

## 近接する並列円柱群の耐風設計法に関する研究

- 鋼管・コンクリート複合構造橋脚の架設時を対象として -

野 村 敏 雄



## 論文の内容の要旨

論文題名                    近接する並列円柱群の耐風設計法に関する研究

- 鋼管・コンクリート複合構造橋脚の架設時を対象として -

氏     名                    野   村   敏   雄

道路網を中心とするインフラ整備では、近年、耐久性向上と経済性向上が強く求められ、関連する各機関においては橋梁の新技术や新工法の開発が精力的に進められている。

山岳橋梁の下部工においても例外ではなく、橋脚施工の大幅な省力化と急速施工による工期短縮を図ることを目的とした工法として、鋼管・コンクリート複合構造を有する高橋脚の施工法がある。この施工方法の特徴は、内側の鋼管を立ち上げた後にコンクリートをハイブリットスリップフォーム工法で一括して打設する点にあり、これにより施工の省力化と急速化を可能にしている。しかし、数本から十数本の円柱群が鋼管直径の1.3～2.0倍程度の中心間距離で近接する自立状態に数ヶ月にわたって晒されることになるので、風的作用が架設時の安全性を支配するため風荷重の評価が重要となる。この風的作用に対する安全性が確保できない場合、鋼管厚さの変更や補強、多段階のコンクリート打設などが必要となり、工期短縮の大きな妨げとなってしまう。

本研究は群状構造物に作用する風外力の合理的な評価方法を確立するとともに、鋼管・コンクリート複合構造橋脚架設時の耐風設計法を確立することを目的としている。すなわち、風外力を明らかにするために実施した風洞実験および構造解析、静的照査方法および動的照査方法の提案、実橋脚の架設時における動態観測による照査方法の妥当性などについて論じている。

まず、円柱群に作用する空力特性を明らかにするために、超臨界域における流れを乱流により模擬した二次元三分力実験および圧力測定実験を実施した。その結果、円柱群の全体に作用する抗力係数は従来の設計値より小さくなる可能性があることや、各円柱に作用する抗力係数分布が従来の仮定と異なっている事などが明らかになった。また、従来の設計法では橋軸方向と橋軸直角方向のみを対象としているが、それ以外の風向において空気が最大となる可能性があることも明らかになった。そして、円柱間隔を直径の1.4~2.0倍の間で変化させた場合、揚力特性は円柱間隔により作用方向が逆転することや空力モーメント係数は円柱間隔が小さいほど増加する傾向を示すことが明らかになった。

静的照査方法に関しては、9~12本の円柱で構成される3種類の円柱配置に対して、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橋脚の断面力算定に使用する風荷重の載荷方向や載荷方法などを検討した。解析を通じて、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や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事を明らかにした。これらの結果を踏まえ、鋼管間隔や鋼管配置、風荷重が卓越する風向を考慮した静的照査方法を提案した。これにより、従来と比較して合理的かつ安全に設計を行うことが可能であると考えられる。

動的照査方法に関しては、構造物が近接する場合には複雑な振動現象が想定されることから、二次元バネ支持実験を中心に振動振幅と発現風速に関する検討を行った。この場合も超臨界域における流れを、乱流により模擬した手法を用いて最大応答を把握するとともに、振動の発生メカニズムを明確にするために一様流中に置いても実験を実施した。風洞実験から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や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などが明らかになった。また、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が確認された。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照査方法を提案した。

実橋脚の架設時挙動に関しては、速度計を用いた応答の変動成分を計測した。実橋脚における観測結果は実験結果に基づく予測値と概ね対応する結果が得られ、提案した照査方法の妥当性が確認された。

第1章「序論」では本研究の背景と目的、近接する構造物、特に円柱群に関する既往研究について述べる。



第 2 章「近接する円柱群の空気力特性」では、実際の橋梁で用いられる可能性の高い 3 段 3 列 9 本の種類の鋼管配置に対して、鋼管間隔をパラメータとした風洞実験を行い、鋼管群全体に作用する空気力特性および各鋼管に作用する空気力特性を説明する。

第 3 章「静的空気力の評価」では、鋼管連結方法や連結部材の剛性、風荷重の載荷方法の影響を調査し、鋼管に作用する断面力と応力度を評価して静的照査方法について述べる。

第 4 章「動的空気力の評価」では、鋼管群に発生する振動現象を調査し、振動発生メカニズムを解明するとともに、振動抑制方法を評価して動的照査方法に関して述べる。

第 5 章「実橋脚の架設時挙動」では、実構造物における動態観測結果を基に実験結果より得られた予測値の妥当性に関して検討を行う。

第 6 章「結論」では鋼管群に作用する空気力特性、静的照査方法、動的照査方法、風洞実験結果と実橋脚の応答との整合性およびレイノルズ数の相似に関する今後の課題などについての結論を述べる。

以上のように、本論文では、これまでほとんど報告例のなかった円柱群が全体として挙動する場合の空気力特性とその応答特性について検討し、風外力の合理的な評価方法を示すとともに、空気力特性に基いて鋼管群が自立状態にある場合の静的耐風設計方法および動的耐風設計方法を提案したこと、さらに、動態観測を実施して実験結果との整合性を検討したこと、これらにより橋脚の施工期間が大幅に短縮することが可能であると考えられることが示されている。



## 目次

第1章 序論 .....	1
1.1 研究の背景と研究の目的 .....	1
1.2 既往の研究 .....	8
参考文献 .....	15
第2章 近接する円柱群の空気力特性 .....	17
2.1 はじめに .....	17
2.2 実験条件 .....	20
2.2.1 風洞模型 .....	21
2.2.2 風洞気流 .....	23
2.3 円柱群全体の三分力特性 .....	25
2.3.1 三分力実験 .....	25
2.3.2 レイノルズ数の影響 .....	27
2.3.3 水平偏角と風速の影響 .....	30
2.3.4 抗力係数と円柱間隔の関係 .....	32
2.3.5 揚力係数と円柱間隔の関係 .....	36
2.3.6 空力モーメント係数と円柱間隔の関係 .....	38
2.4 各円柱の三分力特性 .....	40
2.4.1 圧力測定実験 .....	40
2.4.2 圧力分布 .....	42
2.4.3 抗力係数 .....	44
2.4.4 揚力係数 .....	46
2.4.5 空力モーメント係数 .....	48
2.5 おわりに .....	50
参考文献 .....	51
第3章 静的空気力の評価 .....	53
3.1 はじめに .....	53
3.2 従来の設計 .....	54
3.3 空気力の特性 .....	58
3.3.1 三分力特性 .....	59
3.3.2 円柱群全体の抗力係数 .....	61
3.3.3 各円柱の抗力係数 .....	66

3.4	鋼管断面力と応力度の評価	68
3.4.1	解析条件	68
3.4.2	鋼管連結方法の影響	70
3.4.3	連結部材剛性の影響	73
3.4.4	風荷重の載荷方法の影響	75
3.4.5	鋼管配置の影響	77
3.5	風荷重評価	81
3.5.1	設計風力係数	82
3.5.2	鋼管・コンクリート複合構造への適用	86
3.5.3	鋼管応力度の評価方法	88
3.5.3	鋼管自立時の静的照査方法	89
3.5.4	適用例	90
3.6	おわりに	91
	参考文献	92
第4章	動的空気力の評価	93
4.1	はじめに	93
4.2	鋼管・コンクリート複合構造の固有振動特性	94
4.2.1	解析モデル	94
4.2.2	固有周期と振動モード	97
4.3	風洞実験	99
4.3.1	実験方法	100
4.3.2	風洞気流	102
4.3.3	実験条件	102
4.4	レイノルズ数の影響	104
4.4.1	静的空気力の特性	104
4.4.2	気流の影響	105
4.4.3	換算風速の影響	106
4.5	円柱群の応答特性	108
4.5.1	円柱間隔の影響	108
4.5.2	円柱配置の影響	112
4.5.3	水平偏角の影響	115
4.6	渦励振評価	119
4.6.1	渦励振の発生メカニズム	119
4.6.2	減衰の影響	127
4.6.3	振動予測	130
4.6.4	動的照査方法	136

4.7	おわりに	138
	参考文献	139
第5章	実橋脚の架設時挙動	141
5.1	はじめに	141
5.2	測定橋脚の概要	142
5.3	観測の概要	144
5.3.1	計測方法	144
5.3.2	計測システム	144
5.4	動態観測	148
5.4.1	風の特性	150
5.4.2	変位の変動成分	154
5.5	おわりに	156
	参考文献	157
第6章	結論	159
6.1	近接する円柱群に作用する空気力の特性	159
6.2	静的空気力の評価方法	160
6.3	動的空気力の評価方法	161
6.4	強風時における実橋脚の架設時挙動	161
6.5	レイノルズ数の相似について	162
付録A	自動追尾型トータルステーションを利用した直接変位計測	163
A.1	概要	163
A.2	トータルステーションの基本特性	164
A.3	観測の概要	168
A.4	動態観測	171
A.4.1	変位の時刻歴応答	172
A.4.2	変位の平均成分	174
A.4.3	温度変化の影響	176
A.5	まとめ	178
	参考文献	179
	謝辞	181



## 第1章 序論

### 1.1 研究の背景と研究の目的

道路網を中心とするインフラ整備では、近年、耐久性向上と経済性向上が強く求められ、関連する各機関においては橋梁の新技术や新工法の開発が精力的に進められている。

山岳橋梁においても例外ではなく、上部工ではエクストラードスドPC箱桁橋、波形鋼板ウェブPC橋および複合トラス橋の開発とそれらを組み合わせた新しい構造形式などの検討などが開始されている。下部工においても橋脚施工の大幅な省力化と急速施工による工期短縮を図るために種々の施工法<sup>1) 2)</sup>等が開発されているが、写真-1.1に示されるような鋼管・コンクリート複合構造<sup>3) 4) 5)</sup>を有する高橋脚の施工例が増加している。

鋼管・コンクリート複合構造橋脚は、鋼管を主体とする鉄骨鉄筋コンクリート構造であり、図-1.1に示すように従来の中空断面を有する鉄筋コンクリート橋脚と比較して、

1) 鋼管を断面内に配置すること

2) 帯鉄筋の代わりに高強度鋼より線を連続らせん巻きにすること

により、施工の省力化および急速化を実現するとともに、あわせて優れた耐震性を有する構造となっている。

この構造の施工方法の特徴は、内側の鋼管を立ち上げた後にコンクリートをハイブリットスリップフォーム工法で一括して打設する点にある。しかし、図-1.2に示されるように数本から十数本の円柱群が鋼管直径の1.3～2.0倍程度の中心間距離で近接する自立状態に数ヶ月にわたって晒され、風の作用が架設時の安全性を支配するため風荷重の評価が重要となる。

鋼管を立ち上げる高さは特別な対策を必要とせずに安全性を確保できる場合には一括立ち上げ施工とすることが好ましい。しかしながら、鋼管の板厚は鋼管自立時ではなく完成時の地震力により決定されるために、風荷重に対する安全性を考慮すると鋼管の立ち上げ高さは制限を受けることになる。

これまでは耐風設計法が確立されていなかったために道路橋示方書<sup>6)</sup>に準拠して風荷重を決定するとともに、鋼管高さが50 m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を行うことが基本とされた。

図-1.3に二段階施工の状況を示すが、一括施工の場合に行われる以下の手順を二回繰り返す。

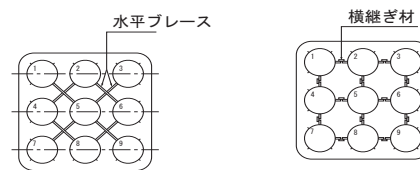


写真-1 鋼管・コンクリート複合構造橋脚

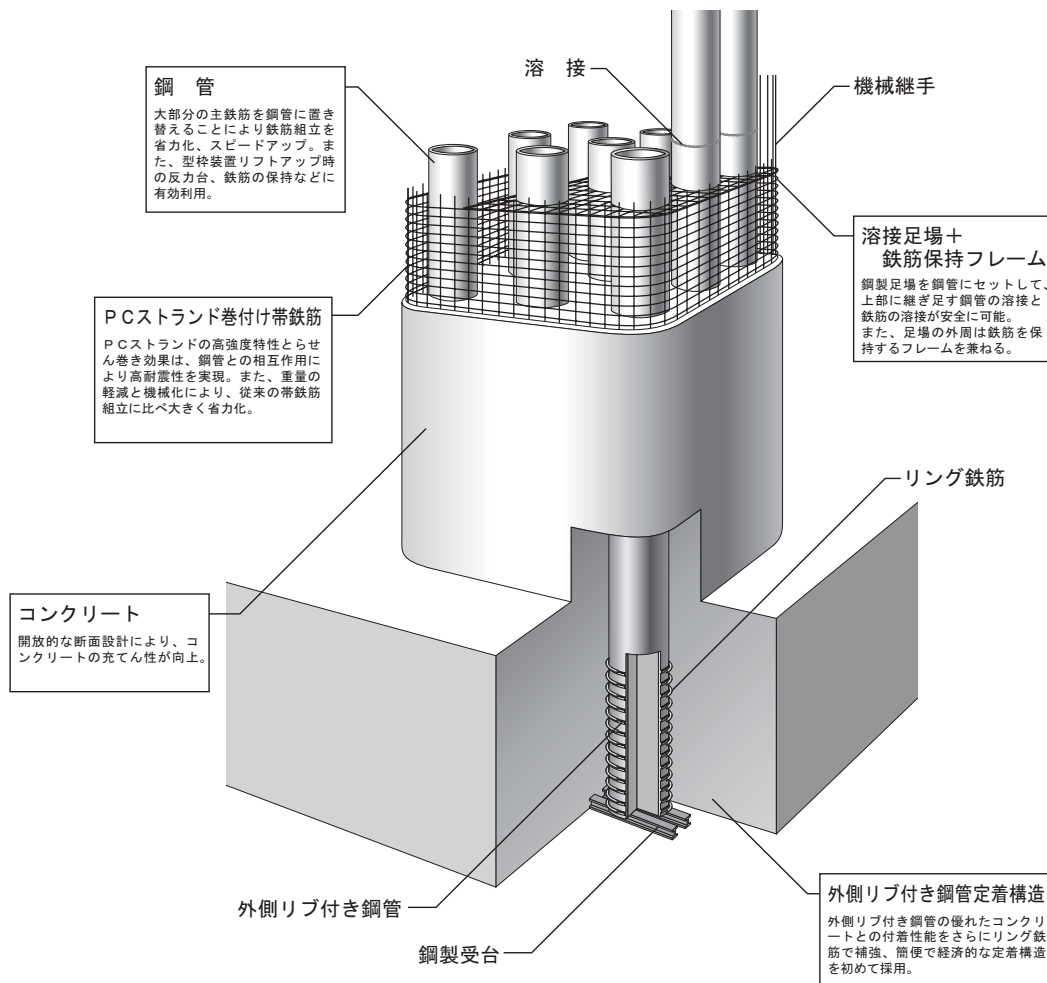


図-1.1 鋼管・コンクリート複合構造橋脚の特長



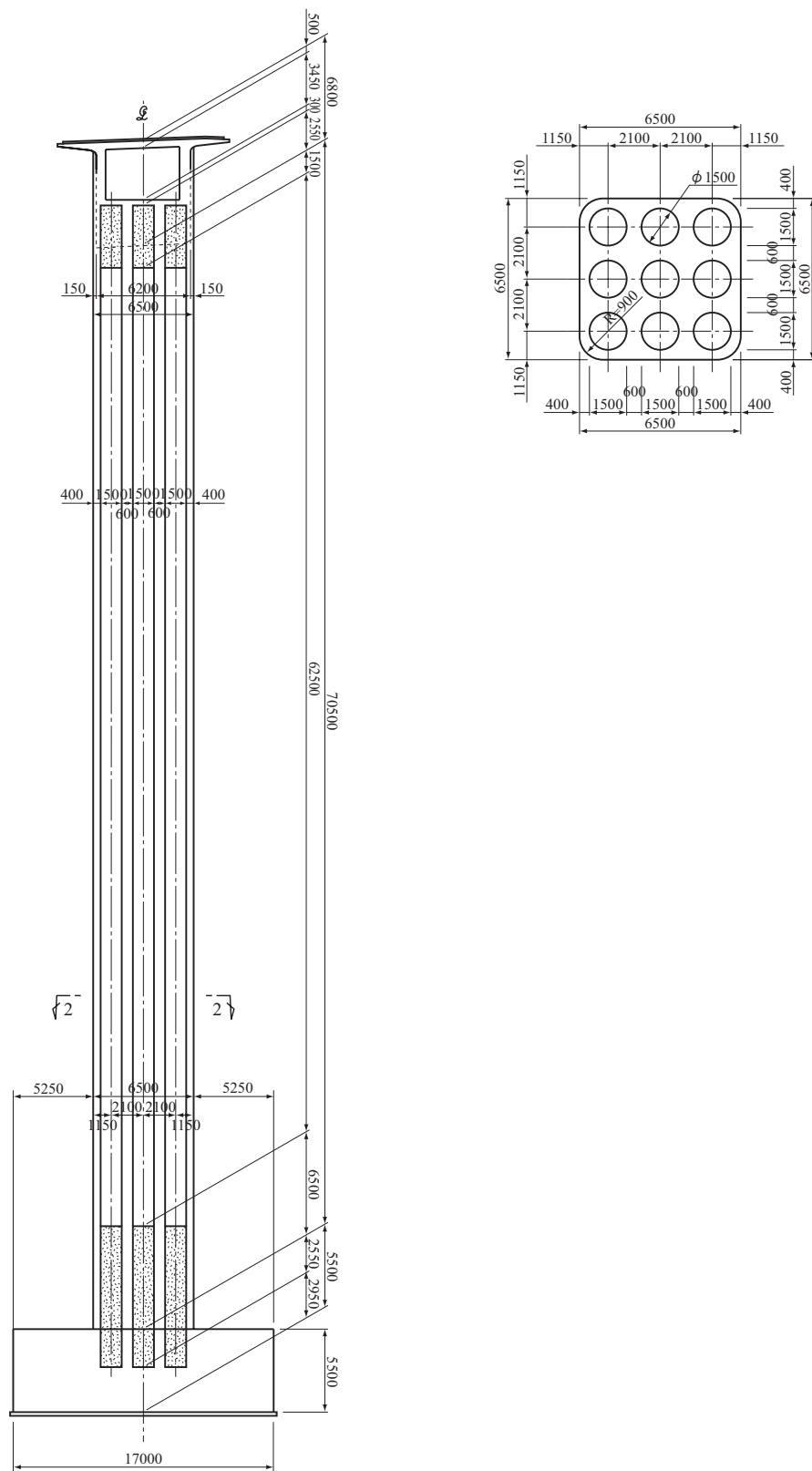


图 -1.2 一般图

返すことになる。

- 1) 鋼管の立て込み
- 2) スリップフォーム反力架台および吊り材設置
- 3) スリップフォーム装置の設置
- 4) 橋脚コンクリートの打設

鋼管・コンクリート複合構造橋脚の最初の適用例では、鋼管の立て込み高さは34mであり、風荷重の影響も小さいので一括立ち上げが可能であった。しかし、その後70mを越える国内でも有数の高橋脚の施工では鋼管立込の精度確保と風の作用が未知数であるため、二段階施工が当初予定されていた。

この場合、前述の施工手順を繰り返す間に反力架台の盛り替えやスリップフォーム装置の仮固定の作業があるので、工期が長くなるとともに、組み立てや解体の費用を考慮するとクローラクレーンを施工中据え置くことになるので工費的にも不利となる。さらに、安全性の面でも反力架台や吊り材の盛り替えやスリップフォーム装置の仮固定時に高所での重量物取り扱い作業が増加するので好ましくない状況が考えられる。

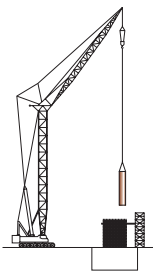
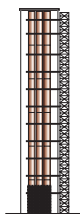
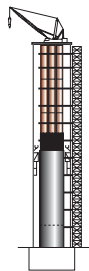
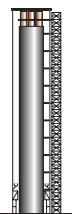
このように、橋脚が高くなった場合には鋼管・コンクリート複合構造とハイブリットスリップフォーム工法を用いた施工法の特徴である省力化や急速施工の大きな妨げとなる。

表-1.1に一括施工と二段階施工の工程比較を示すが、一括施工でも基部の応力状態が厳しい場合、根固めコンクリートと呼ばれるコンクリートをある程度基部に先行打設して、応力状態を緩和する必要がある。表に示した三種類の施工方法における施工期間を比較すると二段階施工では261日、根固めコンクリート後の一括施工では228日、完全な一括施工では184日とそれぞれの間で一ヶ月以上の差が生じてくることが分かる。

したがって、二段階施工と比較して一括施工が有利となるのは当然であるが、一括施工においても根固めコンクリートの有無が工期に大きく影響するので、静的な風荷重の作用状態を適切に評価することが非常に重要となる。

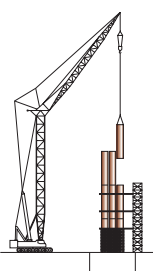
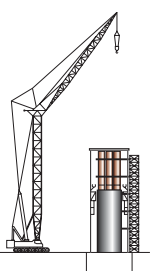
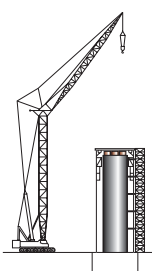
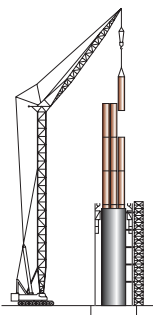
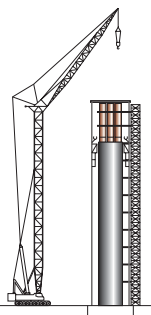
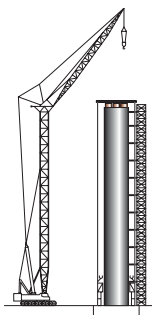
また、振動抑制を図るためにブレース材を多数用いて各鋼管を連結して剛性を高めようとすると、材料や溶接箇所が増加し工期に大きな影響を与えることになるので、動的な風荷重の作用状態や制振対策に対する配慮も必要となる。このように静的および動的な耐風設計法を確立することが急務と考えられる。

鋼管を立ち上げる高さの限度は、風荷重に対する安全性から決定されるが、特別な対策を必要とせず経済的に安全性を確保できる場合は、一括立ち上げ施工とするのがよい。

①鋼管の建込み	②スリップフォーム 反力台・吊材設置	③スリップフォーム 装置の設置・上昇	④橋脚コンクリート 打設終了
			

(a)一括施工

施工段階を2分割して、(1)の基本施工手順を繰り返す。スリップフォーム装置の仮固定、反力台および吊ストランドの盛替えが必要なので注意を要する。

①第1次鋼管建込み	②第1次スリップフォーム	③第1次スリップフォーム完成
		
④第2次鋼管建込み	⑤第2次スリップフォーム	⑥橋脚コンクリート打設完了
		

(b)二段階施工

図 -1.3 施工方法

表-1.1 施工手順の比較

施工方法	鋼管二段階施工		巻きたてコンクリート+鋼管一括施工		鋼管一括施工	
	工程	暦日	工程	暦日	工程	暦日
施工手順	鋼管1	14	鋼管1	14	鋼管1	14
	フーチング2回	27	フーチング2回目	27	鋼管2(2～7段)	64
	橋脚4m	17	橋脚巻きたてコン(7.2m)	20	SF施工(24リフト)	92
	埋戻	6	埋戻	6	足場撤去等	8
	鋼管2(2～5段)	45	鋼管2(2～7段)	64	埋戻	6
	SF1(18リフトコン打設、反力架台盛替え)	76	SF施工(24リフト)	89		
	鋼管3(6～7段)	19	足場撤去等	8		
	SF2(リフト、解体迄)	47				
	足場撤去等	10				
	合計	261	合計	228	合計	184
施工条件	<ul style="list-style-type: none"> <li>・SF装置のブラケット受けが8ヶ所必要</li> <li>・100tタワー式クローラ 187日必要</li> </ul>		<ul style="list-style-type: none"> <li>・特に追加作業は無し</li> <li>・100tタワー式クローラ 74日必要</li> <li>・ジブクレーン(0.8t吊り)79日必要</li> <li>・160t油圧クレーン10日必要</li> </ul>		<ul style="list-style-type: none"> <li>・特に追加作業は無し</li> <li>・100tタワー式クローラ 74日必要</li> <li>・ジブクレーン(0.8t吊り)79日必要</li> <li>・160t油圧クレーン10日必要</li> </ul>	
安全性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・非定常作業が増える</li> <li>・吊りストラップの盛替え作業が高所作業となる</li> <li>・反力架台の盛替え作業が生じる</li> <li>・作業の流れが頻繁に変わる</li> </ul>		<ul style="list-style-type: none"> <li>・通常通りの作業</li> </ul>		<ul style="list-style-type: none"> <li>・通常通りの作業</li> </ul>	

本論文は群状構造物に作用する風外力の合理的な評価方法を確立するとともに、鋼管・コンクリート複合構造橋脚架設時の耐風設計法を確立することを目的としている。また、同種の群状構造物の合理的な設計施工、並びに省力や工期短縮によるコスト縮減などに資することを目的としている。

以下に本論文の目的を具体的に示す。

- 1) 実際の橋梁で用いられる可能性の高い 3 段 3 列 9 本と 3 段 4 列 10 本および 12 本の 3 種類の鋼管配置に対して、鋼管間隔をパラメータとした風洞実験を行い、鋼管群全体に作用する空気力特性および各鋼管に作用する空気力特性を明らかにする。なお、ここでは定常空気力を対象とし、ガスト応答係数を乗じることにより簡略的に扱うこととする。
- 2) 鋼管連結方法や連結部材の剛性、風荷重の載荷方法の影響を調査し、鋼管に作用する断面力と応力度を評価して、近接する円柱群に対する設計抗力係数の補正方法を提案する。また、鋼管・コンクリート複合構造橋脚の静的耐風設計法を提案する。
- 3) 1)と同じ鋼管配置を持つ二次元剛体模型を用いてバネ支持試験を行い、鋼管群に発生する空力振動の基本的特性と、その発生メカニズムを明らかにする。また、減衰付加による振動抑制効果を明らかにし、それに基づいて自立した鋼管群の動的耐風設計法を提案する。

## 1.2 既往の研究

鋼管・コンクリート複合構造橋脚では橋軸および橋軸直角方向に鋼管が複数本近接して配置されるとともに、各鋼管はブレースや横繋ぎ材により連結されて一体として挙動することになる。近接して2つ以上の構造物が存在する場合、周りに存在する構造物の影響で歪められた気流が構造物に当たり、単独の場合とは異なる空気力が各構造物に作用する。その結果、単独の場合とは異なる静的あるいは動的な荷重効果を構造物に与え、静的な空気力の増大や動的な振動現象が生じる可能性もある。しかし、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。

まず、物体に作用する静的な空気力に対する近接物体の影響に関する検討事例としては以下に示すような基準や文献が存在する。

構造物が近接して存在する場合の風荷重に関して、道路橋示方書<sup>6)</sup>(以下、道示と呼ぶ)では共通編2.1.10風荷重の解説「9) 並列する橋梁の風荷重」において記述が見られる。すなわち、図-1.4に示すように鋼管の中心間隔が直径の2倍以上離れている場合は風上側、風下側ともに単独の場合と同様の荷重を載荷し、2倍未満の場合は風下側にその1/2の荷重を載荷することとしている。高さ方向には等分布載荷である。この載荷方法は道路橋耐風設計便覧<sup>7)</sup>でも同様の扱いになっている。単独円柱の抗力係数はレイノルズ数が超々臨界域であることを想定した値として $C_D=0.8$ を用いている。本研究で対象としている鋼管は直径 $D=1.5\text{m}$ 程度であるので、設計風速を $40\text{m/s}$ とするとレイノルズ数は $Re=4.1 \times 10^6$ となり、超々臨界域の流れ場となる。円柱周りの流れ場とレイノルズ数の関係<sup>8), 9), 10)</sup>は各種文献により多少異なるが、ここでは文献8)にしたがい表-1.2のように記述することとする。

鋼管・コンクリート複合構造橋脚設計マニュアル<sup>11)</sup>(以下、設計マニュアルと呼ぶ)においても道示における記述を準用しているが、この場合、それぞれ独立した2つの円柱構造物を対象としているので、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、載荷方向も道示と同様に橋軸直角方向と橋軸方向の2方向に限定して照査することとしている。しかし、本州四国連絡橋耐風設計基準・同解説<sup>12), 13)</sup>(以下、本四基準と呼ぶ)にも示されているように、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となり、2軸の載荷状態が無視出来ない可能性もある。このような場合、本四基準では同時に二方向の荷重を載荷して照査することとしている。

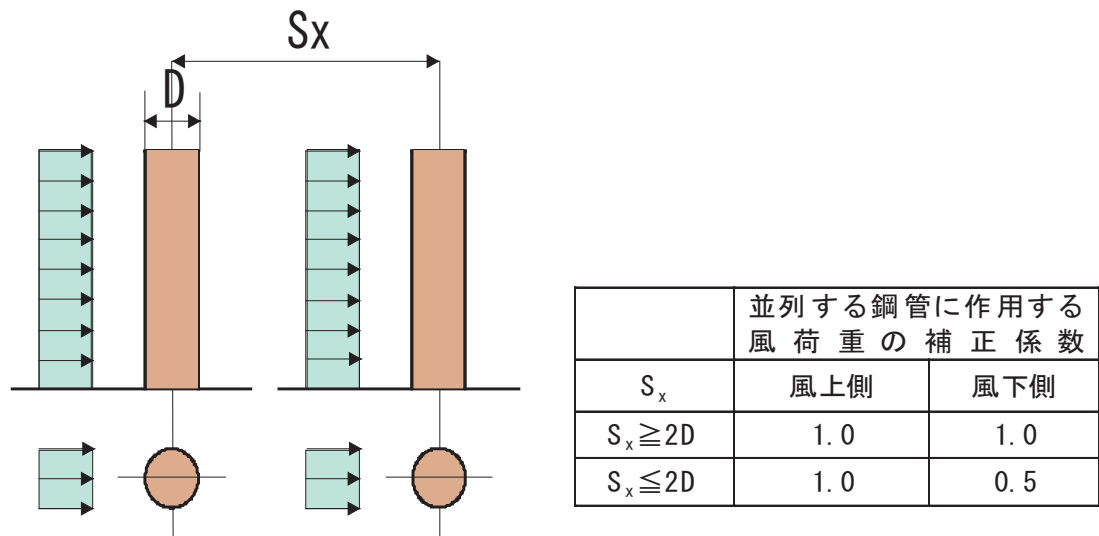


図-1.4 風荷重の載荷方法

表-1.2 円柱のレイノルズ数

$Re < 1$	完全流体類似領域
$1 < Re < 49$	定常双子渦形成領域
$49 < Re < 190$	層流二次元カルマン渦形成領域
$190 < Re < 260$	層流三次元不安定モード領域
$260 < Re < 2.8 \times 10^5$	層流から乱流への遷移領域：亜臨界領域
$2.8 \times 10^5 < Re < 3.5 \times 10^5$	臨界および遷移領域
$3.5 \times 10^5 < Re < 1.5 \times 10^6$	超臨界領域
$10^6 < Re$	超々臨界領域

