

# 吊形式橋梁用狭幅員断面桁の開発に関する研究

2010年3月

九州工業大学大学院 工学府  
建設社会工学専攻 博士後期課程

野田 辰徳

# 論 文 要 旨

氏 名 野田 辰徳

論文題目名 吊形式橋梁用狭幅員断面桁の開発に関する研究

島国であるわが国では、これからも地方の島嶼間を結ぶ橋梁が必要となる。島嶼間の長大橋梁には、交通量との関係で2車線程度の狭幅員断面桁を有する斜張橋や吊橋などの吊形式であること、ライフサイクルコストの観点から耐風安定化部材を用いない維持管理性の良好な橋桁を有することが要求される。

本研究では、維持管理性の高い吊形式橋梁用狭幅員断面桁に関して、その実現可能性を検討する。吊形式橋梁のうち長径間用橋梁として、仮に1000mの主径間長を有する吊橋を考えた場合、世界一の主径間長1991mを持つ明石海峡大橋に比べると径間長は約半分である。しかし明石海峡大橋が6車線であることを考えると、島嶼間に架設される1000m程度の吊橋であっても、耐風性を満足すべき無次元風速は、明石海峡大橋の場合の無次元風速を上回ることになる。このような高風速における吊橋の耐風性について検討された例はこれまでになく、狭幅員断面桁を有する吊橋を架設する場合、高風速域での耐風安定性について検討する必要がある。

このような狭幅員断面桁として用いることを提案している五角形断面桁は、従来の六角形断面桁よりも経済性に優れた新しい吊形式橋梁用桁断面である。また、構造部材のみで耐風安定性を確保することを考えているため、維持管理性や経済性に優れている。底面傾斜角や桁高を変化させた五角形断面桁の耐風性検討結果から、五角形断面桁の空力特性は底面傾斜角によって大きく異なることが明らかにされている。しかしながら、そのメカニズムについては解明されていないのが現状である。

本研究では、十分な耐風安定性を確保することができ、維持管理性や経済性に優れた狭幅員の吊形式橋梁用桁断面として、多段剥離干渉法を応用した斜張橋用2箱断面桁と吊橋用の五角形断面桁の2つを提案している。特に、五角形断面桁は1000mを超える長大橋に適用することを考えており、その空力特性を発現メカニズムも含めて詳細に把握しておくことが必要である。

以下に、本論文で述べている各章における研究内容及び結果の総括を示す。

第1章は序論であり、上述した本研究の背景及び目的を明らかにし、各章の研究内容および本論文の全体構成について示した。

第2章では、本研究で扱う問題に関する既往の研究成果について述べる。これまでに得られている剥離干渉法に関するメカニズムおよび五角形断面桁の振動応

答特性および静的三分力特性についてまとめ、本研究の位置づけを明らかにした。さらに本研究で使用したやじろべえの原理を用いた非定常空気力測定法及び2自由度振動応答推定法について述べた。

第3章では、第2章で示した剥離干渉法に関する知見から中径間斜張橋用断面桁として開発した、多段剥離干渉法による維持管理性の高い2箱断面桁の開発経緯および空力応答特性についてまとめている。特に、多段剥離干渉法を用いることで、桁断面形状を大きく変えることなく耐風性の向上を図れることを示した。また、床版の高さ方向位置によって耐風性が異なることを示した。

第4章では、第2章の既往の研究より得られた五角形断面桁に関する知見を踏まえ、五角形断面桁の空力特性に底面傾斜角が大きく影響を及ぼしていることに着目した。そこで底面傾斜部のみを対象として、底面傾斜角が異なる場合の周辺の流れ場特性について検討した。その結果、底面傾斜角の $12^\circ$ と $14^\circ$ という僅かな違いが底面傾斜部頂点からの剥離特性に影響を与えることで、剥離後の流れ場が異なることを明らかにした。

第5章では、静的三分力特性及び底面傾斜部周辺の流れ場特性を踏まえ、底面傾斜角によって静的空力特性が異なるメカニズムについて検討した。静止状態において表面圧力測定およびPIV（粒子画像流速測定法）による流速測定を行うことで、五角形断面桁の各部位に作用する圧力の分布や流れ場の特性を把握した。その結果、底面側における流れ場特性が、抗力や揚力の発生に大きく寄与していることを明らかにした。

第6章では、高欄を設置した五角形断面桁および高欄を設置しない五角形断面桁を対象として振動応答特性を把握した。振動応答実験で生じた振動現象を対象とした強制加振状態において、表面圧力測定およびPIVによる流速測定を行い、五角形断面桁の動的空力安定性に関するメカニズムについて検討し、五角形断面桁の振動応答特性は高欄の有無により異なることを明らかにした。

第7章では、基本特性をより詳細に検討するために、高欄を設置しない五角形断面桁を対象として2自由度振動応答実験を実施し、その振動応答特性について検討を行った。さらに非定常空気力測定により得られた非定常空気力を用いて、高風速域での2自由度振動応答推定を行い、これまでに検討されていない高風速域での振動応答特性について検討した。その結果、高風速域において空力的に安定であることを明らかにした。

第8章では、各章における検討より得られた結果を要約し、本論文の結論とした。

## 目 次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的および構成	2
第2章 既往の研究	4
2.1 風による構造物の挙動	4
2.1.1 静的な挙動	4
2.1.2 動的な挙動	5
2.2 剥離干渉法による空力弾性振動の制振メカニズムに関する研究	8
2.3 五角形断面桁に関する既往の研究	14
2.3.1 底面傾斜角と上面剥離干渉角の違いによる応答特性	14
2.3.2 上面剥離干渉角を固定した場合の底面傾斜角の影響	16
2.3.3 上面剥離干渉角および底面傾斜角を固定した場合の幅員桁高比の影響	19
2.3.4 底面傾斜角および幅員桁高比の詳細な検討	21
2.3.5 五角形断面桁に関する既往の研究結果	24
2.4 やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法に関する既往の研究	25
2.4.1 非定常空気力と空力弾性振動のメカニズム	25
2.4.2 やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法	27
2.4.3 非定常空気力を用いたひし形平板模型の2自由度振動応答推定	30
第3章 多段剥離干渉法による中径間斜張橋用狭幅員2主箱桁断面の耐風応答特性	34
3.1 風洞実験における相似則	34
3.2 剥離干渉法を適用した場合の2主箱桁断面の耐風応答特性	35
3.2.1 実験概要	35
3.2.2 箱桁下部角形成比率がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響	39
3.2.3 箱桁下部角がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響	41
3.3 多段剥離干渉法を適用した場合の2主箱桁断面の耐風応答特性	42
3.3.1 多段剥離干渉法の原理	43
3.3.2 実験概要	44
3.3.3 1次剥離干渉角がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響	45
3.3.4 2次剥離干渉角がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響	47
3.4 2主箱桁断面における床版の高さ方向位置が耐風応答特性に与える影響	49
3.4.1 振動応答実験概要	49
3.4.2 たわみ1自由度振動応答特性に与える影響	51
3.4.3 ねじれ1自由度振動応答特性に与える影響	53
3.4.4 可視化実験	55
3.5 中径間斜張橋用狭幅員2主箱桁断面の耐風応答特性	57

第 4 章 五角形断面桁の底面傾斜部の周辺流れ場特性	・ ・ ・ ・	59
4.1 供試模型	・ ・ ・ ・	59
4.2 可視化実験	・ ・ ・ ・	60
4.2.1 実験概要	・ ・ ・ ・	60
4.2.2 実験結果および考察	・ ・ ・ ・	60
4.3 熱線流速計を用いた流速測定実験	・ ・ ・ ・	64
4.3.1 実験概要	・ ・ ・ ・	64
4.3.2 実験結果および考察	・ ・ ・ ・	68
第 5 章 五角形断面桁の静的空力特性	・ ・ ・ ・	72
5.1 静止状態における五角形断面桁の表面圧力特性	・ ・ ・ ・	72
5.1.1 実験概要	・ ・ ・ ・	72
5.1.2 静止状態における表面圧力特性	・ ・ ・ ・	78
5.2 静止状態における五角形断面桁周辺の流れ場特性	・ ・ ・ ・	94
5.2.1 実験概要	・ ・ ・ ・	94
5.2.2 PIV による流速場の測定手法の原理	・ ・ ・ ・	95
5.2.3 静止状態における周辺の流れ場特性	・ ・ ・ ・	99
5.3 五角形断面桁の静的空力安定メカニズム	・ ・ ・ ・	128
第 6 章 五角形断面桁の動的空力特性	・ ・ ・ ・	130
6.1 風洞実験における相似則	・ ・ ・ ・	130
6.2 供試模型	・ ・ ・ ・	130
6.3 高欄を設置した場合のねじれ 1 自由度振動応答特性	・ ・ ・ ・	131
6.3.1 実験概要	・ ・ ・ ・	131
6.3.2 実験結果と考察	・ ・ ・ ・	134
6.4 強制加振状態における五角形断面桁の表面圧力特性	・ ・ ・ ・	135
6.4.1 実験概要	・ ・ ・ ・	135
6.4.2 強制加振状態における表面圧力特性	・ ・ ・ ・	136
6.5 強制加振状態における五角形断面桁周辺の流れ場特性	・ ・ ・ ・	162
6.5.1 実験概要	・ ・ ・ ・	162
6.5.2 強制加振状態における周辺の流れ場特性	・ ・ ・ ・	163
6.6 高欄を設置しない場合のねじれ 1 自由度振動応答特性	・ ・ ・ ・	185
6.6.1 実験概要	・ ・ ・ ・	185
6.6.2 実験結果および考察	・ ・ ・ ・	186
6.7 五角形断面桁の動的空力安定メカニズム	・ ・ ・ ・	189

第7章 五角形断面桁の2自由度振動応答特性	・ ・ ・ ・ 192
7.1 高欄を設置しない場合の2自由度振動応答実験	・ ・ ・ ・ 192
7.1.1 実験概要	・ ・ ・ ・ 192
7.1.2 実験結果および考察	・ ・ ・ ・ 195
7.2 非定常空気力を用いた2自由度振動応答推定	・ ・ ・ ・ 199
7.2.1 やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定概要	・ ・ ・ ・ 199
7.2.2 非定常空気力測定結果	・ ・ ・ ・ 207
7.2.3 2自由度振動応答推定概要	・ ・ ・ ・ 220
7.2.4 2自由度振動応答推定結果および考察	・ ・ ・ ・ 223
第8章 結論	・ ・ ・ ・ 228
参考文献	・ ・ ・ ・ 233
謝辞	・ ・ ・ ・ 235
関連発表論文	・ ・ ・ ・ 236

## 主要記号一覧

$A$	: たわみ応答振幅
$2A/D$	: 無次元倍振幅
$B$	: 桁幅および模型幅
$B/D$	: 五角形断面桁の幅員桁高比
$B'$	: 2 主箱桁断面の箱桁間隔
$C_D$	: 抗力係数
$C_L$	: 揚力係数
$C_M$	: 空力モーメント係数
$C_{dm}$	: 抗力方向平均圧力係数
$C_{lm}$	: 揚力方向平均圧力係数
$C_{pf}$	: 変動圧力係数
$C_{pm}$	: 平均圧力係数
$D$	: 桁高および模型高
$D'$	: 箱桁張り出し側ウェブ高
$F_D$	: 抗力
$F_L$	: 揚力
$F_M$	: 空力モーメント
$H$	: 2 主箱桁断面の床版高さ方向位置
$H/B'$	: 2 主箱桁断面のキャビティ深さ比
$I_u$	: 乱れ強さ
$I_\phi$	: 単位長さあたり極慣性モーメント
$L_\eta$	: たわみ振動によって生じる非定常空気力の揚力成分
$L_\phi$	: ねじれ振動によって生じる非定常空気力の揚力成分
$M_\eta$	: たわみ振動によって生じる非定常空気力の空力モーメント成分
$M_\phi$	: ねじれ振動によって生じる非定常空気力の空力モーメント成分
$P$	: 表面圧力
$Re$	: レイノルズ数
$V$	: 風速
$Vr$	: 換算風速
$Vs$	: 接近風速
$W$	: 表面圧力が振動 1 周期中になす単位長さ当たりの無次元仕事 $W$
$X, Y$	: 物理空間上の座標
$X/B, Y/D$	: 物理空間上の無次元座標
$f_h$	: たわみ振動数
$f_t$	: ねじれ振動数
$l$	: 模型長
$m$	: 単位長さあたり質量

$p$	: 2 主箱桁断面の剥離点間水平距離
$p/D'$	: 2 主箱桁断面の箱桁下部角形成比率
$q$	: 基準速度圧
$w$	: 表面圧力が振動 1 周期中になす単位面積当たりの無次元仕事
$\alpha$	: 気流迎角
$\beta$	: 五角形断面桁の上面剥離干渉角
$\gamma$	: 変位に対する力の位相差
$\delta_a$	: 空力減衰率
$\delta_{sh}$	: たわみ構造減衰率
$\delta_{st}$	: ねじれ構造減衰率
$\eta$	: たわみ応答振幅(非定常空気力検討時)
$\theta$	: 五角形断面桁の底面傾斜角
$\theta_d$	: 2 主箱桁断面の箱桁下部角
$\theta_{d1}$	: 2 主箱桁断面の 1 次剥離干渉角
$\theta_{d2}$	: 2 主箱桁断面の 2 次剥離干渉角
$\rho$	: 空気密度
$\phi$	: ねじれ応答振幅
$2\phi$	: 倍振幅
$\psi$	: 気流傾斜角
$\omega_\eta$	: たわみ円振動数
$\omega_\phi$	: ねじれ円振動数



## 第1章 序論

### 1.1 研究の背景

島国であるわが国では、これからも地方の島嶼間を結ぶ橋梁が必要となると考えられる。島嶼間の長大橋梁は、交通量との関係で2車線程度の狭幅員断面桁を有する斜張橋や吊橋などの吊形式であること、ライフサイクルコストの観点から耐風安定化部材を用いない維持管理性の良好な橋桁を有することが要求される。

本研究では、維持管理性の高い吊形式橋梁用狭幅員断面桁に関して、その実現可能性を検討する。吊形式橋梁のうち長径間用橋梁として、仮に1000mの主径間長を有する吊橋を考えた場合、世界一の主径間長1991mを持つ明石海峡大橋に比べると径間長は約半分である。しかし、明石海峡大橋が6車線であることを考えると、島嶼間に架設される1000m程度の吊橋であっても、耐風性を満足すべき無次元風速は、明石海峡大橋の場合の無次元風速を上回ることになる。このような高風速における吊橋の耐風性について検討された例はこれまでになく、狭幅員断面桁を有する吊橋を架設する場合、高風速域での耐風安定性について検討する必要がある。

長大橋の建設には莫大な建設費用を要し、建設コスト削減が強く要求される現在において、長大橋の建設を可能にするためには経済性についての検討も必要である。一般的に橋梁の空力弾性振動を抑制する手法としては、付加系による構造力学的手法と、外力として構造物に作用する空気力そのものを制御する流体力学的手法がある。前者の代表的なものには、TMD(Tuned Mass Damper)などがある。しかしながら、TMDなどの減衰装置の設置は、機械部分の維持管理が必要になることおよび構造物の巨大化に伴い質量が大きくなることなど経済性の問題が生じる。後者は構造物側の幾何学的形状の変更によって、発生する空気力を小さくしようとするもので、フェアリングなどの空力的付加部材を設置する方法である。従来のフェアリングは、剥離渦の発生をできるだけ抑えようという考えに基づき、桁断面の流線形化を図るものであり、施工性などを考慮すると使用は好ましくない。このような空力的付加部材を用いた制振手法は、経年による付加部材の劣化が生じ、近年では維持管理などの問題が生じている。

これに対して久保らは、空力的付加部材を用いず構造部材のみで耐風安定性を向上させることを考えて、伊唐大橋や大芝大橋、御所の浦第2大橋などの主桁断面を開発してきた<sup>1),2),3)</sup>。この中で御所の浦第2大橋に採用された五角形断面桁は、従来の六角形断面桁よりも経済性に優れた新しい吊形式橋梁用桁断面である。耐風制振の観点からすると、五角形断面桁は構造部材のみで耐風安定性を確保することを考えているため、維持管理性や経済性に優れている。この五角形断面桁について、これまでに風洞実験を通して断面の底面傾斜角や桁高を変化させて五角形断面桁の耐風性について検討が行われてきた。その結果、五角形断面桁の空力特性が底面傾斜角によって大きく異なることが明らかにされた。しかしながら、そのメカニズムの詳細については解明されていないのが現状である。

## 1.2 研究の目的および構成

本研究では、十分な耐風安定性を確保することができ、維持管理性や経済性を満たす狭幅員の吊形式橋梁用桁断面として、多段剥離干渉法を応用した斜張橋用の2主箱桁断面と吊橋用の五角形断面桁の2つを提案している。特に、五角形断面桁は1000mを超える長大橋に適用することを考えており、その特性を詳細に把握して、耐風安定性に寄与するメカニズムを明らかにする必要がある。

