を行った。したがって、風洞気流が実際のどの様なレイノルズ数レベルの気流に相当するかを明確に定義することは出来ておらず、空気力、振動現象ともに相似させることは今後の課題である。本研究によって得られた、動的耐風設計にかかわる知見をまとめると以下ようになる。

- (1)一様流中の実験では、3段3列および3段4列の鋼管配置よりも鋼管間隔が渦励振の発生に大きな影響を与える。
- (2)鋼管配置にかかわらず、渦励振の発生風速は各鋼管間隔ごとに概ね一致する。
- (3)渦励振の発生メカニズムには各鋼管から発生する渦に起因する場合と鋼管群全体から発生する渦に起因する2つのタイプ場合がある。
- (4)鋼管間隔の小さい方が発生振幅が大きくなる傾向を示し、鋼管間隔が直径の 1.4 倍程度の場合に振幅が最も大きい。
- (5)乱流中の実験では、振幅が減少し鋼管間隔が直径の 1.4 倍の時のみに渦励振の発生する可能性が認められた。
- (6)減衰率が 0.07 程度($S_c=11$)になるような付加減衰により、渦励振を消滅させることが可能である。
- (7)実構造物の減衰率を 0.02 程度と想定すると、渦励振による振動は静的な設計荷重と概ね同様の大きさと考えられる。
- (8)以上の結果を踏まえ、動的照査方法を提案した。

参考文献

- 1) 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
- 2) 石川勇，石田誠幸：山形自動車道大綱川橋の設計と施工，橋梁，pp. 50-57, 1998. 3
- 3) 小林勝，加藤敏明：ハイブリッド・スリップフォーム工法の最近の展開，セメント・コンクリート，No. 628, 1999. 6
- 4) 野村敏雄，藤野陽三：近接する円柱群の三分力特性—鋼管コンクリート複合構造の架設時を対象として—，日本風工学会論文集，第 85 号，pp. 41-52, 2000. 10
- 5) 野村敏雄，藤野陽三，加藤敏明，大場誠道：鋼管コンクリート複合構造の架設時における風荷重評価，日本風工学会論文集，第 87 号，pp. 65-76, 2001. 4
- 6) 建設省土木研究所：斜張橋並列ケーブル耐風制振に関する共同研究報告書（その 3），1995. 3
- 7) 建設省土木研究所：斜張橋並列ケーブルのウエイクギャロッピング制振対策検討マニュアル（案），1995. 9
- 8) 野村敏雄，藤原章博，伊藤雅保：並列ケーブルのウエイクギャロッピングに対する構造的制振対策—各種条件下における減衰機能付きスパーサの有効性について—，土木学会年次学術講演会，pp. 488-489, 1996. 9
- 9) ESDU79025 : Fluctuating response of circular cylinders in small groups in fluid flow, 1990.
- 10) Vickery, B.J. : Across-wind buffeting in a group of four-in-line model chimneys. Proc. 4th Colloq. "Industrial aerodynamics", Aachen, June 1980, Buildings Aerodynamics, Pt 2, Fachhochschule, Aachen, pp.169-182,1980
- 11) Hanenkamp, W., Hamer, W. : Transverse Vibration behaviour of cylinders in line. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.7, No.1, pp.37-53,1981
- 12) 佐藤敏浩，市岡文彦，今山善之，川田裕：流動解析による熱交管群の振動と気柱振動に関する研究，三菱重工技報，Vol. 32, No. 2, pp. 97-100, 1995. 3
- 13) 定岡紀行，梅垣菊男，小橋啓司：単管及び管群における流体・構造連成振動解析，計算工学講演会論文集，Vol. 1, pp. 401-404, 1996. 5
- 14) 野村敏雄，加藤敏明：近接する並列円柱群の対風応答に関する一考察，土木学会年次学術講演会，I -B21, pp. 42-43, 1998. 9
- 15) 日本鋼構造協会編：構造物の耐風工学，東京電機大学出版局，pp. 605-606, 1997
- 16) 岡内功，伊藤学，宮田利雄：耐風構造，丸善，pp. 162-163, 1977
- 17) Khalak, A., Williamson, C.H.K. Dynamics of a hydroelastic cylinder with very low mass and damping, *Journal of Fluids and Structures*, pp.455-472,1996.10
- 18) 田村哲郎，伊藤嘉晃：動力学特性値の変化による空力不安定振動の応答評価，日本建築学会構造系論文集，第 504 号，pp. 15-21, 1998. 2
- 19) Griffin, O.M., Ramberg, S.E. : Somerecent studies of vortex shedding with application to marine turbulances and risers, *Transactions of the ASME*, 4/Vol.104, pp.2-13, 1982.3
- 20) 孫利民，菊地敏男，後藤洋三，林正夫：重泥水を用いた同調液体ダンパー(TLD)に関する研究，土木学会論文集，No. 661/ I -53, pp. 211-220, 2000. 10
- 21) 建設省土木研究所：名港西大橋の耐風性調査報告書，土木研究所資料 1741 号，1981
- 22) 阪神高速道路公団，阪神高速道路の耐風設計に関する検討，設計荷重委員会報告書，1984
- 23) 日本道路協会：道路橋耐風設計便覧，1992. 7.

(2002. 3. 7 受付)

AERODYNAMIC CHARACTERISTICS OF CIRCULAR CYLINDERS IN A GROUP FOR CONSTRUCTING COMPOSITE STEEL-TUBE REINFORCED CONCRETE BRIDGE PIERS

Toshio NOMURA, Yozo FUJINO and Toshiaki KATO

During the construction of composite steel-tube reinforced concrete bridge piers, the steel cylinders are exposed under wind and their safety becomes critical. In order to establish a rational wind resistant design, the aerodynamic characteristics of a group of 9-12 steel cylinders were extensively studied in a series of wind tunnel experiments. The experimental results indicate that: 1) Vortex-induced oscillation is influenced by the steel pipe spacing rather than the arrangement of the steel cylinders. 2) There are two causes of the mechanism of vortex-induced oscillation. One is the vortex street resulted from individual steel pipes and the other is the vortex street resulted from the whole group of steel pipes. 3) The amplitude of vortex-induced oscillation is maximum when the steel pipe spacing is 1.4 times the diameter of the pipe. Based on these results, the required damping ratio for reducing vortex-induced oscillation to the acceptable level is evaluated.