本四基準の場合、設計対象が本州四国連絡橋に限定されるために、近接する構造物に関する一般的な記述は見られないが、直列に配置されたケーブルに作用する抗力の与え方が定められている。この場合、ケーブルの間隔が直径の4倍以上の場合はそれぞれ独立の抗力係数を用いて抗力を計算し、直径の4倍未満の場合は風下側のケーブルに作用する抗力は低減させることとしている。ケーブルの抗力係数は超臨界域のレイノルズ数を想定した $C_D=0.7$ を用いている。

日本建築学会「容器構造物設計指針・同解説」<sup>14)</sup>には群立するサイロや冷却塔などの円筒状容器構造物を対象とした記述があり、この場合も一般的にはレイノルズ数が超臨界域以上の抗力係数を想定している。ここでは、図-1.5,6に示すように風向方向に直列および並列に2本配置された円柱に作用する抗力係数と円柱間隔の関係に関する研究<sup>15)</sup>に基づき、単独円柱と比較して並列の場合は抗力係数が大きくなり、直列の場合は小さくなることが述べられている。特に円柱の中心間隔(円柱間隔と呼ぶ)が直径(D)の2倍以下の場合は風下側円柱には風向と逆向きの力が作用する場合もあり、道示で想定している値と大きく異なっている。また、円柱間隔が2Dから4Dの間で大きく変化することが示されている。ただし、この場合のレイノルズ数は $Re=1.0 \times 10^5$ であり、亜臨界域における挙動を示したものである。なお、文献10)では1969年の容器構造物設計指針における基準値が示されているが、現在の本指針では具体的な設計荷重は与えられていない。

円柱群を対象とした既往の研究ではESDU79025<sup>16)</sup>において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が示されている。しかしながら、そこで示されているのは主に後流側円柱の振動現象を取り扱うものであり、風力を取り扱っている例は少ない。わずかにIgarashiら<sup>17)</sup>やEastopら<sup>18)</sup>が3本円柱において円柱間隔と抗力係数の関係について検討を行っているのみである。

Igarashiら<sup>17)</sup>は一様流中において風向方向に直列に配置された3本円柱の抗力係数に関する検討を行っている。レイノルズ数は $Re=1.1 \times 10^4 \sim 3.9 \times 10^4$ (亜臨界域)であり、円柱の間隔は直径の1.3～2.9倍である。図-1.7に円柱間隔と各円柱の抗力係数との関係を示すが、直列2本円柱と同様に2番目の円柱には負の抗力が作用しており、3番目の円柱には正の抗力が作用している。また、円柱間隔が2D以上となっても全体に作用する抗力が大きく変化することはなく、この場合も道示で想定する値と異なったものとなっている。さらに、Igarashiらは特定の円柱間隔では抗力が二つの値をもつ二重の安定状態が有ることや円柱間隔とレイノルズ数によりフローパターンが変化することも示している。



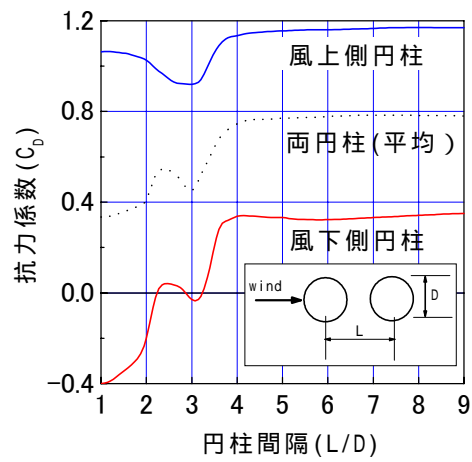


図-1.5 二本円柱の抗力係数(直列配置)

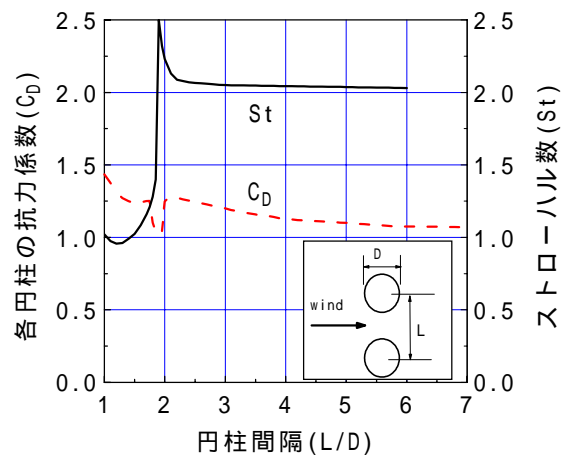


図-1.6 二本円柱の抗力係数(並列配置)

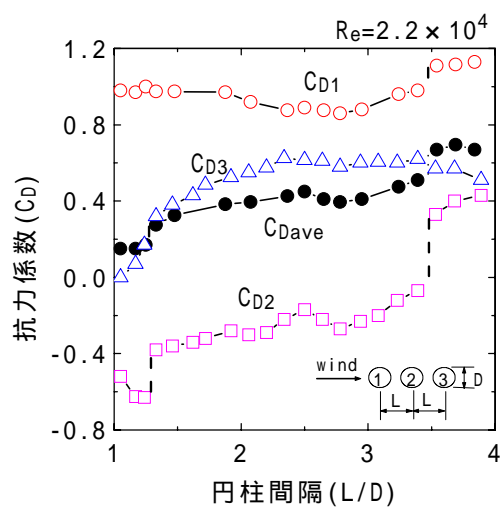


図-1.7 三本円柱の抗力係数(直列配置)

Eastop ら<sup>18)</sup> は一様流中で風向方向に直列および並列に配置された三本円柱の実験を亜臨界域の  $1.09 \times 10^4 \leq Re \leq 3.92 \times 10^4$  で行なっている。円柱間隔は直列の場合は  $1.2D \sim 2.8D$  , 並列の場合は  $1.2D \sim 5.0D$  である。図-1.8 が直列の場合であるが Igarashi らと同様の結果が示されている。図-1.9 は並列に配置された場合である。円柱間隔と抗力係数(中央の円柱)との関係を見ると, 単独の場合より抗力係数が増大し, 円柱間隔が  $2.0D$  の前後で抗力係数が大きく変化していることが分かる。また, 円柱間隔が  $5D$  となっても影響が残っていることが伺える。

次に, 近接して構造物が存在する場合, 主に後流側の構造物に生じる振動現象としてウェイクギャロッピング<sup>19) ~ 23)</sup>, ウェイクフラッター<sup>24), 25)</sup>, ウェイクバフエッティング<sup>26), 27)</sup> および渦励振<sup>28)</sup> などが挙げられる。

ウェイクギャロッピングは斜張橋の並列ケーブルで生ずることが良く知られており, ケーブル間隔が直径の  $2 \sim 6$  倍の範囲で主として流れに対し直角方向への振動が卓越する現象であり, 一種の自励振動と考えられる。白石ら<sup>20)</sup> は gap flow の生成, 消滅と流れスイッチングが大きく関与していることを示しており, 久保ら<sup>21)</sup> は 3 本円柱や 4 本円柱に関する考察も行っている。また, 野村ら<sup>23)</sup> はスペーサ型の制振装置を有する 2 本の並列ケーブルに関して実験を行い, 円柱間隔や振動数により挙動が変化することを示している。ウェイクギャロッピングはレイノルズ数が亜臨界域で発生することもあり, いずれの亜臨界域で実験が行われている。

ウェイクフラッターは主に間隔が直径の 10 倍以上の場合に楕円状の軌跡を描く振動が出現するもので, 多導体送電線<sup>24)</sup> や吊り橋のハンガーケーブル<sup>25)</sup> における振動が知られている。

ウェイクバフエッティングは並列する煙突群などで発生することが知られており, しばしば問題となっている。上流側の物体によって流れが乱され, この乱れに伴う変動空気力が下流側物体に作用することにより生ずる強制振動現象であり, 自然風の乱れに伴うガスト応答と基本的には同じ現象と考えられる。ただし, 上流側物体からのカルマン渦の放出に伴い, ある卓越した周波数成分を有するために後流物体の固有振動数が一致する場合には振動が非常に大きくなる場合がある。Vickery<sup>26)</sup> や Hanenkamp<sup>27)</sup> らはいずれも 4 本の円柱群を対象として, 乱流中において円柱間隔が直径の  $2 \sim 4$  倍の範囲で実験を行い, 後流側に位置する各円柱の応答特性の検討を行っている。レイノルズ数は  $3.5 \times 10^3 \leq Re \leq 3.0 \times 10^4$  の亜臨界域である。

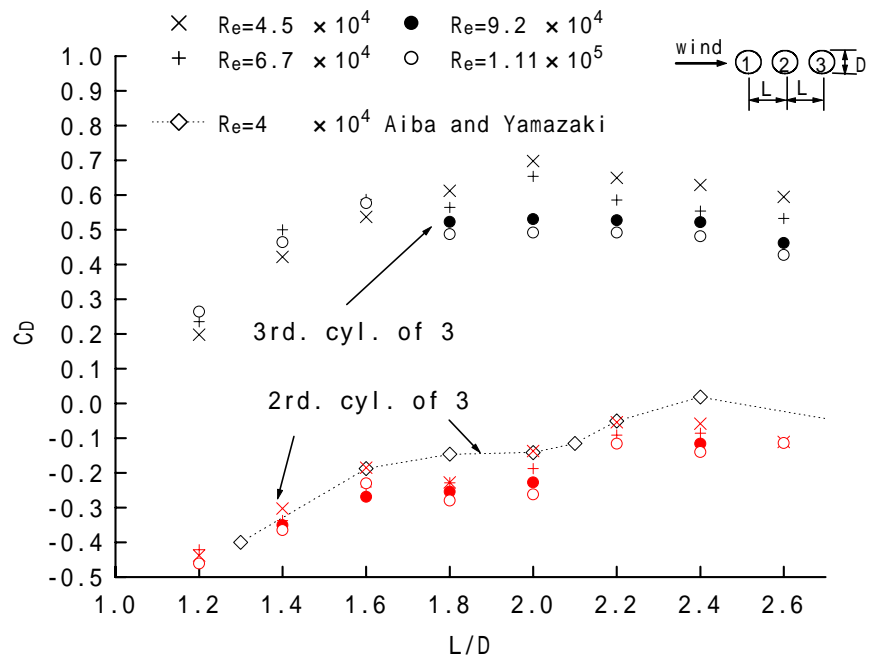


図-1.8 三本円柱の抗力係数(直列配置)

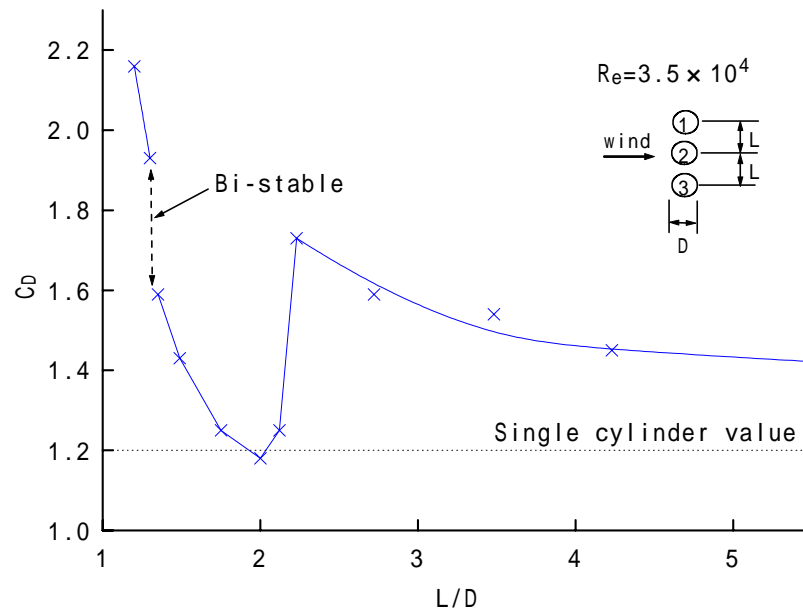


図-1.9 三本円柱の抗力係数(並列配置)

渦励振は上流側構造物から放出される渦による強制振動であり、EL-Taher<sup>28)</sup>は円柱間隔が直径の3.5倍以上の時に渦励振が励起されることを示している。レイノルズ数は $Re=3.4 \times 10^4$ である。

これまで示した研究例は円柱本数が2～4本であるが、ボイラおよび原子力機器等の熱交管群を対象とした研究においても管群振動や管群による気柱振動などの振動問題が課題となっており、佐藤ら<sup>29)</sup>は4行3列、定岡ら<sup>30)</sup>は3行3列の円柱群に対する数値解析を行い各円柱の振動性状を求めている。

このように従来の研究は各円柱の空気力や振動現象に着目したものが主であり、取り扱っている円柱本数は比較的少なく、円柱群全体に作用する空気力や円柱群全体としての振動現象を研究対象として取り扱った例はほとんど見られないのが現状であった。

## 参考文献

- 1) 原 ,河野他 : 突起付き H 形鋼とプレキャスト型枠を用いた鉄骨コンクリート複合構造橋脚の構造性能に関する研究 ,土木学会論文集 No.662/ -49 2000.11 ,pp.149-168
- 2) 大野 ,芦達他 : 中間帯鉄筋に代えてスパイラル筋を用いた S R C 構造の柱圧縮試験 ,第 1 回地震時保有耐力法に基づく橋梁の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集 ,1998.1 ,pp.139-142
- 3) 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
- 4) 小林 ,加藤 : 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 ,pp.28-35
- 5) 松田 ,原田他 : 鋼管・コンクリート複合構造の鋼橋脚の施工 ,土木施工 41 巻 10 号 ,2000.8 ,pp.10-17
- 6) 日本道路協会 : 道路橋示方書・同解説 共通編 ,1996.12
- 7) 日本道路協会 : 道路橋耐風設計便覧 ,1992.7
- 8) 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
- 9) 岡内 ,伊藤 ,宮田 : 耐風構造 ,丸善 ,1977
- 10) 大熊 ,神田 ,田村 : 建築物の耐風設計 ,鹿島出版会 ,1996
- 11) 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
- 12) 本州四国連絡橋公団 : 本州四国連絡橋耐風設計基準 (1976)・同解説 ,1976.3
- 13) 本州四国連絡橋公団 : 本州四国連絡橋耐風設計基準 (2001)・同解説 ,2001.8
- 14) 日本建築学会 : 容器構造物設計指針・同解説 ,1990
- 15) Sachs, P. : Wind Forces in Wind Engineering, Pergamon Press, 1972, pp.73-78
- 16) ESDU79025 : Fluctuating response of circular cylinders in small groups in fluid flow, 1990
- 17) T.Igarashi, K.Suzuki : Characteristics of the flow around three circular cylinders arranged in line. Bull. JSME, Vol.27, No.233, November1984, pp.2397-2404
- 18) Eastop, T.D., Tutner, J.R. : Air flow around three cylinders at various pitch-to-diameter ratio for both a longitudinal and transverse arrangement. Trans. Institution of Chemical Engineers(UK), Vol.60, Pt6, 1982, pp.359-363
- 19) 宇都宮 ,鎌倉 : 近接する並列円柱系の空気力学的挙動 ,土木学会論文報告集 第336号 ,1983.8

- 20) 白石 ,松本他 : 2 本直列柱の空力応答特性とその発生機構に関する基礎的研究 ,風工学シンポジウム論文集 ,1984 pp.277-284
- 21) 久保 ,中原他 : 斜張橋ケーブルを対象とした複数円柱の空力弾性振動 ,風工学シンポジウム論文集 ,1990 pp.275-280
- 22) 建設省土木研究所 : 斜張橋並列ケーブルのウェイクギャロッピング制振対策検討マニュアル ( 案 ) ,1995.9
- 23) 野村敏雄 ,他 : 並列ケーブルのウェ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ペーサの有効性について - ,土木学会年次学術講演会 ,1996.9 pp.488-489
- 24) Wardlaw, K.L. et.al. : Wind tunnel and analytical investigations into the aeroelastic behaviour of bundled conductors, IEEE Trans., PAS-94, No.2, 1975
- 25) 竹口 ,岡野他 : 明石海峡大橋 PWS ハンガーの風洞試験による制振対策検討 ,土木学会年次学術講演会 ,1999.9 pp.772-773
- 26) Vickery, B.J. : Across-wind buffetting in a group of four-in-line model chimneys. Proc. 4th Colloq. "Industrial aerodynamics", Aachen, June 1980, Buildings Aerodynamics, Pt2, Fachhochschule, Aachen, 1980, pp.169-182
- 27) Hanenkamp, W., Hamer, W. : Transverse vibration behaviour of cylinders in line, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics., Vol.7, No.1, 1981, pp.37-53
- 28) EL-Taher, R.M. : Flow around two parallel circular cylinders in a linear shear flow. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics., Vol.21, 1985, pp.251-272
- 29) 佐藤 ,市岡他 : 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 ,1995.3 pp.97-100
- 30) 定岡 ,梅垣他 : 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 ,1996.5 pp.401-404

## 第2章 近接する円柱群の空気力特性

### 2.1 はじめに

山岳橋梁では橋脚施工の大幅な省力化と急速施工による工期短縮を図るために写真-2.1に示されるような鋼管コンクリート複合構造<sup>1) 2)</sup>を有する高橋脚の施工が増加している。この鋼管コンクリート複合構造では、高さ50～100mの数本から十数本に及ぶ円柱群が図-2.1に示されるような鋼管直径の1.3～2.0倍程度の中心間距離で近接する自立状態に数ヶ月にわたって晒され、風の作用が架設時の安全性を支配するため風荷重の評価が重要となる。

このような近接する円柱群においては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。

構造物が近接して存在する場合の風荷重に関して、群立するサイロや冷却塔などの円筒状容器構造物を対象とした日本建築学会「容器構造物設計指針・同解説」<sup>3)</sup>に規定がある。そこでは風向方向に直列及び並列に2本配置された円柱に作用する抗力係数が円柱間隔により変化<sup>4)</sup>することが示されている。ESDU79025<sup>5)</sup>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<sup>6)～10)</sup>が示されている。しかしながら、そこで示されているのは主に後流側円柱の振動現象を取り扱うものであり、風力を取り扱っている例は少なく、わずかにIgarashi<sup>9)</sup>やEastopら<sup>10)</sup>が3本円柱において円柱間隔と抗力係数の関係について検討を行っているのみである。

同じく、ボイラ及び原子力機器等の熱交管群を対象とした研究においても管群振動や管群による気柱振動などの振動問題が課題となっており、佐藤ら<sup>11)</sup>は4行3列、定岡ら<sup>12)</sup>は3行3列の円柱群に対する数値解析を行い各円柱の振動性状を求めている。

このように従来の研究は主に各円柱、特に後流側円柱の振動現象に着目しており、また、取り扱っている円柱本数も比較的少なく、各円柱及び円柱群全体に作用する空気力を研究対象として取り扱った例はほとんど見られないのが現状である。

そこで、合理的な鋼管コンクリート複合構造橋脚架設時の耐風設計法の確立を目的として、静的空気力特性及び動的空気力特性を検討することとした。本章では9本の円柱群に作用する空気力に関して検討を行ったもので、円柱群に作用する静的空気力特性を明らかにした。



写真-2.1 鋼管・コンクリート複合構造橋脚の施工状況





一様流中及び乱流中における基本的な風荷重特性を三分力実験及び圧力測定実験により検討した。

表-2.1 風洞諸元 (第2測定洞)

20

### 2.2.1 風洞模型

風洞模型は3段3列の合計9本の円柱群から構成される二次元剛体模型である。図-2.3に9本円柱(3×3)の模型断面を示すが、実際の実験では単独円柱、3本円柱(3×1、1×3)を含めた三種類の模型を用いた。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。

写真-2.2に風洞模型と実験状況を示す。

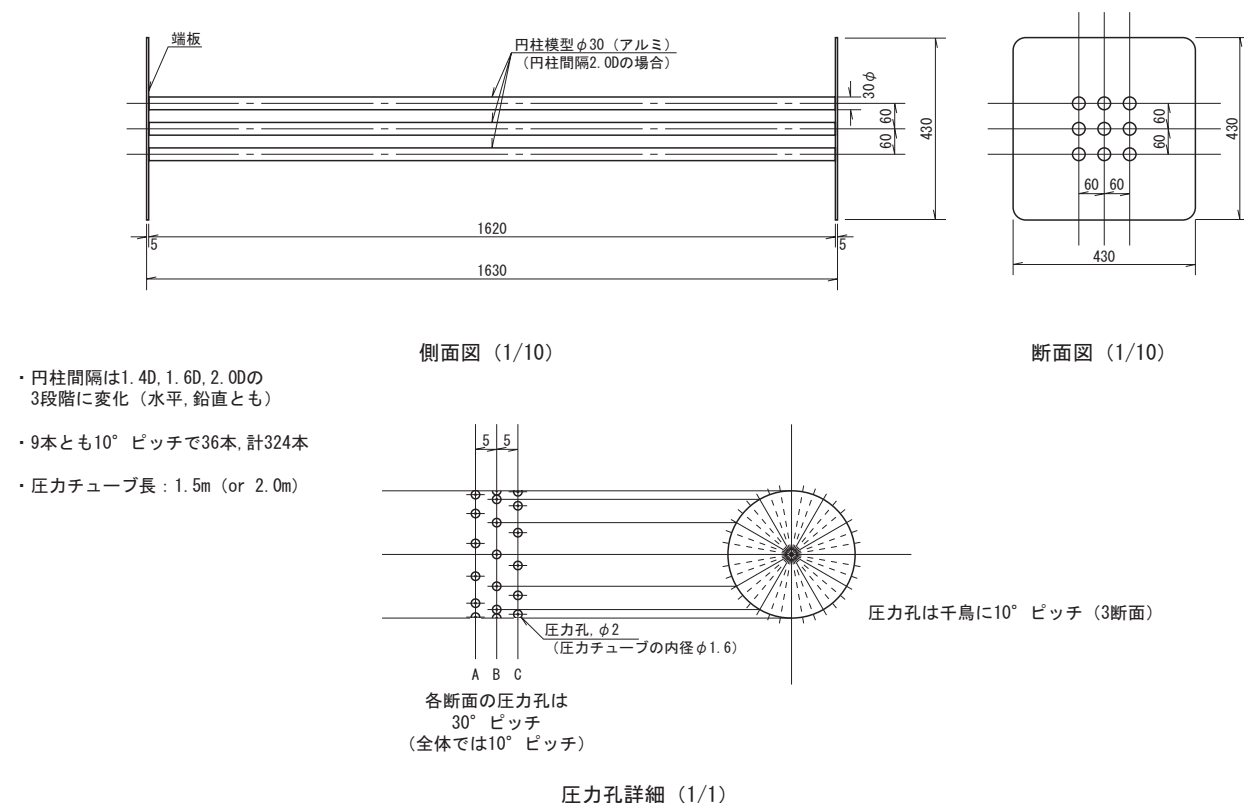
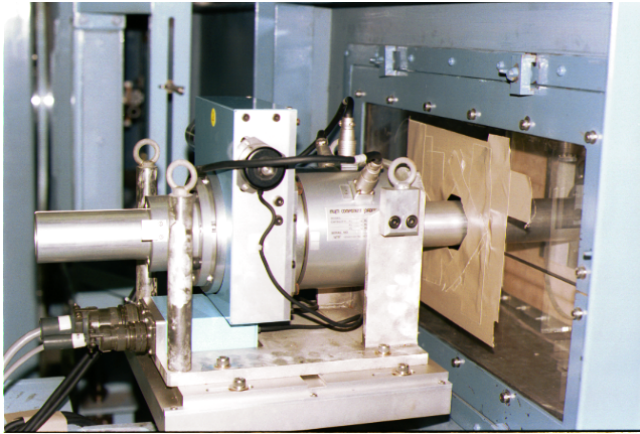


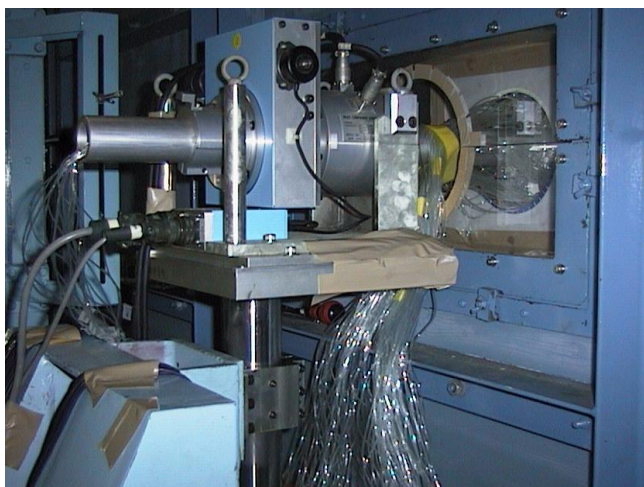
図-2.3 模型の断面形状



a) 三分力実験



b) 風洞模型



c) 圧力測定実験

写真-2.2 風洞実験状況

### 2.2.2 風洞気流

本研究では実験対象が円柱群でありレイノルズ数( $Re$ 数)の影響が大きいと考えられる。実構造における円柱のレイノルズ数は円柱の直径を基準とすると、設計風速 $V=40\text{m/s}$ において $Re=4.1 \times 10^6$ であり超臨界域となるが、模型では風速 $V=20\text{m/s}$ において $Re=4.1 \times 10^4$ であり亜臨界域となる。この場合、前者では抗力係数 $C_D=0.8$ 、後者では $C_D=1.2$ 程度となることが知られている。そこで、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に加え乱流中の実験をも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、図-2.4に示すような幅30mm、60mm及び75mmの格子を縦横ともに360mmピッチで配置した。

気流計測は模型中心位置とその上下、左右500mmの位置で行い乱流の特性を調査した。気流の計測結果を表-2.2に示す。また、図-2.5にパワースペクトル密度関数を示す。図中にはESDU74031で次式のように定義されるカルマン型スペクトルを、道路橋耐風便覧の粗度区分にしたがって求めたものである。なお、通常 $d$ は大きな粗度の高さの70～80%の値をとるとされているが、ここでは、表-2.3に示される地表面の地物の代表高さ $z_b$ を $d$ として採用した。

$$\frac{fS_u(f)}{\sigma_u^2} = \frac{4X_u}{(1 + 70.8X_u^2)^{5/6}} \quad (2.1)$$

$$X_u = \frac{f^x L_u}{U_{\tilde{z}}} = \frac{fB}{U_{\tilde{z}}} \frac{{}^x L_u}{B} \quad (2.2)$$

$${}^x L_u = 25\tilde{z}^{0.35} / z_0^{0.063} \quad (2.3)$$

$$\tilde{z} = z - d \quad (2.4)$$

ここに、

$L_u^x$ : 乱れスケール

$z$ : 高度

$d$ : ゼロ面変位

である。

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。乱れ強さおよび乱れスケールは各計測点で概ね良好な分布を示したが、平均風速分布は格子位置の影響を受け、格子により異なるが、格子の背面付近では模型中心位置より10～20%

風速が低くなる場合があった。なお、模模型中心とその左右では5～10%程度であった。そこで2.2.4項で後述するように三分力実験結果と模型中心部の圧力分布を積分して得られた三分力分布とが良好な対応を示していることを確認して、風速分布の非一様性の影響は小さいものと判断した。

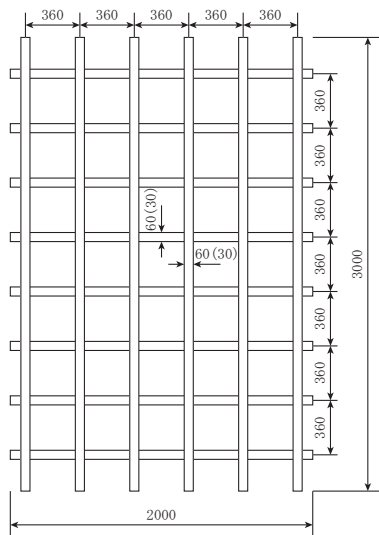


図-2.4 乱流格子

表-2.2 乱流特性

格子種類		乱れ強さ(%)		乱れスケール(m)	
番号	格子幅(mm)	2m/s	10m/s	2m/s	10m/s
1	30	7	8	0.06	0.06
2	60	14	16	0.06	0.07
3	75	13	17	0.07	0.08

表-2.3 気流の特性を決定するための諸数値  
(道路橋耐風設計便覧より)

地表粗度区分				
$z_b$ (m)	5	10	15	30
	0.12	0.16	0.22	0.29
$z_o$ (m)	500	600	700	700
$z_0$ (m)	0.01	0.05	0.3	1.0

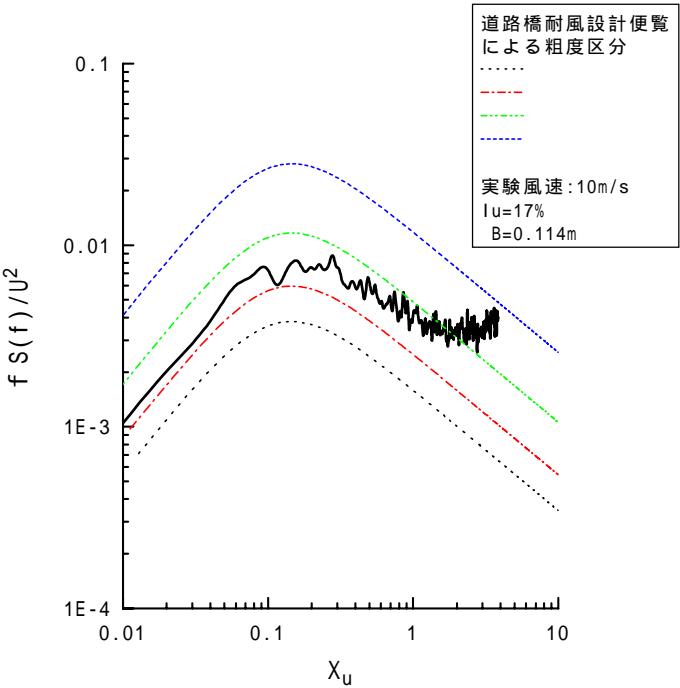


図-2.5 パワースペクトル密度関数

## 2.3 円柱群全体の三分力特性

本章ではまず ,レイノルズ数の影響および 9 本円柱の典型的な三分力特性に関して風速と水平偏角の影響を述べた後 ,円柱群全体に作用する各空気力係数と円柱間隔の関係について検討した結果を示す .

### 2.3.1 三分力実験

表 -2.4 に実験条件を示す .図 -2.6 で右から左に風が吹く状態を  $0^\circ$  と定義し ,直列方向 ( $S_y:0^\circ$  方向) ,および並列方向 ( $S_x:90^\circ$  方向) の円柱間隔を両方もしくは片方のみ直径の 1.4 ~ 2.0 倍の間で変化させ実験を行った .使用した気流は一様流と前述の乱流中である .なお ,端板の影響を補正するために一様流と  $Iu=17\%$  の乱流中で端板に作用する空気力を求めた結果 ,両者にほとんど差がなかった .そこで ,乱れ強さの異なる各乱流中の実験では  $Iu=17\%$  の結果を用いて空気力の補正を行った .

レイノルズ数の影響を検討するために 9 本円柱と単独円柱および 3 本円柱の特性を調査した実験では風速を  $V=2 \sim 20\text{m/s}$  ,風速 ,水平偏角および円柱間隔の影響を検討するために行った実験では風速  $V=7\text{m/s}$  および  $14\text{m/s}$  ,水平偏角は  $=0 \sim 90^\circ$  で変化させた .計測時間は 30 秒で ,サンプリング周波数は 1kHz である .なお ,同一条件下での計測はそれぞれ 2 回実施した .