本研究の目的は以下の通りである。

斜張橋用2主箱桁断面については、既往の研究で得られている剥離干渉法のメカニズムに関する知見を踏まえ、多段剥離干渉法により箱桁形状を変化させた場合の空力応答特性を明らかにし、その床版の高さ方向位置が空力応答特性に与える影響について明らかにする。

長大橋用の五角形断面桁については、既往の研究で得られている五角形断面桁に関する知見を踏まえ、静止状態および強制加振状態での各種風洞実験(可視化実験、熱線流速計を用いた流速測定、表面圧力測定、PIV(粒子画像流速測定法)による流速測定、振動応答実験、非定常空気力測定)を実施することにより、その空力特性および耐風安定性に寄与するメカニズムを明らかにする。

以上の目的を踏まえ、本論文は**第2章**から**第7章**までを以下のように構成する。

**第2章**では、本研究で扱う問題に関する既往の研究成果について述べる。これまでに得られている剥離干渉法に関するメカニズムおよび五角形断面桁の空力応答特性および静的三分力特性についてまとめ、本研究の位置づけを明らかにする。さらに本研究で使用したやじろべえの原理を用いた非定常空気力測定法及び2自由度振動応答推定法について述べる。

**第3章**では、中径間斜張橋用断面桁として維持管理性に優れている2主箱桁断面に着目する。**第2章**で示した剥離干渉法に関する知見から、多段剥離干渉法を用いて箱桁形状を変化させた場合の空力応答特性および床版の高さ方向位置が空力応答特性に与える影響に関する検討結果を示す。

**第4章**では、**第2章**で示した既往の研究より得られた五角形断面桁に関する知見を踏まえ、五角形断面桁の空力特性に底面傾斜角が大きく影響を及ぼしていることに着目する。底面傾斜角が異なる場合の周辺の流れ場特性について検討するため、五角形断面桁の底面傾斜部のみを対象として、可視化実験および周辺の流速測定を行った結果を示す。

**第5章**では、**第2章**で示した五角形断面桁の静的三分力特性および**第4章**で示した周辺の流速測定結果を踏まえ、五角形断面桁を対象として、静止状態での表面圧力測定およびPIVによる流速測定を行った。五角形断面桁の各部位に作用する圧力分布や流れ場に注目することで、静的空力特性が底面傾斜角によって大きく異なる原因について検討した結果を述べる。

**第6章**では、高欄を設置した五角形断面桁のねじれ1自由度振動応答実験結果を示し、五角形断面桁の振動応答特性を把握するとともに、振動応答実験で生じた振動現象を対象として、強制加振状態での、表面圧力測定およびPIVによる流速測定を行い、五角形断面桁の動的空力安定性について検討した結果を述べる。さらに、高欄を設置しない五角形断面桁を対象としてねじれ1自由度振動応答実験を行い、高欄の有無による空力応答特性の違いについて述べる。

**第7章**では、基本的な空力特性をより詳細に把握するために、高欄を設置しない五角形断面桁を対象として2自由度振動応答実験を実施し、その空力応答特性について検討を行う。さらにやじろべえを用いた非定常空気力測定により得られた非定常空気力を用いて、高風速域での2自由度振動

応答推定を行い，これまでに検討されていない高風速域での振動応答特性について検討した結果を示す．

**第 8 章**では，各章における検討より得られた結果を要約し本論文の結論とする．

## 第2章 既往の研究

本章では、風による構造物の挙動について述べる。また、これまでに得られている剥離干渉法に関するメカニズムおよび五角形断面桁の空力応答特性および静的三分力特性についてまとめ、本研究の位置づけを明らかにする。さらに本研究で用いたやじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法に関する既往の研究結果について述べる。

### 2.1 風による構造物の挙動

風の作用を受けた構造物の挙動は、平均的な挙動としての静的なものや振動的な挙動としての動的なものに大別される。

#### 2.1.1 静的な挙動<sup>4),5)</sup>

静的な挙動とは、時間平均的な空気力、すなわち静的な空気力(定常空気力)による変形である。2次元物体に作用する流体力は、図 2-1-1 のように風向方向に抗力  $F_D$ 、風向直角方向に揚力  $F_L$ 、物体を回転させる空力モーメント  $F_M$  の3つである。

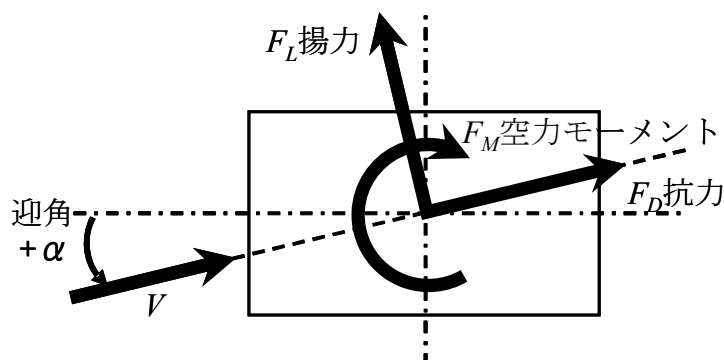


図 2-1-1 静的空気力と迎角の定義

抗力は風向方向に変位や変形を、揚力は風向直角方向の変位や変形を、空力モーメントは回転変位や回転変形(ねじれ変形)を構造物に与える。これらの挙動を与える空気力は次式により表される。

$$F_D = \frac{1}{2} \rho C_D V^2 D l \quad (2.1)$$

$$F_L = \frac{1}{2} \rho C_L V^2 B l \quad (2.2)$$

$$F_M = \frac{1}{2} \rho C_M V^2 B^2 l \quad (2.3)$$

ただし、 $\rho$  : 空気密度、 $C_D$  : 抗力係数、 $C_L$  : 揚力係数、 $C_M$  : 空力モーメント係数、 $V$  : 風速、 $l$  : 模型長、 $B$  : 模型幅、 $D$  : 模型高である。

空気力は、風速の2乗に比例したものとなるため、風速が2倍になると空気力は4倍、構造物の変形量も4倍となる。従って、高風速では、空気力・変形はかなり大きな力になることを意味しており、十分に考慮する必要がある。

風が作用すると、抗力により構造物は水平曲げ剛性に応じた変形をし、揚力により鉛直曲げ剛性に応じた変形をする。また、空力モーメントにより構造物はねじれ剛性に応じたねじれ変形をする。空力モーメントが働くことによってねじれ変形が生じると、迎角が変化して空力モーメントが変化する。この時、迎角の増加によって空力モーメントが大きくなれば、ねじれ変形は更に大きくなる。このループによってダイバージェンスが起こることになる。長大橋では高風速において発生する恐れがあるので設計時に検討する必要がある。

### 2.1.2 動的な挙動<sup>6),7)</sup>

動的な挙動とは、それ自身の運動に伴う時間的に変化する空気力、すなわち動的な空気力(非常空気力)による振動である。動的な挙動は、渦励振などのように振動振幅に限界があること、発生する風速域が限定されていることなどから、限定振動と呼ばれる現象と、ギャロッピングやフラッターなどの自励要素の強い自励振動としての動的不安定現象とに大別される。これらは一般に空力弾性振動と呼ばれる。これを以下に分類して述べる。

#### (1) 渦励振

一様な流れの中に、円形断面柱や矩形断面柱など非流線形をした物体を配置すると、その物体の後流にカルマン渦と呼ばれる渦が発生する。静止した物体のカルマン渦は、流速に比例した振動数で振動する。渦の放出振動数  $f$  と流速  $V$  との関係はストローハル数  $S_t$  を用いて次式で定義される。

$$S_t = \frac{fD}{V} \quad (2.4)$$

ただし、 $f$ : 渦の放出振動数、 $D$ : 物体の代表長さ、 $V$ : 風速、 $S_t$ : ストローハル数である。

物体を弾性支持して風を当てると、物体は図 2-1-2 のように応答する。このとき、渦の振動数は、物体の固有振動数  $f_0$  に一致している。この現象を同期現象と呼び、このとき生じる空力弾性振動が渦励振である。

したがって、観察されている振動が渦励振か否かを判定するためには、後流渦の振動数が物体の振動数と一致しているか否かを見る必要がある。

また、渦励振は発生する風速域が限定されていることから限定振動と呼ばれる。

風速を上昇させたときに振動が発生し始める風速を発振風速という。発振風速  $V_{cr}$  は式(2.4)の後流渦の振動数  $f$  を固有振動数  $f_0$  で置き換えることにより次式で求められる。

$$V_{cr} = \frac{V}{f_0 D} \quad (2.5)$$

渦励振は、特定の風速領域で発生し、その振幅も破壊に結びつくほどに発達することは少ないことから、限定振動の典型的な事例として位置づけられている。

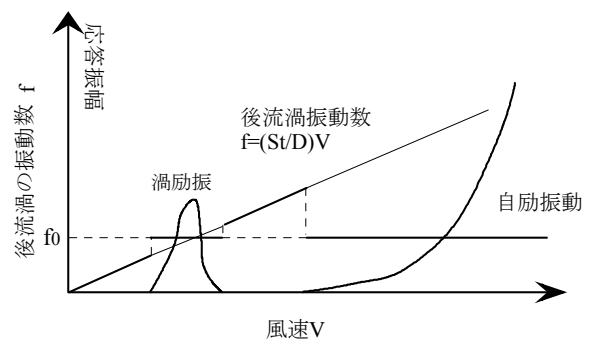


図 2-1-2 空力弾性振動応答と後流渦の関係

## (2) 自励振動

自励振動は空気力によって振動系の応答変位が大きくなることで、新たな空気力を生み出し、その付加空気力によって応答変位が次々に大きくなっていく現象である。自励振動の機構を図 2-1-3 に示す。また、振動方程式を用いて簡単な説明をすると以下のようなになる。

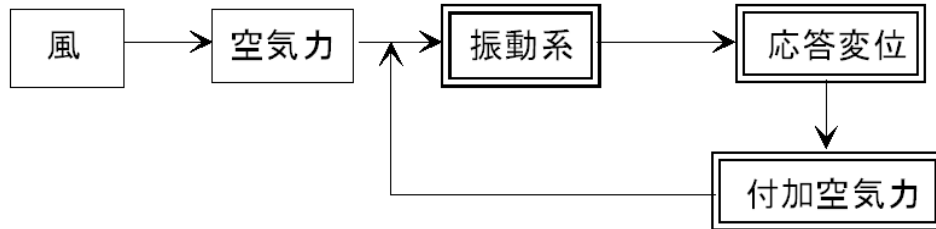


図 2-1-3 自励振動の機構

1 質点系に変動空気力が作用している場合を考える。ここで  $m$  : 振動系の質量,  $c$  : 構造減衰,  $k$  : ばね定数,  $y$  : 変位,  $F_0$  : 変動空気力の絶対値,  $\omega$  : 外力の振動数,  $\gamma$  : 変位に対する外力の位相差とすると、この系の振動方程式は、

$$\begin{aligned} m\ddot{y} + c\dot{y} + ky &= F(t) = F_0 \sin(\omega t + \gamma) \\ &= F_0 \cos \gamma \cdot \sin \omega t + F_0 \sin \gamma \cdot \cos \omega t \end{aligned} \quad (2.6)$$

となる。ここで物体の変位を

$$y = y_0 \sin \omega t \quad (2.7)$$

とすると、変位速度は、

$$\dot{y} = y_0 \omega \cos \omega t \quad (2.8)$$

となる。よって式(2.6)の外力  $F(t)$  は、

$$F(t) = F_0 \cos \gamma \cdot \frac{y}{y_0} + F_0 \sin \gamma \cdot \frac{\dot{y}}{\omega y_0} \quad (2.9)$$

となる。外力  $F(t)$  を左辺に移項して整理する。これが自励振動の式である。

$$m\ddot{y} + \left( c - \frac{F_0 \sin \gamma}{\omega y_0} \right) \dot{y} + \left( k - \frac{F_0 \cos \gamma}{y_0} \right) y = 0 \quad (2.10)$$

式(2.10)において、変位速度項に比例する項が負であるとき、振動が発生することになる。すなわち、振動発生の条件は、

$$c - \frac{F_0 \sin \gamma}{\omega y_0} < 0 \quad (2.11)$$

となる。ここで仮に構造減衰がない場合として、 $c=0$  とすると、 $\sin \gamma > 0$  のときに振動が生じることになる。したがって、位相差  $\gamma$  が正になるときに振動が発生する可能性がある。これは、空気力が変位よりも位相が進んでいることを意味しており、この状態では振動変位に先立って空気力が作用していることになる。このことを表したのが図 2-1-4 である。自励振動は一度発生すると、構

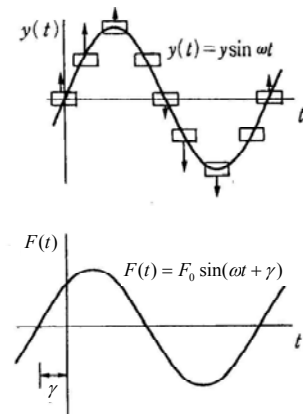


図 2-1-4 変位と空気力

造物を破壊的な振幅で振動させる可能性があるため、耐風設計上は自励振動を発生させてはならないとしている。

風的作用を受けた構造物に生じる自励振動の種類は以下のとおりである。

### ① ギャロッピング

流れに直角方向の1自由度自励振動であり、正方形角柱や雪や氷が付着したケーブル等に生じる現象である。これは、静的空気力から動的現象を推定する手法である準定常理論を用いて動的応答振幅を推定でき、正方形角柱ではかなり正確に推定された例がある。

### ② 剥離流フラッター

失速フラッターとも言われ、構造物の前縁で剥がれた剥離流が要因となって生じる自励振動である。現象的にはねじれ1自由度の自励振動で、橋梁断面に生じるフラッターのほとんどがこの失速フラッターであるといっても過言ではない。

### ③ 連成フラッター

古典的フラッターとか、ポテンシャルフラッターとか呼ばれる。剥離流フラッターが流れの剥離に起因するものであったのに対して、これは流れの剥離が生じない状態で、曲げ振動とねじれ振動とが連成する自励振動である。現象的には、曲げ振動あるいはねじれ振動のみが生じるようにした1自由度系では自励振動は生じないが両者が同時に起こる2自由度系にすると連成振動が生じる。最も破壊的な激しい連成フラッターとなるのは曲げ振動とねじれ振動の両者の振動数が一致したときである。

以上の空力弾性振動のうち、渦励振、自励振動、バフエッティングを簡単に比較したのが図2-1-5である。風速の上昇に対して、渦励振が発生した後、応答が生じない風速域が存在し、さらに高い風速域で自励振動が発生する。また、乱流中では、渦励振は発生し難く、フラッターやギャロッピングなどの自励振動が発生する風速域では平均応答振幅は小さくなる傾向にある。

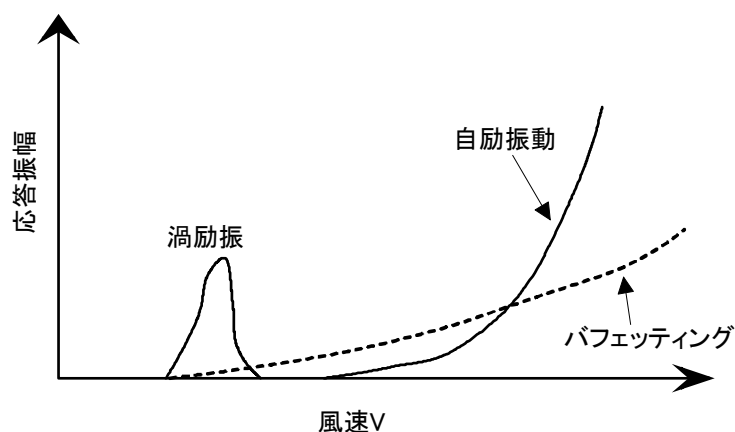


図 2-1-5 空力弾性振動の種類

## 2.2 剥離干渉法による空力弾性振動の制振メカニズムに関する研究<sup>8),9),10),11)</sup>

本節では、久保が開発した剥離干渉法<sup>8),9),10),11)</sup>の空力弾性振動制振メカニズムに関する研究成果について述べる。

### (1) 概論

これまで、風洞実験(特に応答実験)によって剥離干渉法の有効性が確認されており、多くの実橋梁において適用され断面選定が行われてきた。しかしながら、剥離干渉法によって耐風安定性向上に寄与するメカニズムについては解明されていないのが現状である。

この研究では、図 2-2-1 に示す長大橋梁の主桁を想定した扁平矩形断面柱(断面辺長比  $B/D=8.0$ ) および、図 2-2-2 に示す構造物において基本的な断面である正方形角柱(断面辺長比  $B/D=1.0$ )を用い、剥離干渉法における空力弾性振動の制振メカニズムを解明することを目的としている。