円柱群全体に作用する空気力の三分力係数はおのあの (2.5) ~ (2.7) 式のように定義した .

$$C_D = P_D / (0.5 \rho V^2 \sum_{n=1}^k A_n) \quad (2.5)$$

$$C_L = P_L / (0.5 \rho V^2 \sum_{n=1}^m A_n) \quad (2.6)$$

$$C_M = M / (0.5 \rho V^2 B_y \sum_{n=1}^m A_n) \quad (2.7)$$

ここに ,

$P_D$  : 抗力

$P_L$  : 揚力

$M$  : 空力モーメント

$\rho$  : 空気密度

$V$  : 風速



$A_n$  :  $\alpha = 0^\circ$  での円柱 1 本の単位長さ当りの投影面積

$k$  : 直列方向の円柱本数

$m$  : 並列方向の円柱本数

$B_y$  : 直列方向の幅

である .

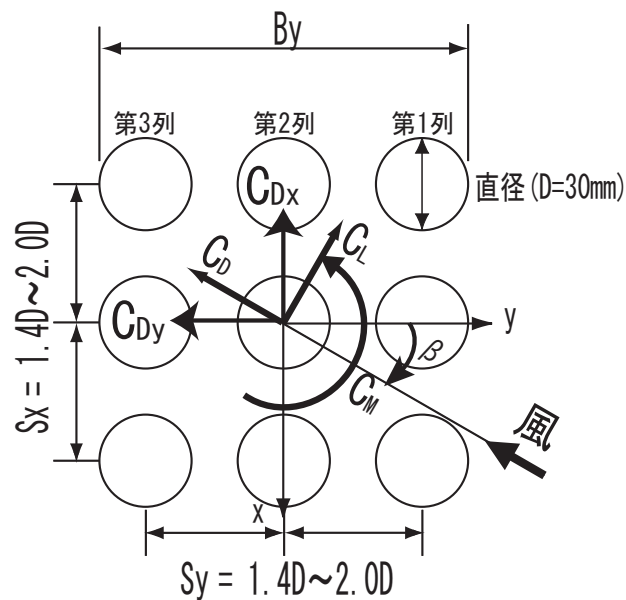


図-2.6 三分力の定義

表-2.4 三分力実験

気 流	一様流, 乱流 : $I_u=8\%$ , $I_u=16\%$ , $I_u=17\%$	
風 速(V)	7m/s , 14m/s	(水平偏角変化)
	2 ~ 20m/s	(風速変化)
水平偏角( )	$0^\circ \sim +90^\circ$ , $2^\circ$ ピッチ	(水平偏角変化)
	$0^\circ$ のみ	(風速変化)
円柱間隔	1.4D ~ 2.0D	(並列及び直列両方向)
	1.4D ~ 2.0D	(直列方向のみ)
模型断面	9 本 : $3 \times 3$ 断面	
	単独 : 1 本	
	3 本 : $3 \times 1$ 断面, $1 \times 3$ 断面	



### 2.3.2 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、円柱群と単独円柱の抗力係数と風速および気流との関係を調査した。

図-2.7に9本円柱と単独円柱、および3本円柱の抗力係数と風速の関係を示す。円柱間隔は3本および9本円柱ともに $S_x=S_y=1.4D$ 、水平偏角 $\theta=0^\circ$ である。また、レイノルズ数は円柱の直径を代表長として用いると風速 $V=20\text{m/s}$ において $Re=4.1 \times 10^4$ である。使用した乱流は $Iu=8\%$ および $16\%$ である。

図-2.7a)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 $Iu=8\%$ 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、 $Iu=16\%$ 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、 $Iu=8\%$ 、 $Iu=16\%$ 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<sup>14)</sup>、<sup>15)</sup>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、図-2.8に示すように、 $Re=4 \times 10^4$ において $Iu=9\%$ では $C_D=0.8$ 、 $Iu=16\%$ では $C_D=0.6$ まで減少する実験例<sup>16)</sup>、<sup>17)</sup>もあるが、本実験では $Iu=8\%$ では $C_D=0.8$ 、 $Iu=16\%$ では $C_D=0.7$ であり、多少違いがある。

また、 $Re$ 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、通常の設計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、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。

図-2.7b)は風向に対して直列配置された三本円柱の場合である。 $V=20\text{m/s}$ で各気流中の抗力係数を比較すると一様流中では $C_D=1.13$ 、乱流中では $Iu=8\%$ の場合は $C_D=0.88$ 、 $Iu=16\%$ の場合は $C_D=1.06$ となり、単独円柱と比較して気流の違いによる抗力係数の差が小さくなる傾向を示している。また、単独円柱と比較して一様流中では抗力係数は低下し、乱流中では逆に増加するのが特徴であり、乱れ強さが大きい方が抗力係数の増加が著しい。

次に図-2.7c)は風向に対して並列配置の場合である。 $V=20\text{m/s}$ で各気流中の抗力係数を比較すると、一様流中では $C_D=1.27$ となり単独円柱と相違ない。一方、乱流中では直列配置の場合よりさらに抗力係数は増加し、 $Iu=8\%$ では $C_D=1.10$ 、 $Iu=16\%$ では $C_D=1.24$ となり、

$Iu=16\%$  では一様流中とほぼ抗力係数が一致した。

図 -2.7d) が 9 本円柱の場合である。一様流中と  $Iu=8\%$  では概ね同様の風速の変化に対する性状を示しており、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、 $Iu=16\%$  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。

このように 9 本円柱では単独円柱と逆の性状を示し、必ずしも一様流中の抗力係数が大きくなるとは限らない結果となった。

また、直列および並列配置の 3 本円柱は単独円柱と 9 本円柱の中間的な性状を示しているといえる。2 本円柱の場合、並列配置では円柱間隔によっては単独円柱と比較して各円柱の抗力係数が大きくなり、直列配置では各円柱の抗力係数は小さくなること<sup>3), 18)</sup>が知られているが 3 本円柱でも同様の傾向が見られる。

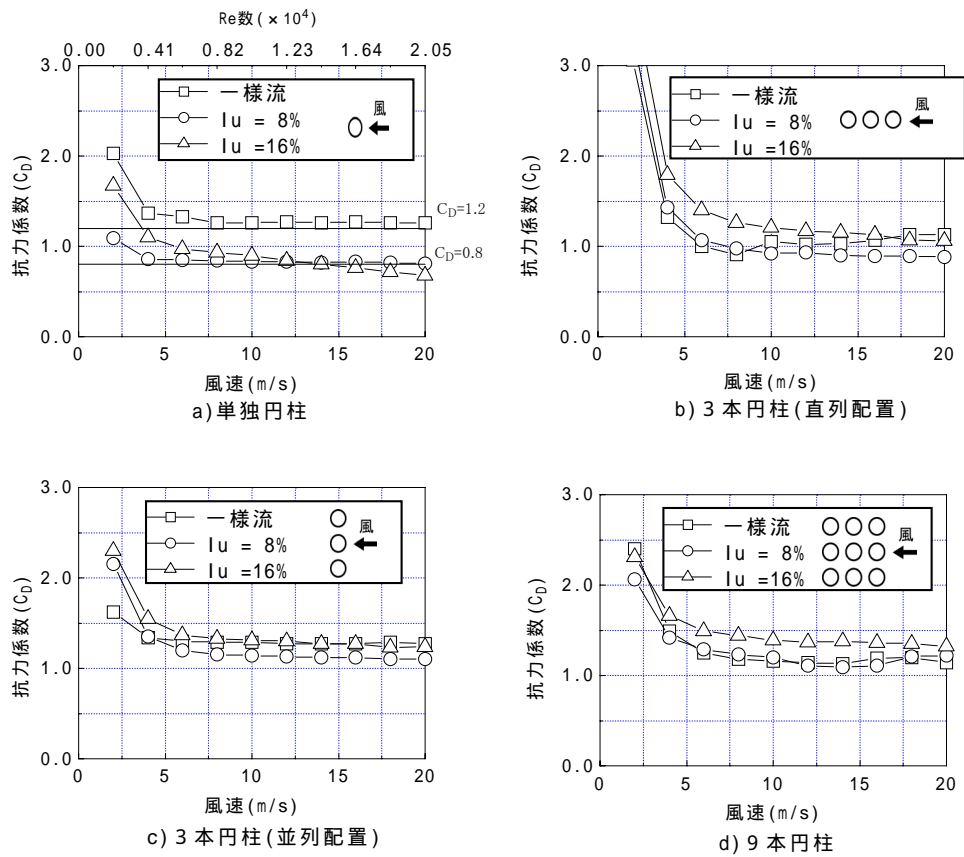


図-2.7 抗力係数と風速の関係

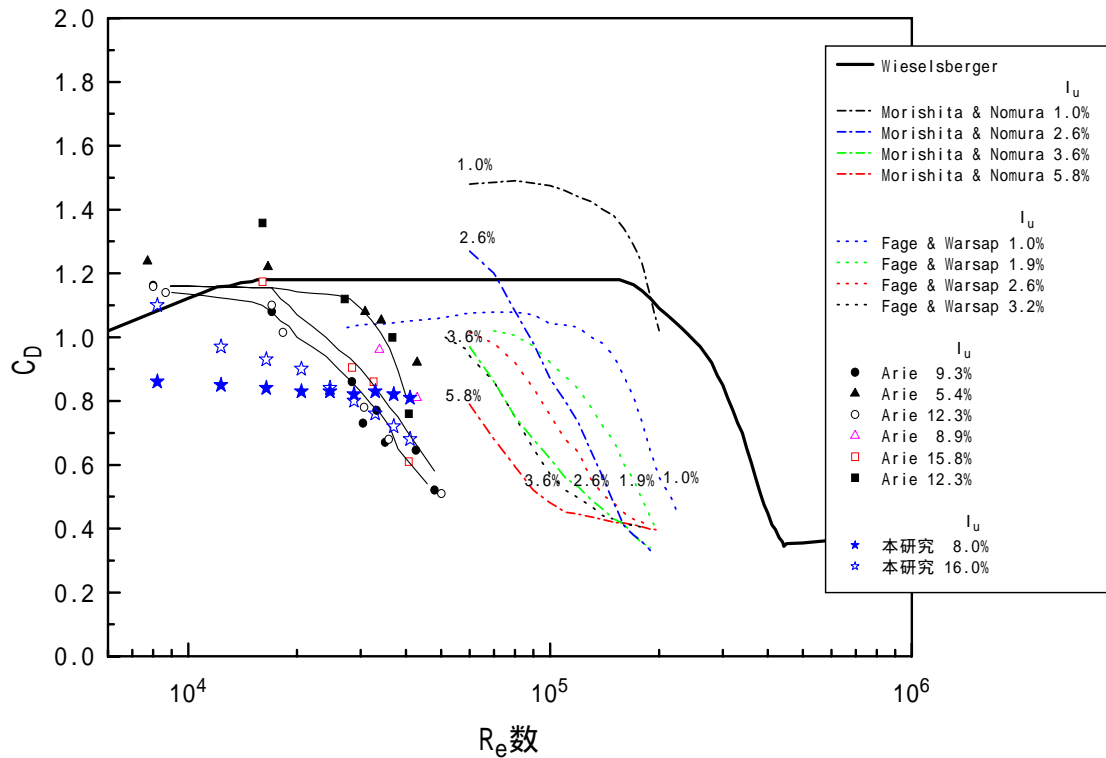


図-2.8 円柱の抗力係数と $Re$ 数の関係

### 2.3.3 水平偏角と風速の影響

図-2.9,10は円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ における三分力特性であるが,本研究で調査した一様流中及び乱流中における9本円柱の典型的な三分力特性を示している.実験に用いた乱流は $I_u=17\%$ である.

実験は風速 $V=7$ 及び $14\text{m/s}$ で実施したが,一様流中では風速の相違によって抗力,揚力及び空力モーメント係数ともに大きな差はみられなかった.一方,乱流中では抗力及び揚力係数に風速の差による大きな違いは見られないが,空力モーメント係数は定性的には水平偏角の変化に対して $V=7\text{m/s}$ , $14\text{m/s}$ ともに同様の性状を示すものの,絶対値には差があり風速に依存する結果となっている.しかし,3.4項で述べるように空力モーメントが断面に生じる応力に及ぼす影響はほとんど見られなかった.

気流の相違による影響を見ると,抗力係数は一様流及び乱流中ともに水平偏角の変化に対して同様の性状を示すが,揚力及び空力モーメント係数は気流により異なった性状を示す.揚力係数は水平偏角 $=0^\circ$ の近傍では一様流及び乱流中ともに揚力勾配が負勾配となっているが,水平偏角 $=0\sim45^\circ$ の間で一様流中では揚力係数が負から正值へと変化するが,乱流中では負値のままである.空力モーメント係数の変化が著しく,一様流中では比較的値が小さく,小刻みな変動を示すが,乱流中では水平偏角 $=0\sim30^\circ$ の広い領域において負勾配となる.

このように揚力係数,空力モーメント係数ともに $0$ 度の近傍で負勾配となるが,負勾配の領域では不安低振動が発生する可能性がある.特に空力モーメント係数は広い領域で負勾配となるので架設時の固有振動数に注意する必要がある.

なお, $I_u=8\%$ の乱流中では空力モーメントの水平偏角に対する変化は一様流と $I_u=16\%$ の乱流の中間的な性状となることがすでに確かめられている<sup>19)</sup>.

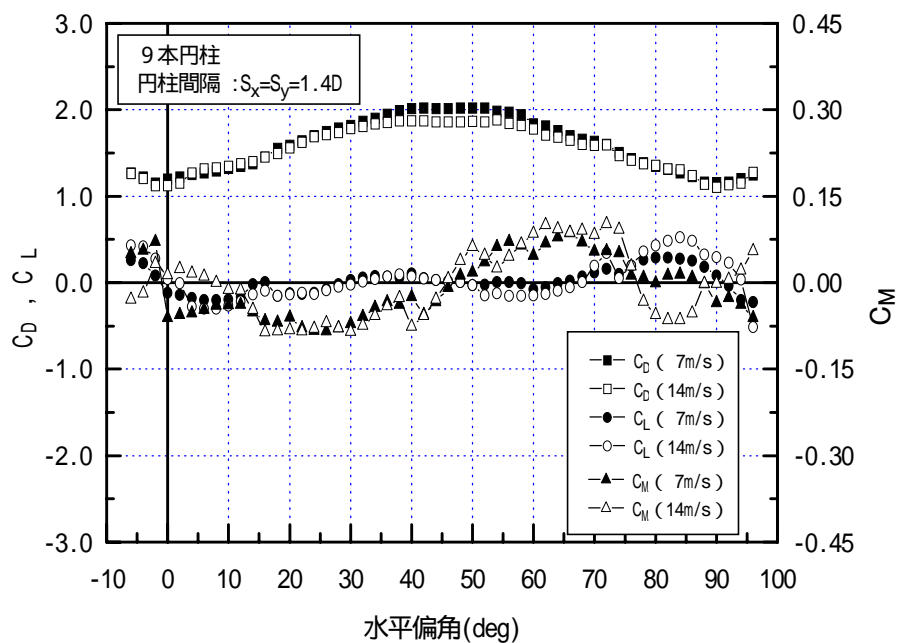


図-2.9 三分力特性(一樣流)

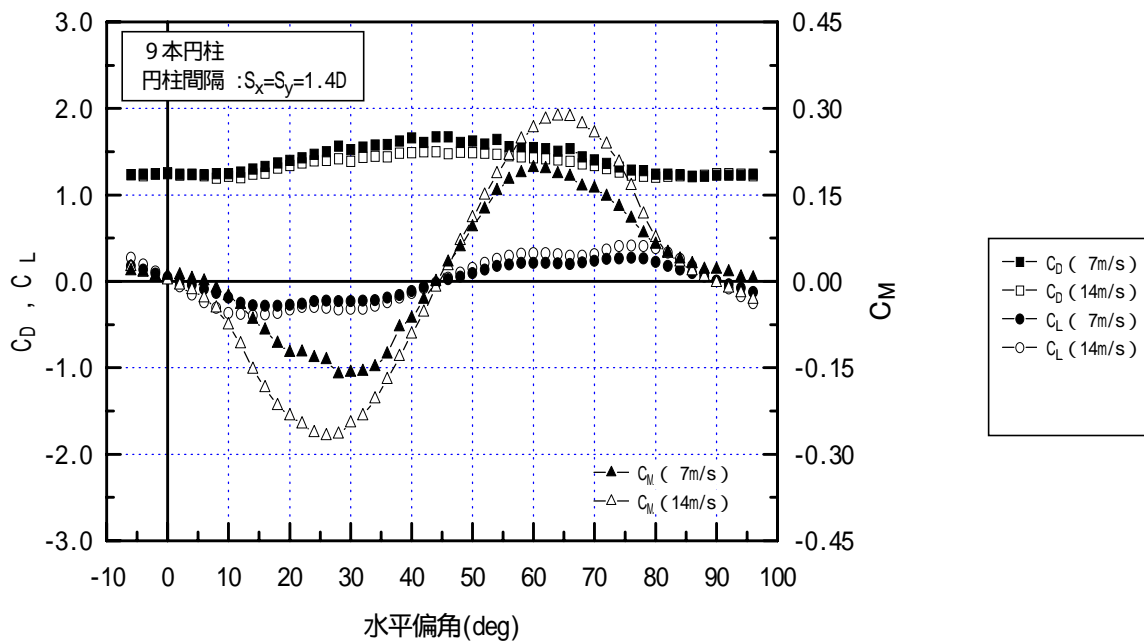


図-2.10 三分力特性(乱流)

#### 2.3.4 抗力係数と円柱間隔の関係

図-2.11は直列間隔及び並列間隔の両方の円柱間隔を $S_x=S_y=1.4 \sim 2.0D$ と変化させた場合の抗力係数であり、上段が一樣流、下段が乱流中の実験結果を示している。

一樣流及び乱流中ともに水平偏角が増加すると抗力係数も増加し、 $\theta=45^\circ$ のときに最大となり、全体的には円柱間隔が増加すると抗力係数が大きくなる傾向を示している。

乱流中では一樣流中と比較して水平偏角が変化しても抗力係数はあまり増加せず、全体的に円柱間隔の違いによる差が小さくなっており、 $0 \sim 10$ 度程度の範囲では、いずれの円柱間隔においても抗力係数がほとんど変化しないのが特徴である。ただし、水平偏角 $\theta=0^\circ$ では乱流中の方が一樣流中よりも抗力係数が大きくなっている。

次に、図-2.12は並列配置の間隔を $S_x=1.4D$ に固定し、直列配置の間隔を $S_y=1.6D \sim 2.0D$ の範囲で変化させた場合の典型的な水平偏角に対する抗力係数の変化を示している。図は水平偏角 $0^\circ$ において $S_x=1.4D$ 、 $S_y=1.6D$ とした場合の抗力係数と水平偏角との関係である。

一樣流中及び乱流中ともに全体的には水平偏角の変化に対して円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ 及び $S_x=S_y=1.6D$ とほぼ同様の性状となっている。

現状の設計<sup>1)</sup>では従来の設計法<sup>20), 21)</sup>を準用し、水平偏角 $\theta=0^\circ$ における抗力係数を用いて風荷重を算定している。そこで、図-2.13～15に水平偏角 $\theta=0^\circ$ における抗力係数と円柱間隔の関係について検討した結果を示す。

図-2.13は直列間隔 $S_y$ 及び並列間隔 $S_x$ をともに変化させた場合である。一樣流において $V=14\text{m/s}$ のみ円柱間隔の増加に伴い抗力係数も単調な増加を示している。しかし、他の場合は $S_x=S_y=1.4D$ と $1.6D$ の間で減少した後に増加しており、抗力係数においても $S_x=S_y=1.4D$ と $1.6D$ の間で性状の変化が伺える。また、いずれの場合も乱流中の方が一樣流中よりも抗力係数がやや大きくなっており、単独円柱の場合とは性状が異なっている。

図-2.14は直列間隔 $S_y$ のみを変化させた場合である。一樣流中では多少風速により性状が異なる。すなわち、 $V=7\text{m/s}$ では単調に減少し、 $V=14\text{m/s}$ では $S_y=1.4 \sim 1.8D$ の間でやや増加するが $S_y=2.0D$ では減少する特性を示しており、全体的には円柱間隔が増加すると抗力係数は低下する傾向にあると考えられる。一方、乱流中では両円柱間隔を変化させた場合と同様の性状となっており、 $S_y=1.6D$ で減少した後に増加に転じる傾向を示している。このように、一樣流中と乱流中では円柱間隔の変化に対する特性が異なっている。また、この場合も乱流中の方が一樣流中よりも抗力係数が大きくなっている。

図-2.15は並列間隔 $S_x$ のみを変化させた場合である。この場合は、一樣流中及び乱流中

の特性が直列間隔 $S_y$ のみを変化させた場合と逆になっている。すなわち、一様流中では両方の円柱間隔を変化させた場合と同様の性状を示し、乱流中では円柱間隔が増加すると抗力係数は減少する。

このように一様流では並列間隔、乱流では直列間隔の影響が卓越するが、これは乱流中では最初の第1列の円柱で剥離した伴流の幅が一様流中よりも小さいために、並列に配置された円柱間の相互干渉が小さくなることによると考えられる。したがって、多段に配置された円柱群では気流性状、並列及び直列円柱間隔が密接に影響を及ぼし合っており、単純に直列間隔のみで抗力係数を評価することは出来ないと考えられる。

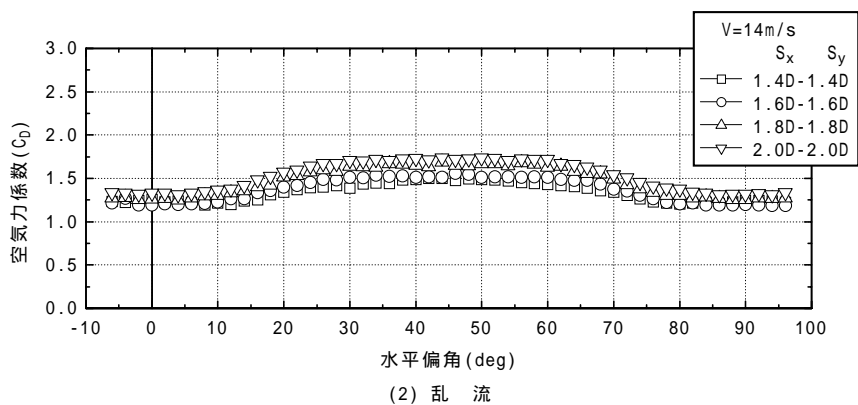
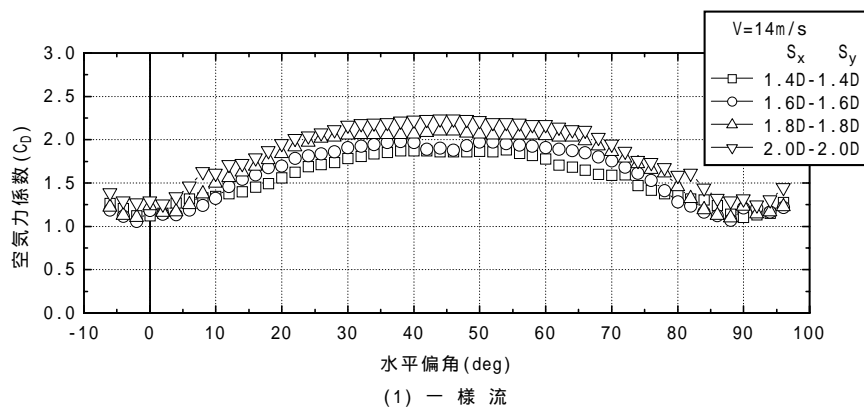


図-2.11 抗力係数(その1)

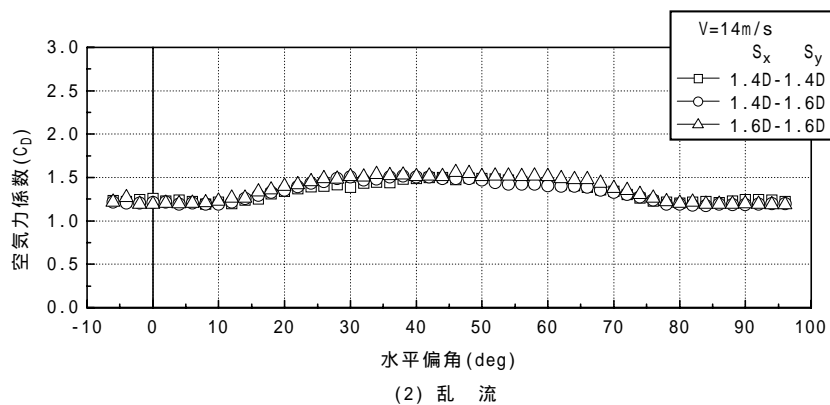
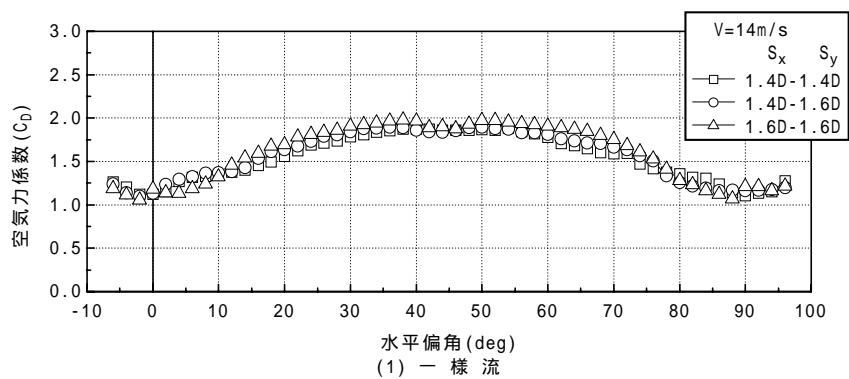


図-2.12 抗力係数(その2)



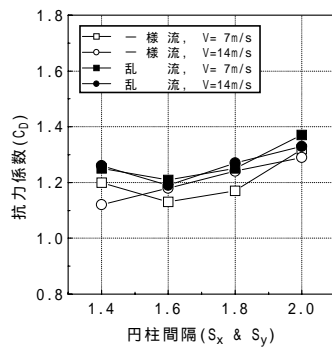


図-2.13 円柱間隔の影響

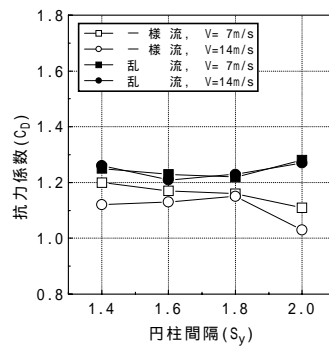


図-2.14 直列間隔の影響

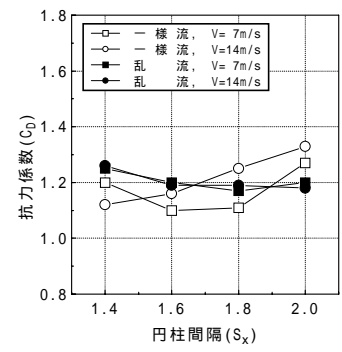


図-2.15 並列間隔の影響

### 2.3.5 揚力係数と円柱間隔の関係

図-2.16は直列間隔及び並列間隔の両方の円柱間隔を $S_x=S_y=1.4 \sim 2.0$ と変化させた場合の揚力係数であり、上段が一樣流、下段が乱流中の実験結果である。

揚力係数は一樣流及び乱流中ともに円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ と $1.8D$ 以上との間で挙動が異なり、 $S_x=S_y=1.6D$ は中間的な挙動となる。乱流中の方が一樣流中と比較して水平偏角の変化に対して滑らかな値の変化を示しており、 $S_x=S_y=1.4D$ では水平偏角 $=0^\circ$ で揚力が負勾配、 $S_x=S_y=1.8D$ 以上では正勾配となり、水平偏角の変化に対して正反対の挙動となる。

Igarashi ら<sup>9)</sup>による風向方向に直列配置された3本円柱の一樣流中の実験では、最初の円柱から剥離した流れの再付着点が円柱間隔とレイノルズ数の影響により変化するため、下流側のフローパターンが変化することが指摘されている。数種類のフローパターンの変化が存在するが、 $1.0 \times 10^4 \leq Re \leq 2.0 \times 10^4$ の範囲では円柱間隔が概ね $S_y=1.2 \sim 1.5D$ の間に変化点が存在することが示されている。

本実験の場合は並列にも円柱が配置されているので3本円柱の場合よりも複雑な流れが想定されるが、円柱間隔とレイノルズ数の影響によるフローパターンの変化、第一列と第二列、第二列と第三列の円柱間における流れのスイッチングの有無が揚力係数の変化に影響を与えていると考えられる。

次に図-2.17は並列配置の間隔を $S_x=1.4D$ に固定し、直列配置の間隔を $S_y=1.6D \sim 2.0D$ の範囲で変化させた場合の典型的な水平偏角に対する揚力係数の変化を示している。図は水平偏角 $0^\circ$ において $S_x=1.4D$ 、 $S_y=1.6D$ とした場合である。

一樣流中では水平偏角が $=0 \sim 45^\circ$ の範囲では円柱間隔の狭い $S_x=S_y=1.4D$ に近い性状と円柱間隔の広い $S_x=S_y=1.6D$ との中間的な性状となり、 $=45 \sim 90^\circ$ の範囲では円柱間隔の広い $S_x=S_y=1.6D$ に近い性状を示している。この場合、風向方向の間隔である直列間隔よりも風向直角方向である並列間隔の影響が卓越していると考えられる。

一方、乱流中では水平偏角が $=0 \sim 45^\circ$ の範囲では円柱間隔の狭い $S_x=S_y=1.4D$ と円柱間隔の広い $S_x=S_y=1.6D$ との中間的な性状となり一樣流中と同様であるが、水平偏角 $=45 \sim 90^\circ$ の範囲では間隔の狭い $S_x=S_y=1.6D$ に近い性状となり一樣流中とは逆の性状を示している。この場合、直列間隔の方が並列間隔よりも影響が大きいと考えられる。

このように一樣流では並列間隔、乱流では直列間隔の影響が卓越し、抗力係数と同様の性質を示している。また、この水平偏角に対する特性は円柱間隔が $S_x=1.4D$ と $S_y=1.8D$ 及び $S_x=1.4D$ と $S_y=2.0D$ の場合にも概ね同様の傾向を示している。

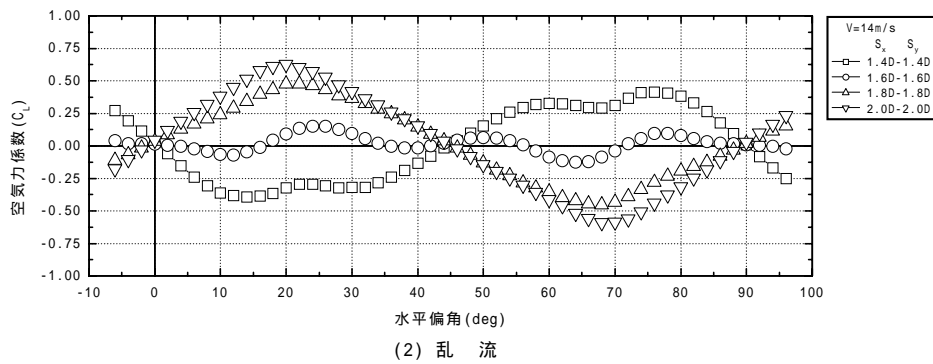
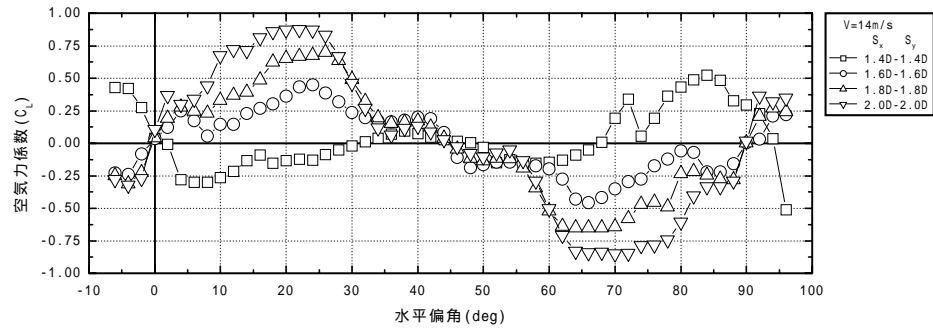


図-2.16 揚力係数(その1)

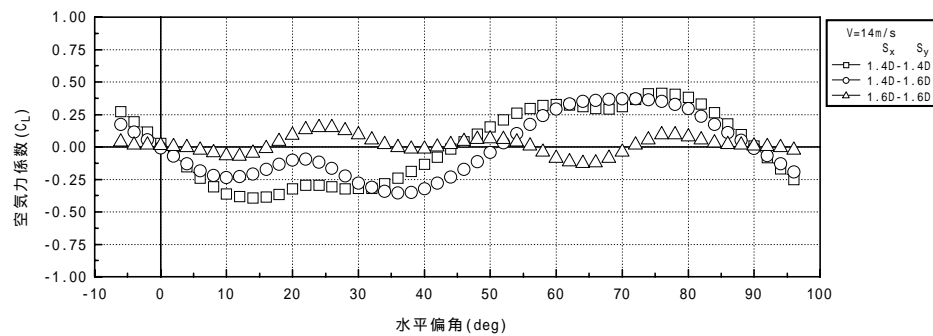
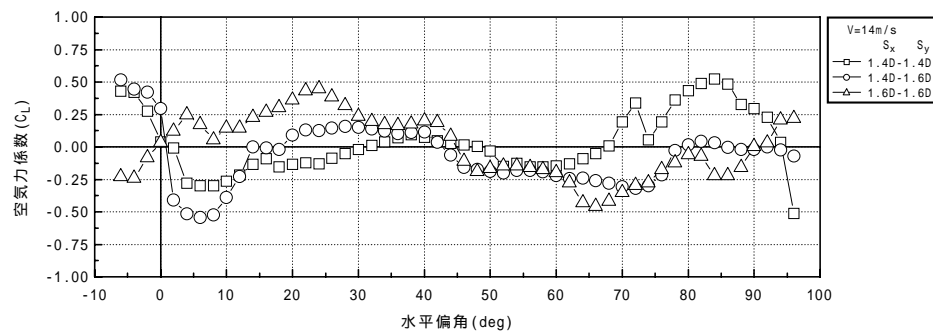


図-2.17 揚力係数(その2)

### 2.3.6 空力モーメント係数と円柱間隔の関係

図-2.18は直列間隔及び並列間隔の両方の円柱間隔を $S_x=S_y=1.4 \sim 2.0$ と変化させた場合の空力モーメント係数であり、上段が一樣流、下段が乱流中の実験結果である。

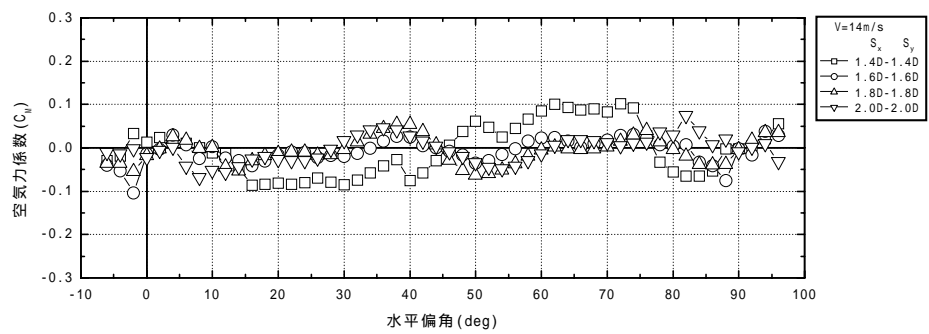
空力モーメントは一樣流中では値が小さく、また、小刻みに勾配が変化する複雑な変動を示す。

円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ とそれ以上の円柱間隔の場合では水平偏角の変化に対する挙動が相違し、 $S_x=S_y=1.6D$ 以上では円柱間隔によらず水平偏角の変化に対してほぼ同様の挙動となる。

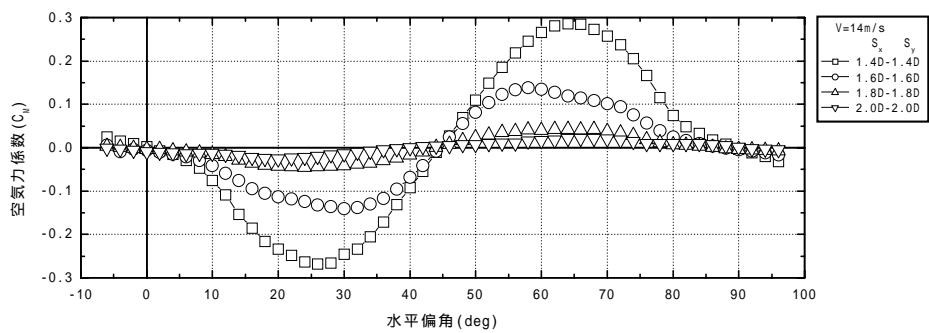
一方、乱流中では揚力の場合と同様に水平偏角の変化に伴う小刻みな変動が無くなり滑らかな値の変化を示し、一樣流中とは大きく性状が異なっている。いずれの円柱間隔の場合も水平偏角  $=0 \sim 30^\circ$  の範囲で負勾配、 $=30 \sim 45^\circ$  の範囲では正勾配となる。しかし、円柱間隔の変化による影響が非常に大きく現れ、円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ の場合に最も空力モーメント係数の変化が大きく、円柱間隔が増加すると逆に値は小さくなる。 $S_x=S_y=1.8D$ 及び $2.0D$ ではほとんど空力モーメントが生じなくなるが、これは円柱間隔が増加すると各円柱の相互作用の影響が小さくなり、抗力及び揚力が断面に対称に作用することによると考えられる。

次に図-2.19は並列配置の間隔を $S_x=1.4D$ に固定し、直列配置の間隔を $S_y=1.6D \sim 2.0D$ の範囲で変化させた場合の水平偏角に対する空力モーメント係数の変化を示している。図は水平偏角 $0^\circ$ において $S_x=1.4D$ 、 $S_y=1.6D$ とした場合である。

空力モーメントの場合も揚力係数と同様の変化を示しており、一樣流では並列間隔、乱流では直列間隔の影響が卓越している。

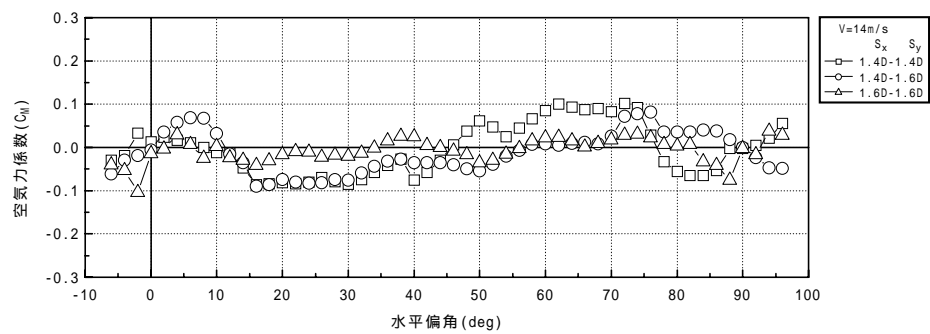


(1) 一様流

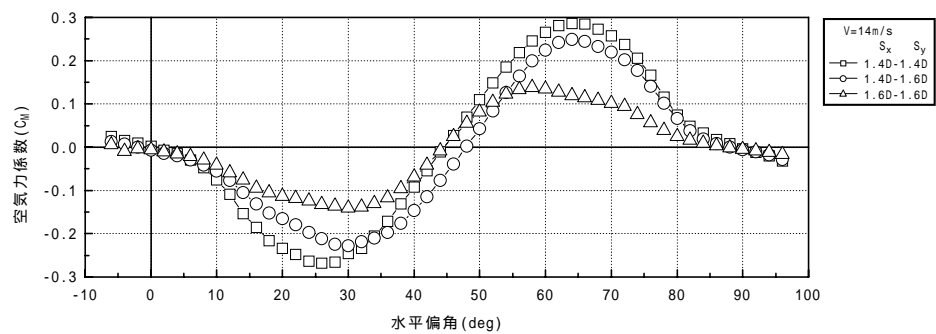


(2) 乱流

図-2.18 空力モーメント係数(その1)



(1) 一様流



(2) 乱流

図-2.19 空力モーメント係数(その2)

## 2.4 各円柱の三分力特性

### 2.4.1 圧力測定実験

前章では円柱群全体に作用する空気力特性を検討したが、円柱群を構成する各円柱に作用する空気力もその本数や間隔、また、位置により単独円柱の場合とは異なってくることが考えられ、単独円柱よりも大きな抗力が作用していることも予測される。そこで、各円柱の三分力を円柱表面の圧力分布を測定することにより検討した。

表-2.5に実験条件を示す。また、図-2.20に各円柱と圧力測定位置の定義を示す。ここで、圧力測定位置は水平偏角が  $=0^\circ$  の時に風上となる位置を  $=0^\circ$  として反時計回りに定義した。また、各円柱の中央部分に  $10^\circ$  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と揚力を求めた。空力モーメントは抗力と揚力が各円柱の中心位置に作用するとして、模型全体の回転中心からの距離を乗じて各円柱の全体に作用する空力モーメントを求めた。三分力実験と同様に各円柱の三分力係数は風軸を用いて定義した。また、風圧係数  $C_p$  は次式により定義した。

$$C_p = (p - p_0) / 0.5 \rho V^2 \quad (2.8)$$

ここに、

$p$ ：圧力

$p_0$ ：静圧

：空気密度

$V$ ：風速

である。

実験は円柱間隔  $S_x=S_y=1.4, 1.6$  および  $2.0$  について実施した。計測時間は30秒で、サンプリング周波数は500Hzである。また、使用した乱流は  $I_u=17\%$  である。

表-2.5 圧力実験

気 流	一様流，乱流: $I_u=17\%$
風 速(V)	7m/s，14m/s（水平偏角変化）
水平偏角( )	$0^\circ \sim +90^\circ$ ， $2^\circ$ ピッチ（水平偏角変化）
円柱間隔	1.4D ~ 2.0D（並列及び直列両方向）
模型断面	9本：3×3断面

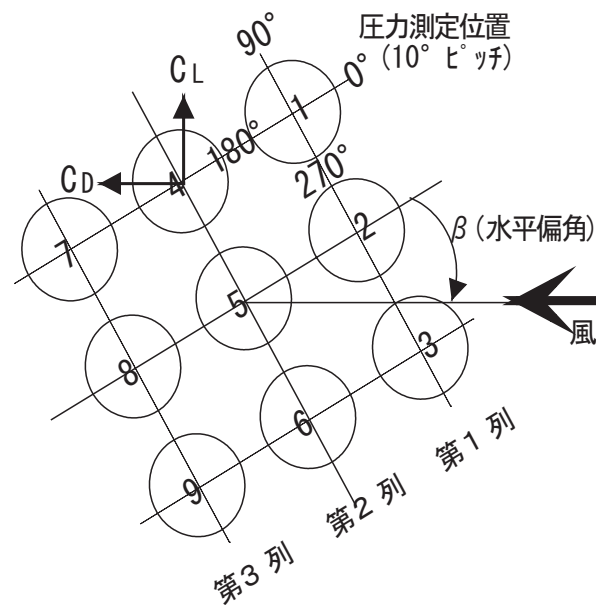


図-2.20 圧力測定位置

#### 2.4.2 圧力分布

図-2.21に一樣流中および乱流中における各円柱の圧力分布を示す。図は三分力実験において気流および円柱間隔の相違の影響が顕著に現れる風速 $V=14\text{m/s}$ 、水平偏角 $\theta=30^\circ$ の状態である。

また、図-2.22は圧力を積分し、足し合わせて求めた円柱群全体に作用する三分力分布である。図は乱流中における $S_x=S_y=1.4D$ における結果を示しているが、いずれの空気力係数も三分力実験結果と良好な対応を示しており、他の円柱間隔の場合も同様であった。以下に各円柱の圧力分布性状を示す。

第一列の円柱はいずれも水平偏角 $\theta=30^\circ$ の時に測定位置が真下部分となる $\theta=180\sim 270^\circ$ において乱流中では一樣流中と比較して負圧が大きくなっており、一樣流中と乱流中における剥離点の相違が伺える。すなわち、乱流中では一樣流中よりも剥離点が円柱の後方風下側となるために下面において流速が高くなっていると考えられる。第2列の下段に位置する円柱6もほぼ同様の傾向を示している。

第2列の上段および中段に位置する円柱4、5では前述の円柱とは逆に一樣流中の方が $\theta=180\sim 270^\circ$ において負圧が大きくなっており、一樣流中では第一列を通過した後に気流が乱流状態となり剥離点が変化していると考えられる。

第3列では一樣流および乱流ともに圧力分布に相違はほとんどなく、第1列、2列部分で乱された結果、気流状態に差が無くなっていると考えられる。

このように各円柱に作用する圧力は3種類のパターンに分けられ、円柱間隔 $1.4D$ および $1.6D$ は円柱1～6では一樣流中と乱流中において同様の圧力分布の相違を示すが、円柱間隔 $2.0D$ は気流の相違による影響がなくなり一樣流中と乱流中の圧力分布が一致する傾向を示すようになる。

また、一樣流中の場合、第1列では円柱間隔の変化に対応して圧力分布が変化することはなく、第2列の円柱4、5のみが円柱間隔により圧力分布が変化する。一方、乱流中の場合は第1列および第2列が円柱間隔の変化に対応して圧力分布が変化するのが特徴である。



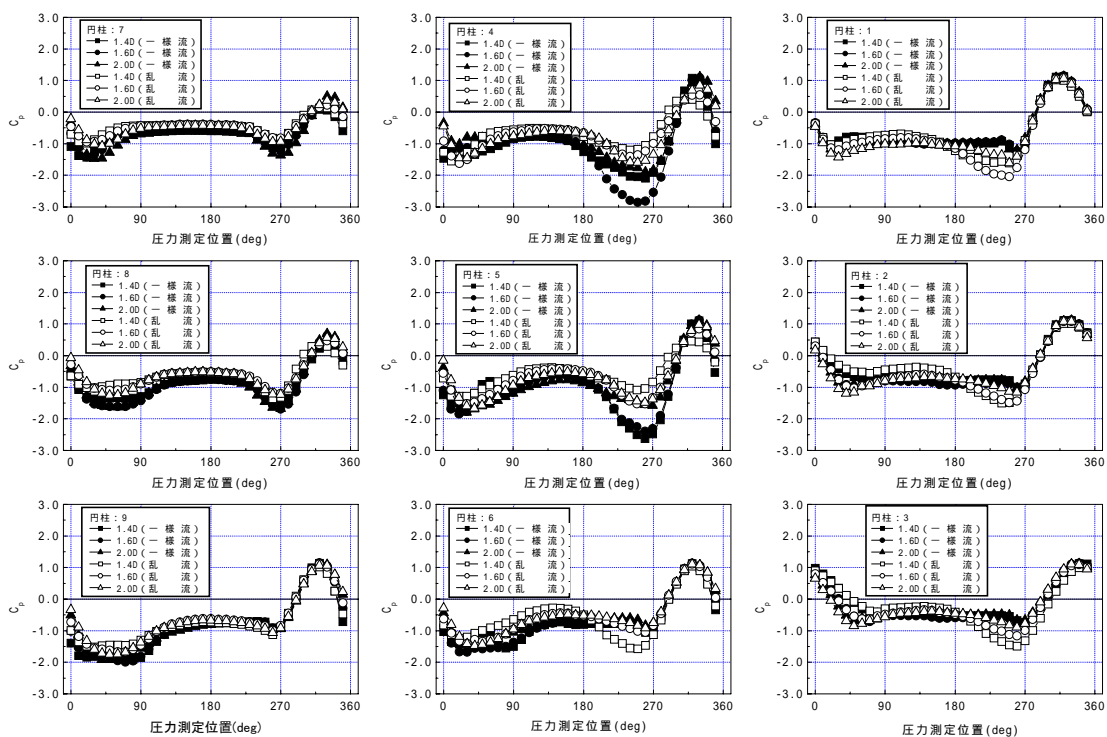


図-2.21 圧力分布

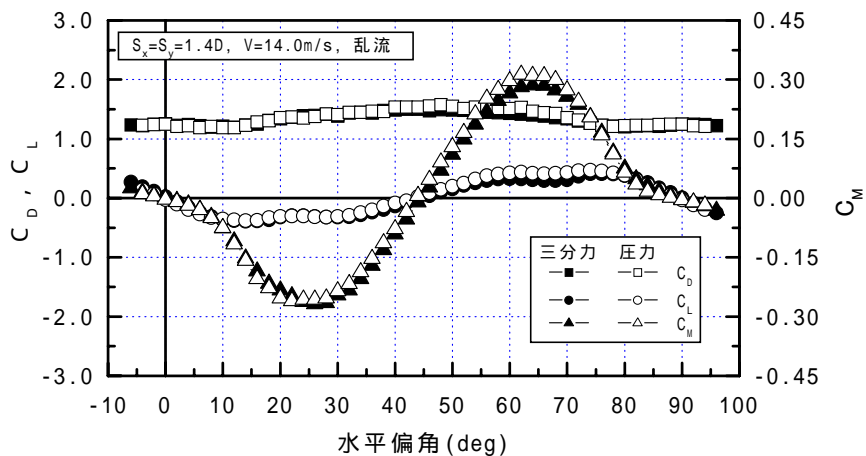


図-2.22 三分力実験と圧力実験結果の比較

### 2.4.3 抗力係数

図-2.23 24に円柱間隔を変化させた場合の各円柱における抗力係数と水平偏角の関係を示す。

図-2.23は乱流中における比較を示しているが、図-2.24に示す一様流中の場合も定性的には同じような挙動を示している。図から明らかなように水平偏角  $=0^\circ$  において抗力が大きく作用しているのは第一列の各円柱のみであり、中段の円柱2における抗力が上段および下段の円柱1,3よりもやや大きくなっている。各円柱の抗力係数は $C_D=1.0 \sim 1.5$ の範囲に分布しており、単独の場合よりも大きくなっている。また、第一列では円柱間隔の最も小さい1.4Dの場合に抗力係数が最も大きく、円柱間隔が大きくなるにつれて抗力係数は減少しており、円柱群全体に作用する抗力とは逆の傾向となっている。

第2列では水平偏角  $=0^\circ$  において、いずれの円柱間隔においても抗力係数は $C_D=0$ 近傍に位置するが、円柱間隔1.4Dおよび1.6Dでは負、2.0Dでは正の値となる。また、この場合は円柱群全体に作用する抗力と同様に円柱間隔が増加するにつれて抗力係数も増加する傾向を示す。なお、一様流中ではいずれの円柱間隔も抗力係数は負の値となった。

第3列ではいずれの場合も抗力係数は正の値となり、円柱間隔が増加するにつれて抗力係数も増加する傾向を示す。抗力係数は $C_D=0.0 \sim 0.5$ 程度である。

このように水平偏角 $0^\circ$ では第1列における各円柱の抗力係数は円柱間隔が増加すると低下するが、第2,3列では円柱間隔とともに抗力係数が増加する。そして、全体に作用する抗力としては円柱間隔とともに概ね増加する傾向となる。

ただし、円柱間隔1.4D～1.6Dでは性状が変化しており、この間で極値を有するかどうかはさらに検討する必要がある。

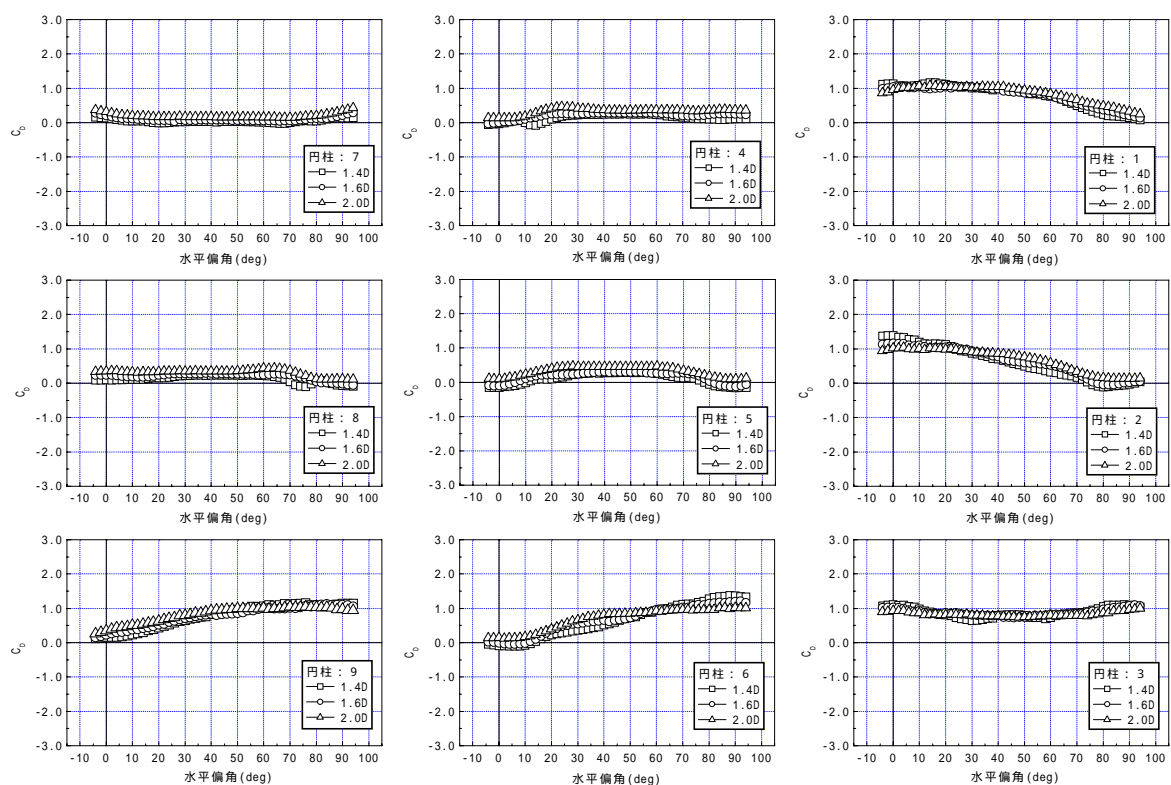


図-2.23 各円柱の抗力係数(乱流,  $V=14\text{m/s}$ )

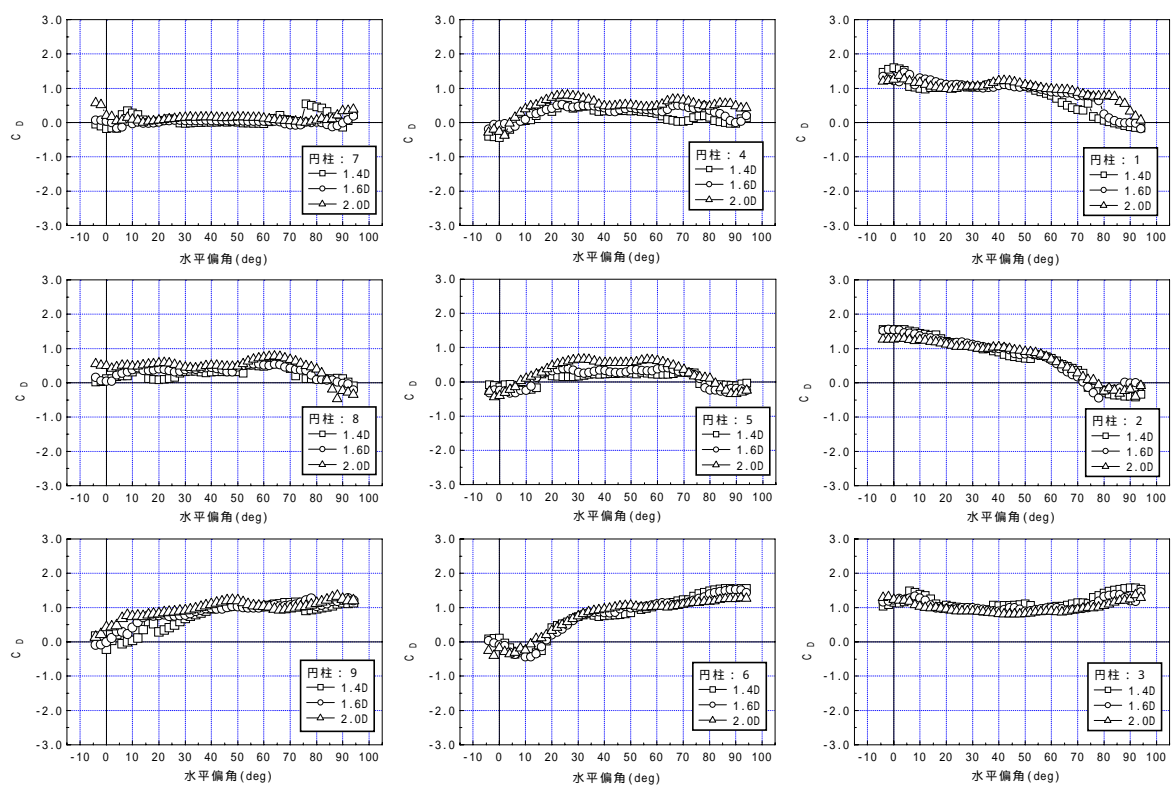


図-2.24 各円柱の抗力係数(一様流,  $V=14\text{m/s}$ )

#### 2.4.4 揚力係数

図-2.25 26に円柱間隔を変化させた場合の各円柱における揚力係数と水平偏角の関係を示す。

図-2.25 は乱流中における比較である。図から明らかなように円柱 1 ～ 6 における性状が円柱間隔 1.4D と 2.0D で相違している。円柱位置により性状の相違する水平偏角が異なり、円柱 4, 5 では水平偏角  $\approx 15^\circ$  までの比較的小さい領域で相違するが、水平偏角が増加すると相違はほとんど見られなくなる。一方、円柱 1 ～ 3 および 6 は水平偏角の大きい領域で相違が著しくなる傾向にあり、特に円柱 1, 6 では作用方向が逆になっている。なお、円柱間隔 1.6D は両者の中間的な挙動を示している。

すなわち、これは圧力分布の相違と対応するものであり、円柱群全体に作用する揚力は円柱間隔 1.4D と 2.0D では作用方向が逆となるが、この性状が最も顕著な水平偏角  $\approx 20 \sim 30^\circ$  では円柱 1 ～ 3 および 6 の相違による影響が大きいと考えられる。

また、図-2.26 に示すように一様流中の場合も、圧力分布と対応して円柱 4, 5 の相違が著しくなっている。

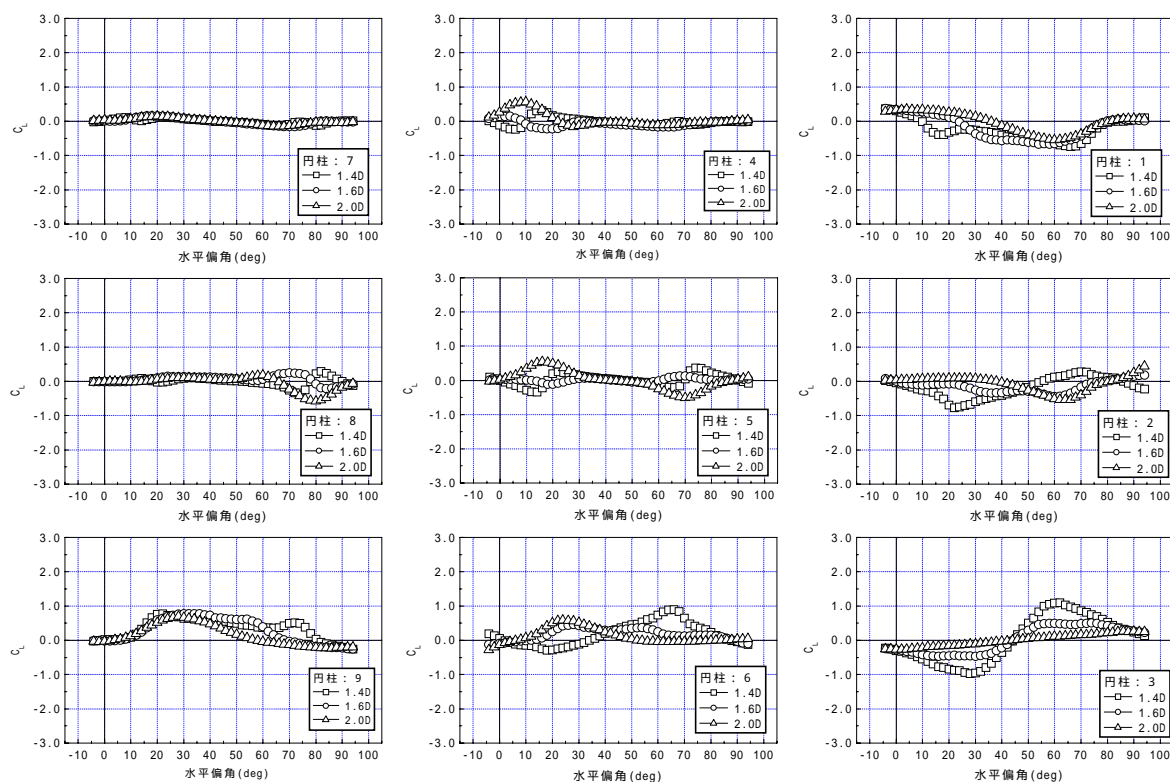


図-2.25 各円柱の揚力係数(乱流,  $V=14\text{m/s}$ )