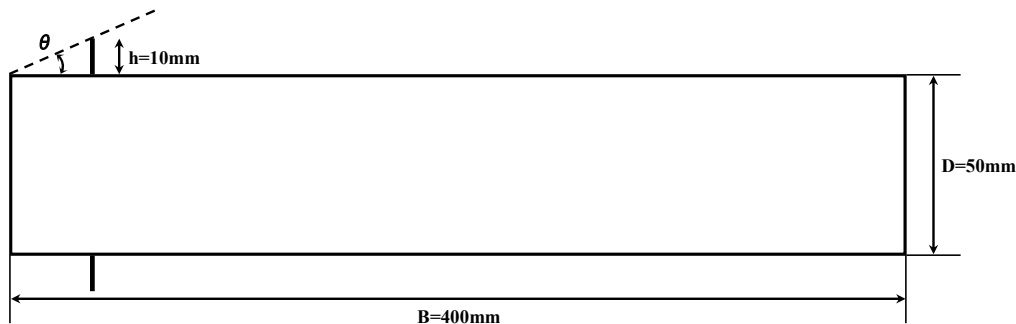


図 2-2-1 扁平矩形断面柱(断面辺長比  $B/D=8.0$ )

### (2) 実験概要

実験は九州工業大学の境界層型波浪風洞(測定断面 高さ 1800×幅 1100(mm))および鹿島技術研究所の可視化風洞(測定断面 高さ 2000×幅 1200(mm))で実施した。本研究では図 2-2-1 に示す断面辺長比が  $B/D=8.0$  の扁平矩形断面柱および、図 2-2-2 に示す  $B/D=1.0$  の完全剥離矩形断面柱を基本断面柱として、これらの断面柱に高さ  $h=10\text{mm}$  の鉛直板を断面上下面に設置し実験を行った。ここで、これらの断面柱において 1 次剥離点と 2 次剥離点との角度を剥離干渉角  $\theta$  と定義した。実験では、扁平矩形断面柱においては剥離干渉角  $\theta$  を  $0^\circ$ (基本断面柱：鉛直板なし)、 $20^\circ\sim 40^\circ$ まで  $5^\circ$ 刻みで変化させ、完全剥離矩形断面柱においては剥離干渉角を  $0^\circ$ 、 $15\sim 40^\circ$ まで  $5^\circ$ 刻みで変化させ、振動応答実験、三分力測定実験、圧力測定実験および PIV を用いた流速測定実験を行った。

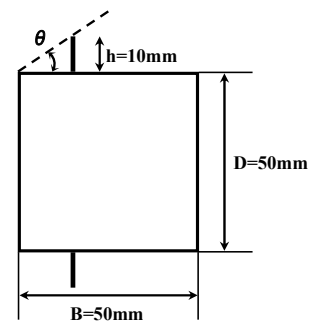


図 2-2-2 完全剥離矩形断面柱  
(断面辺長比  $B/D=1.0$ )

### (3) 実験結果

$B/D=8.0$  の扁平矩形断面柱の場合について、2 自由度振動応答実験のねじれ成分の実験結果を応答関数として図 2-2-3 に示す。横軸に換算風速( $V_r=V/f_n B$ ,  $V$ : 風洞風速,  $f_n$ : ねじれ固有振動数,  $B$ : 断面幅)、縦軸には倍振幅  $2\phi$  ( $^\circ$ )を示している。図 2-2-3 に見られるように、鉛直板の有無および剥離制御角  $\theta$  の違いによって、応答に差が見られた。 $\theta=0^\circ$ (基本断面柱)と  $\theta=40^\circ$ に関しては、 $V_r=4.5$  付近からねじれフラッターが発現しているのに対して、 $\theta$  が小さくなるにしたがって、発現風速が高風速に移行している。また、抗力係数の実験結果を図 2-2-4 に示す。横軸に剥離制御角  $\theta$ 、縦軸に



抗力係数  $C_D$  を表している。抗力係数を算出するために用いた代表長は、基本断面柱の高さ  $D$  である。抗力係数について、 $\theta=40^\circ$  に関しては  $\theta=0^\circ$  (基本断面柱) に近い値であるのに対して、 $\theta$  の角度を小さくするにしたがって抗力係数は小さな値となっている。

扁平断面柱の前面および背面、鉛直板の前面および背面における平均圧力係数を図 2-2-5, 6, 7 に示す。扁平断面柱の前面における平均圧力係数には差異は見られないが、背面における平均圧力

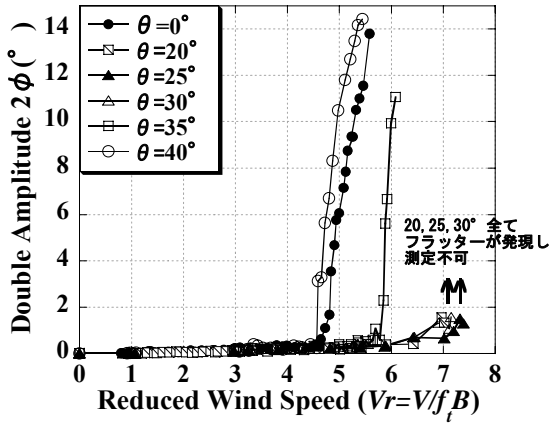


図 2-2-3 ねじれ振動応答図

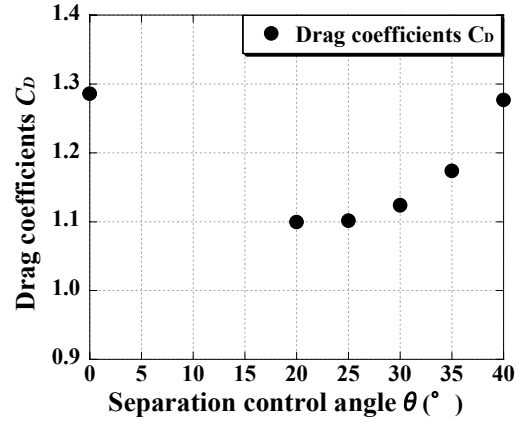


図 2-2-4 抗力係数  $C_D$

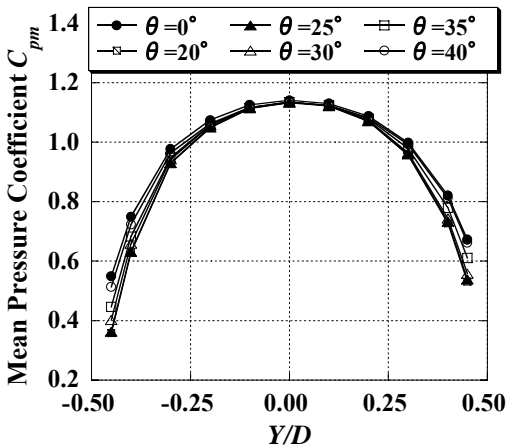


図 2-2-5 前面平均圧力分布

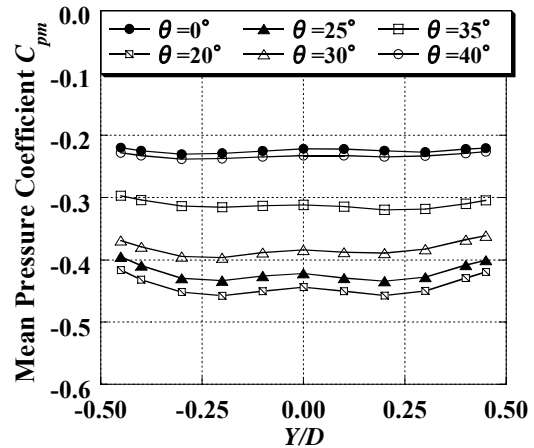


図 2-2-6 背面平均圧力分布

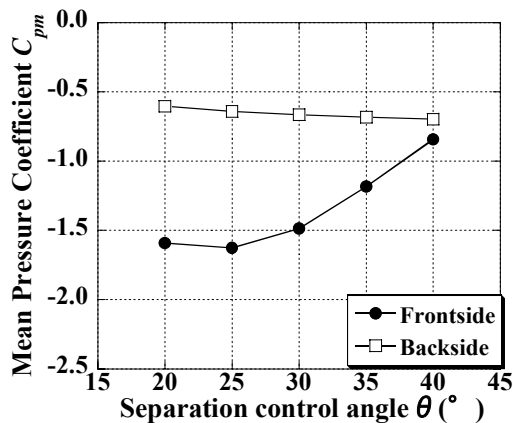


図 2-2-7 鉛直板平均圧力係数

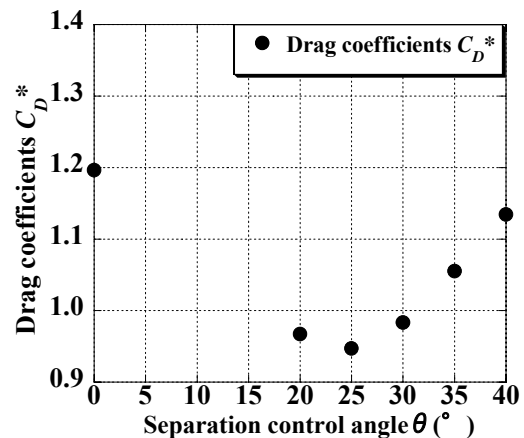


図 2-2-8 抗力係数  $C_D^*$

係数に着目すると、 $\theta=0^\circ$ (基本断面柱)と $\theta=40^\circ$ に関しては近い値をとっているのに対して、 $\theta$ を $40^\circ \sim 20^\circ$ まで変化させると負圧が徐々に大きくなる傾向が見られる。また、鉛直板における平均圧力係数は、背面にはほぼ差異が見られないのに対して、前面では $\theta \leq 30^\circ$ において $C_{pm} = -1.5$ 以上の負圧が作用している。次に、測定した平均圧力係数を用いて、扁平断面柱に働く流下方向の抗力係数を求めた結果を図 2-2-8 に示す。横軸に剥離制御角  $\theta$ 、縦軸に抗力係数  $C_D^*$ (三分力実験から求めた  $C_D$  と混同しないように  $C_D^*$ と定義する)を表している。図 2-2-4 と図 2-2-8 を比較すると、両者の抗力係数の値は同じような傾向を示している。剥離干渉法を適用した場合、鉛直板を設置することで基本断面に対して受風面積が大きくなる。一般的に受風面積が大きくなると抗力は大きくなるが、剥離干渉法を用いて  $\theta$  を有効な位置に設定することで基本断面柱よりも抗力を低減させる効果がある。

図 2-2-9 に PIV による流速測定により得られた  $\theta=30^\circ$  の平均風速ベクトル図を示す。横軸は  $X/B$ 、縦軸は  $Y/D$  の値である。無次元化に用いた代表長は扁平断面柱の断面高さ  $D$  である。また、図 2-2-10 に各  $\theta$  に対する渦中心位置(図 2-2-9 参照)における風速分布図を示した。なお、 $\theta=0^\circ$ (基本断面柱)については  $\theta=30^\circ$  の渦中心位置と同じ位置における風速分布を示している。図 2-2-9 より、前縁側隅角部で剥離した流れと模型および鉛直板で囲まれる部分に循環流が生じている。この循環流は、鉛直板を設置した場合にはいずれの  $\theta$  においても生じているが、図 2-2-10 より、循環流の速度には差が生じており、 $\theta=20^\circ$  の場合、風速比の絶対値が大きいことから、循環流の速度が最も大きくなっていると考えられる。また、図 2-2-7 に着目すると、 $\theta=20^\circ \sim 30^\circ$  の場合において鉛直板の前面に作用する負圧が大きくなっており、剥離干渉法の有効性が確認された  $\theta=20^\circ \sim 30^\circ$  の場合に抗力の低減効果が得られたのは、循環流によって鉛直板に負圧が大きく作用しているためであると考えられる。図 2-2-11 および図 2-2-12 に  $\theta=0^\circ$ (基本断面柱)と  $\theta=30^\circ$  の風速比分布図を示す。これらの図から、 $\theta=30^\circ$  の場合は、 $\theta=0^\circ$ (基本断面柱)と比較すると剥離が抑制されている。これは、 $\theta=30^\circ$  の場合、循環流によって剥離流が加速され、流下方向の速度を供給されたためと考えられる。

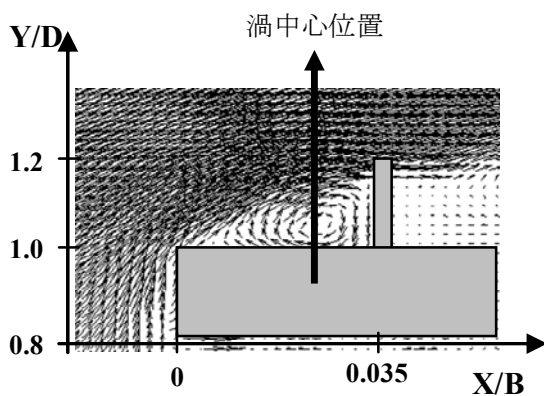


図 2-2-9 平均風速ベクトル図( $\theta=30^\circ$ )

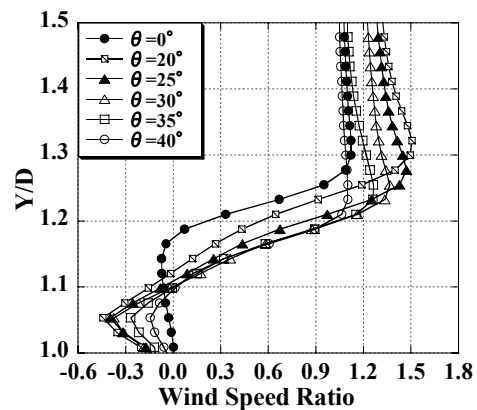


図 2-2-10 風速比分布(渦中心位置)

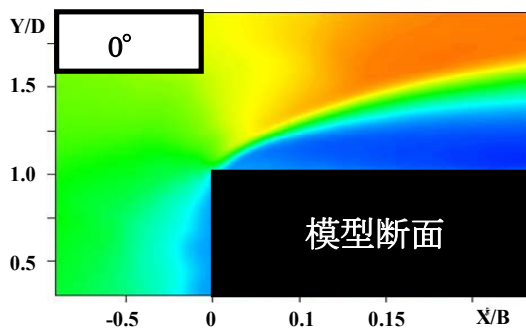


図 2-2-11 平均風速比分布図( $\theta=0^\circ$ )

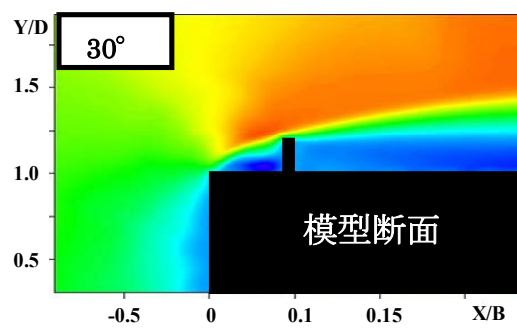


図 2-2-12 平均風速比分布図( $\theta=30^\circ$ )

$B/D=1.0$  の完全剥離矩形断面柱の場合について、たわみ 1 自由度振動応答実験の実験結果を横軸に換算風速( $Vr=V/f_h D$ ,  $V$ : 風洞風速,  $f_h$ : たわみ固有振動数,  $D$ : 断面高), 縦軸には無次元倍振幅( $2A/D$ )をプロットした応答図として図 2-2-13 に示す. 静的三分力測定結果を横軸に迎角  $\alpha(^{\circ})$ , 縦軸に抗力係数  $C_D$ , 揚力係数  $C_L$  をそれぞれプロットしたものを図 2-2-14, 15 に示す. 抗力係数  $C_D$ , 揚力係数  $C_L$  を算出するために用いた代表長は, 基本断面柱の断面高さ  $D$  および断面幅  $B$  である.

図 2-2-13 より,  $\theta=0^{\circ}$ (基本断面柱)および  $\theta=15^{\circ}$ において発散振動であるギャロッピングが発生しているのに対し,  $\theta=20\sim 40(^{\circ})$ では,  $Vr=5$  付近において限定振動は生じているものの, ギャロッピングは発生していない. 限定振動時における最大振幅は,  $\theta=20^{\circ}$ において最も小さくなっている. 図 2-2-14 より抗力係数  $C_D$  の値は,  $\theta=40^{\circ}$ では  $\theta=0^{\circ}$ (基本断面柱)よりも測定範囲内において,  $C_D$  が大きくなっている. また  $\theta$  が増加するにつれて,  $C_D$  も増加する傾向を示している.

また図 2-2-15 より揚力係数  $C_L$  の値は,  $\theta=0^{\circ}$ では, 測定範囲内において揚力勾配  $dC_L/d\alpha$  は負勾配となっている.  $\theta=15^{\circ}$ では, 負勾配の迎角範囲は狭まるが, 迎角  $\alpha=0^{\circ}$ では揚力勾配  $dC_L/d\alpha$  は負勾配となっている. これに対して,  $\theta=20\sim 40(^{\circ})$ では, 迎角  $\alpha=0^{\circ}$ における揚力勾配が正勾配となっており,  $\theta=20\sim 30(^{\circ})$ において揚力勾配の傾きが大きい. この迎角  $\alpha=0^{\circ}$ における揚力勾配の傾きは, 準定常理論により, ギャロッピングに対する空力安定性と結びつけることができる. これは, 揚力勾配において正勾配の傾きが大きいほど空力安定性が高いことを示す. よって  $\theta=20\sim 30(^{\circ})$ では, ギャロッピングに対してより安定であることを示している. 振動応答実験および三分力測定実験から, 有効な剥離干渉角  $\theta$  は,  $\theta=20\sim 30(^{\circ})$ であると言える.