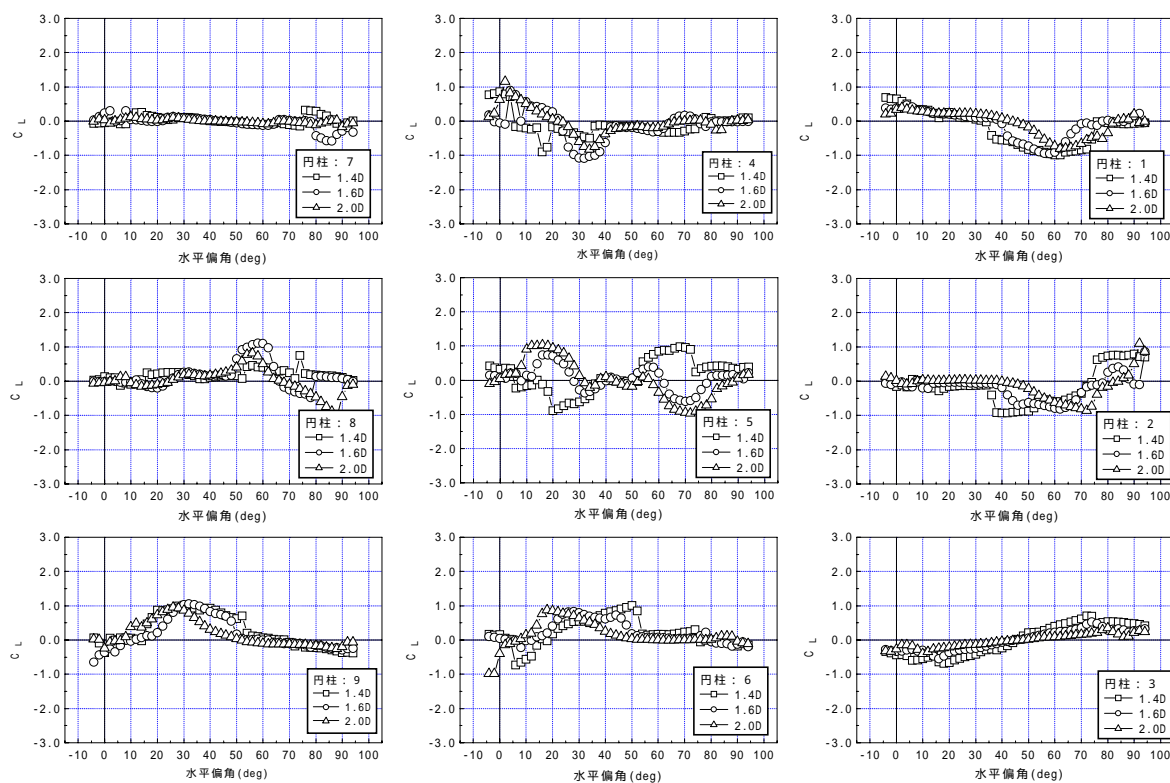


図-2.26 各円柱の揚力係数(一様流,  $V=14\text{m/s}$ )

#### 2.4.5 空力モーメント係数

図-2.27 28に円柱間隔を変化させた場合の各円柱における空力モーメント係数に対する寄与分,すなわち,円柱 5 の中心周り各円柱におけるモーメントと水平偏角の関係を示す。この場合,円柱 5 は寄与しないので,図中には全体に作用する空力モーメントを示した。

図-2.27は乱流中における比較である。円柱間隔の影響が顕著に現れるのは最も風上側に位置する円柱 3 であり,次に円柱 2,4 にも多少の影響がみられる。

円柱 3 では円柱間隔が増加すると空力モーメント係数は水平偏角の変化に対して直線的な変化を示すようになる。なお,図-2.28に示すように一様流中では円柱間隔の相違による影響が小さく,この乱流中における円柱間隔2.0Dと同様の変化を示している。また,一様流中と乱流中では円柱群全体に作用する空力モーメントの水平偏角の変化に対する挙動は大きく異なったものとなるが,やはり円柱 2 ~ 4 における寄与分の相違の影響が支配的である。

空力モーメントは抗力と揚力に依存するが,前述のように抗力係数は円柱間隔の相違による影響は小さく,揚力係数は円柱 1 ~ 6 において相違がみられる。しかし,円柱 1,6 では水平偏角が $20 \sim 30^\circ$ の範囲では空力モーメントに対する揚力の寄与が小さく抗力の寄与が卓越するために円柱間隔や気流の相違による影響が現れにくくなっていると考えられる。

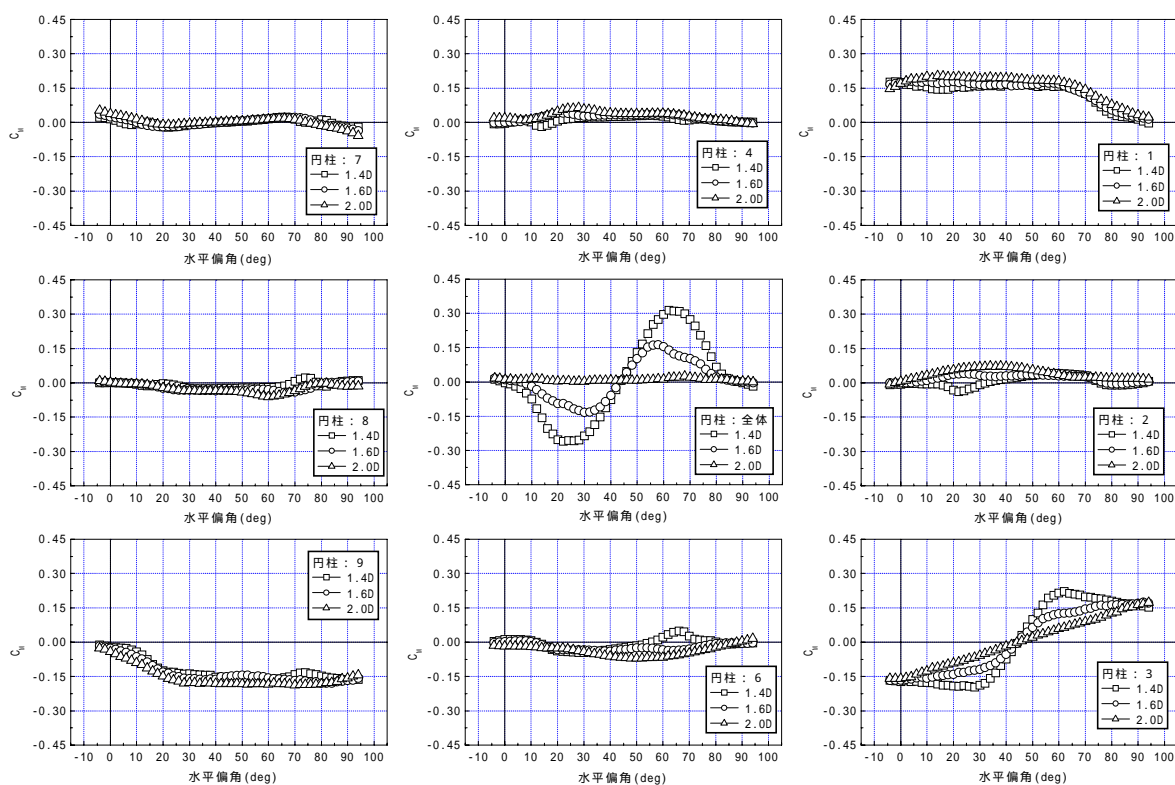


図-2.27 各円柱の空力モーメント係数(乱流,  $V=14\text{m/s}$ )

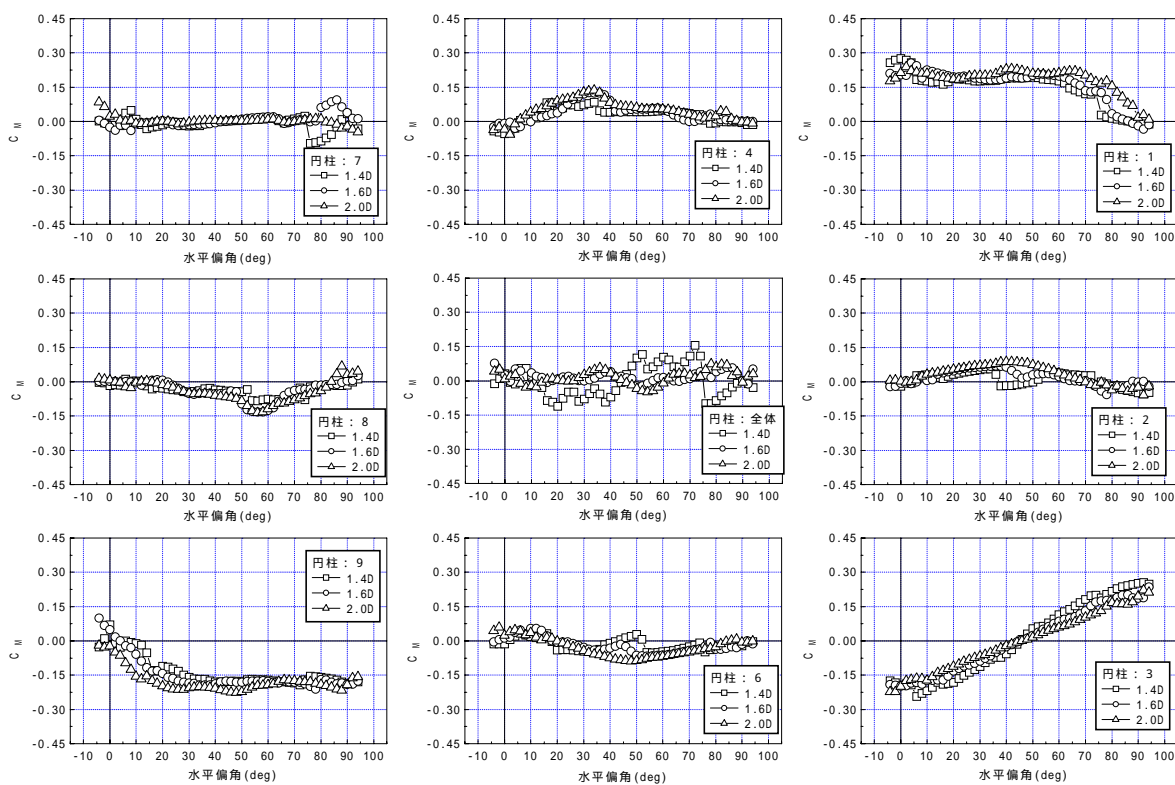


図-2.28 各円柱の空力モーメント係数(一様流,  $V=14\text{m/s}$ )



## 2.5 おわりに

鋼管コンクリート複合構造高橋脚と呼ばれる高橋脚の施工では近接する鋼管群の自立状態が存在し、その風荷重の評価は施工時の設計上重要である。

そこで、本研究では 3 段 3 列に配置された 9 本の円柱群に作用する空気力特性を評価するために、一様流中および乱流中において三分力実験と圧力実験を実施した。実験は円柱断面を用いるのでレイノルズ数の影響に配慮するとともに、円柱間隔の影響や水平偏角の相違による影響に関して詳細に検討を行った。今回得られた主な知見をまとめると以下のようなになる。

- (1) 円柱群全体に作用する抗力は水平偏角が $0^\circ$ において、いずれの円柱間隔でも乱流中では一様流中よりもやや大きくなり、単独円柱の場合とは性状が異なる。
- (2) 各円柱に作用する抗力は水平偏角が $0^\circ$ において、現状の設計とは異なる分布となる。また、設計用抗力係数が現状の設計より小さくなる。
- (3) 円柱群全体に作用する揚力は一様流および乱流中ともに、円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ と $1.6D$ 以上との間で挙動が異なる。フローパターンが変化する影響と考えられ、揚力の作用方向が逆となる傾向を示す。
- (4) 各円柱に作用する揚力は一様流中と乱流中において、影響の大きい円柱が異なっている。乱流中では最も風上である第 1 列に位置するの円柱の影響が大きく、一様流中では最上流の円柱により乱された気流に晒される第 2 列に位置する円柱が影響を及ぼす。
- (5) 円柱群全体に作用する空力モーメントは円柱間隔および気流の相違により大きく異なったものとなる。どちらの場合も共通して、最も上流側に位置する円柱を含む 3 本程度の円柱の影響が支配的である。



## 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 ,石田：山形自動車道大網川橋の設計と施工 ,橋梁 ,1998.3 pp.50-57
- 3) 日本建築学会：容器構造物設計指針・同解説 ,1990
- 4) Sachs, P. : Wind Forces in Wind Engineering, Pergamon Press, 1972, pp.73-78
- 5) ESDU79025 : Fluctuating response of circular cylinders in small groups in fluid flow, 1990.
- 6) Vickery, B.J. : Across-wind buffetting in a group of four-in-line model chimneys. Proc.4th Colloq. "Industrial aerodynamics", Aachen, June 1980, Buildings Aerodynamics, Pt2, Fachhochschule, Aachen, 1980, pp.169-182
- 7) Hanenkamp, W., Hamer, W. : Transverse vibration behaviour of cylinders in line. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics., Vol.7, No.1, 1981, pp.37-53
- 8) EL-Taher, R.M. : Flow around two parallel circular cylinders in a linear shear flow. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics., Vol.21, 1985, pp.251-272
- 9) T.Igarashi, K.Suzuki : Characteristics of the flow around three circular cylinders arranged in line. Bull. JSME, Vol.27, No.233, November1984, pp.2397-2404
- 10) Eastop, T.D., Tutner, J.R. : Air flow around three cylinders at various pitch-to-diameter ratio for both a longitudinal and transverse arrangement. Trans. Institution of Chemical Engineers(UK), Vol.60, Pt6, 1982, pp.359-363,
- 11) 佐藤 ,市岡他：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 ,1995.3 pp.97-100
- 12) 定岡 ,梅垣他：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 ,1996.5 pp.401-404
- 13) 伊藤 ,川口他：多目的大型風洞について ,大林組技術研究所報 No.51 ,1995.8 pp.139-146
- 14) 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
- 15) S.Goldstein : Modern developments in fluid dynamics, Oxford Press, pp.431-432
- 16) M.M.Zdravkovich : Flow around circular Cylinders, Oxford University Press, 1997,p.454
- 17) M. Arie, M. Kiya, et al : Characteristics of circular cylinders in turbulent flows, Bulletin of the JSME, Vol.24, No.190, April, 1981, pp.640-647

- 18) 日本流体力学会編：流体力学ハンドブック,丸善,1998.5 pp.442-445
- 19) 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, -B21,1998.9 pp.42-43
- 20) 日本道路協会：道路橋耐風設計便覧,1992.7.
- 21) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 共通編,1996.12.

## 第3章 静的空気力の評価

### 3.1 はじめに

鋼管コンクリート複合構造橋脚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ト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、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<sup>1)</sup>、本州四国連絡橋耐風設計基準<sup>2)</sup>(以下、本四基準)、道路橋耐風設計便覧<sup>3)</sup>および道路橋示方書<sup>4)</sup>(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が定められているのみであり、群状となり一体として挙動するような構造における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を行うことが基本とされている。しかしながら、分割施工では段取り替えが必要となるので、橋脚が高くなった場合の省力化や工期短縮の妨げになる。

本章では、3段3列9本および3段3列10本および12本の円柱群に対して、まず風洞実験結果より橋軸方向および橋軸直角方向の風荷重特性、並びに最大荷重の作用状態を明らかにした。次に、ブレースおよび横繋ぎ材で連結された鋼管コンクリート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、風向の影響を考慮して検討を行った。

### 3.2 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<sup>5)</sup>（以下、設計マニュアルと呼ぶ）では施工時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、並列鋼管への風荷重の載荷方法は道路橋示方書共通編 2.1.10 風荷重の解説「9) 並列する橋梁の風荷重」<sup>4)</sup>に準拠して、図-3.1に示すように鋼管が径の 2 倍以上離れている場合は風上側、風下側ともに単独の場合と同様の荷重を載荷し、2 倍未満の場合は風下側にその 1/2 の荷重を載荷することとしている。高さ方向には等分布載荷である。

$$P = \frac{1}{2} \rho V_{DE}^2 C_D G \quad (3.1)$$

ここに、

$P$  : 風圧力 ( $\text{kgf}/\text{m}^2$ )

$\rho$  : 空気密度 (一般に  $0.125 \text{kgf s}^2/\text{m}^4$ )

$C_D$  : 力係数 (円形断面に対して 0.8)

$G$  : ガスト応答係数 (=1.9)

$V_{DE}$  : 架設時設計風速 ( $\text{m}/\text{s}$ )

である。

この場合、それぞれ独立した 2 つの円柱構造物を対象としているので、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 方向に限定して照査することとしているが、本四基準<sup>2)</sup>にも示されているように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となる可能性もある。

設計マニュアルにしたがい各円柱に作用する空気力を抗力係数の形で表すと、図-3.2(a)に示すようになる。円柱群全体に作用する空気力を図-3.3および式 (3.2) ~ (3.4) のように定義すると抗力係数は円柱間隔  $S_y=1.4D$  では  $C_D=1.6$ 、 $S_y=2.0D$  では  $C_D=2.4$  となる。

$$C_D = P_D / (0.5 \rho V^2 \sum_k A_n) \quad (3.2)$$

$$C_L = P_L / (0.5 \rho V^2 \sum_m A_n) \quad (3.3)$$

$$C_M = M / (0.5 \rho V^2 B_y \sum_m A_n) \quad (3.4)$$

ここに、

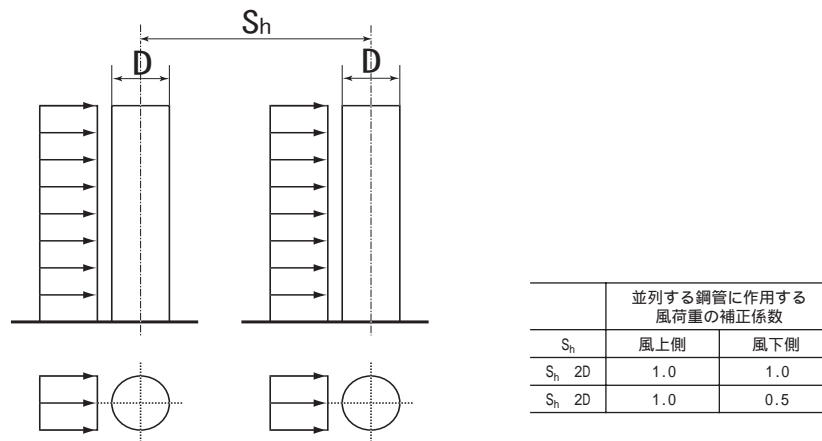
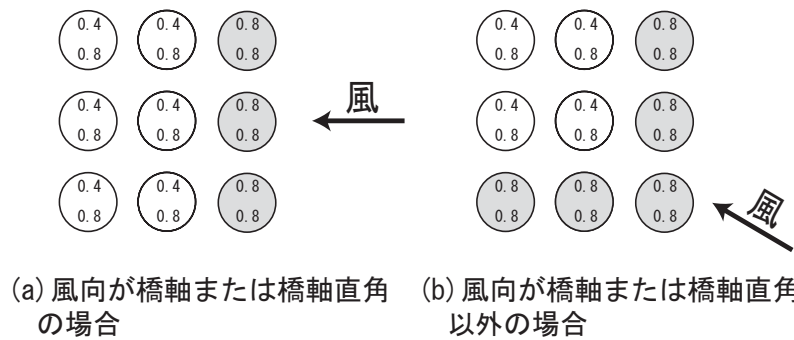


図-3.1 風荷重の載荷方法



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

図-3.2 従来の設計における抗力係数分布

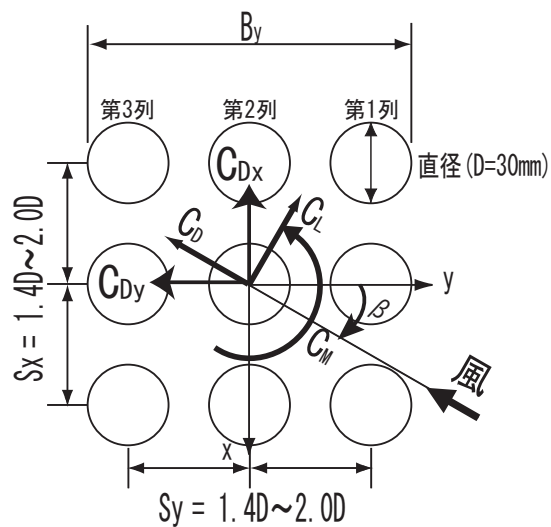


図-3.3 三分力の定義

$P_D$  : 抗力

$P_L$  : 揚力

$M$  : 空力モーメント

$\rho$  : 空気密度

$V$  : 風速

$A_n$  : 水平偏角  $\alpha = 0^\circ$  での円柱 1 本の単位長さ当たりの投影面積

$m$  : x 軸方向の円柱本数

$k$  : y 軸方向の円柱本数

$B_y$  : y 軸方向の幅

である .

また  $C_{Dx}$  および  $C_{Dy}$  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 .

$$C_{Dx} = P_{Dx} / (0.5 \rho V^2 \sum_{n=1}^m A_n) \quad (3.5)$$

$$C_{Dy} = P_{Dy} / (0.5 \rho V^2 \sum_{n=1}^k A_n) \quad (3.6)$$

ここに ,

$P_{Dx}$  : x 方向風力

$P_{Dy}$  : y 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図 -3.2(b) のような抗力係数の分布となる . その結果 , 円柱間隔  $S_x = S_y = 2.0D$  の場合には変化しないものの ,  $S_x = S_y = 1.4D$  の場合には  $C_D = 1.87$  となり , 抗力係数はさらに大きくなる . 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 . また , 各鋼管厚の変更等に繋がる可能性がある . したがって , 合理的な設計を行うためには , これらの抗力係数や荷重分布の妥当性を検討する必要がある .

さらに , 設計マニュアルでは座屈を考慮した許容応力度を用いることとしており , 設計においては道示に準拠して曲げ応力度 , せん断応力度 , 軸方向圧縮応力度とせん断応力度

および軸方向力と曲げモーメントを受ける部材の照査を行っている。そこで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に関する検討も必要となる。

また、ガスト応答係数、架設時設計風速および荷重分布に関してもその妥当性を検討する必要がある。すなわち、ガスト応答係数は海上の風を想定したものであり、田園地帯などでは乱れ強さが大きくなるが、風速は海上より低下するので風荷重としては補い合うものとして $G=1.9$ の一定値が用いられている。設計風速は架設地点の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が、現状では道示に準拠した $V_{DE}=40\text{m/s}$ が通常用いられる。風速分布も高さ方向に等分布としているが実際には高度により異なるものである。

これらの影響は風の実験データが不十分なこともあり本研究では触れておらず今後の課題となるが、風の実験データを十分に把握して山岳部における構造物の設計に反映させることが重要であり、合理的な設計に繋がると考えられる。

### 3.3 空気力の特性

実橋で採用される可能性が高い3段3列に配置された9本、3段4列に配置された10本および12本の円柱群に対して検討を行った。

図-3.4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。円柱間隔はx方向間隔( $S_x$ )およびy方向間隔( $S_y$ )を直径の1.4～2.0倍の間で変化させた。空気力係数は表-3.1に示す条件で実施した三分力実験結果から求めたものである。

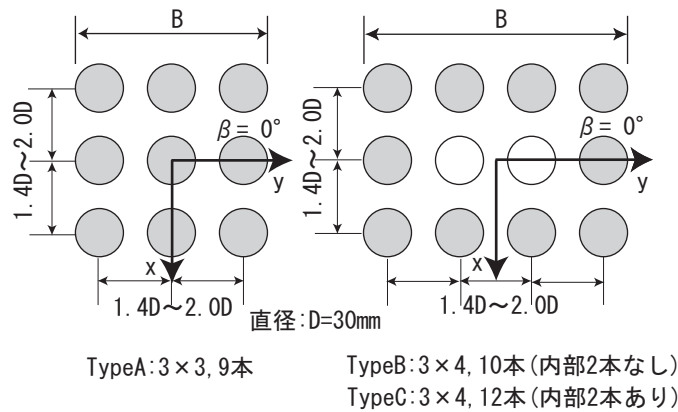


図-3.4 円柱群の配置状態

表-3.1 三分力実験

気 流		乱流格子: $Iu=17\%$
風 速(V)		14m/s
水平偏角( )		0～90度, 2度ピッチ
円柱間隔	x方向( $S_x$ )	1.4D～2.0D
	y方向( $S_y$ )	1.4D～2.0D
模型断面	Type-A	3x3断面, 9本
	Type-B	3x4断面, 10本
	Type-C	3x4断面, 12本



### 3.3.1 三分力特性

図-3.5 6は円柱間隔がx方向間隔( $S_x$ )とy方向間隔( $S_y$ )を両方とも $S_x=S_y=1.4D$ および $2.0D$ とした場合の水平偏角と三分力係数との関係を示したものである。

抗力係数はType-A( $3 \times 3$ , 9本)では,円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ および $2.0D$ の場合ともに水平偏角 $=45^\circ$ で最大となり,水平偏角に対して対称な分布となる。一方,Type-B( $3 \times 4$ , 10本)およびType-C( $3 \times 4$ , 12本)の場合,円柱間隔は等間隔であるがx方向とy方向の円柱本数が異なっているので対称分布とはならず,円柱が数多く風に正対する水平偏角 $=45^\circ$ 以上で最大となる。円柱本数は異なるものの,外郭形状が等しいType-BとType-Cは水平偏角の変化に対して概ね同様の性状を示している。

揚力係数はType-BおよびType-CともにType-Aと同様に円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ と $2.0D$ と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, $S_x=S_y=1.4D$ 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なっており,直列よりも並列方向に円柱の多い場合に揚力係数は増加する傾向となっている。なお, $S_x=S_y=2.0D$ 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Type-CともにType-Aと同様の傾向を示す。すなわち,円柱間隔 $S_x=S_y=1.4D$ では水平偏角 $=45^\circ$ 近傍で逆対称の分布を示し, $S_x=S_y=2.0D$ 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倍程度で性状が変化する傾向が見られた。

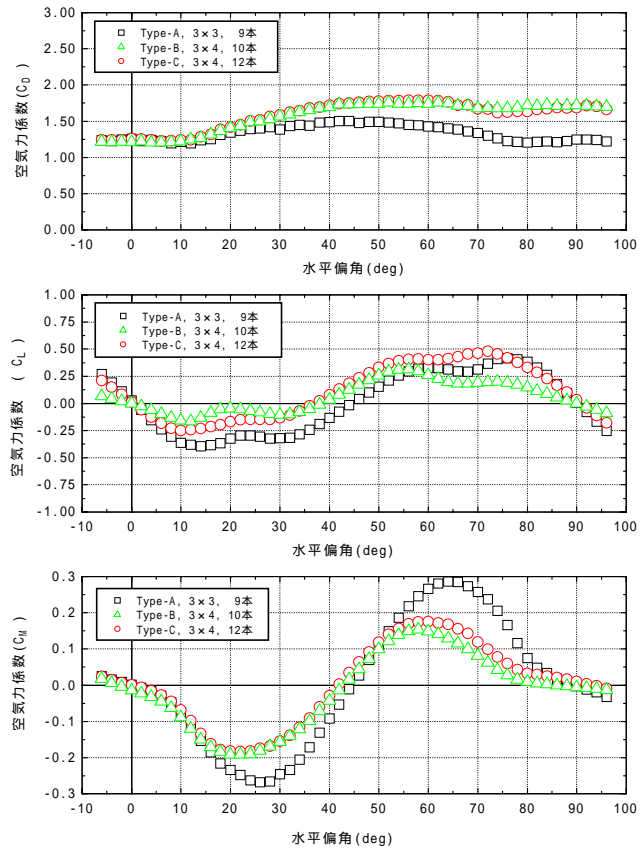


図-3.5 円柱配置の影響( $S_x=S_y=1.4D$ )

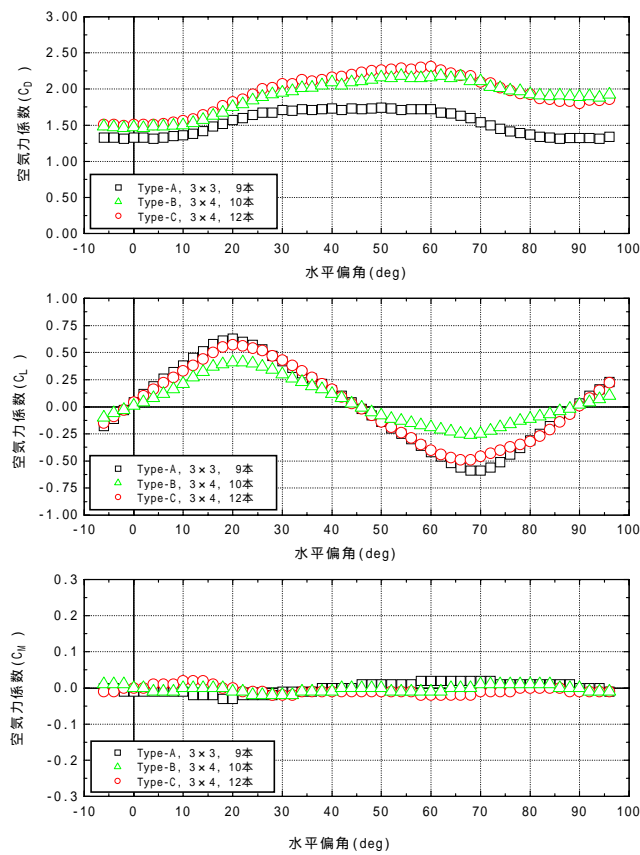


図-3.6 円柱配置の影響( $S_x=S_y=2.0D$ )

### 3.3.2 円柱群全体の抗力係数

図-3.7  $\beta$  は Type-A の  $3 \times 3$  (9 本) に関して , 抗力係数および主風向に対する投影面積の風向変化を示したものである . 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なので , 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る .

Type-A の場合 ,  $x$  方向間隔  $S_x$  と  $y$  方向間隔  $S_y$  が等しい図-3.7(a) では風向が対角線と一致する水平偏角  $\theta = 45^\circ$  で極小となり , 抗力係数は水平偏角  $\theta = 45^\circ$  で最大となっている .  $S_x$  と  $S_y$  が異なる図-3.7(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 . ただし , 円柱間隔  $S_x = S_y = 2.0D$  の場合の実投影面積は風向  $0^\circ$  と  $90^\circ$  を除いて極値を持たない . Type-B の  $3 \times 4$  (10 本) でも同様の傾向が見られるが , この場合は図-3.9 に示すように内側の 4 本の対角線が風向に一致するような状態の時に抗力係数は最大となっている .  $S_x$  と  $S_y$  が等しい場合は水平偏角が約  $63^\circ$  の状態である . いずれの場合も実投影面積が最大ではなく , 極小となる場合に抗力係数は最大となる傾向を示しているのが特徴である .

また , 抗力と揚力の合力を無次元化した値を抗力係数と比較すると , 図-3.10 に示すように最大となる風向も含めて概ね一致する傾向を示した . ただし , Type-A の  $S_h = S_v = 2.0D$  の場合にのみ揚力の影響により水平偏角  $\theta = 45^\circ$  の前後で値がやや大きくなる傾向を示した .

図-3.11 に構造軸定義による風力係数と水平偏角の関係を示す . 図は  $S_x = S_y = 1.4D$  と  $2.0D$  の場合であるが , 他の円柱間隔ではこれらと同様の傾向を示している . なお , 風力係数は 3.2 節の式 (3.4) , (3.5) より求められる .

Type-A の場合 ,  $y$  軸方向風力係数  $C_{Dy}$  は  $S_x = S_y = 1.4D$  では水平偏角  $\theta = 30^\circ$  , また  $S_x = S_y = 1.6D$  では水平偏角  $\theta = 20^\circ$  程度で最大であった .  $S_x = S_y = 1.8D$  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  $\theta = 0^\circ$  以外で  $y$  軸方向風力係数  $C_{Dy}$  は最大となる . 一方 ,  $S_x = S_y = 1.8D$  および  $2.0D$  では水平偏角  $\theta = 0^\circ$  において最大値を示し , 徐々に低下するが , 水平偏角  $\theta = 0 \sim 60^\circ$  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  $\theta = 30 \sim 60^\circ$  で  $C_{Dx}$  と  $C_{Dy}$  はほぼ値が等しくなり二軸の載荷状態となっている .

Type-B の場合 ,  $y$  軸方向風力係数は水平偏角  $\theta = 0^\circ$  以外で最大となる傾向を示すが ,  $x$  軸方向風力係数は  $\theta = 90^\circ$  で最大となる傾向を示している . また , 円柱間隔  $S_x = S_y = 1.8D$  および  $2.0D$  でも Type-A と異なり , 広い範囲で二軸載荷状態となることはない . それに対して

Type-CではType-Aに近い挙動を示しており、内部に存在する円柱の影響が現れていると考えられる。

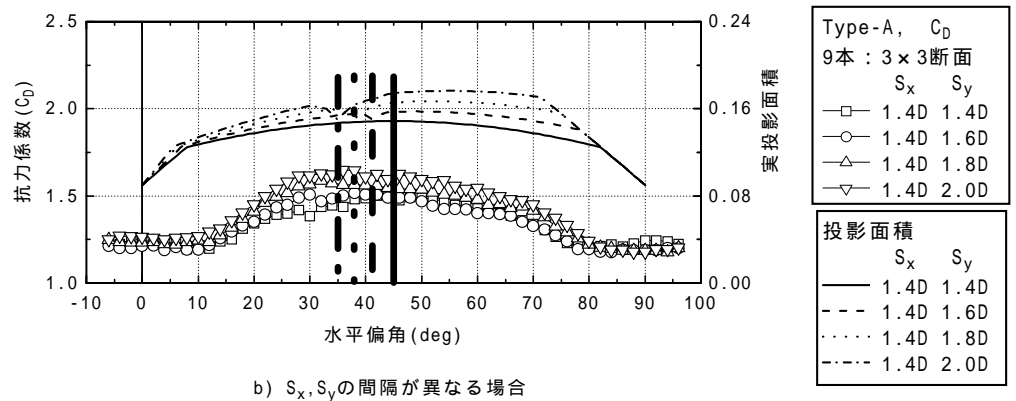
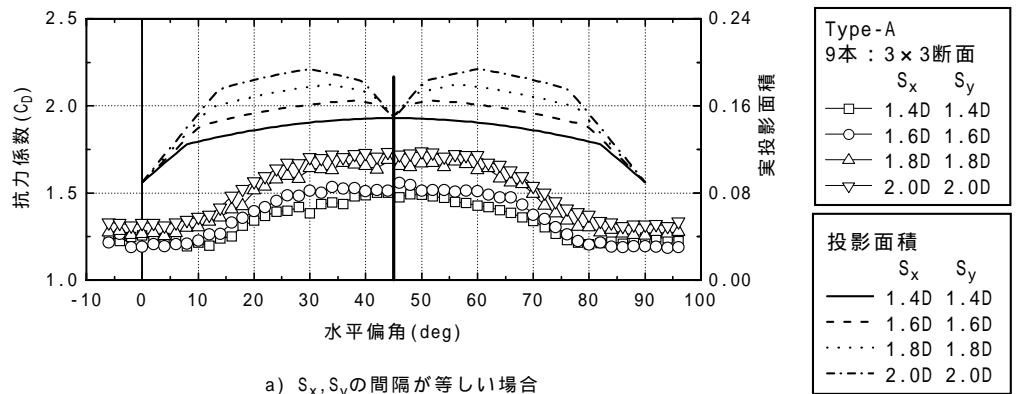


図-3.7 抗力係数と投影面積の関係(Type-A)

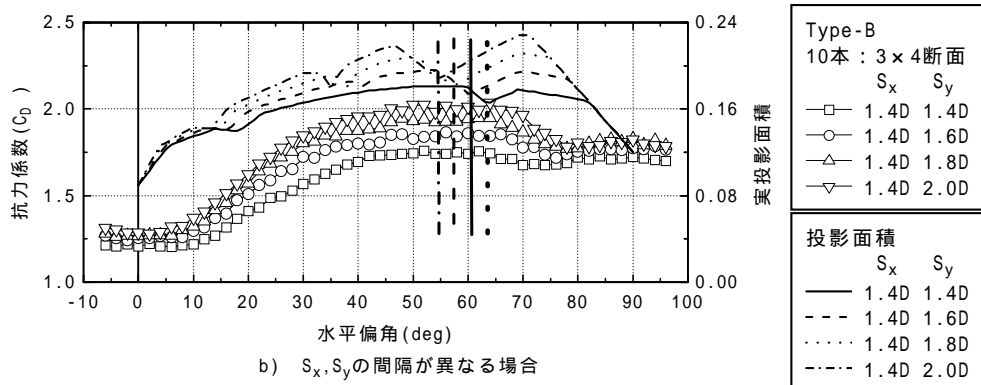
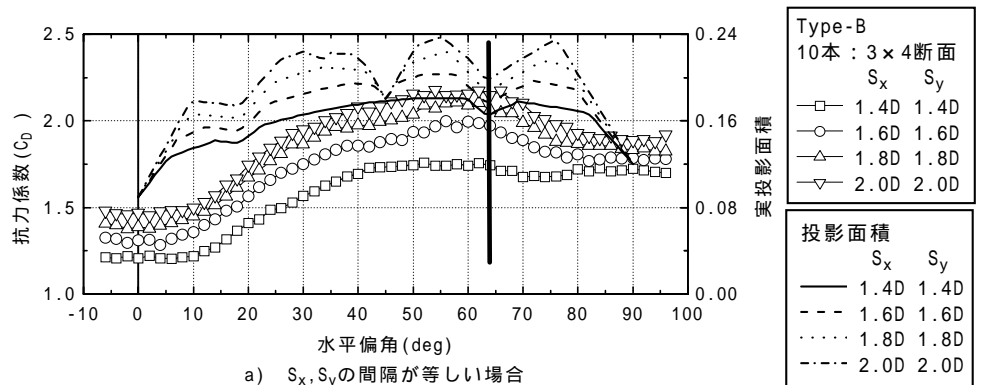


図-3.8 抗力係数と投影面積の関係(Type-B)

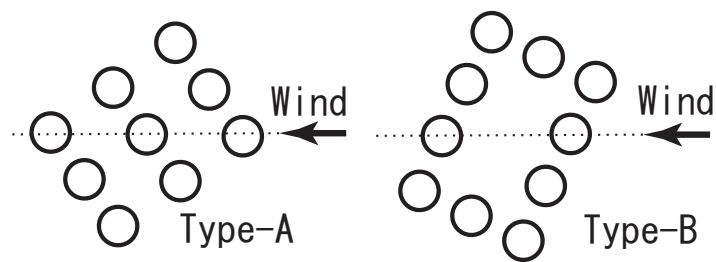


図-3.9 最大抗力の作用方向

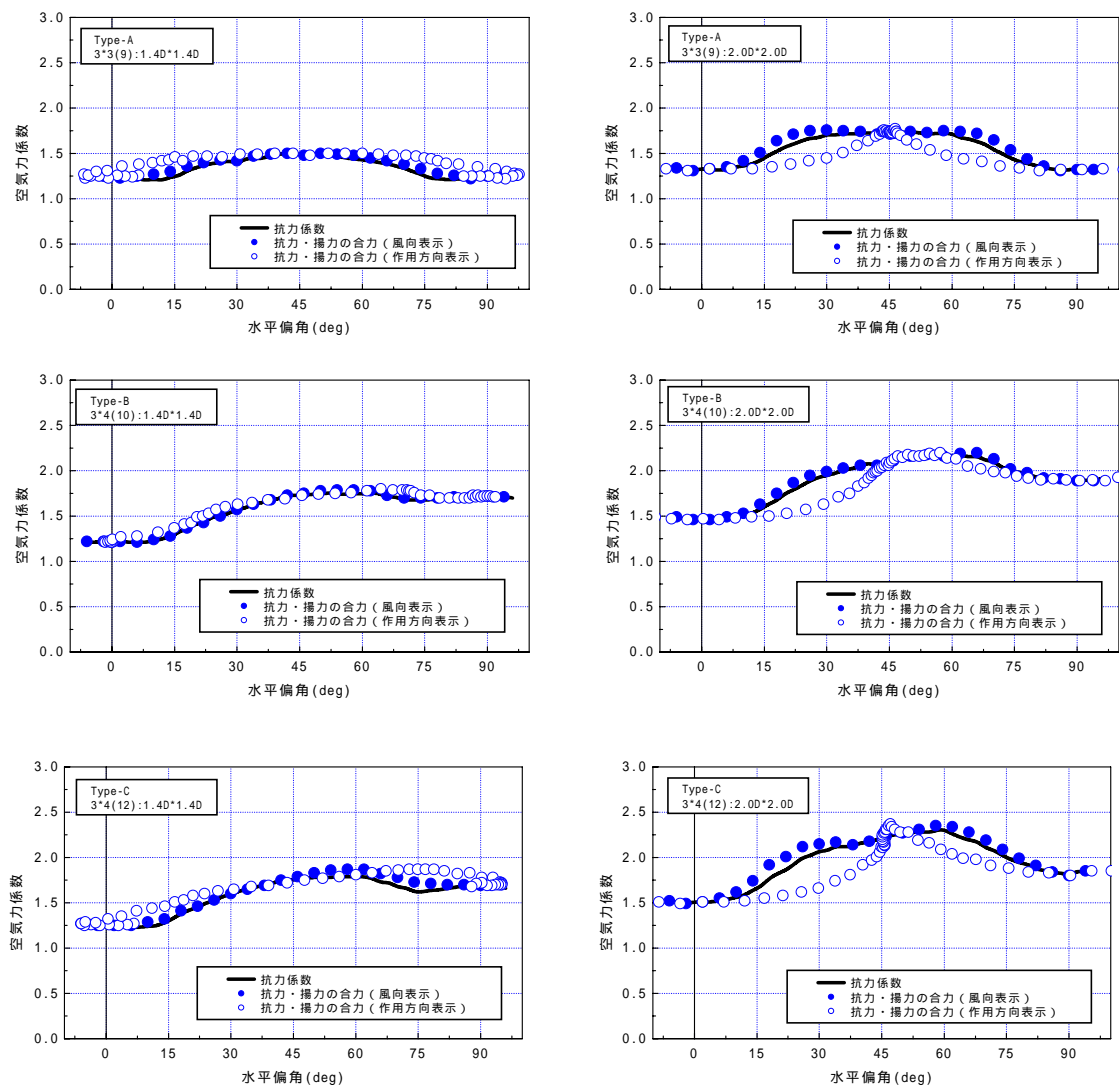


図-3.10 抗力および揚力の合力とその作用方向

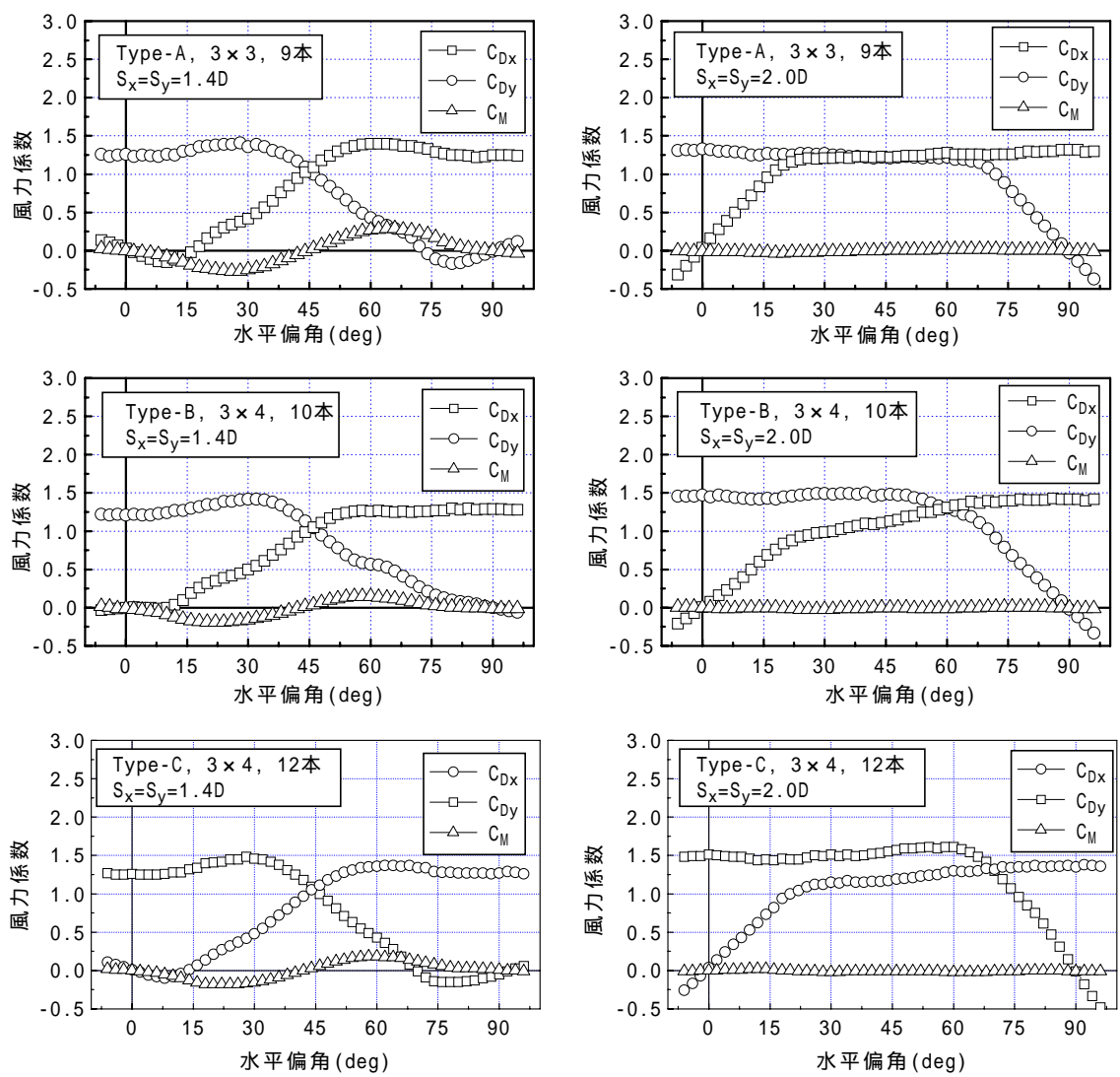


図-3.11 構造軸定義による風力係数

### 3.3.3 各円柱の抗力係数

各円柱の抗力係数は圧力測定実験より図-3.12の定義にしたがって求めた。各円柱の中央部分に $10^\circ$ 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るものである。計測時間は30秒で、サンプリング周波数は500Hzである。実験条件を表-3.2に示すが、使用した乱流は $I_u=17\%$ であり、抗力の評価に用いた風速は $V=14\text{m/s}$ である。

図-3.13に $S_x$ と $S_y$ が等しい場合の水平偏角 $\theta=0^\circ$ および抗力係数が最大となる $45^\circ$ における、円柱間隔と抗力係数の関係を示す。

水平偏角 $\theta=0^\circ$ では円柱1～3が上流側となる。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、第2列では負となる場合もある。円柱間隔が大きくなるにつれて上流側とは逆にほぼ線形に増加するが、円柱間隔 $S_x=S_y=2.0D$ も含めて $C_D=0.4$ 以下である。

水平偏角 $\theta=45^\circ$ 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 $S_x=S_y=2.0D$ 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 $C_D=0.8$ 程度となっている。下流側に位置する円柱4、5および7、8は水平偏角 $\theta=0^\circ$ と同様にいずれの円柱間隔でも概ね $C_D=0.4$ 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。



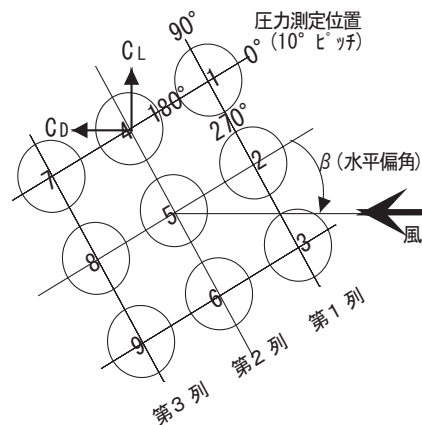


図-3.12 各円柱に作用する空気力の定義

表-3.2 圧力測定実験

気 流	一様流, 乱流: $I_u=17\%$
風 速(V)	7m/s, 14m/s (水平偏角変化)
水平偏角(°)	$0^\circ \sim +90^\circ$ , $2^\circ$ ピッチ (水平偏角変化)
円柱間隔	1.4D, 1.6D, 2.0D (並列及び直列両方向)
模型断面	9本: $3 \times 3$ 断面, 直径 $D=30\text{mm}$

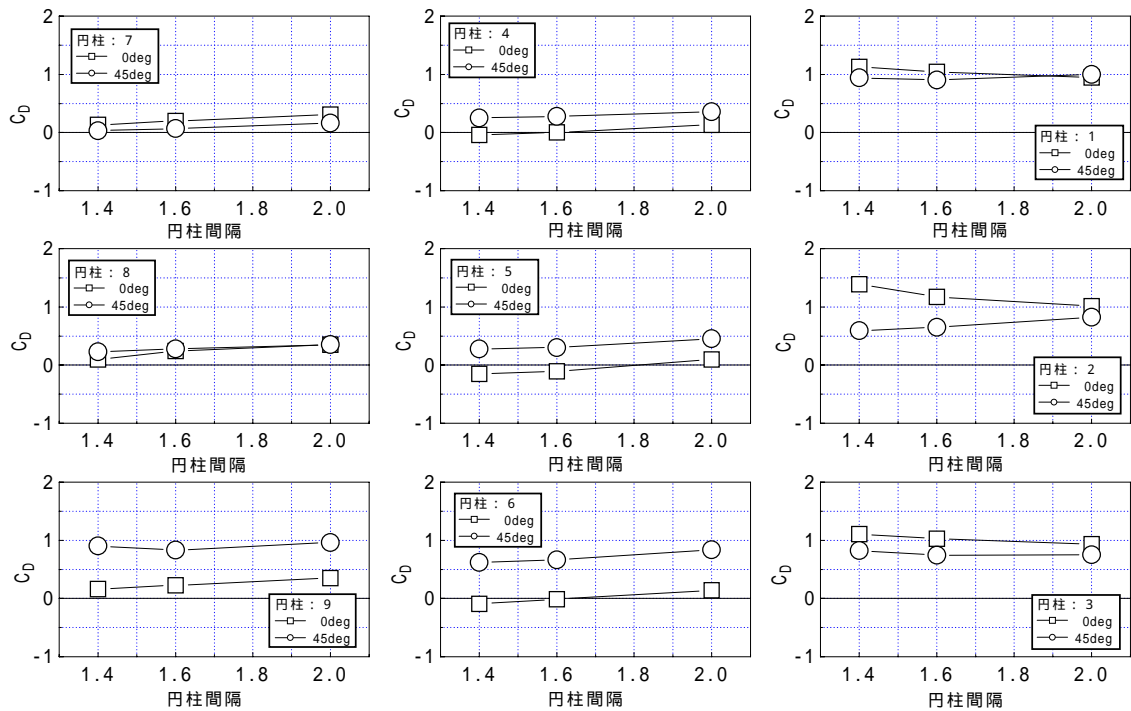


図-3.13 各円柱の抗力係数(Type-A,  $3 \times 3$ , 9本)

### 3.4 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载荷方向を橋軸直角方向と橋軸方向の2方向に限定して、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。一方、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、簡略で等価な载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、連結部材の剛性および風荷重の载荷位置に関する検討を実施した。次に、それらの結果を踏まえて各鋼管に生じる断面力および作用応力を風向ごとに求め、風荷重の評価を行った。

#### 3.4.1 解析条件

図-3.14に解析モデルを示す。また、解析条件を表-3.3に示す。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。また、鋼管の基部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繋ぎ材により連結されている。実際には各鋼管に連結するための張り出し部材があり、その部材間にブレースおよび横繋ぎ材を設置するが、解析では鋼管の断面中心間を連結させた。したがって、実際よりブレースや横繋ぎ材の部材長が長くなっている。

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用いたが、荷重分布や風速、ガスト応答係数は設計マニュアルに準拠して決定した。すなわち、荷重は高さ方向に一様分布、風速は $V=40\text{m/s}$ そしてガスト応答係数は $G=1.9$ である。

表-3.3 解析条件

鋼管配置	3*3(9), 3*4(10), 3*4(12)
鋼管間隔	$S_x=1.4D \sim 2.0D$
	$S_y=1.4D \sim 2.0D$
鋼管の連結方法	剛結
	水平面内ピン結合
	ピン結合
風荷重の載荷位置	各鋼管(圧力実験結果)
	上流側鋼管(圧力実験結果)
	上流側鋼管(三分力実験結果), 空力モーメント考慮
	上流側鋼管(三分力実験結果), 空力モーメント無視
水平偏角	3*3(9), 0~44°, 22°, 4°ピッチ
	3*4(10,12), 0~44°, 22°, 4°ピッチ
	3*4(10,12), 46~90°, 22°, 4°ピッチ
連結部材の剛性	0.5EI, 1.0EI, 2.0EI, 5.0EI, 10.0EI, 100EI

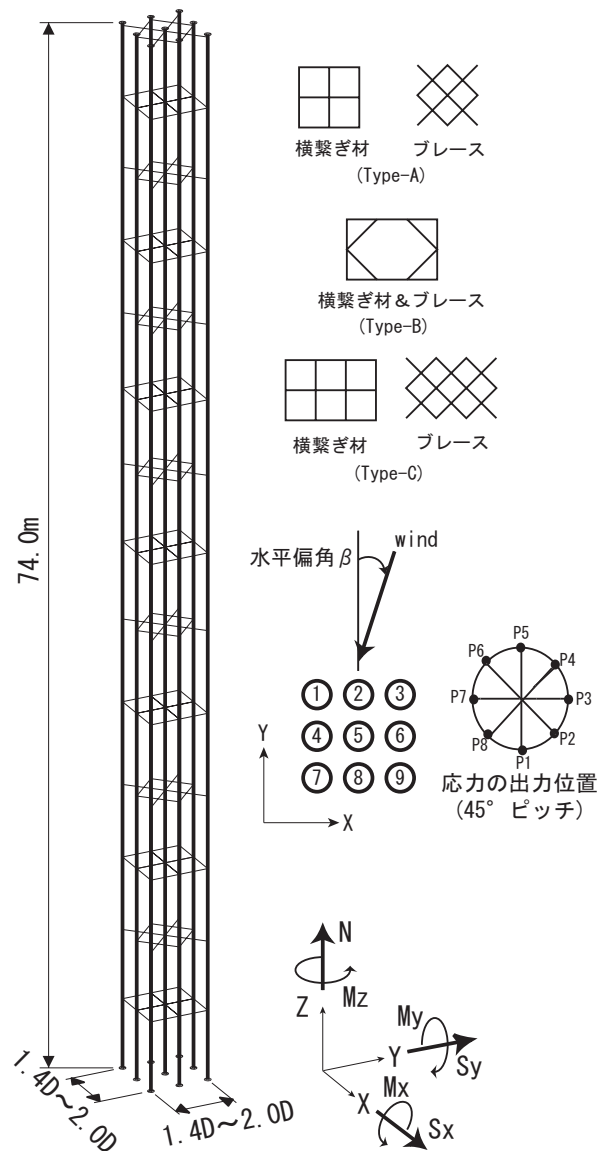


図-3.14 解析モデル

### 3.4.2 鋼管連結方法の影響

各鋼管の連結方法の影響を調査するために、鋼管と結合部材の結合条件を剛結、 $z$  軸回りの回転を自由とした場合(水平ピンと呼ぶ)、およびピン結合として解析を実施した。ここで、風荷重は圧力実験より得られた抗力係数および揚力係数を用いて各円柱ごとに載荷した。

図-3.15に各鋼管の高さ方向の軸力 $N$ および曲げモーメント $M_x$ 、 $M_y$ 分布を示す。図は荷重が非対称となり、ねじれモーメントの影響が表れる水平偏角  $\theta = 22^\circ$  の状態であり、上段が剛結、下段が水平ピンの場合である。軸力分布は両者に相違はみられない。曲げモーメント分布は剛結の場合には各鋼管ともにほぼ等しい分布となっているのに対し、水平ピンの場合には鋼管位置により分布が異なってくる。特に曲げモーメント $M_y$ は作用方向も鋼管位置により相違する。また、せん断力も同様に水平ピンでは鋼管位置により相違する。なお、ねじりモーメント $M_z$ は水平ピンでは回転自由のため発生せず、剛結の場合のみに発生し、中心に位置する鋼管において最大となる。しかし、曲げモーメントと比較して非常に小さい値となっている。

図-3.16に鋼管頂部の変位モードを示すが、剛結では全体が平行移動し、水平ピンでは回転を伴っている。なお、水平偏角  $\theta = 0^\circ$  および  $44^\circ$  のように荷重が断面に対して概ね対称に作用する場合には両者の断面力分布はほぼ一致したものとなっている。

また、図-3.17に円柱間隔による断面力の変化を示すが、円柱間隔が大きくなるに連れて連結方法の相違による影響が小さくなり、円柱間隔 $S_x=S_y=2.0D$ では両者の断面力分布はほぼ一致する。

図-3.18は鋼管基部でコンクリートが充填されていない位置の鋼管応力度と水平偏角の関係を示している。図は第1列の鋼管1～3について示しているが、第2、第3列の場合も同様の傾向を示す。上段が $S_x=S_y=1.4D$ 、下段が $S_x=S_y=2.0D$ である。剛結の場合、両者とも各円柱にほぼ等しい応力が生じる。一方、水平ピンの場合、円柱間隔の大きい $S_x=S_y=2.0D$ では連結方法による相違は小さいが、 $S_x=S_y=1.4D$ では鋼管により差が生じ、剛結よりも大きな応力が生じる場合があるので注意が必要である。

固有値解析結果において、剛結では曲げ1次が最低振動数モードとなるが、水平ピンではねじれ1次が最低振動数モードとなり、両者の最低次の固有振動モードが相違する。実際の連結部材の長さを考慮した固有値解析<sup>6)</sup>では曲げ1次が最低振動モードとなっており、実構造物では連結状態が剛結に近いと考えられる。そこで、以後の検討では連結方法を剛結として解析を実施した。

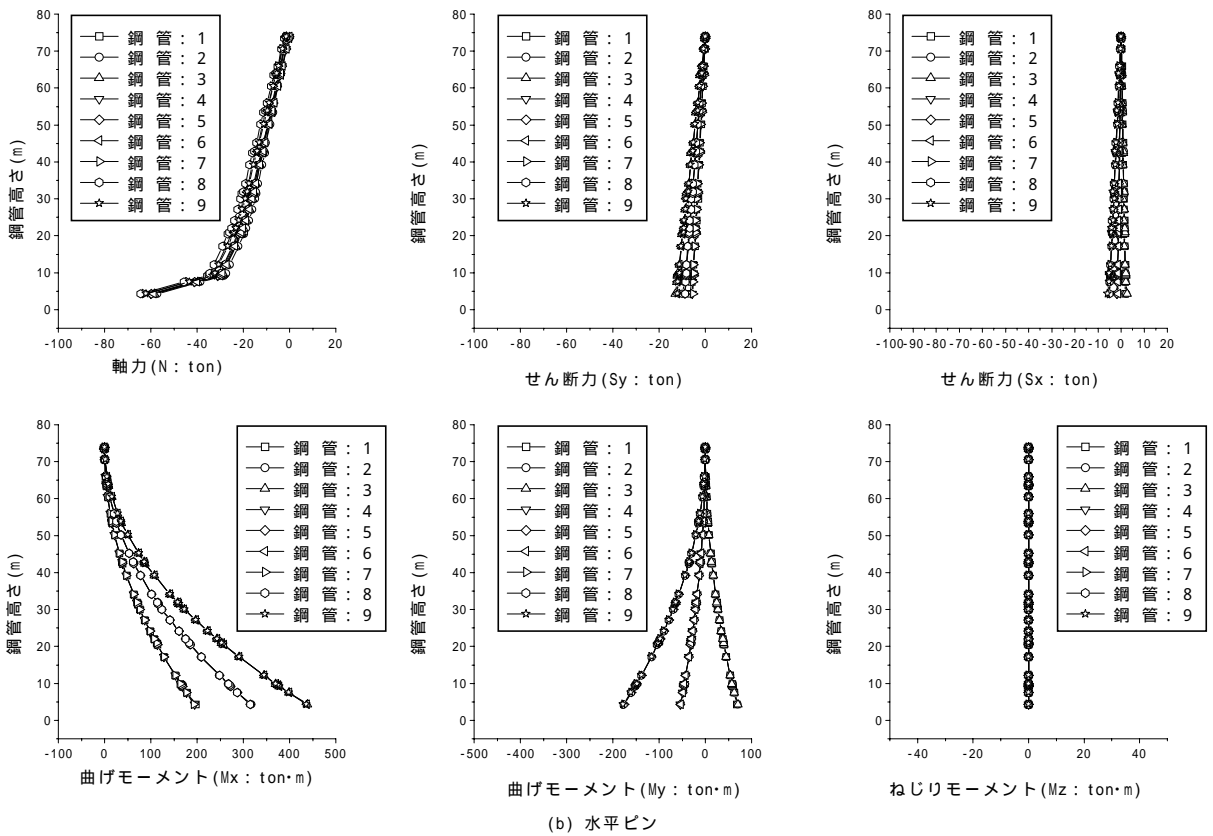
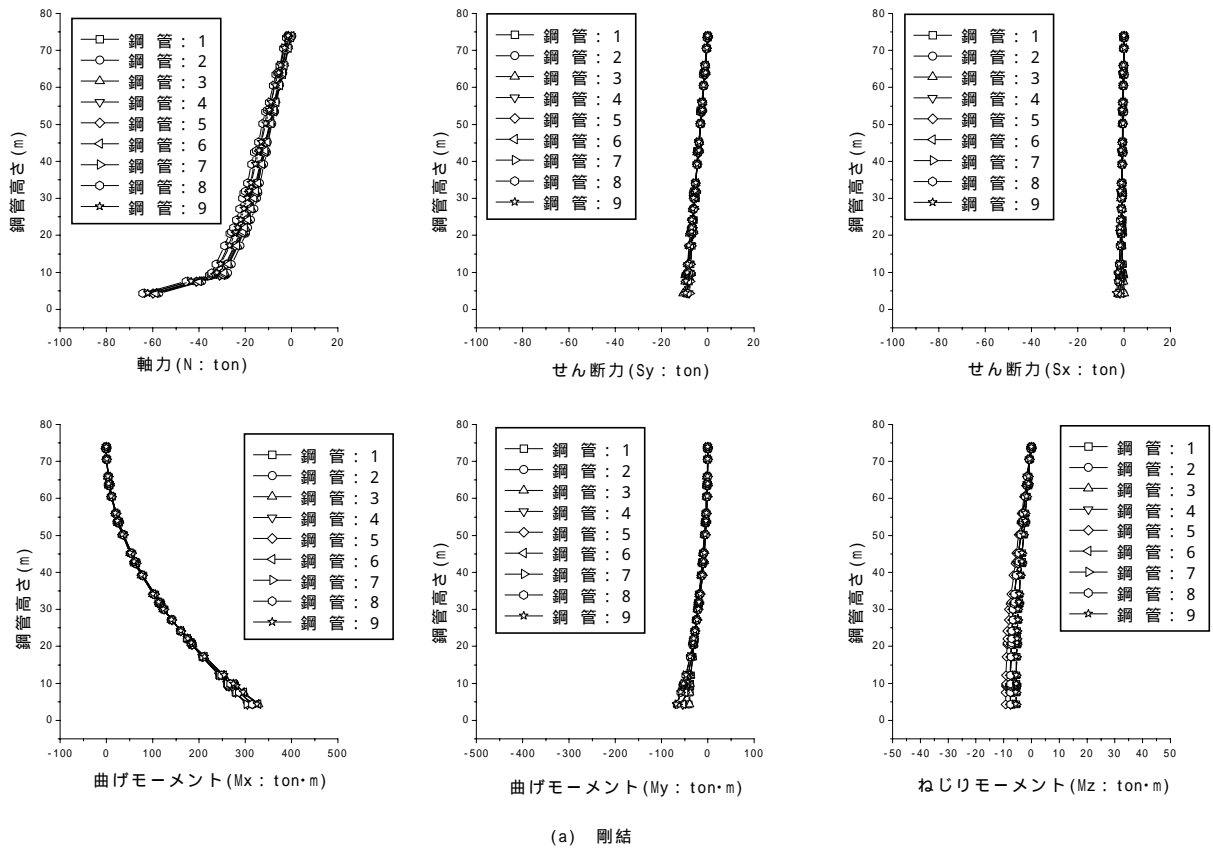