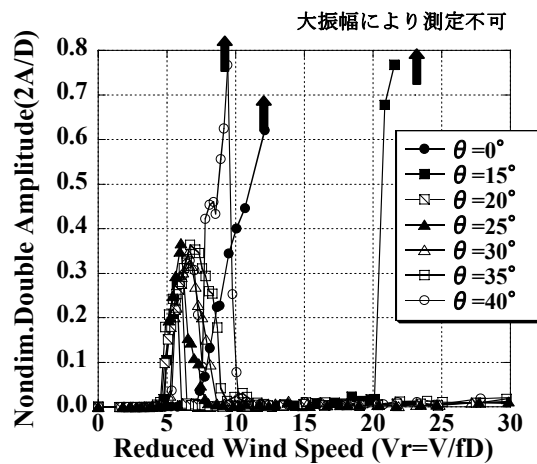


図 2-2-13 たわみ振動応答図

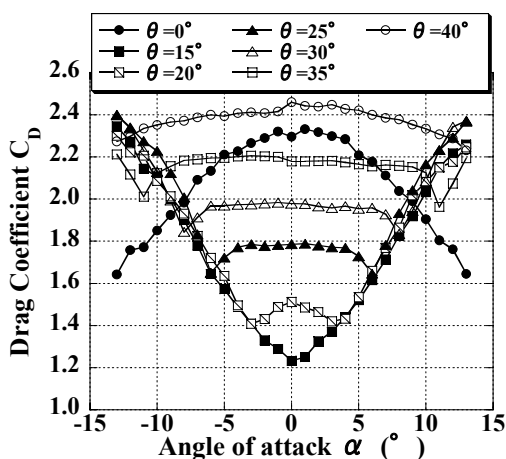


図 2-2-14 抗力係数  $C_D$

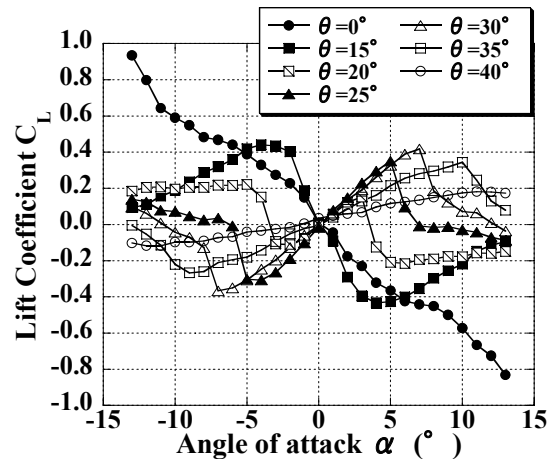


図 2-2-15 揚力係数  $C_L$

PIV による流速測定により得られた結果について、図 2-2-16 に迎角  $\alpha=0^\circ$ での  $\theta=0, 25^\circ$ における平均風速ベクトル図を示す。また図 2-2-17 に平均風速比分布図を示す。横軸は水平距離  $X/B$ 、縦軸は鉛直距離  $Y/D$  である。図 2-2-16 より  $\theta=25^\circ$ において、鉛直板風上側に循環流が発生している。この循環流は、鉛直板を設置した場合のいずれの  $\theta$  においても生じている。図 2-2-17 より  $\theta=0^\circ$ よりも  $\theta=25^\circ$ では、模型上面において高風速が発生しており、また剥離が小さくなっている。この高風速が発生している位置は、循環流の中心位置とほぼ一致しているため、循環流によって剥離流が加速されていると考えられる。

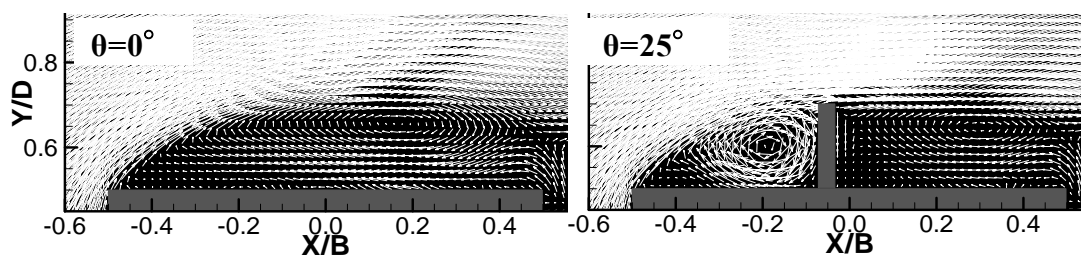


図 2-2-16 迎角  $0^\circ$  上面平均風速ベクトル図

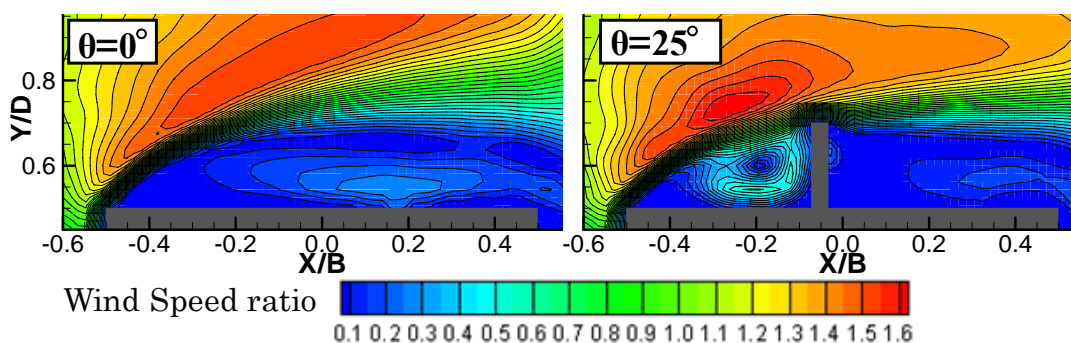


図 2-2-17 迎角  $0^\circ$  上面平均風速比分布図

図 2-2-18, 19 に迎角  $+4^\circ$ における  $\theta=25^\circ$ での断面周り平均風速ベクトル図、平均風速比分布を示す。横軸は水平距離  $X/B$ 、縦軸は上下面の平均圧力係数  $C_p$  である。ここで準定常理論から迎角  $\alpha=+4^\circ$ は、下方向振動中と考えることができる。図 2-2-18, 19 より、迎角  $0^\circ$ の時と同様に鉛直板風上側には循環流が発生しており、上面鉛直板風上側において高風速が発生している。上下面での風速比の差から模型上下面鉛直板風上側に発生する循環流の強さが異なっていると考えられる。

そこで、図 2-2-20 に迎角  $\alpha=+4^\circ$ における模型上下面での平均圧力係数  $C_p$  分布を示す。これを見ると鉛直板風上側では模型上面において下面よりも大きな負圧が発生している。このことから、上面鉛直板風上側のほうが下面鉛直板風上側よりも強い循環流が発生していると考えられる。また鉛直板風下側では、上下面においてほぼ同程度の  $C_p$  となっている。つまり、下方向振動中に上下面の鉛直板風上側に発生する循環流による圧力差によって減衰力となる上向きの力が作用し、振動を抑制していると考えられる。これが剥離干渉法を有効に用いたとき、発散振動であるギャロッピングを抑制する制振メカニズムであると考えられる。これに対して、 $\theta=0^\circ$ (基本断面柱)では、図 2-2-20 より上面よりも下面において、負圧が大きく作用していることから下方向振動中に下向きの力が作用し、振動を増大させギャロッピングが発生すると考えられる。

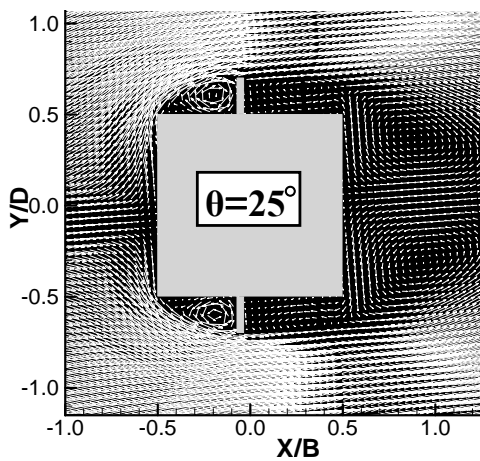


図 2-2-18 迎角+4°断面周り  
平均風速ベクトル図

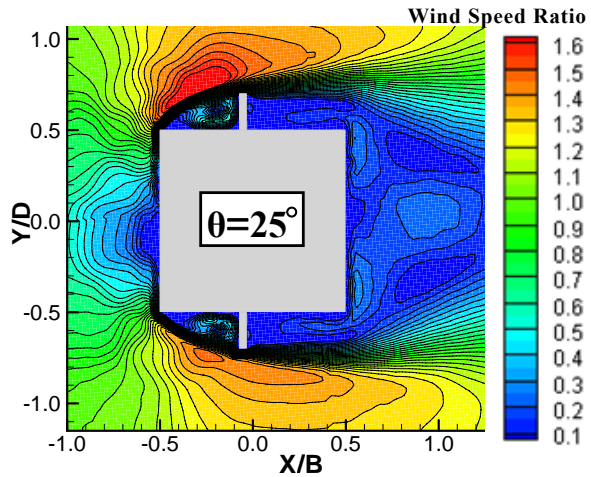


図 2-2-19 迎角+4°断面周り  
平均風速比分布図

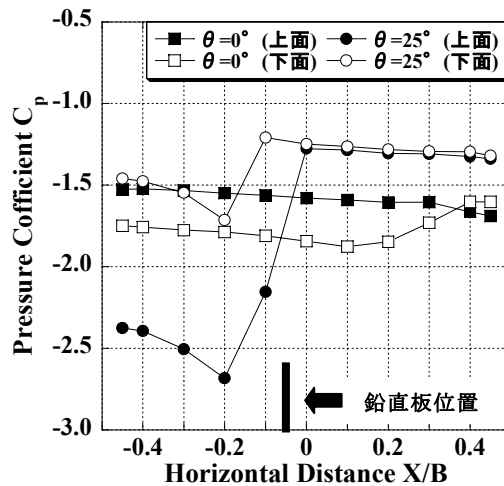


図 2-2-20 迎角+4°上下面平均圧力係数  $C_p$  分布図

#### (4) まとめ

扁平矩形断面柱( $B/D=8.0$ )において、剥離干渉法を用い、有効な剥離干渉角( $\theta=20\sim 30^\circ$ )にすると、フラッターの発現風速が高風速側に移行し、上下面の鉛直板風上側に発生する循環流による圧力差によって抗力を低減させる効果があることが確認できた。また、剥離流が循環流によって流下方向の速度を供給されることにより剥離が抑制されていると考えられる。

正方形角柱( $B/D=1.0$ )においても、有効な剥離干渉角( $\theta=20\sim 30^\circ$ )にすると、上下面の鉛直板風上側に発生する循環流による圧力差により、減衰力が作用しギャロッピングが抑制されることが確認できた。

つまり、扁平矩形断面柱( $B/D=8.0$ )、正方形角柱( $B/D=1.0$ )のどちらの断面柱においても、1次剥離点と2次剥離点を結ぶ直線と模型表面のなす角度を  $20\sim 30^\circ$  とすることにより、上下面の鉛直板風上側に循環流が発生し、剥離干渉法が有効に働くと考えられる。

## 2.3 五角形断面桁に関する既往の研究

本節では、過去の五角形断面桁に関する研究成果について述べる。

### 2.3.1 底面傾斜角と上面剥離干渉角の違いによる応答特性<sup>12),13),14)</sup>

#### (1) 実験概要

実験には、測定断面が 1070mm×1070 mm の回流式(閉回路型)の中型風洞が使用され、一様流中において、2 自由度振動応答実験が行われた。

実験模型には、図 2-3-1 に示す断面を基本断面とする模型縮尺  $1/n=1/74$  の剛体模型が用いられた。また、表 2-3-1 に模型の基本断面柱の諸元を示す。

図 2-3-2 に桁断面の各パラメータを示し、以後の説明において図中の記号を用いる。図 2-3-1 に示す基本断面柱について、迎角  $\alpha$  が  $\alpha=0^\circ$  および  $3^\circ$  の場合に対して、底面傾斜角  $\theta$  を  $\theta=10^\circ, 13^\circ, 16^\circ, 19^\circ, 22^\circ$  と変化させた。ここで、 $\theta=10^\circ, 13^\circ$  は  $B/D=4.56$ 、 $\theta=16^\circ$  は  $B/D=4.76$ 、 $\theta=19^\circ$  は  $B/D=4.03$ 、 $\theta=22^\circ$  は  $B/D=3.60$  とした。また、剥離干渉法の考え方にに基づき、上面剥離干渉角  $\beta$  を  $\beta=27^\circ, 30^\circ, 33^\circ$  と変化させた。そして、それぞれの  $\theta$  と  $\beta$  の組み合わせについて実験が行われた。

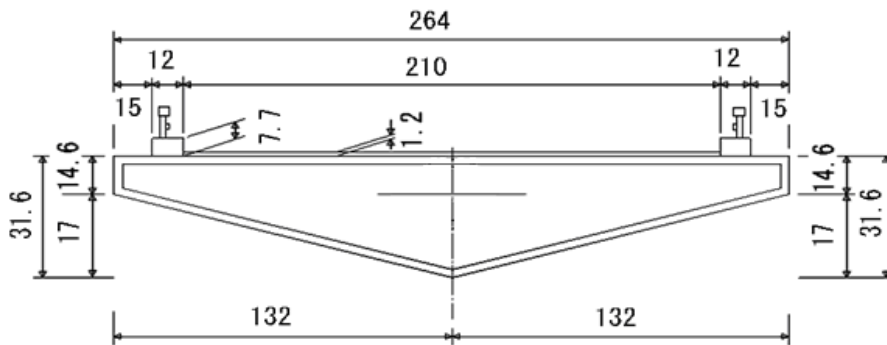


図 2-3-1 模型断面図

#### (2) 実験結果

表 2-3-1 模型諸元

たわみ振動数 $f_h$ (Hz)	2.541
ねじれ振動数 $f_i$ (Hz)	4.518
単位長さあたりの質量(kg/m)	2.1197
極慣性モーメント(kg m <sup>2</sup> /m)	0.0432

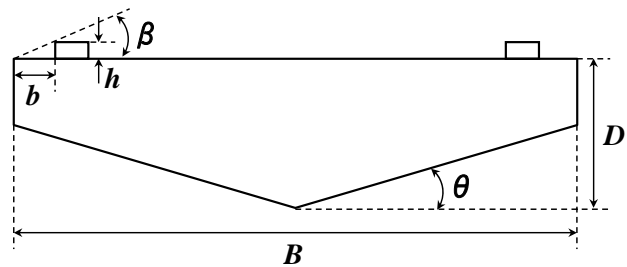


図 2-3-2 桁断面パラメーター

図 2-3-3～図 2-3-7 に迎角  $\alpha=0^\circ$  で測定したねじれ振動応答を、横軸に換算風速  $Vr(Vr=V/f_i B, V$ : 風洞風速,  $f_i$ : 固有振動数,  $B$ : 桁幅), 縦軸にねじれ倍振幅  $2\phi$  (°)として示す。底面傾斜角  $\theta=10^\circ$  では、どの上面剥離干渉角  $\beta$  でも渦励振は発生せず、そのフラッターの発現風速にも大きな差は見られなかった(図 2-3-3)。 $\theta=13^\circ$  では  $\beta=27^\circ$  において渦励振は発生したものの、そのフラッター発現風速は他の  $\beta$  よりも高くなっており、最も大きな剥離干渉効果を得た(図 2-3-4)。 $\theta=16^\circ$  では  $\beta=30^\circ$  において、フラッター発現風速が他の  $\beta$  よりも高くなっており、最も大きな剥離干渉効果を得た(図 2-3-5)。また、 $\theta=19^\circ$  でも  $\beta=27^\circ$  において渦励振が抑制され、フラッター発現風速も他の  $\beta$  よりも高

くなった(図 2-3-6).  $\theta=22^\circ$ においても,  $\beta=27^\circ$ のとき渦励振が抑制され, 最も大きな剥離干渉効果を得た(図 2-3-7). しかし,  $\theta=19^\circ$ 及び  $22^\circ$ でのフラッター発現風速は他の  $\theta$  よりも低くなったが, 五角形断面桁では底面傾斜角を変化させることで応答特性を変化させることができ, さらにそれぞれの底面傾斜角において  $\beta$  の角度, つまり地覆の最適な位置が異なると考えられる. また, 全ての測定ケースにおいて  $B/D$  が異なっているが, 全ての測定ケースの  $\beta=33^\circ$ においては良好な剥離干渉効果を得たケースはなかったことから, 五角形断面桁の桁上面の干渉効果は迎角  $\alpha=0^\circ$ の場合,  $\beta=30^\circ$ 以下において発揮されると考えられる. しかし, それぞれの底面傾斜角において最適な  $\beta$  はそれぞれ存在するものの, 本研究でパラメーターとした  $\beta$  の角度が最適であったかは解明できなかった. 次に,  $\beta=30^\circ, \alpha=0^\circ$ の場合のそれぞれの底面傾斜角におけるねじれ応答図を図 2-3-8 に,  $\alpha=3^\circ$ の場合のねじれ振動応答図を図 2-3-9 に示す.  $\alpha=0^\circ$ の場合,  $\theta=10^\circ, 13^\circ, 16^\circ$ においては高風速域で,  $\theta=19^\circ, 22^\circ$ においては低風速域でフラッターが発生しており(図 2-3-8),  $\alpha=3^\circ$ においてはいずれの  $\theta$  においても低風速域でフラッターが発生していた(図 2-3-9). これより, 五角形断面桁では底面傾斜角が大きくなるに従って耐風性は悪くなると考えられる. また, 全ての底面傾斜角について迎角  $\alpha=0^\circ$ に比べて正の迎角では極端にフラッター発現風速が低下するため, 五角形断面桁は正の迎角では耐風性が悪くなると考えられる.

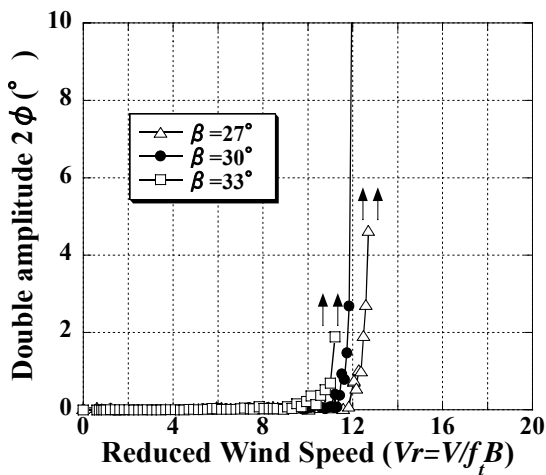


図 2-3-3  $\theta=10^\circ, \alpha=0^\circ$ のねじれ応答図

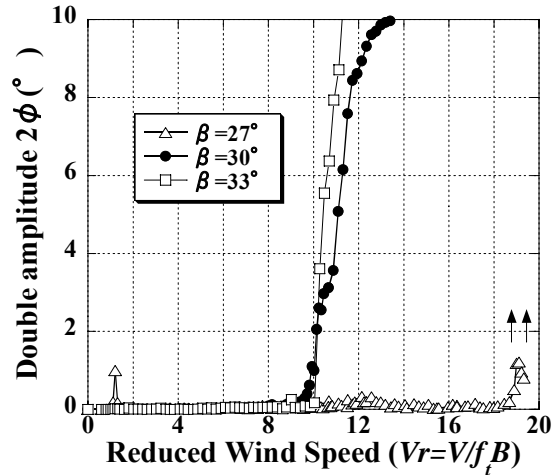


図 2-3-4  $\theta=13^\circ, \alpha=0^\circ$ のねじれ応答図

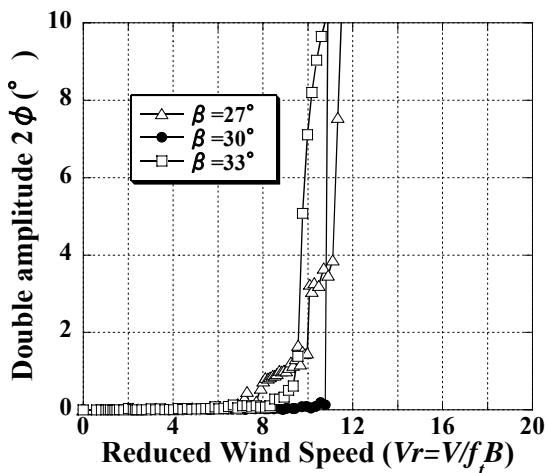


図 2-3-5  $\theta=16^\circ, \alpha=0^\circ$ のねじれ応答図

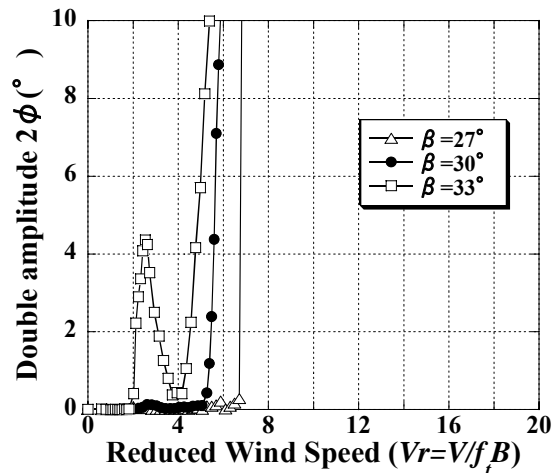


図 2-3-6  $\theta=19^\circ, \alpha=0^\circ$ のねじれ応答図

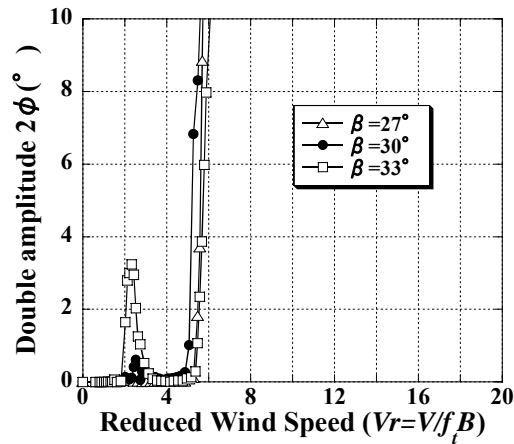


図 2-3-7  $\theta=22^\circ$ ,  $\alpha=0^\circ$ のねじれ応答図

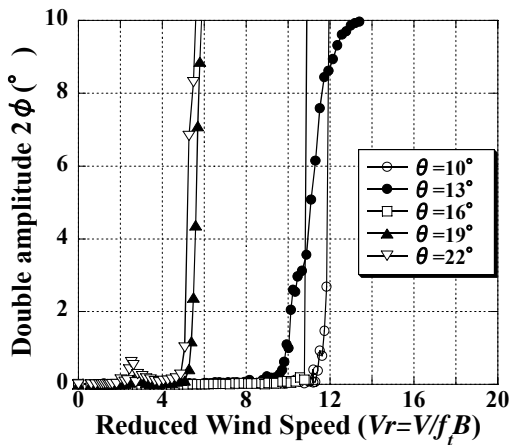


図 2-3-8  $\beta=30^\circ$ ,  $\alpha=0^\circ$ のねじれ応答図

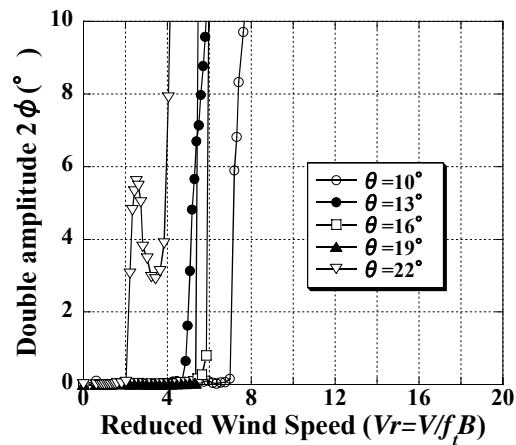


図 2-3-9  $\beta=30^\circ$ ,  $\alpha=+3^\circ$ のねじれ応答図

### 2.3.2 上面剥離干渉角を固定した場合の底面傾斜角の影響<sup>12),13),15)</sup>

#### (1) 概論

図 2-3-10 に前項で検討した応答特性のうちフラッター発現風速と底面傾斜角との関係を示す。底面傾斜角  $\theta=19^\circ$ ,  $22^\circ$  の場合は上面剥離干渉角  $\beta$  の値に関わらずフラッター発現風速が低く、耐風性が悪いが、 $\beta=27^\circ$ ,  $\theta=13^\circ$  の場合はフラッター発現風速が高く、耐風性が良い。また、五角形断面桁においては桁上面の断面形状が一定であっても、底面傾斜角が変化すると桁上面での流れ特性も変化すること、つまり桁上面の流れが桁高の支配を大きく受けることが確認されている。そこで、上面剥離干渉角  $\beta$  を固定し、 $D$  を変化させ底面傾斜角  $\theta$  を変化させることで、空力特性等がどのように変化するかについて迎角  $\alpha=0^\circ$  の場合において検討された。

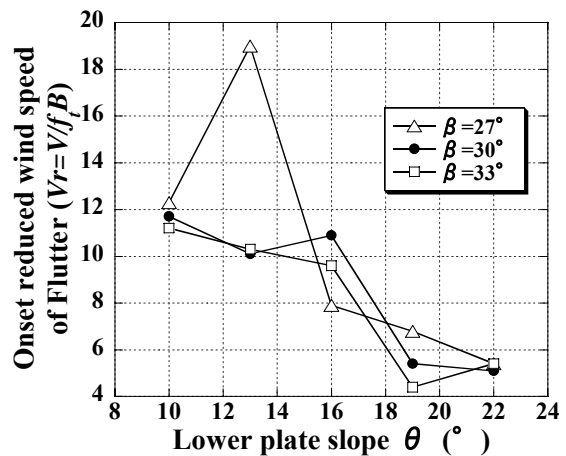


図 2-3-10  $\alpha=0^\circ$  の場合のフラッター発現風速



## (2) 実験概要

実験には、境界層型波浪風洞縮流部(二次元模型実験測定断面：1100mm×1800mm)を使用し、一様流中において、ねじれの1自由度振動応答実験および三分力測定実験が行われた。

実験模型には、図 2-3-11 に示す断面を基本断面とする模型縮尺  $1/n=1/46.4$  の剛体模型が用いられた。また、表 2-3-2 にねじれ1自由度振動応答実験における基本断面柱の諸元を示す。

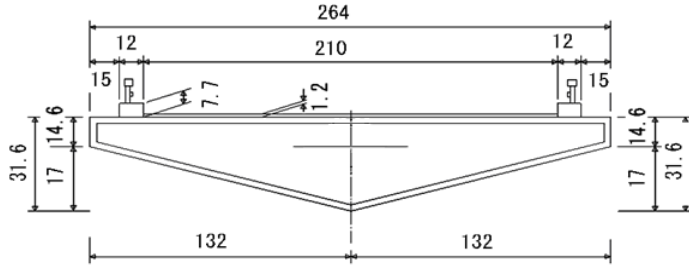


図 2-3-11 五角形断面図

表 2-3-2 模型諸元

ねじれ振動数 $f_i$ (Hz)	3.229
極慣性モーメント(kg $m^2/m$ )	0.0396
ねじれ構造対数減衰率	0.00582

図 2-3-11 に示す模型基本断面柱において上面剥離干渉角を  $27^\circ$ 、桁幅を 264mm と一定にし、 $D$  を変化させ底面傾斜角を  $\theta=10^\circ, 11^\circ, 12^\circ, 13^\circ, 14^\circ, 15^\circ, 16^\circ$  ( $B/D=4.76\sim 6.45$ ) と変化させた。

表 2-3-3 に示すように図 2-3-12 の値を変化させ、模型下面に発泡スチロール製の板を取り付けることにより模型の底面傾斜角の調整を行った。また、迎角については  $\alpha=0^\circ$  の場合について検討した。

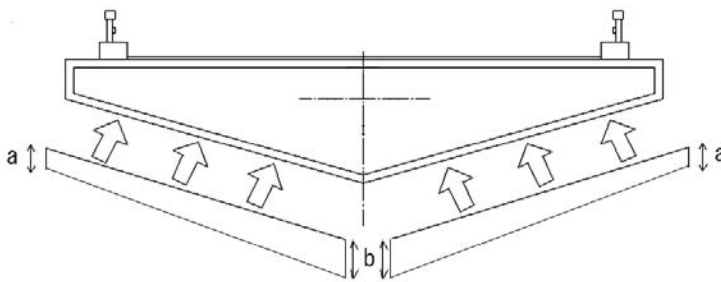


図 2-3-12 底面傾斜角の調節

表 2-3-3 底面傾斜角の調節

$\theta$ ( $^\circ$ )	a(mm)	b(mm)
10	3.00	9.30
11		11.70
12		14.10
13		16.50
14		18.90
15		21.4
16		23.9

## (3) 実験結果

図 2-3-13 に実験結果を、横軸に換算風速  $Vr$  ( $Vr=V/f_i B$ ,  $V$ : 風洞風速,  $f_i$ : 固有振動数,  $B$ : 桁幅), 縦軸にねじれ倍振幅  $2\phi$  ( $^\circ$ ) をとり、ねじれ振動応答図として示す。本実験ではフラッターは  $\theta=13^\circ\sim 16^\circ$  で発現し、 $\theta=10^\circ\sim 12^\circ$  では発現しなかった。また、図 2-3-14 には横軸に底面傾斜角  $\theta$ , 縦軸にフラッター発現風速  $Vr$  として示す。

図 2-3-14 により、フラッター発現風速は底面傾斜角  $\theta=16^\circ$  では換算風速  $Vr=7.4$ ,  $\theta=15^\circ$  では  $Vr=8.0$ ,  $\theta=14^\circ$  では  $Vr=9.2$ ,  $\theta=13^\circ$  では  $Vr=15.9$  であった。しかし、 $\theta=10^\circ\sim 12^\circ$  では  $Vr=20.0$  までにフラッターは発現しなかった。すなわち、相対的に底面傾斜角が増加するに従って、フラッター発現風速が低風速化する傾向にあると考えられる。また、ねじれ渦励振はどの底面傾斜角においても発生しなかった。

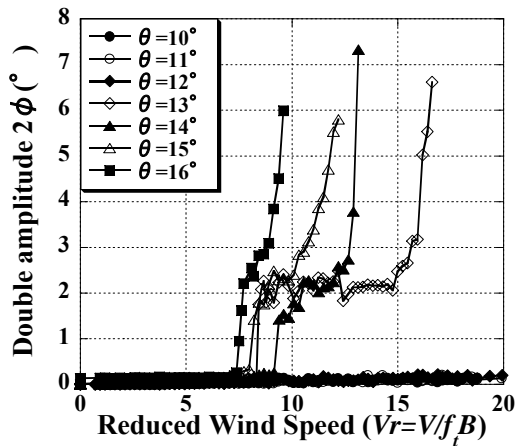


図 2-3-13 底面傾斜角  $\theta$  別のねじれ振動応答図

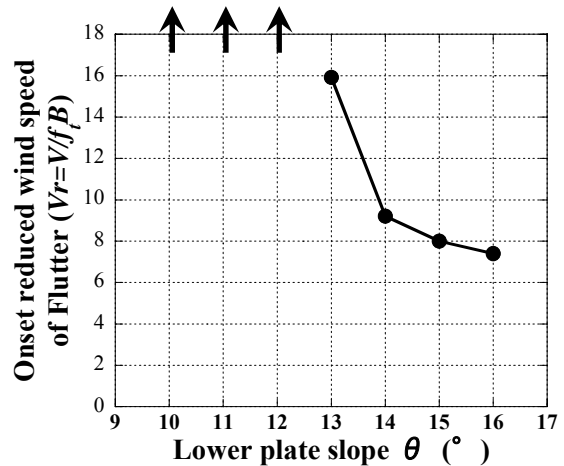


図 2-3-14 底面傾斜角  $\theta$  と

フラッター発現風速  $V_r$  の関係

図 2-3-15, 図 2-3-16 に測定された三分力のうち, 抗力係数  $C_D$ , 揚力係数  $C_L$  を底面傾斜角に対して示す. 抗力係数, 揚力係数の定義式は式(2.1), (2.2)に示すとおりである.

図 2-3-15 により, 抗力係数  $C_D$  は, 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  のとき最大で  $C_D=1.16$ ,  $\theta=12^\circ$  のとき最小で  $C_D=0.92$  となった. 抗力係数は,  $\theta=10^\circ \sim 16^\circ$  において底面傾斜角の増加に対して増加し続けるのではなく,  $\theta=10^\circ$  から  $\theta=12^\circ$  まで減少し,  $\theta=12^\circ$  から  $\theta=14^\circ$  において増加し,  $\theta=14^\circ$  から  $\theta=16^\circ$  において再度減少している. したがって,  $\theta=13^\circ$  を境にして静的空力特性が変化しており, 五角形断面桁では各底面傾斜角が特異な空気の流れを有するため, このような結果が得られたと考えられる.

図 2-3-16 により, 揚力係数  $C_L$  は底面傾斜角  $\theta=10^\circ \sim 13^\circ$  では値が負となり,  $\theta=12^\circ$  のとき最小で  $C_L=-0.55$  となった.  $\theta=14^\circ \sim 16^\circ$  では値が正となり,  $\theta=16^\circ$  のとき最大で  $C_L=0.40$  となった. 揚力が負であるということは, 下向きに揚力が働くということである. 吊形式橋梁において, 揚力が下向きに働くとケーブルに引張力が作用し, 構造系の剛性が増加し, 耐風安定性が向上する可能性があると考えられる. また, このときの負の揚力は活荷重程度であり, ケーブルの強度は問題ないと考えられる. 以上のことより, 底面傾斜角が  $\theta=10^\circ \sim 13^\circ$  の方が  $\theta=14^\circ \sim 16^\circ$  より耐風性が良いと考えられる.