図-3.15 各鋼管の断面力分布(Type-A,  $S_x=S_y=1.4D$ , 水平偏角:22deg)

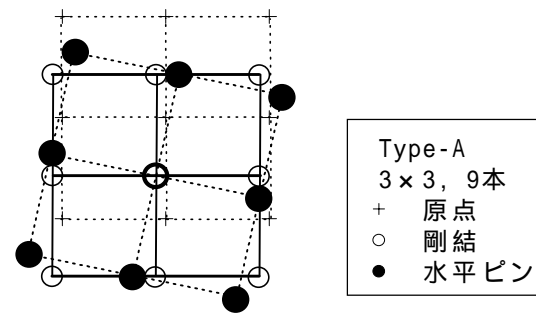


図-3.16 鋼管頂部の変位モード

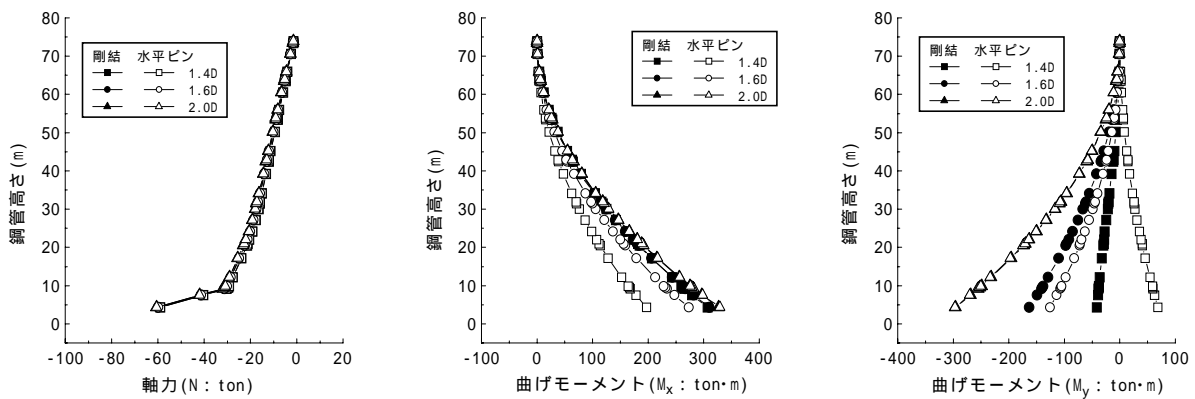


図-3.17 鋼管連結方法の影響 (Type-A, 水平偏角: 22deg)

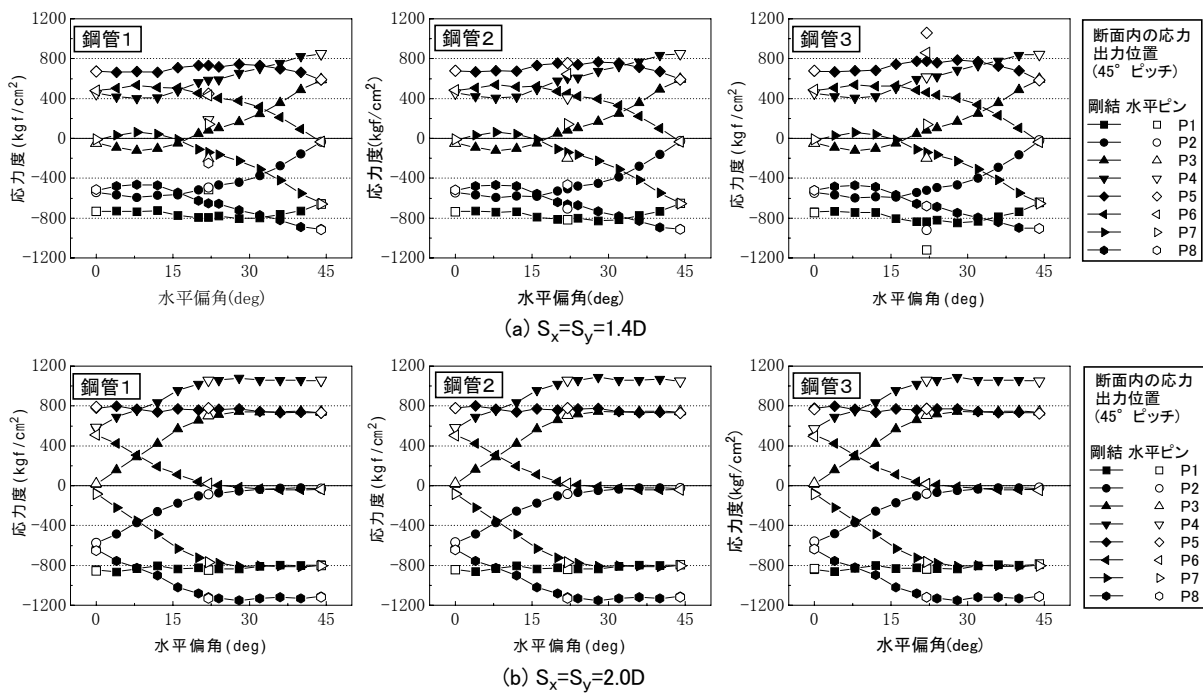


図-3.18 応力度～水平偏角関係 (Type-A)

### 3.4.3 連結部材剛性の影響

図-3.19は連結部材の剛性変化率と断面力との関係を示したものである。解析上は部材の弾性係数を通常使用する値(ここでは  $E=2.1 \times 10^6 \text{kgf/cm}^2$ )の0.5倍～100倍の間で変化させた。図は円柱間隔  $S_x=S_y=1.4$  の水平偏角  $\theta=22^\circ$  において、鋼管 2 および 8 の断面力分布を示しているが、円柱間隔や各鋼管の位置によらず同様の傾向を示している。軸力  $N$  は剛性が大きくなるにつれて鋼管 2 では引張側、鋼管 8 では圧縮側に変化し、両者の差が次第に大きくなって行く。剛性が増加すると曲げモーメント  $M_x$  および  $M_y$  は減少する傾向を示すが、0.5～10倍の間ではあまり大きな変化が見られない。

図-3.20は鋼管 2 および 8 の鋼管基部断面における応力分布を示しているが、両者ともに剛性変化率が0.5～10倍では断面内の応力変化が小さい。また、両者は概ね等しい応力分布となる。それに対して100倍では両者ともに応力が緩和されるとともに鋼管 2 では引張側、鋼管 8 では圧縮側に分布がシフトする。

これは、各鋼管単独でそれぞれ曲げモーメント負担する構造から鋼管群全体でモーメントを負担する一体構造へと構造系が変化することによるが、剛性変化率が0.5～10倍程度では応力的には影響が小さいと考えられる。

図-3.21は鋼管頂部の  $x$  および  $y$  方向変位と連結部材の剛性変化率との関係、およびその変化率と剛性変化率との関係を示したものである。実変位では実橋脚では最大80cm程度の変位が予想され、鋼管間隔により多少相違するが、 $x$ 、 $y$  方向ともに剛性が10倍では変位が10～15%程度の減少に留まり、100倍となって55～60%程度の減少がみられる。



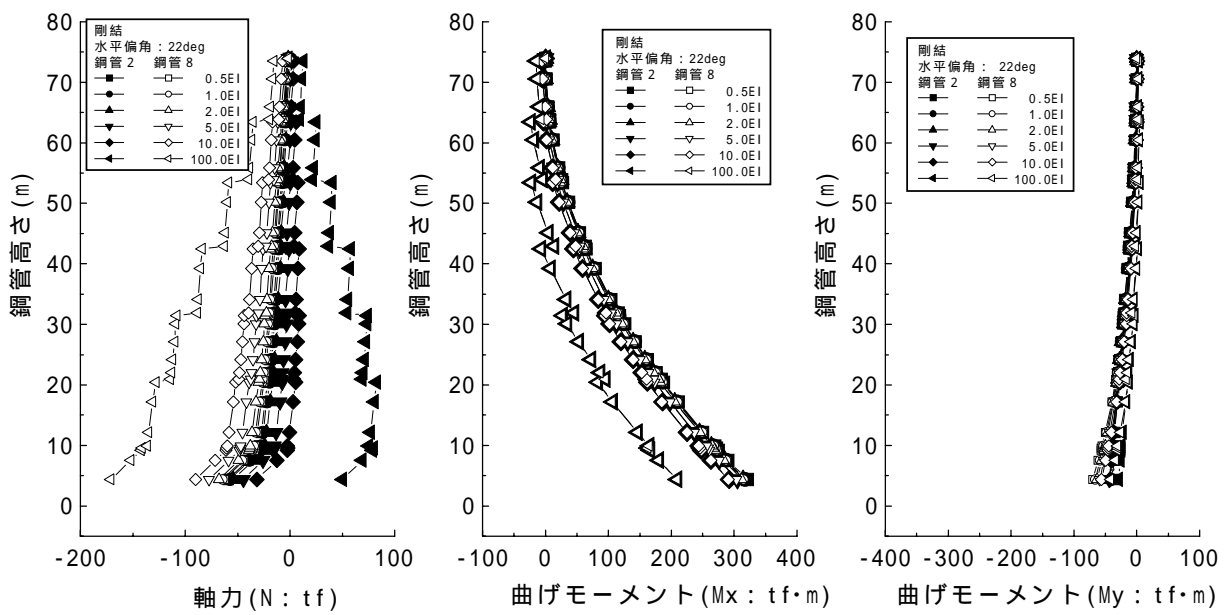


図-3.19 連結部材剛性の影響(Type-A,  $S_x=S_y=1.4D$ , 水平偏角:22deg)

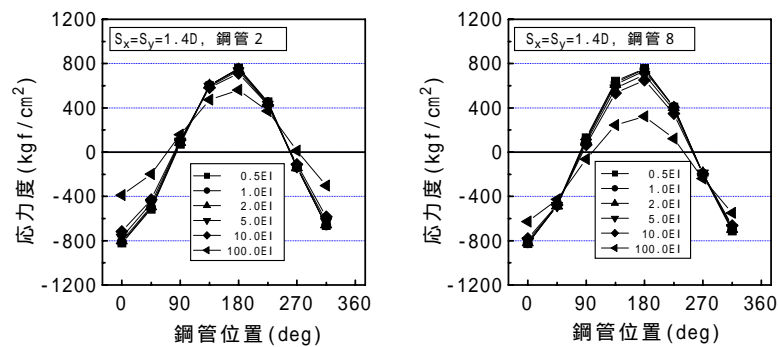


図-3.20 鋼管応力度への連結部材剛性の影響(Type-A,  $S_x=S_y=1.4D$ , 水平偏角:22deg)

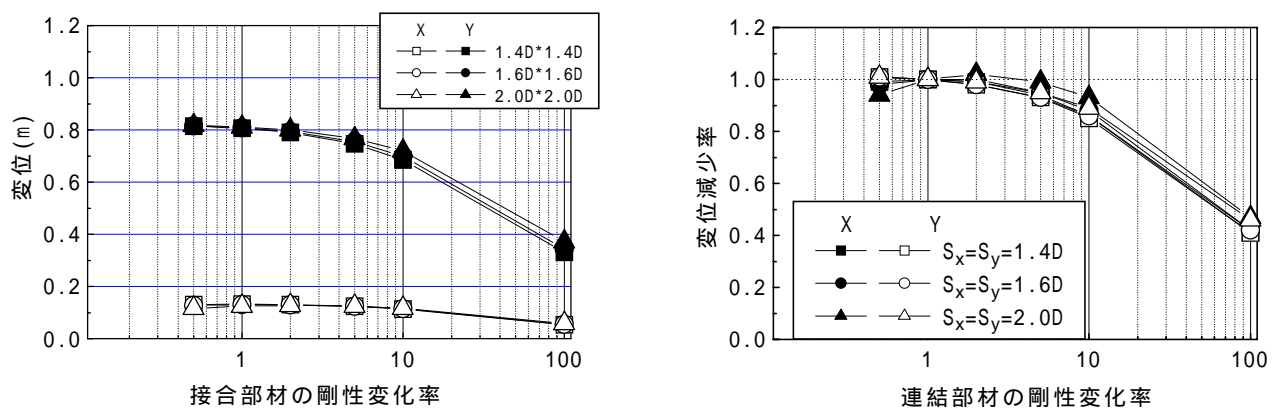


図-3.21 連結部材剛性と変位の関係(Type-A, 水平偏角:22deg)



#### 3.4.4 風荷重の載荷方法の影響

Type-A の  $3 \times 3$  (9 本) において , 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

各鋼管に作用する風荷重を併せて , すべて上流側鋼管のみに載荷した場合

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

空力モーメントを無視した場合

の 4 種類の載荷方法について検討した .

図 -3.22 は圧力実験に基づいた , の 2 種類の載荷方法における鋼管基部の応力と水平偏角の関係である . 図は円柱間隔  $S_x=S_y=1.6D$  の場合を示しているが , いずれの円柱間隔においても非常によい対応を示している . 図 -3.23 に示すようにいずれの円柱間隔においても , 断面力分布も高さ方向に関わりなく載荷位置の影響は見られなかった . また , の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かった .

図 -3.24 に空力モーメントの影響を示したが , の空力モーメントを無視した場合にも応力分布 , 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 . したがって , 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 .

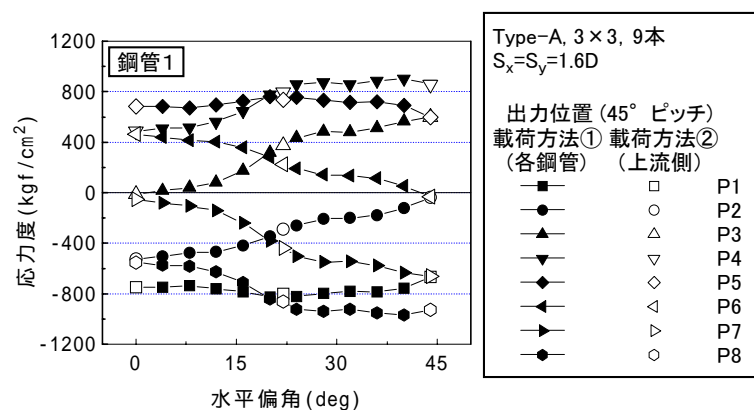


図-3.22 応力度～水平偏角関係(Type-A, 鋼管1)

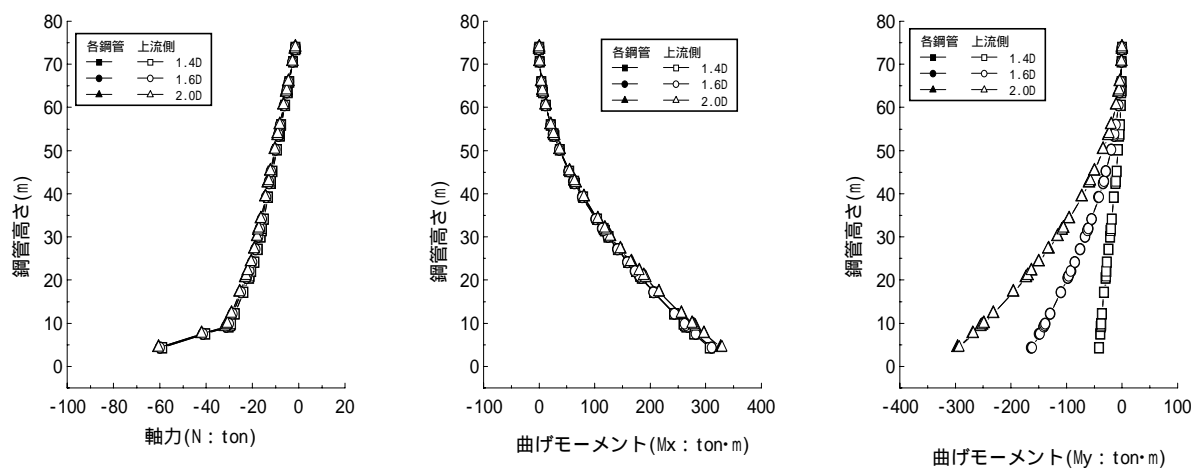


図-3.23 風荷重載荷位置の影響(Type-A, 鋼管1, 水平偏角: 22deg)

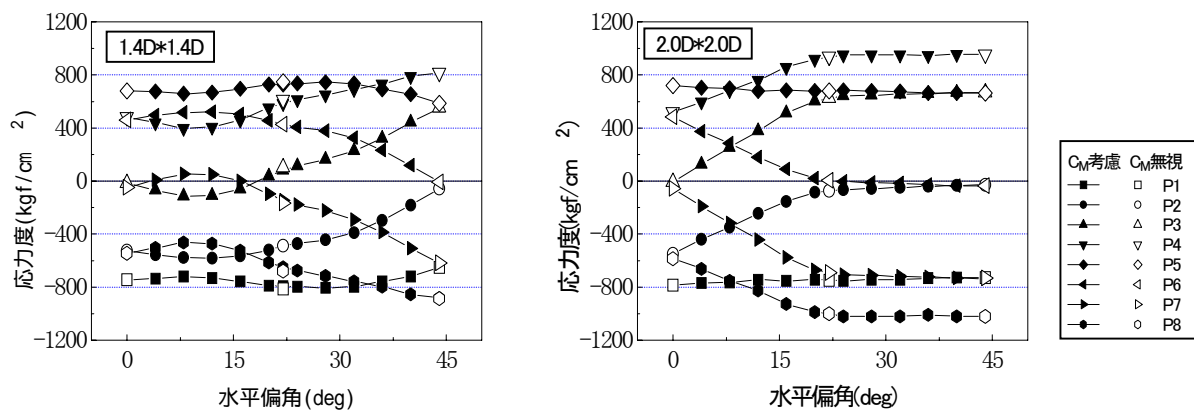


図-3.24 空力モーメントの影響(Type-A, 鋼管1)

#### 3.4.5 鋼管配置の影響

図-3.25はType-Aの $3 \times 3$ (9本)で円柱間隔 $S_x$ と $S_y$ が等間隔の場合の断面内応力度と水平偏角との関係である。円柱間隔が広いほど水平偏角の増加につれて断面内の応力も増加しやすい傾向にある。 $S_x=S_y=2.0D$ 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、この場合は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。

図-3.26はType-Aで $S_x=1.4D$ 、 $S_y=1.6D \sim 2.0D$ と円柱間隔が異なる場合である。図は鋼管1の応力度を示しており、 $\theta=45 \sim 70^\circ$ において2ヶ所で極大となる水平偏角が存在するが、鋼管ごとにその極大値の大小関係が相違する。また、断面内の応力分布を図-3.27に示すように $45^\circ$ ピッチで表示しているので、必ずしも各水平偏角において応力が最大となる位置とは一致しない。

そこで、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求めたものが図-3.27である。(a)は $S_x=S_y=1.4D$ の場合である。この円柱間隔 $S_x$ と $S_y$ が等しい正方形断面では $\theta=44^\circ$ において縁応力が最大となる。(b)は $S_x=1.4D$ 、 $S_y=2.0D$ の場合である。水平偏角 $\theta=36^\circ$ および $62^\circ$ で最大となっており、前者は風軸定義の風力係数が最大となる風向に一致し、後者は $x$ 軸方向風力係数が最大となる風向に概ね一致している。この $S_x$ と $S_y$ が異なる場合には他の円柱間隔においても同様の傾向となる。

また、図-3.28および29はそれぞれType-B( $3 \times 4$ の10本)における応力度と水平偏角の関係および断面内応力分布である。Type-Bでは円柱間隔 $S_x$ と $S_y$ の関係に関わりなく応力が極大となるのは1ヶ所のみであり、 $S_x=S_y=1.4D$ では $\theta=58^\circ$ であった。他の場合も $\theta=58^\circ$ もしくは $62^\circ$ となり、Type-Bでは風軸定義の抗力係数が最大となる水平偏角で応力も最大となると考えられる。なお、Type-Cの場合はType-Bと同様の傾向を示すが、鋼管本数が多いので応力的には小さくなる。

図-3.30、31にType-BとCにおける高さ方向の断面力分布を示す。両者を比較すると軸力分布とねじれモーメント分布に相違がみられType-CはType-Aに近い分布となっており、この場合は鋼管本数の相違の影響よりも連結状態の相違の影響と考えられる。

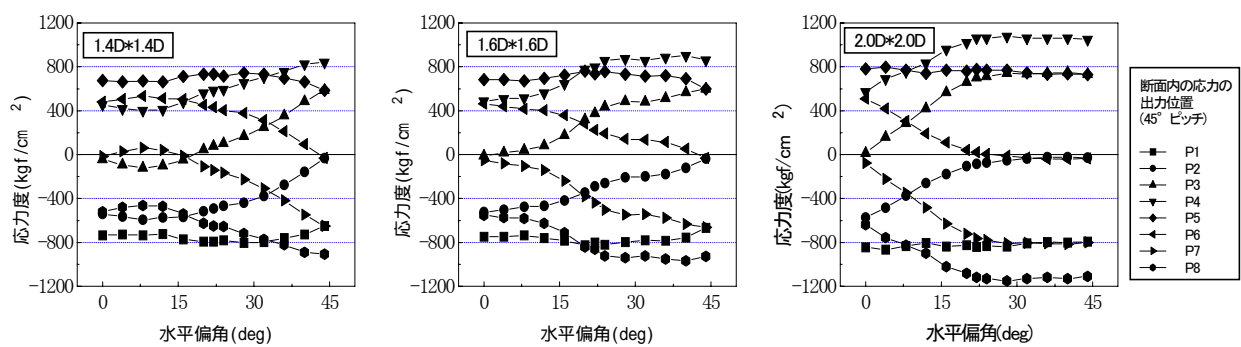


図-3.25 応力度～水平偏角関係(Type-A, 鋼管1)

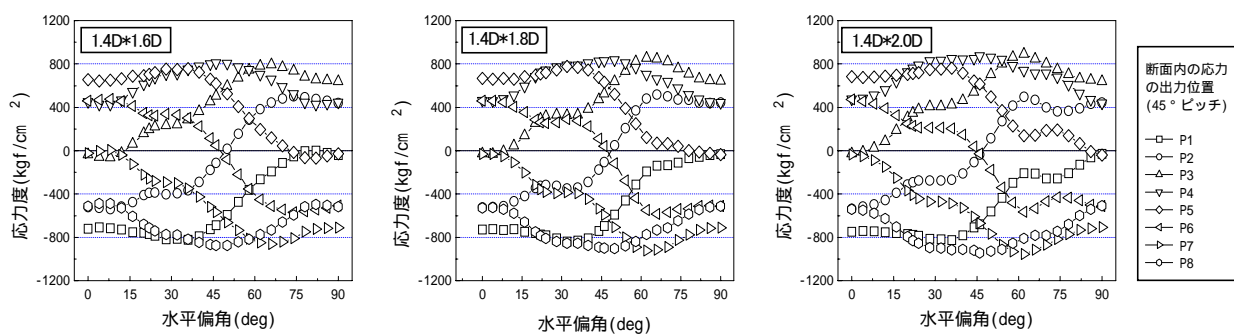


図-3.26 応力度～水平偏角関係(Type-A, 鋼管1)

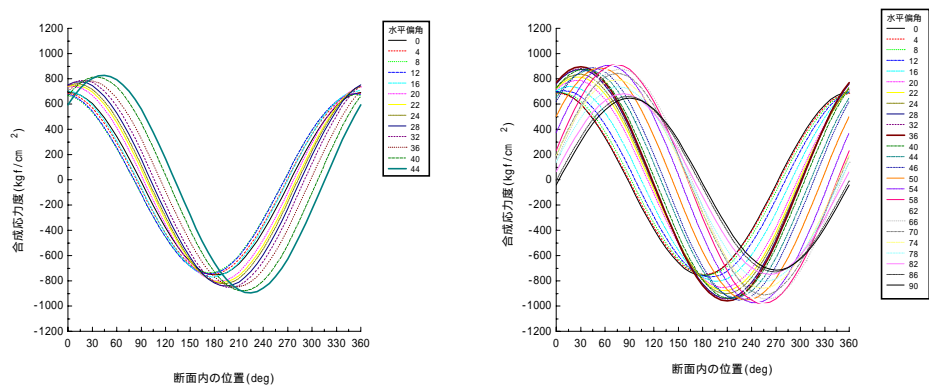


図-3.27 断面内の応力分布(Type-A, 鋼管1)

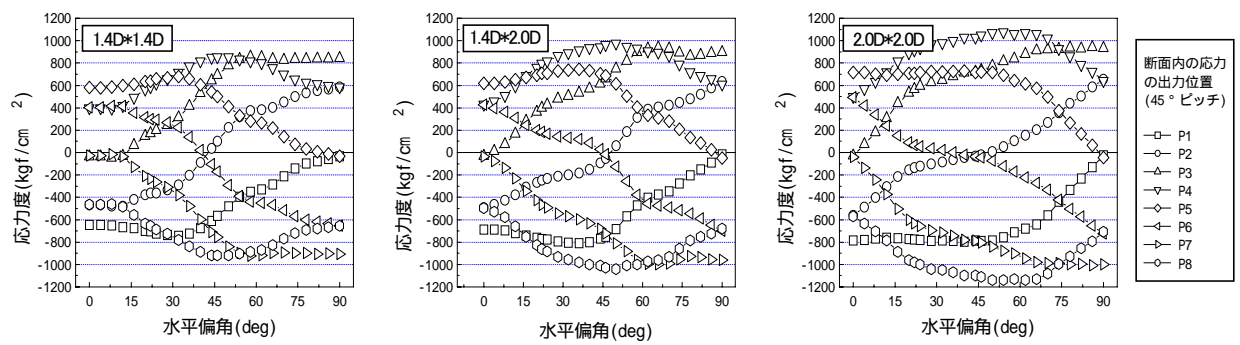


図-3.28 応力度～水平偏角関係(Type-B, 鋼管1)

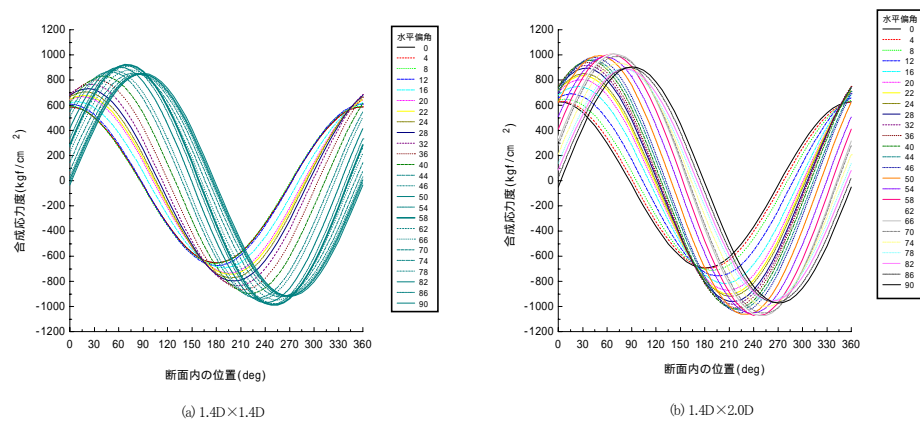


図-3.29 断面内の応力分布(Type-B, 鋼管1)

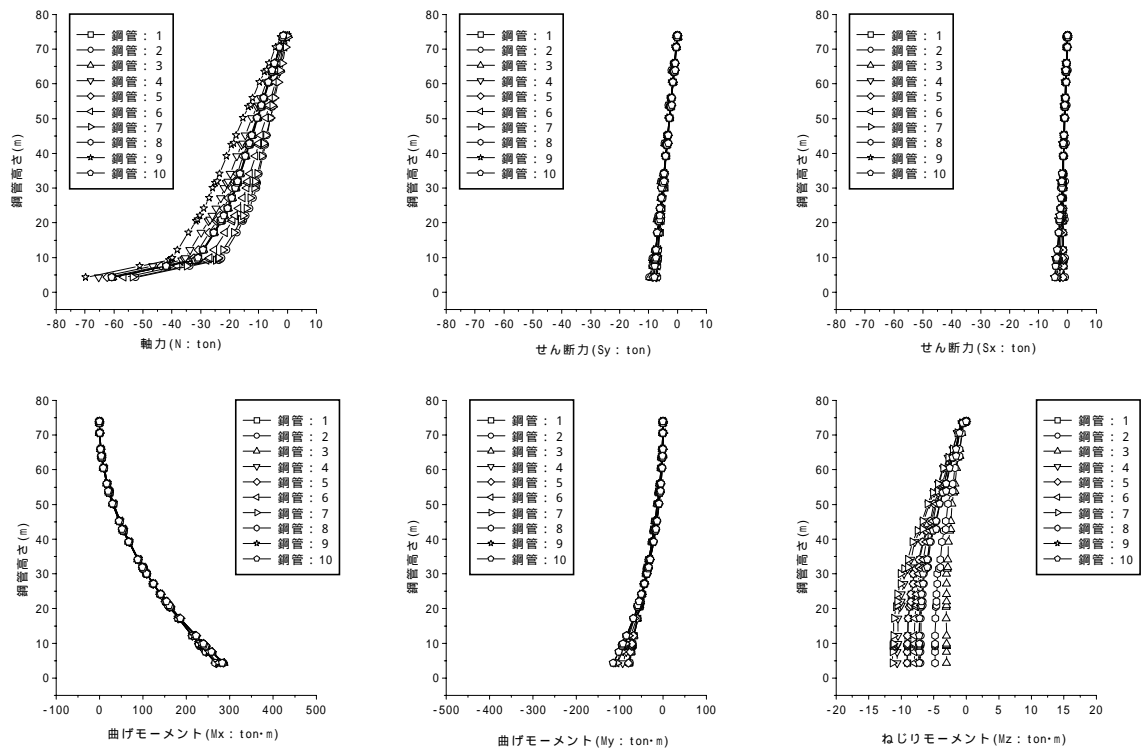


図-3.30 断面力分布(Type-B, 水平偏角:22deg)