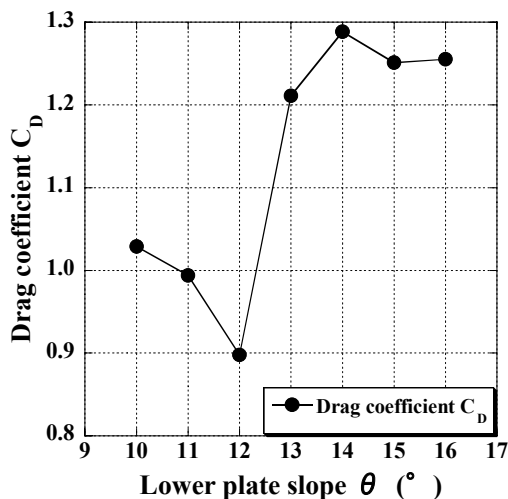


図 2-3-15 抗力係数  $C_D$  と底面傾斜角  $\theta$  の関係

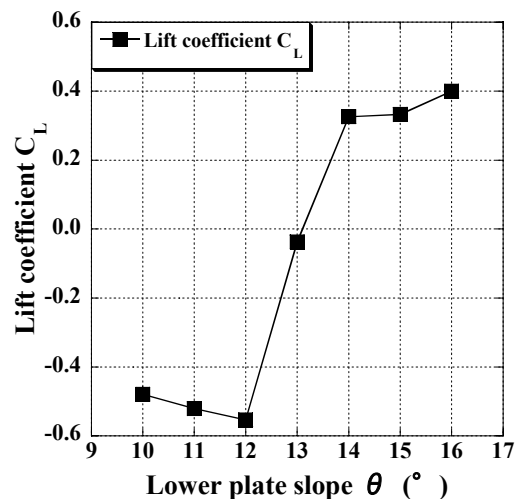


図 2-3-16 揚力係数  $C_L$  と底面傾斜角  $\theta$  の関係

### 2.3.3 上面剥離干渉角および底面傾斜角を固定した場合の幅員桁高比の影響<sup>12),13),16)</sup>

#### (1) 概要

前項の結果より、底面傾斜角を  $\theta=12^\circ$  および上面剥離干渉角を  $\beta=27^\circ$  に固定して、桁高の変化による応答特性、さらに迎角  $\alpha$  の変化による応答特性および三分力特性への影響について検討された。

#### (2) 実験概要

実験には、回流式空力弾性試験用風洞(測定断面：1780×980mm)および境界層型波浪風洞縮流部(測定断面：1800mm×1100mm)を使用し、一様流中において、ねじれの1自由度振動応答実験および三分力測定実験が行われた。

実験模型には、前節で述べたものと同じもの(図 2-3-11)が用いられた。表 2-3-4 にねじれ1自由度振動応答実験における基本断面柱の諸元を示す。

表 2-3-4 模型諸元

ねじれ振動数 $f_l$ (Hz)	2.195
極慣性モーメント ( $\text{kgm}^2/\text{m}$ )	0.0396
ねじれ構造対数減衰率	0.00862

図 2-3-11 に示す模型基本断面において上面剥離干渉角を  $\beta=27^\circ$  に固定し、前節と同様に模型下面に発泡スチロール製の板を取り付けることにより底面傾斜角を  $\theta=12^\circ$  一定とし、幅員桁高比  $B/D$  の調節を行い、 $B/D=4.00, 4.56, 5.00, 5.78$  と変化させた。また、迎角  $\alpha$  についての検討も行われた。

#### (3) 実験結果

各  $B/D$  の応答図を図 2-3-17～図 2-3-20 に示す。 $B/D=4.00$  においては、迎角  $\alpha=-4^\circ \sim +2^\circ$  の範囲でフラッターは発現せず、 $\alpha=-6^\circ, -5^\circ, +3^\circ, +4^\circ, +6^\circ$  でフラッターが発現した(図 2-3-17)。 $B/D=4.56$  においては、迎角  $\alpha=-5^\circ \sim +3^\circ$  の範囲でフラッターは発現せず、 $\alpha=-6^\circ, +4^\circ, +6^\circ$  でフラッターが発現した(図 2-3-18)。 $B/D=5.00$  においては、 $B/D=4.56$  と同様に迎角  $\alpha=-5^\circ \sim +3^\circ$  の範囲でフラッターは発現せず、 $\alpha=-6^\circ, +4^\circ, +6^\circ$  でフラッターが発現した(図 2-3-19)。 $B/D=5.78$  においては、迎角  $\alpha=-6^\circ \sim +3^\circ$  の範囲でフラッターは発現せず、 $\alpha=+4^\circ, +6^\circ$  でフラッターが発現した(図 2-3-20)。以上のことより、それぞれの  $B/D$  についてフラッターが発現する境界の迎角を図 2-3-21 に示す。 $B/D$  が小さくなるに従って、つまりウェブ高が大きくなるに従ってフラッターが発現する迎角の境界が小さくなり、さらに同じ迎角でフラッターが発現しても  $B/D$  が小さくなるに従ってそのフラッター発現風速は低くなっている。このことより、五角形断面桁においては、桁上面の断面形状が一定であっても、ウェブ高が変化すると桁周辺の流れ特性も変化することが確認でき、ウェブ高が大きくなるに従ってその耐風特性は悪くなるといえる。また、 $B/D=4.00$  に着目すると、 $\alpha=+4^\circ$  よりも  $\alpha=+6^\circ$  の方がフラッター発現風速は低くなっている。他の  $B/D$  においては迎角  $\alpha$  の絶対値が大きくなると耐風性が悪くなる傾向にあり、 $B/D$  が小さくなると迎角  $\alpha$  に対して耐風性が安定しないと考えられる。さらに、迎角  $\alpha$  の+、-について考察すると、全ての  $B/D$  において、迎角の+側よりも-側のほうが耐風性がよい結果となり、底面傾斜角  $\theta=12^\circ$  の五角形断面桁は、負の迎角に対して耐風性が良好であると考えられる。

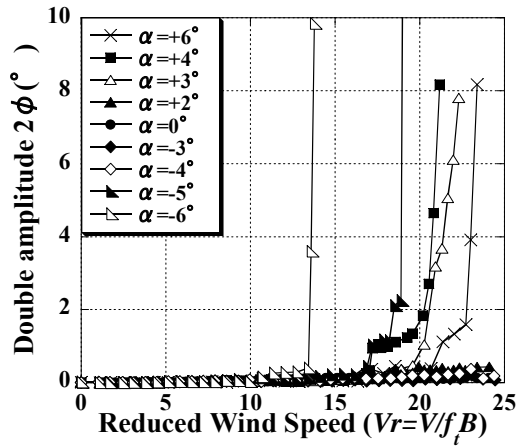


図 2-3-17  $B/D=4.00$  のねじれ応答図

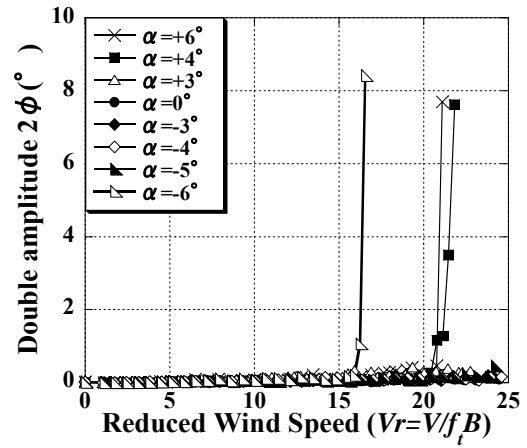


図 2-3-18  $B/D=4.56$  のねじれ応答図

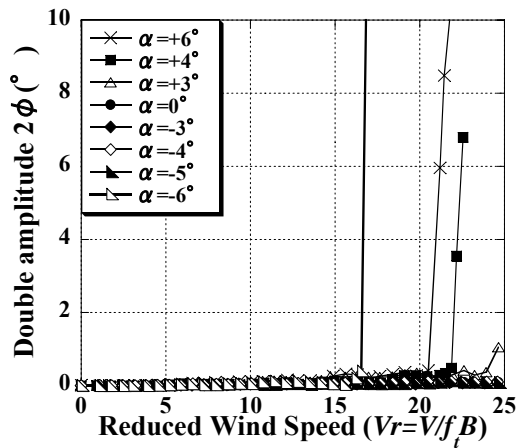


図 2-3-19  $B/D=5.00$  のねじれ応答図

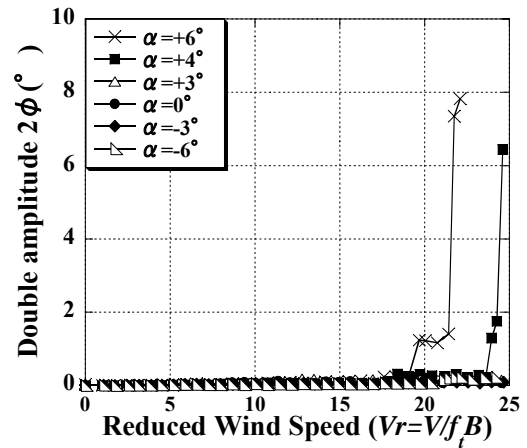


図 2-3-20  $B/D=5.78$  のねじれ応答図

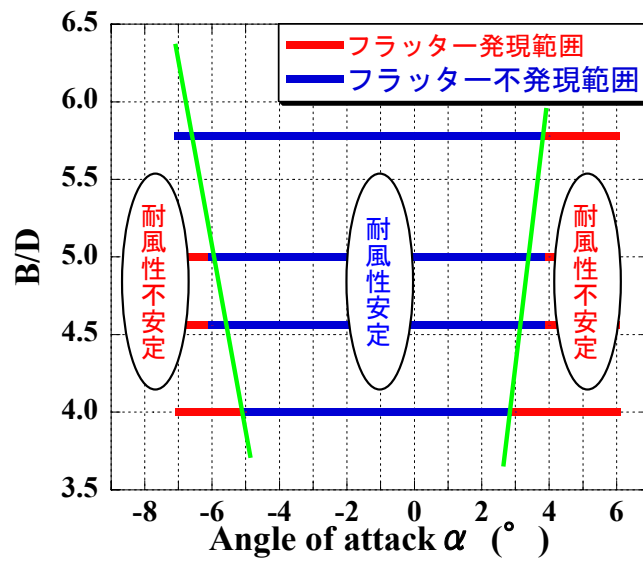


図 2-3-21 フラッターが発現する迎角の境界

横軸に迎角  $\alpha$ ，縦軸に抗力係数  $C_D$ ，揚力係数  $C_L$ としてそれぞれ図 2-3-22，図 2-3-23 に示す。図 2-3-22 より，各  $B/D$  における抗力係数  $C_D$  の迎角  $\alpha$  に対する勾配を考察すると，+側の迎角では  $B/D$  が大きくなるに従って，その勾配は大きくなり，-側の迎角ではその勾配は小さくなる傾向となった。これは図 2-3-23 における揚力係数  $C_L$  についても同様の傾向が見られたことから， $B/D$  が大きくなると，+側の迎角よりも-側の迎角に対して耐風性が良いことが分かる。また，抗力係数に着目すると， $B/D$  が大きくなるに従って値は大きくなっている。

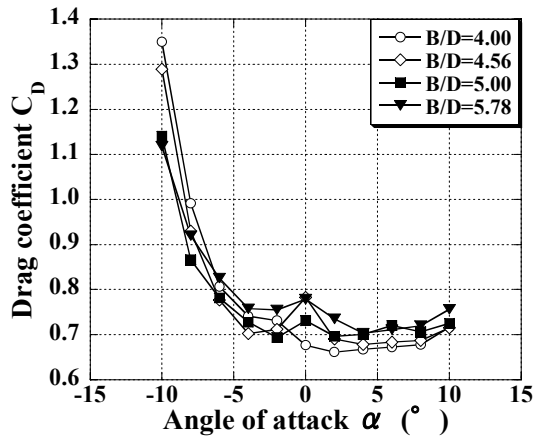


図 2-3-22 抗力係数と迎角の関係

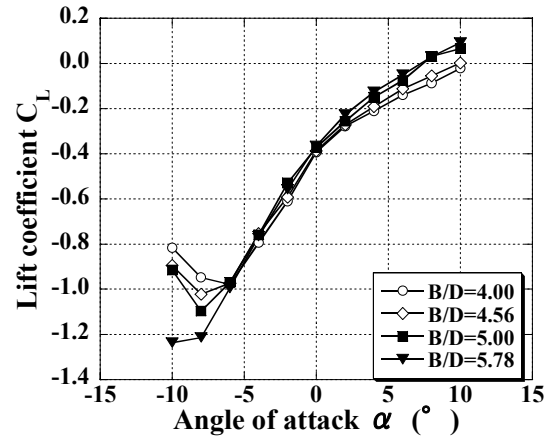


図 2-3-23 揚力係数と迎角の関係

### 2.3.4 底面傾斜角および幅員桁高比の詳細な検討<sup>17)</sup>

#### (1) 概論

前項までの研究より，底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  のときに最も耐風性に優れていると考えられる。しかし，既往の研究の三分力測定実験では抗力係数，揚力係数共に  $\theta=12^\circ$  から  $14^\circ$  にかけて急激に変化している。そのため  $\theta=12^\circ \sim 14^\circ$  は空力的に不安定な可能性があるという懸念が残った。そこでこの研究では，より詳細に底面傾斜角および幅員桁高比の影響について検討されている。

#### (2) 実験概要

実験には，境界層型波浪風洞縮流部(測定断面：1800mm×1100mm)および回流式空力弾性試験用風洞(測定断面：1780×980mm)を使用し，一様流中において，三分力測定実験が行われた。さらに，三分力測定実験の結果より，ねじれ1自由度振動応答実験が行われた。

表 2-3-5 模型諸元

ねじれ振動数 $f_i$ (Hz)	2.84~2.96
極慣性モーメント (kgf m <sup>2</sup> /m)	0.00495
ねじれ構造減衰率	0.00512

実験模型には，前節で述べたものと同じもの(図 2-3-11)が用いられた。表 2-3-5 にねじれ1自由度振動応答実験における基本断面柱の諸元を示す。ここで，極慣性モーメントについては，前項の研究から推測すると，極慣性モーメントを前項の研究と同様のオーダーに設定し振動応答実験を行うと， $Vr=20$  までにフラッターが発現するケースはほとんどなく，より詳細な五角形断面桁の応答特性の検討が困難になると考え，前項の研究の約 10 分の 1 に設定された。

実験ケースについては前項までと同様に、図 2-3-11 に示す模型基本断面柱において上面剥離干渉角を  $\beta=27^\circ$  に固定し、模型下面に発泡スチロール製の板を取り付けることにより底面傾斜角  $\theta$  および幅員桁高比  $B/D$  の調節を行い、幅員桁高比  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  のそれぞれの場合について  $\theta=11.0^\circ$  から  $14.0^\circ$  まで  $0.5^\circ$  刻みに変化させた。また、迎角  $\alpha$  については  $\alpha=-6^\circ \sim 6^\circ$  まで  $2^\circ$  刻みで変化させた。

尚、ねじれ 1 自由度振動応答実験の実験ケースについては、三分力測定の実験結果を考慮し、底面傾斜角  $\theta=13.0^\circ, 13.5^\circ, 14.0^\circ$  を除いた  $\theta=11.0^\circ, 11.5^\circ, 12.0^\circ, 12.5^\circ$  について、それぞれ幅員桁高比  $B/D$  を三分力測定実験同様  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  と変化させた全 12 ケースの実験を行った。ここでは迎角  $\alpha$  を  $\alpha=0^\circ$  に固定した。

### (3) 実験結果

図 2-3-24、図 2-3-25 に測定した三分力のうち  $B/D=4.5$  の場合について迎角  $\alpha$  に対する抗力係数  $C_D$ 、揚力係数  $C_L$  を示す。図 2-3-24 をみると  $\theta=13.5^\circ$  から  $14.0^\circ$  の場合は迎角が変化することによって、抗力係数の値も大きく変化しているのに対し、 $\theta=11.0^\circ$  から  $12.5^\circ$  の場合では迎角が変化しても抗力係数の値はそれほど変化せず、さらに相対的に値が小さくなっている。図 2-3-25 をみると、揚力係数の値は、 $\theta=13.5^\circ$  から  $14.0^\circ$  の場合では  $\alpha=0^\circ$  以上になると正の値を示し、 $\alpha=-2^\circ$  以下になると負の値を示す。しかし、 $\theta=11.0^\circ$  から  $12.5^\circ$  の場合では迎角が変化しても常に負の値を示し、各々の  $\theta$  に顕著な差は見られない。

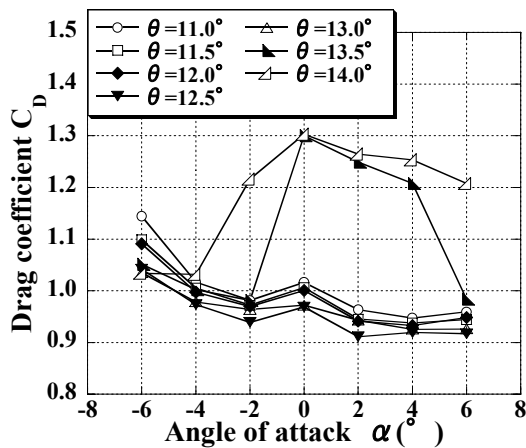


図 2-3-24 抗力係数と迎角の関係( $B/D=4.5$ )

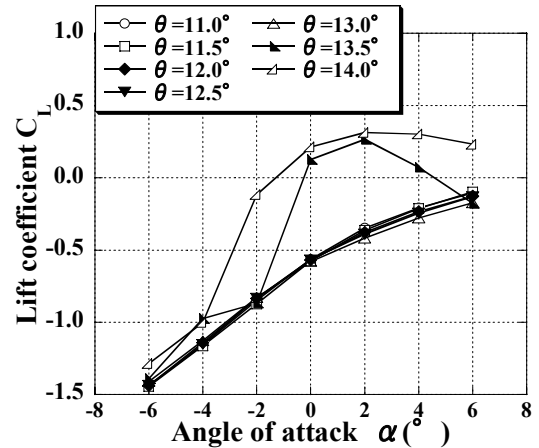


図 2-3-25 揚力係数と迎角の関係( $B/D=4.5$ )

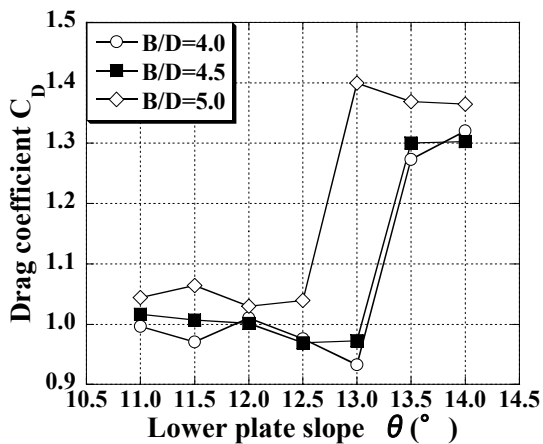


図 2-3-26 底面傾斜角と抗力係数の関係

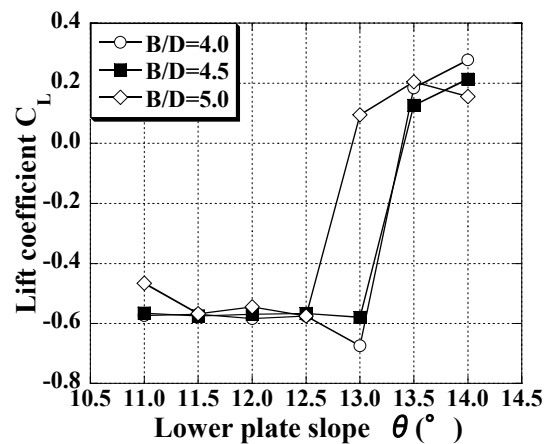


図 2-3-27 底面傾斜角と揚力係数の関係

図 2-3-26, 図 2-3-27 に迎角  $\alpha=0^\circ$  の場合について底面傾斜角  $\theta$  に対する抗力係数  $C_D$ , 揚力係数  $C_L$  を示す. 図 2-3-26 の抗力係数において,  $\theta=13.5^\circ, 14.0^\circ$  の場合は各  $B/D$  での差は小さいが相対的に値が大きい.  $B/D=5.0$  の場合では  $\theta=12.5^\circ$  から  $13.0^\circ$  にかけて,  $B/D=4.0, 4.5$  の場合では  $\theta=13.0^\circ$  から  $13.5^\circ$  にかけて各空気力係数の値が大きく変化している. この空気力係数の変化が大きい  $\theta$  の範囲に近い断面形状を用いた場合, 不安定な現象が生じる可能性がある.  $\theta=11^\circ$  から  $12^\circ$  の場合は  $B/D$  による差はほぼ無く, 相対的に値が小さい. また, 図 2-3-27 の揚力係数においても抗力係数と同様の傾向を示しており,  $B/D$  に関わらず負の値を示したのは  $\theta=11.0^\circ$  から  $12.5^\circ$  の場合であった. これらのことから, 実橋に用いることができる底面傾斜角は  $\theta=11.0^\circ$  から  $12.0^\circ$  であると考えられる.

図 2-3-28, 図 2-3-29, 図 2-3-30 に  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  の応答図を示す. また, これらの応答図から得たフラッター発現風速と底面傾斜角の関係を図 2-3-31 に示す. 図 2-3-31 においてプロットされていないケースは  $V_r=20$  までにフラッターが発現しなかったものである.

図 2-3-28, 図 2-3-29, 図 2-3-30 において, 全てのケースで  $V_r=3$  付近という低風速から振動し始めている. これは極慣性モーメントを低く設定したためと考えられる.

図 2-3-31 より, 相対的に  $\theta$  が大きくなるに従って, そして  $B/D$  が大きくなるに従ってフラッター発現風速が高くなる傾向にある. したがって, 応答実験では  $B/D=5.0, \theta=12.5^\circ$  の断面が最良の耐風性を有する断面であると推測される.

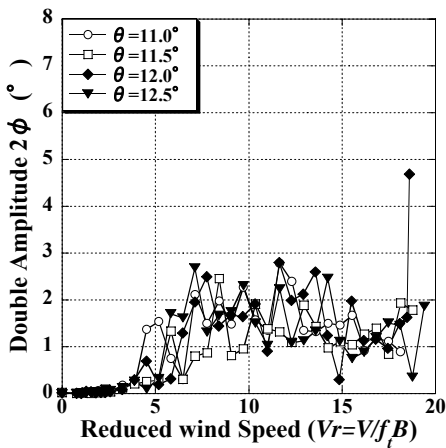


図 2-3-28  $B/D=4.0$  のねじれ応答図

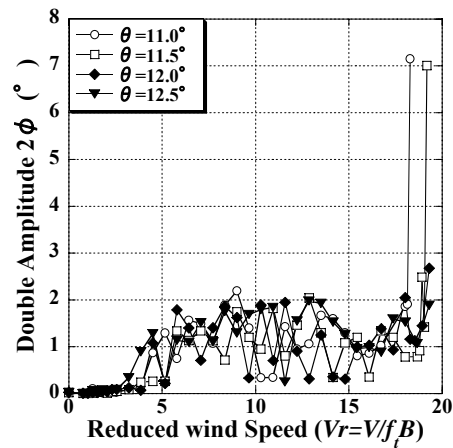


図 2-3-29  $B/D=4.5$  のねじれ応答図

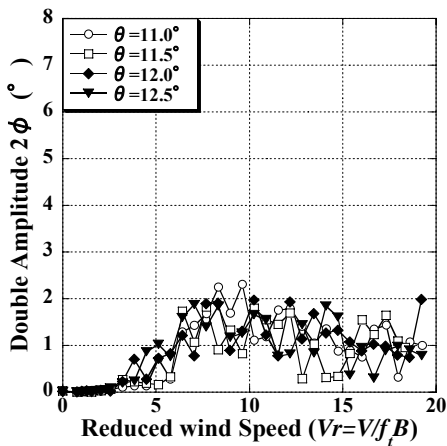


図 2-3-30  $B/D=5.0$  のねじれ応答図

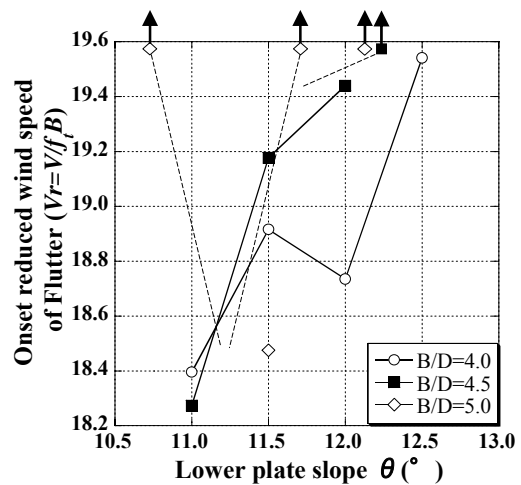


図 2-3-31 フラッター発現風速

### 2.3.5 五角形断面桁に関する既往の研究結果

#### (1) 底面傾斜角と上面剥離干渉角の違いによる応答特性

迎角  $\alpha=0^\circ$  の場合、底面傾斜角  $\theta=10^\circ, 13^\circ, 16^\circ$  においては高風速域で、 $\theta=19^\circ, 22^\circ$  においては低風速域でフラッターが発生しており、迎角  $\alpha=+3^\circ$  においてはいずれの  $\theta$  においても低風速域でフラッターが発生していた。これより、五角形断面桁では底面傾斜角が大きくなるに従って耐風性は悪くなると考えられる。また、全ての底面傾斜角について迎角  $\alpha=0^\circ$  に対して正の迎角では極端にフラッター発現風速が低風速化するため、五角形断面桁は正の迎角では耐風性が悪くなると考えられる。

#### (2) 上面剥離干渉角を固定した場合の底面傾斜角の影響

抗力が最も小さく、最も大きい揚力が下向きに働く  $\theta=12^\circ$  において最も良好な三分力特性が得られたと考えられる。また、フラッターは  $\theta=10^\circ\sim 12^\circ$  のときは高風速域で発現し、 $\theta=13^\circ\sim 16^\circ$  のときは低風速域で発現した。そのフラッター発現風速は底面傾斜角が大きくなるに従って低くなるということが確認できた。三分力特性および応答特性を検討すると、最良の三分力特性が得られ、応答実験においてフラッターが発現しなかった  $\theta=12^\circ$  が最良の底面傾斜角と考えられる。

#### (3) 上面剥離干渉角および底面傾斜角を固定した場合の幅員桁高比の影響

五角形断面桁において、桁上面の断面形状、かつ底面傾斜角が一定であっても、桁高  $D$  が変化すると空力特性も変化することが確認できた。ある底面傾斜角  $\theta$  について、応答特性の結果からは  $B/D$  が大きくなるに従って、すなわち桁高  $D$  が小さくなるに従って耐風性が良くなると考えられる。また、迎角の+側よりも-側のほうが耐風性は良く、負の迎角に対して耐風性が良好であると考えられる。しかし、三分力特性の結果においては、負の迎角に対して耐風性が良好であることは応答特性と同様である。

#### (4) 底面傾斜角および幅員桁高比の詳細な検討

幅員桁高比の値が大きくなるに従って耐風性がよくなるといえる。さらに、底面傾斜角に関しては  $\theta=12.0^\circ$  よりも  $12.5^\circ$  の方がフラッター発現風速は高いと推測できるが、三分力実験の結果から  $\theta=12.5^\circ$  は空力特性が不安定であるという懸念が残った。これらのことから、耐風性の良い桁断面として、五角形断面桁形状の幅員桁高比が大きく底面傾斜角が  $\theta=12.0^\circ$  であるものと考えられる。

以上の結果から、五角形断面桁の耐風性はほぼ明確になった。ここまでに述べた既往の研究より、五角形断面桁の空力特性は底面傾斜角  $\theta$  に大きく依存し、 $\theta=12\sim 14^\circ$  の僅か  $2^\circ$  の違いで大きく異なるということがわかる。しかしながら、その底面傾斜角の違いによる空力特性の違いに関する詳細なメカニズムに関しては解明されていないのが現状である。

そこで本研究では、まず、五角形断面桁の中でも特に底面傾斜部に着目して、可視化実験、熱線流速計を用いた物体周辺の流速測定を行い、さらに、五角形断面桁において、振動応答実験、PIVによる物体周りの流速測定および圧力測定を行い、五角形断面桁の耐風安定性メカニズムの解明を進めていく。



## 2.4 やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法に関する既往の研究

流体中に置かれた構造物に生じる動的挙動を考える際には、構造物に作用する非定常空気力を把握する必要がある。しかし、非定常空気力は構造物の断面形状により異なることもあり、また一般の構造物断面に対しては、非定常空気力を解析的あるいは、数値計算などにより求めることは非常に困難であるため、非定常空気力を風洞実験によって求めることが多い。本節では、非定常空気力と空力弾性振動のメカニズムについて述べ、やじろべえの原理を応用した非定常空気力の測定に関する研究を紹介する。

### 2.4.1 非定常空気力と空力弾性振動のメカニズム<sup>18)</sup>

非定常空気力とは動的な空気力のことである。つまり、物体自身の運動に伴って物体に作用する時間的に変化する空気力のことである。また、この力の作用によって起こる構造物の動的挙動は空力弾性振動と呼ばれている。静的現象も含めた風による構造物の挙動の分類例を図 2-4-1 に示す。空力弾性振動は、空気力の動的性質と構造物の弾性的性質とが相互に干渉して起こるものである。

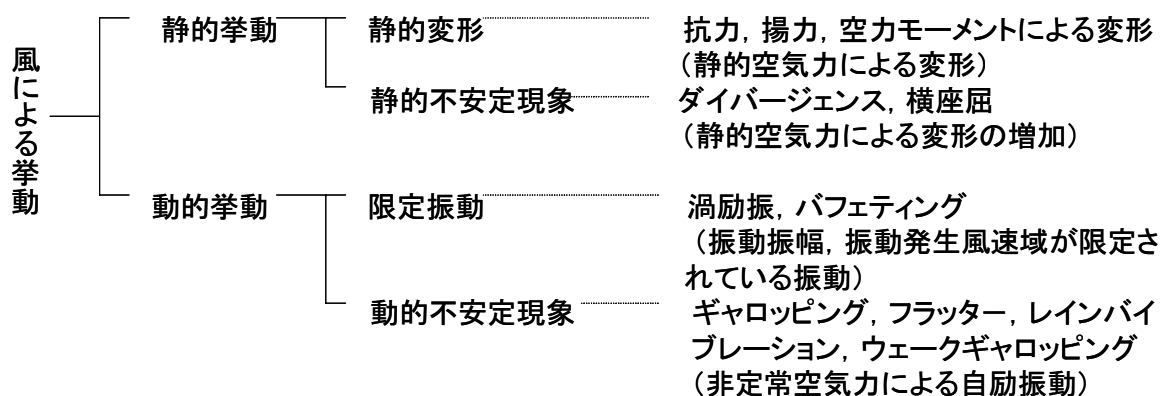


図 2-4-1 風による構造物の挙動の分類例

風による構造物の振動は、風の力によって構造物が一方向的に振動させられる場合(強制振動の場合)と、風によって構造物が振動することで、新たな空気力を生み出し、振動振幅を大きくする場合(自励振動の場合)とに大別される。自励振動は、エネルギー的に見ると、流体の運動エネルギーが振動系に入り込むことによって減衰力との関係で、物体の運動エネルギーに変換されて振動が増大することである。吹いている風に乱流や自然風のように不規則な風速変化がある場合には強制的振動が卓越しており、一様流の場合のように風速変化がない場合には自励振動が卓越している。

いま、構造物の振動を自励振動として解釈した場合、一様流中の現象を考えると外力、すなわち非定常空気力  $F(t)$  は構造物の振動に応じて発生するため、 $F(t)$  は構造物の振動数と同じ振動数になる。すなわち、物体の変位を式(2.7) (2.1.2(2) 参照)とすると、外力  $F(t)$  は変位との位相差  $\gamma$  を用いると、式(2.12)のように表され、第1項の変位成分と第2項の速度成分で構成される。

$$\begin{aligned}
F(t) &= F_0 \sin(\omega t + \gamma) \\
&= F_0 \cos \gamma \sin \omega t + F_0 \sin \gamma \cos \omega t \\
&= F_0 \cos \gamma \frac{y}{y_0} + F_0 \sin \gamma \frac{\dot{y}}{\omega y_0}
\end{aligned} \tag{2.12}$$