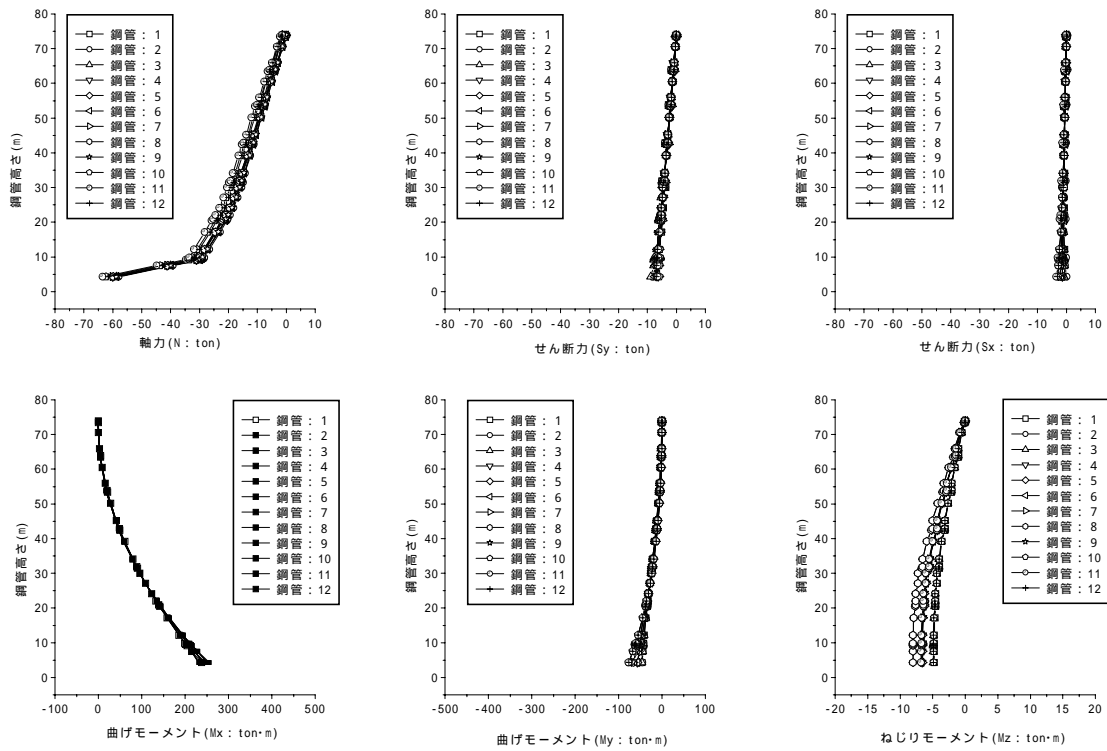


図-3.31 断面力分布(Type-C, 水平偏角:22deg)

### 3.5 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x軸およびy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、x軸およびy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、各風向の $C_{Dx}$ と $C_{Dy}$ を用いて載荷させ、最も安全側となる載荷状態を設計風荷重とすることが考えられる。この場合、x軸およびy軸方向同時に載荷する二軸載荷となる。

風力係数は図-5.32の定義にしたがい、以下のように求められる。

$$C_{Dx} = P_{Dx} / (0.5 \rho V^2 \sum^m A_n) \quad (3.7)$$

$$C_{Dy} = P_{Dy} / (0.5 \rho V^2 \sum^k A_n) \quad (3.8)$$

ここに、

$P_{Dx}$  : x 方向風力

$P_{Dy}$  : y 方向風力

$\rho$  : 空気密度

$V$  : 風速

$A_n$  : 水平偏角  $\alpha = 0^\circ$  における円柱 1 本の  
単位長さ当たりの投影面積

$k$  : 直列方向の円柱本数

$m$  : 並列方向の円柱本数

$B_y$  : 直列方向の幅

である。

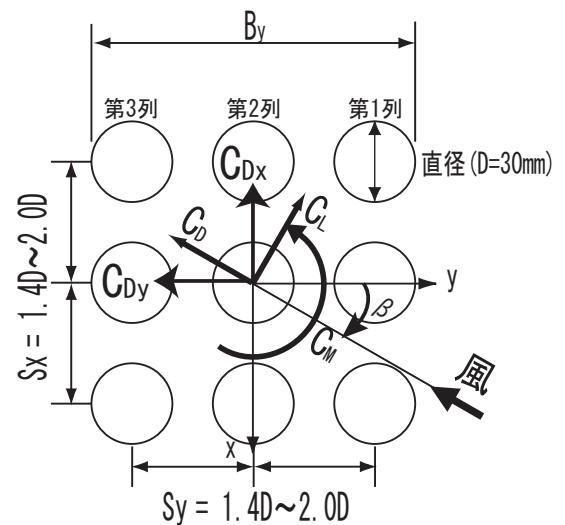


図-3.32 風力係数の定義

### 3.5.1 設計風力係数

従来の設計荷重との比較を目的として  $C_{Dx}$  と  $C_{Dy}$  の合力として求めた  $C_{Dconv}$  を二種類の従来方法で求めた抗力係数で除して得られる抗力係数比を求めた。すなわち、図-3.33～35が(1)設計マニュアルで定義された水平偏角  $=0^\circ$  における値を基準とした場合(風向無視)であり、図-3.36～38が(2)水平偏角を考慮した値を基準とした場合(風向考慮)である。 $C_{Dconv}$  は次式で与えられる。

$$C_{Dconv} = \sqrt{P_{Dx}^2 + P_{Dy}^2} / (0.5\rho V^2 \sum_{n=1}^k A_n) \quad (3.9)$$

ここに、

$P_{Dx}$  : x 方向風力

$P_{Dy}$  : y 方向風力

である。また、抗力係数比は次で与えられる。

$$\text{抗力係数比} = \frac{C_{Dconv}}{\text{従来の設計値}}$$

#### (1) 風向の影響を無視した場合

図-3.33はy軸方向風力係数が最大となる場合である。Type-Aではいずれの円柱間隔においても従来の設計値より小さくなっており、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%程度まで抗力係数が低減される。Type-Bでも同様の傾向を示し、円柱間隔  $S_y=1.8D$  ではType-Aと同様に従来の設計値と概ね等しくなる。この場合、円柱間隔2.0D未満では最大で5%程度の低減である。

図-3.34はx軸方向風力係数が最大となる場合である。Type-A、Bともにy軸方向最大時と概ね同様の傾向を示す。この場合、円柱間隔2.0D未満ではType-Bでは低減率は最大で10%程度である。

図-3.35は風軸定義の抗力係数が最大となる場合である。Type-Aでは円柱間隔2.0Dを除き、現状の設計値と大差なく最大で5%程度の低減であり、逆に  $S_y=1.8D$  のように僅かに上回る場合がある。Type-Bでも同様であるが、円柱間隔  $S_x=S_y=1.8D$  の場合には約15%増加する。

このように風向の影響を無視した場合、従来の設計値は実験値と比較すると円柱間隔によっては必ずしも安全側とはならないことがわかる。特に、風軸定義の抗力係数最大時に



顕著に現れる。

## (2) 風向の影響を考慮した場合

図-3.36～38に示すように風向の影響を考慮すると円柱配置や円柱間隔によらず、いずれの場合にも安全側となる。これは従来法では抗力係数が風向の影響を無視した場合と比較して大きくなることによるもので、特に円柱間隔2.0Dの場合は大幅に過大評価されることになる。この場合も風軸定義の抗力係数最大時において低減効果が最も小さくなっており、低減効果は10～30%である。

以上のように、風軸定義の抗力係数が最大となる風向において抗力係数比は最も小さく評価され、また、円柱間隔2.0Dの場合に過大な評価を与えることになる。

そこで、風軸定義の抗力係数が最大となる風向に限定し、また、円柱間隔 $S_x=S_y$ の場合において、円柱間隔2.0Dの場合も2.0D未満の場合と同様の抗力係数の算定を行うと図-3.39ようになる。

図から明らかなように円柱配置に関わらず、抗力係数比は円柱間隔に比例して増加する。したがって、本研究で検討を行った円柱配置は限定されたものであり、今後さらにデータを蓄積する必要があるが、円柱間隔を $x$ 、抗力係数比を $y=S(x)$ すると、この関係は風向を考慮した従来法による抗力係数の円柱間隔を考慮した低減関数として表すとともに、新たな設計抗力係数として次のように表現することが出来る。なお、風荷重の作用方向は3.3.2項で示した風向とする。Type-AとType-Bの場合はそれぞれ45度と62度となる。

$$\begin{aligned} C_D &= C_{Dorg} \times S(x) \\ S(x) &= 0.3x + 0.4 \end{aligned} \tag{3.10}$$

ここに、 $C_{Dorg}$ ：従来法による抗力係数

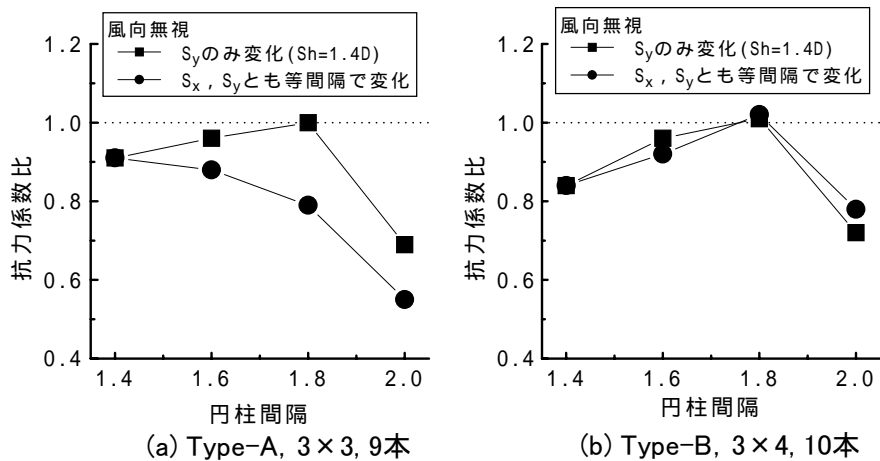


図-3.33 抗力係数比(風向無視, y軸方向風力最大時)

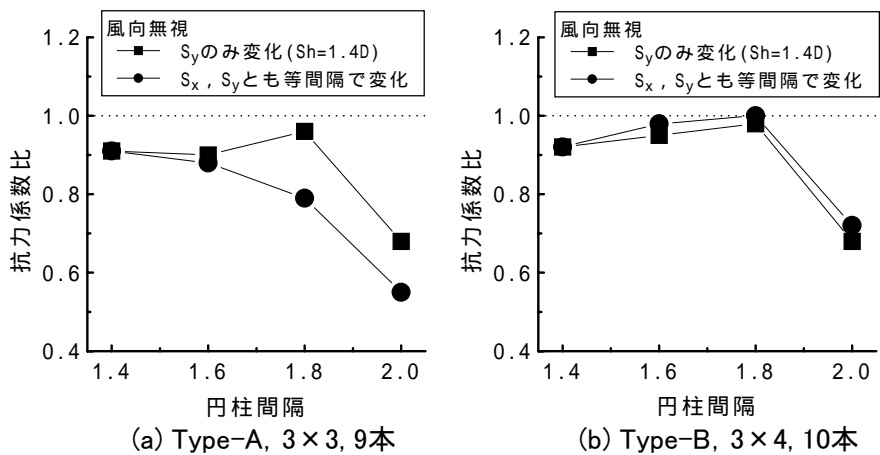


図-3.34 抗力係数比(風向無視, x軸方向風力最大時)

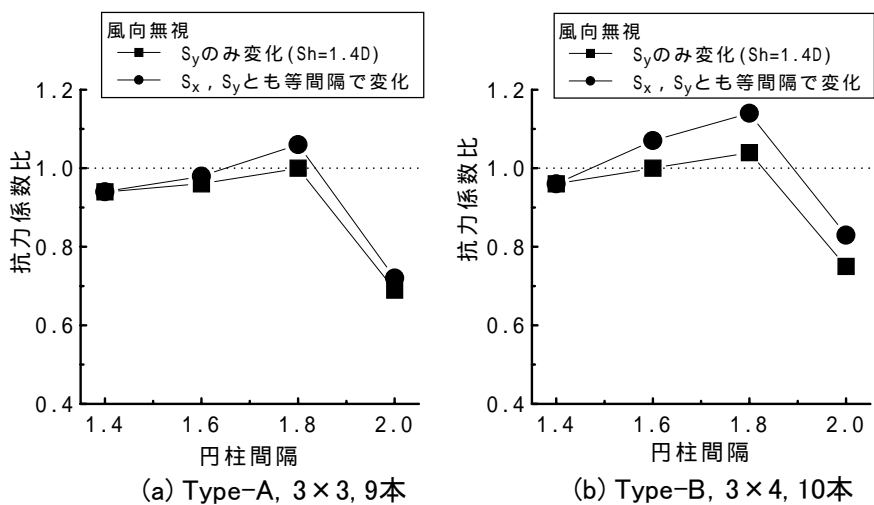


図-3.35 抗力係数比(風向無視, 抗力係数最大時)

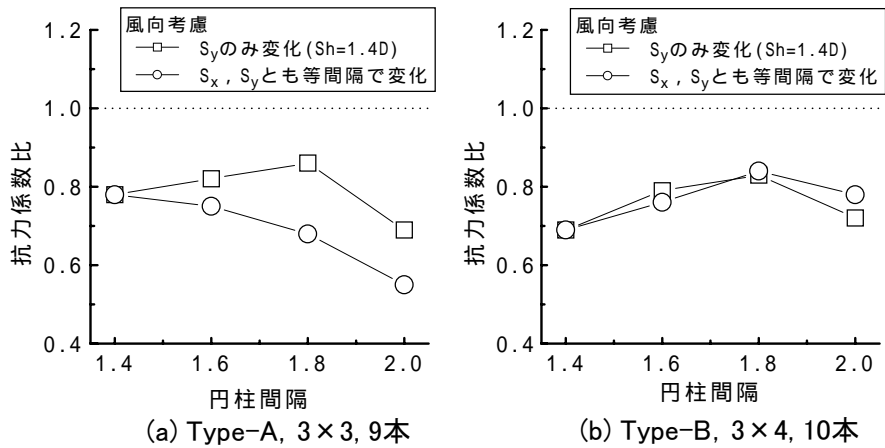


図-3.36 抗力係数比(風向考慮, y軸方向風力最大時)

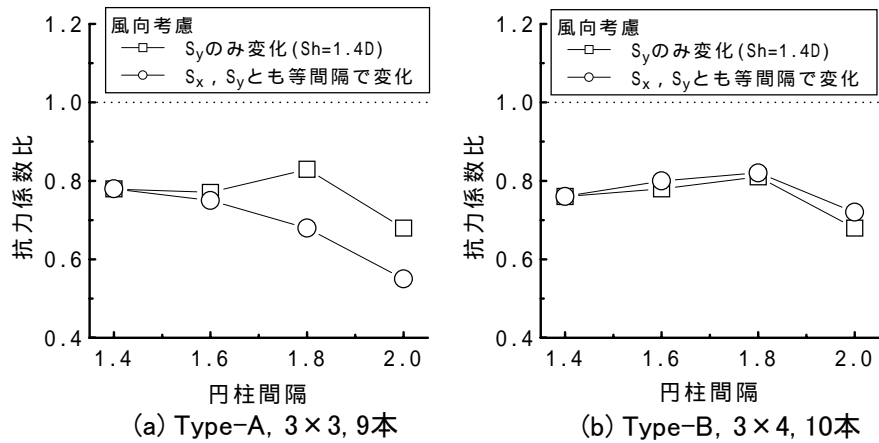


図-3.37 抗力係数比(風向考慮, x軸方向風力最大時)

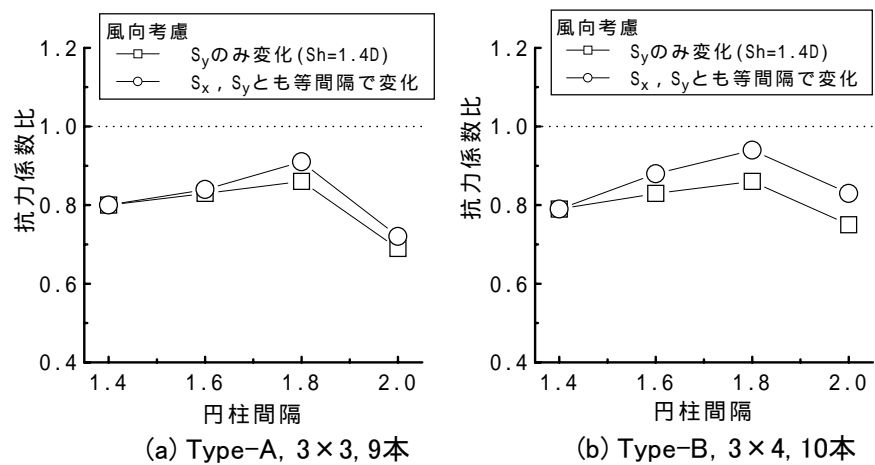


図-3.38 抗力係数比(風向考慮, 抗力係数最大時)

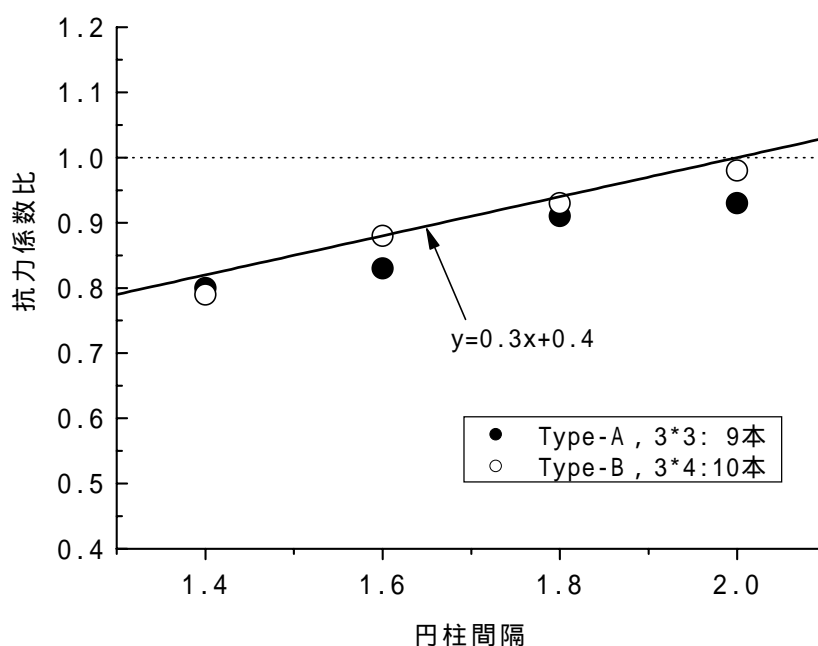


図-3.39 円柱間隔を考慮した抗力係数の低減

### 3.5.2 鋼管・コンクリート複合構造への適用

鋼管・コンクリート複合構造への適用に際しては、本節の最初で述べたようにx軸およびy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、各風向の $C_{Dx}$ と $C_{Dy}$ を用いて載荷させ、最も安全側となる載荷状態を設計風荷重とすることとした。

表-3.4 5に三種類の水平偏角におけるType-Aの $3 \times 3$ (9本)、およびType-Bの $3 \times 4$ (10本)の風力係数 $C_{Dx}$ (上段)、 $C_{Dy}$ (下段)を示す。表の中で網掛け部分は推定値であるが、ここでは3.2節で示した空気力の特性を考慮するとともに、既知の円柱間隔における値から線形補間を行って求めた。

表-3.4 5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表-3.4 5の各係数を切り上げて使用することもある。また、照査する風向が近い場合は一方を水平偏角 $=0^\circ$ または $90^\circ$ における値に置き換えて用いることとした。

なお、Type-Cの値はType-Bとほぼ等値なので、Type-Bの設計用の係数を適用することとした。

表-3.4 風力係数(Type-A)

(a) y 軸方向風力最大時			y 方向間隔			
			1.4D	1.6D	1.8D	2.0D
x 方向間隔	1.4D	$C_{Dx}$	0.38	0.51	0.67	0.84
		$C_{Dy}$	1.41	1.44	1.46	1.43
	1.6D	$C_{Dx}$	0.30	0.56	0.41	0.42
		$C_{Dy}$	1.41	1.28	1.34	1.36
	1.8D	$C_{Dx}$	0.18	0.25	0.00	0.00
		$C_{Dy}$	1.53	1.36	1.27	1.30
	2.0D	$C_{Dx}$	0.35	0.20	0.00	0.00
		$C_{Dy}$	1.58	1.41	1.30	1.33

(b)x軸方向風力最大時			y 方向間隔			
			1.4D	1.6D	1.8D	2.0D
x 方向間隔	1.4D	$C_{Dx}$	1.41	1.41	1.53	1.58
		$C_{Dy}$	0.38	0.30	0.18	0.35
	1.6D	$C_{Dx}$	1.46	1.34	1.27	1.30
		$C_{Dy}$	0.51	0.41	0.00	0.00
	1.8D	$C_{Dx}$	1.46	1.34	1.27	1.30
		$C_{Dy}$	0.67	0.41	0.00	0.00
	2.0D	$C_{Dx}$	1.43	1.36	1.30	1.33
		$C_{Dy}$	0.84	0.42	0.00	0.00

(c)抗力係数最大時			y 方向間隔			
			1.4D	1.6D	1.8D	2.0D
x 方向間隔	1.4D	$C_{Dx}$	1.06	0.72	0.71	0.84
		$C_{Dy}$	1.06	1.36	1.43	1.43
	1.6D	$C_{Dx}$	1.36	1.10	1.02	1.03
		$C_{Dy}$	0.72	1.10	1.23	1.29
	1.8D	$C_{Dx}$	1.43	1.26	1.20	1.22
		$C_{Dy}$	0.71	0.99	1.20	1.21
	2.0D	$C_{Dx}$	1.43	1.30	1.22	1.22
		$C_{Dy}$	0.84	1.01	1.21	1.22

注)網掛け部分は補間値

表-3.5 風力係数(Type-B)

(a) y 軸方向風力最大時			y 方向間隔			
			1.4D	1.6D	1.8D	2.0D
x 方向間隔	1.4D	C <sub>Dx</sub>	0.50	0.67	0.78	0.86
		C <sub>Dy</sub>	1.42	1.55	1.56	1.55
	1.6D	C <sub>Dx</sub>	0.62	0.74	0.82	0.90
		C <sub>Dy</sub>	1.42	1.41	1.47	1.50
	1.8D	C <sub>Dx</sub>	0.73	0.84	0.94	1.02
		C <sub>Dy</sub>	1.43	1.43	1.45	1.48
	2.0D	C <sub>Dx</sub>	0.83	0.93	1.02	1.10
		C <sub>Dy</sub>	1.44	1.45	1.48	1.50

(b)x軸方向風力最大時			y 方向間隔			
			1.4D	1.6D	1.8D	2.0D
x 方向間隔	1.4D	C <sub>Dx</sub>	1.30	1.33	1.37	1.44
		C <sub>Dy</sub>	0.00	0.00	0.00	0.00
	1.6D	C <sub>Dx</sub>	1.33	1.35	1.37	1.41
		C <sub>Dy</sub>	0.15	0.30	0.15	0.10
	1.8D	C <sub>Dx</sub>	1.35	1.37	1.39	1.41
		C <sub>Dy</sub>	0.19	0.22	0.14	0.17
	2.0D	C <sub>Dx</sub>	1.37	1.39	1.41	1.43
		C <sub>Dy</sub>	0.19	0.19	0.17	0.19

(c)抗力係数最大時			y 方向間隔			
			1.4D	1.6D	1.8D	2.0D
x 方向間隔	1.4D	C <sub>Dx</sub>	1.50	1.54	1.60	1.66
		C <sub>Dy</sub>	1.53	1.56	1.62	1.67
	1.6D	C <sub>Dx</sub>	1.53	1.56	1.62	1.67
		C <sub>Dy</sub>	0.80	1.03	1.02	1.24
	1.8D	C <sub>Dx</sub>	1.58	1.63	1.70	1.72
		C <sub>Dy</sub>	0.96	1.12	1.20	1.24
	2.0D	C <sub>Dx</sub>	1.63	1.67	1.72	1.73
		C <sub>Dy</sub>	1.07	1.18	1.24	1.27

注)網掛け部分は補間値

### 3.5.3 鋼管応力度の評価方法

道示では鋼管が軸方向力とせん断応力度を受ける場合および軸方向力と曲げモーメントを受ける部材の応力度に関して、鋼橋編の「3.3節」と「12.3節」に照査方法が定められている。「3.3節」は軸方向力と曲げモーメントを受ける部材の応力度に関する照査方法であり、箱形断面の隅角部のような応力集中部分に配慮したものである。この場合、二軸載荷状態では強軸および弱軸方向に作用する曲げモーメントによる曲げ応力度は縁応力度を用いて照査が行われる。

しかし、3.4節で示したように空気力は各鋼管に分配され、連結部材の剛性に関わりなく、各鋼管に対して単独に断面力が作用していると考えられる。また、図-3.17などに示したように、断面内の応力分布は両軸回りのモーメントから求めた鋼管位置での応力を加算した値に対応しており、曲げ応力を算定する場合に縁応力度を用いると過大な荷重評価になると考えられる。

したがって、この場合は応力度の算定に用いる曲げ応力度には縁応力ではなく、その断面位置における応力を用いることにより合理的な設計が可能となる。

表-3.6 道示における応力度照査

12.3 節：鋼管が軸方向圧縮応力度とせん断応力度を同時に受ける場合	
$\frac{\sigma}{\sigma_a} + \left( \frac{\tau}{\tau_a} \right)^2 \leq 1 \quad \dots(12.3.1)$	
ここに、 $\sigma$ : 垂直応力度(kgf/cm <sup>2</sup> )、圧縮応力度と曲げ圧縮応力度の和をとる。 $\tau$ : せん断応力度(kgf/cm <sup>2</sup> ) $\sigma_a$ : 垂直応力に対する許容応力度(kgf/cm <sup>2</sup> ) $\tau_a$ : せん断応力に対する許容応力度(kgf/cm <sup>2</sup> )	
3.3 節：軸方向力と曲げモーメントを同時に受ける部材	
$\frac{\sigma_c}{\sigma_{caz}} + \frac{\sigma_{bcy}}{\sigma_{bagy} \left( 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_{eay}} \right)} + \frac{\sigma_{bcz}}{\sigma_{bao} \left( 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_{eaz}} \right)} \leq 1 \quad \dots(3.3.4)$	
$\sigma_c + \frac{\sigma_{bcy}}{\left( 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_{eay}} \right)} + \frac{\sigma_{bcz}}{\left( 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_{eaz}} \right)} \leq \sigma_{cal} \quad \dots(3.3.5)$	
ここに、 $\sigma_c$ : 照査する断面に作用する軸方向による圧縮応力度(kgf/cm <sup>2</sup> ) $\sigma_{bcy}$ 、 $\sigma_{bcz}$ : それぞれ橋軸および弱軸まわりに作用する曲げモーメントによる曲げ圧縮応力度(kgf/cm <sup>2</sup> ) $\sigma_{caz}$ : 弱軸まわりの許容軸方向応力度(kgf/cm <sup>2</sup> ) $\sigma_{bagy}$ : 局部座屈を考慮しない強軸まわりの許容曲げ圧縮応力度(kgf/cm <sup>2</sup> ) $\sigma_{bao}$ : 局部座屈を考慮しない許容曲げ圧縮応力度の上限値(kgf/cm <sup>2</sup> ) $\sigma_{cal}$ : 両縁支持板、自由突出板および補剛板の局部座屈に対する許容応力度(kgf/cm <sup>2</sup> ) $\sigma_{eay}$ 、 $\sigma_{eaz}$ : それぞれ強軸および弱軸まわりの許容オイラー座屈応力度(kgf/cm <sup>2</sup> )	

### 3.5.3 鋼管自立時の静的照査方法

以上の結果を踏まえ、鋼管コンクリート複合構造橋脚の架設時における鋼管自立時の静的な耐風設計は次の手順により合理的に設計されることを提案する。

- (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5.1節に示した表より選択する。
- (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。一般には道示に準拠して、 $V=40\text{m/s}$ を用いて照査を行ってもよい。
- (3) 次式より橋軸方向および橋軸直角方向の単位風荷重を算定する。

$$P_x = \frac{1}{2} \rho V_{DE}^2 C_{Dx} G \quad (3.11)$$

$$P_y = \frac{1}{2} \rho V_{DE}^2 C_{Dy} G \quad (3.12)$$

ここに、

$P_x$ : 橋軸直角方向の風圧力 ( $\text{kgf/m}^2$ )

$P_y$ : 橋軸方向の風圧力 ( $\text{kgf/m}^2$ )

$\rho$ : 空気密度 (一般に  $0.125\text{kgf}\cdot\text{s}^2/\text{m}^4$ )

$C_{Dx}$ :  $x$  軸方向風力係数 (表より選択)

$C_{Dy}$ :  $y$  軸方向風力係数 (表より選択)

$G$ : ガスト応答係数 (=1.9)

$V$ : 架設時設計風速 ( $\text{m/s}$ )

である。

- (4) 算定した風荷重を、上流側鋼管に高さ方向に等分布荷重として作用させて、解析を実施する。
- (5) 解析結果の断面力を用いて、「道示」鋼橋編の「3.3節」と「12.3節」にしたがって応力度を算定する。この場合、縁応力ではなく各断面位置の応力を重ね合わせる。
- (6) 最も応力の厳しい状態で安全性の照査をする。

### 3.5.4 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。表-3.7は鋼管群自立時の諸元であり、設計手順に従い風速 $V=40\text{m/s}$ として風荷重を算定した結果が表-3.8である。荷重が最大となるのは表-3.8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表-3.9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る結果が得られた。したがって、この鋼管群では二段階施工や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できることになり、急速施工による施工期間の短縮が可能であると判断された。

表-3.7 鋼管群の諸元

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)

表-3.8 設計風荷重

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		

表-3.9 照査結果

照査項目		応力度	安全率
曲げ	最大値	1160kgf/cm <sup>2</sup>	0.49
	許容値	2375kgf/cm <sup>2</sup>	
せん断	最大値	54kgf/cm <sup>2</sup>	0.07
	許容値	750kgf/cm <sup>2</sup>	
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 <sup>2</sup>	0.95
	許容値	2375kgf/cm <sup>2</sup>	



### 3.6 おわりに

橋脚高さ 50m 以上となる場合に採用される可能性の高い 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空気力特性を風洞実験により風向を考慮して詳細に調査を行った。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のようになる。

- (1) 実験に用いた 3 段 3 列および 3 段 4 列という 2 つのタイプの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配置よりも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。(図 -3.5, 6)
- (2) 架設時の各鋼管に作用する空気力は、円柱配置や円柱間隔によりそれぞれ異なる。しかし、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。(図 -3.15)
- (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、ねじれの影響を受け、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。(図 -3.22)
- (4) 従来の設計<sup>5)</sup>に用いられている抗力係数は、風向を考慮すると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。(図 -3.33 ~ 35)
- (5) 従来の設計法をもとに、風向を考慮した抗力係数を求めると過大な荷重となるので、適切な評価が必要である。(図 -3.36 ~ 39)
- (6) 鋼管・コンクリート複合構造橋脚では軸方向の風力係数が最大となる風向、橋軸直角方向の風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、最も安全側となる載荷状態を設計風荷重として採用することを提案した。(図-3.27, 29)
- (7) 以上の結果をふまえ、鋼管コンクリート複合構造架設時の合理的な静的照査方法を提案した。

## 参考文献

- 1) 日本建築学会：容器構造物設計指針・同解説 ,1990
- 2) 本州四国連絡橋公団：耐風設計基準・同解説 ,1976
- 3) 日本道路協会：道路橋耐風設計便覧 ,1992.7
- 4) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 共通編 ,1996.12
- 5) 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
- 6) 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 , -B21 ,1998.9 pp.42-43