次に、この空力弾性振動を引き起こす要因である非定常空気力の表現方法について以下のように述べられている<sup>18)</sup>。二次元剛体の空力弾性振動を、上下振動 $\eta$ とねじれ振動 $\phi$ 、あるいは、これらが連成した場合についてみる。上下振動を生む力は、非定常空気力の揚力成分 $L(t)$ であり、上下振動によって生じる $L_\eta$ と回転振動によって生じる $L_\phi$ で構成される。回転振動を生む力は、非定常空気力の空力モーメント成分 $M(t)$ であり、上下振動によって生じる $M_\eta$ と回転振動によって生じる $M_\phi$ で構成される。これらはそれぞれ式(2.13)、(2.14)のように書き表される。上下振動と回転振動が連成する振動の場合に作用する空気力を知れば、上下振動のみ、あるいは回転振動のみの場合は、それぞれ他の成分を削除することで表される。また、式中の $\gamma$ は変位と空気力の位相差である。

$$\begin{aligned}
L(t) &= L_\eta \sin(\omega_\eta t + \gamma_{L\eta}) + L_\phi \sin(\omega_\phi t + \gamma_{L\phi}) \\
&= L_\eta \cos \gamma_{L\eta} \sin \omega_\eta t + L_\eta \sin \gamma_{L\eta} \cos \omega_\eta t + L_\phi \cos \gamma_{L\phi} \sin \omega_\phi t + L_\phi \sin \gamma_{L\phi} \cos \omega_\phi t \\
&= L_\eta \cos \gamma_{L\eta} \frac{\eta}{\eta_0} + L_\eta \sin \gamma_{L\eta} \frac{\dot{\eta}}{\omega_\eta \eta_0} + L_\phi \cos \gamma_{L\phi} \frac{\phi}{\phi_0} + L_\phi \sin \gamma_{L\phi} \frac{\dot{\phi}}{\omega_\phi \phi_0} \\
&= L_{\eta R} \frac{\eta}{\eta_0} + L_{\eta I} \frac{\dot{\eta}}{\omega_\eta \eta_0} + L_{\phi R} \frac{\phi}{\phi_0} + L_{\phi I} \frac{\dot{\phi}}{\omega_\phi \phi_0}
\end{aligned} \tag{2.13}$$

$$(L_{\eta R} = L_\eta \cos \gamma_{L\eta}, L_{\eta I} = L_\eta \sin \gamma_{L\eta}, L_{\phi R} = L_\phi \cos \gamma_{L\phi}, L_{\phi I} = L_\phi \sin \gamma_{L\phi})$$

$$\begin{aligned}
M(t) &= M_\eta \sin(\omega_\eta t + \gamma_{M\eta}) + M_\phi \sin(\omega_\phi t + \gamma_{M\phi}) \\
&= M_\eta \cos \gamma_{M\eta} \sin \omega_\eta t + M_\eta \sin \gamma_{M\eta} \cos \omega_\eta t + M_\phi \cos \gamma_{M\phi} \sin \omega_\phi t + M_\phi \sin \gamma_{M\phi} \cos \omega_\phi t \\
&= M_\eta \cos \gamma_{M\eta} \frac{\eta}{\eta_0} + M_\eta \sin \gamma_{M\eta} \frac{\dot{\eta}}{\omega_\eta \eta_0} + M_\phi \cos \gamma_{M\phi} \frac{\phi}{\phi_0} + M_\phi \sin \gamma_{M\phi} \frac{\dot{\phi}}{\omega_\phi \phi_0} \\
&= M_{\eta R} \frac{\eta}{\eta_0} + M_{\eta I} \frac{\dot{\eta}}{\omega_\eta \eta_0} + M_{\phi R} \frac{\phi}{\phi_0} + M_{\phi I} \frac{\dot{\phi}}{\omega_\phi \phi_0}
\end{aligned} \tag{2.14}$$

$$(M_{\eta R} = M_\eta \cos \gamma_{M\eta}, M_{\eta I} = M_\eta \sin \gamma_{M\eta}, M_{\phi R} = M_\phi \cos \gamma_{M\phi}, M_{\phi I} = M_\phi \sin \gamma_{M\phi})$$

## 2.4.2 やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法<sup>19)</sup>

従来の強制振動法による非定常空気力測定法は必ずしも精度の高いものではない。その原因に、模型の慣性力の差し引き方が考えられる。そこで、測定時にあらかじめ機械的に模型の慣性力を除去し、非定常空気力のみを検出するやじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法が久保により提案された<sup>19)</sup>。ここでは、やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法に関する研究成果について述べる。

### (1) 測定法の原理について

従来の方式においては、検出される力から何らかの方法で模型の慣性力を除去して空気力を求めてきたが、あらかじめ模型の慣性力を機械的に除去して空気力のみを検出するという方式が久保により提案された<sup>19)</sup>。

従来の強制振動法の方式(図 2-4-2)は、模型をある振動数、ある加振振幅で振動させることで、模型に作用する非定常空気力( $F_a$ )および模型の慣性力( $F_{im}$ )を検出柱におけるストレングージより検出するというものである。ストレングージより検出される力  $F$  は次のように表される。

$$\begin{aligned}
 F &= F_a \cos \omega t + F_{im} \cos(\omega t + \gamma) \\
 &= F_a \cos \omega t + F_{im} (\cos \omega t \cos \gamma - \sin \omega t \sin \gamma) \\
 &= (F_a + F_{im} \cos \gamma) \cos \omega t - F_{im} \sin \omega t \sin \gamma \\
 &= \sqrt{(F_a + F_{im} \cos \gamma)^2 + (F_{im} \sin \gamma)^2} \cos(\omega t + \zeta) \tag{2.15}
 \end{aligned}$$

ただし  $\tan \zeta = \frac{F_{im} \sin \gamma}{F_a + F_{im} \cos \gamma}$

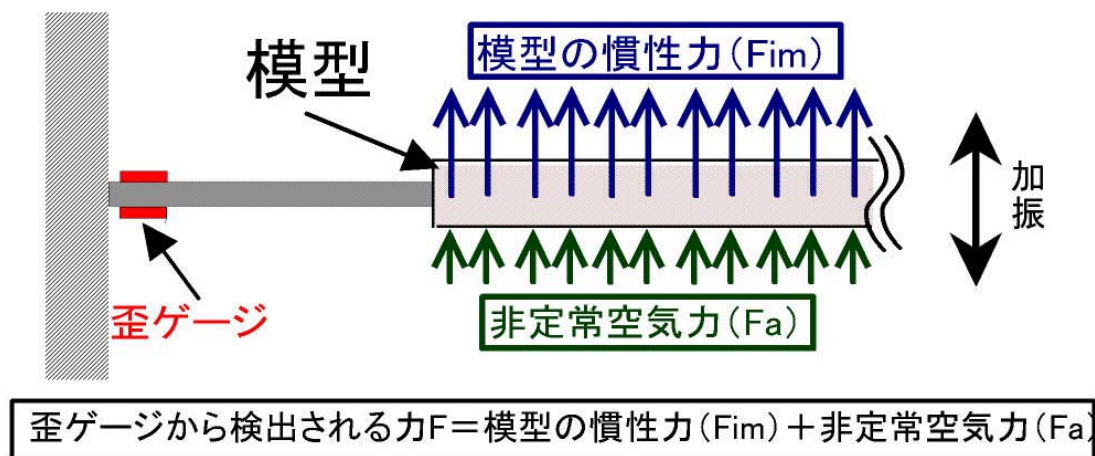


図 2-4-2 従来の測定法の模式図

ここで式(2.15)の絶対値は次のように変形される.

$$\begin{aligned} & \sqrt{(F_a + F_{im} \cos \gamma)^2 + (F_{im} \sin \gamma)^2} \\ &= \sqrt{F_{im}^2 \left\{ 1 + \left( \frac{F_a}{F_{im}} \right)^2 + 2 \frac{F_a}{F_{im}} \cos \gamma \right\}} \end{aligned} \quad (2.16)$$

今ここで  $F_{im}$ ,  $F_a$  の関係と, その結果としての  $F$ ,  $F_a$  の関係を次式に示す.

$$\frac{F_a}{F_{im}} = \frac{1}{10} \text{ に対して} \quad F = F_{im} \times (1.100) \times A \quad (\gamma=0^\circ)$$

$$\frac{F_a}{F_{im}} = \frac{1}{10} \text{ に対して} \quad F = F_{im} \times (1.005) \times A \quad (\gamma=90^\circ)$$

$F_a$  : 非定常空気力

$F_{im}$  : 模型の慣性力

$\beta$  : 非定常空気力と模型の慣性力との位相差

$A$  :  $\cos(\omega t + \zeta)$

上式から見ると, 模型の慣性力と非定常空気力の大小関係を 10:1 とした場合, 特に  $\gamma=90^\circ$  では模型の慣性力の割合が非常に高い. このため, 後に何らかの方法で模型の慣性力を除去するにしても, 信頼性が低くなることとなる.

そこで, このような欠点を踏まえた上で提案されたのが, 精度に常に関わってくる模型の慣性力を機械的に差し引いておくシステムである. このシステムを提案するにあたって参考にしたのが「やじろべえ」である. 「半円形の両手の先端におもりをつけ, 中央の一本脚を支えるだけで均衡を保つようになっている.」と定義つけられる「やじろべえ」を模型の慣性力の除去に当てはめて, 非定常空気力測定を行おうとするものである. 図 2-4-3 はやじろべえの右端にカウンターウェイトの慣性力によるモーメント, 左端に模型の慣性力によるモーメントと空気力による空力モーメントを吊るした模式図である. カウンターウェイトの慣性力によるモーメントと模型の慣性力によるモーメントの大きさが同じならば 2 つの力は打ち消し合うため, やじろべえの傾き  $\alpha$  は空気力による空力モーメントのみに依存する. このやじろべえの傾き  $\alpha$  をひずみとして抽出する非定常空気力測定法の模式図を図 2-4-4 に示す. 点 A まわりにおいて, 模型の慣性力によるモーメントをカウンターウェイトによるモーメントで除去し, 空気力による空力モーメントのみを歪ゲージより検出するシステムである. このシステムでは前に述べた模型の慣性力と非定常空気力との位相差が影響しないため, いずれの条件においても従来の測定法に比べ精度の良い測定が可能となるとされている.

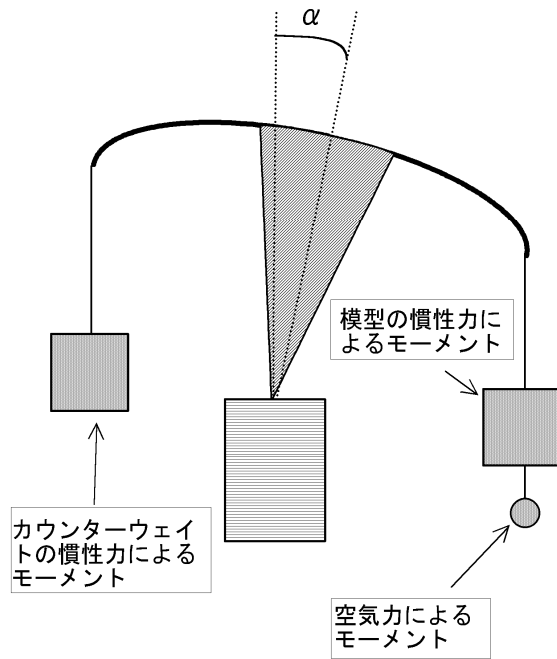


図 2-4-3 やじろべえに学んだ実験のイメージ図

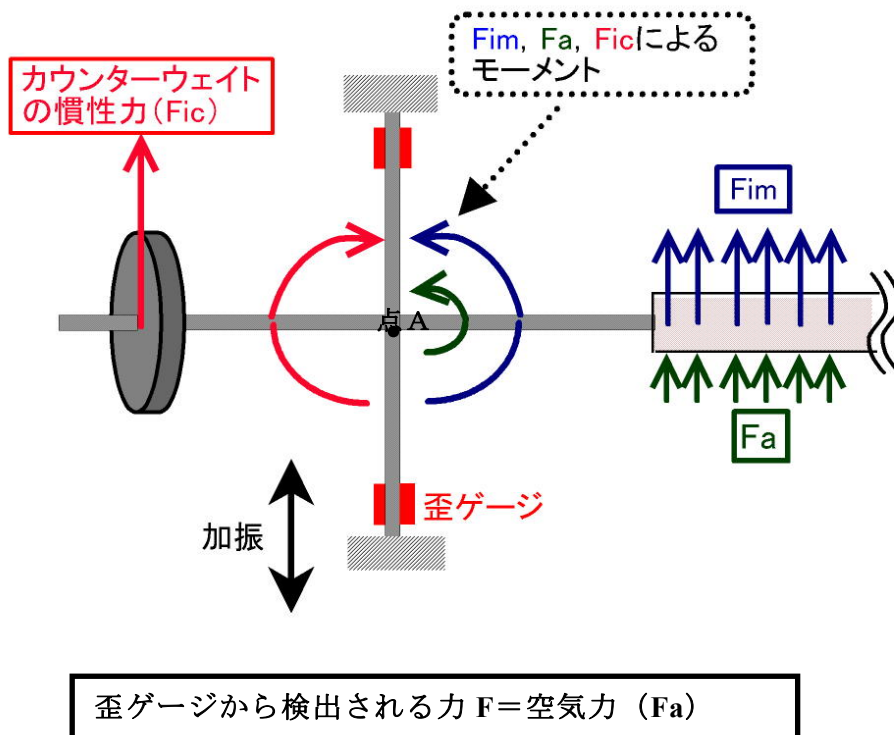


図 2-4-4 やじろべえの原理を応用した測定法の模式図

### 2.4.3 非定常空気力を用いたひし形平板模型の2自由度振動応答推定<sup>20)</sup>

やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法により測定された非定常空気力の妥当性の確認と2自由度振動応答推定法の確立を目的として実施された、ひし形平板模型を用いた2自由度振動応答推定に関する研究成果について述べる。

#### (1) 2自由度振動応答推定概要

振動現象をたわみとねじれの連成振動とみなし、2自由度振動応答推定が行われた。応答推定に用いる非定常空気力は、たわみ振動による揚力成分  $L_\eta$  と空力モーメント成分  $M_\eta$ 、ねじれ振動による揚力成分  $L_\phi$  と空力モーメント成分  $M_\phi$  である。それぞれ式(2.13)、(2.14)のように表される。

この2式で表される非定常空気力を用いて、2自由度振動応答推定を行う。また、シミュレーションに当たっては、Newmark の  $\beta$  法が用いられた。時刻  $t+\Delta t$  のときの振動軌跡を時刻  $t$  及び  $t+\Delta t$  時刻の不規則外力を用いて繰り返し計算を行うことで逐次応答が求められる。その式を以下に示す。

$$\ddot{x}_{t+\Delta t} + 2\xi\omega\dot{x}_{t+\Delta t} + \omega^2x_{t+\Delta t} = r_{t+\Delta t} \quad (2.17)$$

$$\dot{x}_{t+\Delta t} = \dot{x}_t + [(1-\delta)\ddot{x}_t + \delta\ddot{x}_{t+\Delta t}]\Delta t$$

$$x_{t+\Delta t} = x_t + \dot{x}_t\Delta t + \left[\frac{1}{2} - \alpha\right]\ddot{x}_t + \alpha\ddot{x}_{t+\Delta t}\Delta t^2$$

$\xi$ : 減衰定数,  $\omega$ : 固有円振動数,  $r$ : 不規則外力

これをマトリクス表示すると,

$$\begin{bmatrix} \ddot{x}_{t+\Delta t} \\ \dot{x}_{t+\Delta t} \\ x_{t+\Delta t} \end{bmatrix} = A \begin{bmatrix} \ddot{x}_t \\ \dot{x}_t \\ x_t \end{bmatrix} + Lr_{t+\Delta t} \quad (2.18)$$

$$\text{ただし, } \beta = \left(\frac{1}{\omega^2\Delta t^2} + \frac{2\xi\delta}{\omega\Delta t} + \alpha\right)^{-1}; \quad \kappa = \frac{\xi\beta}{\omega\Delta t}; \quad \delta = 0.5; \quad \alpha = 0.25$$

$$A = \begin{bmatrix} -\left(\frac{1}{2} - \alpha\right)\beta - 2(1-\delta)\kappa & \frac{1}{\Delta t}(-\beta - 2\kappa) & \frac{1}{\Delta t^2}(-\beta) \\ \Delta t\left[1 - \delta - \left(\frac{1}{2} - \alpha\right)\delta\beta - 2(1-\delta)\delta\kappa\right] & 1 - \beta\delta - 2\delta\kappa & \frac{1}{\Delta t}(-\beta\delta) \\ \Delta t^2\left[\frac{1}{2} - \alpha - \left(\frac{1}{2} - \alpha\right)\alpha\beta - 2(1-\delta)\alpha\kappa\right] & \Delta t(1 - \alpha\beta - 2\alpha\kappa) & 1 - \alpha\beta \end{bmatrix}$$

$$L = \begin{bmatrix} \frac{\beta}{\omega^2\Delta t^2} \\ \frac{\beta\delta}{\omega^2\Delta t} \\ \frac{\alpha\beta}{\omega^2} \end{bmatrix}$$

式(2.18)を基に，2自由度の振動方程式である式(2.19)，(2.20)を用いて式(2.21)，(2.22)を導く．この2式を用いて，減衰あるいは発散振動現象をシミュレーションし，フラッター発現風速や応答振幅などの推定を行う．

$$\ddot{\eta} + (2\xi_{\eta}\omega_{\eta} - \frac{L_{\eta I}}{m\omega_{\eta}\eta_0})\dot{\eta} + (\omega_{\eta}^2 - \frac{L_{\eta R}}{m\eta_0})\eta = \frac{L_{\phi I}}{m\omega_{\phi}\phi_0}\dot{\phi} + \frac{L_{\phi R}}{m\phi_0}\phi \quad (2.19)$$

$$\ddot{\phi} + (2\xi_{\phi}\omega_{\phi} - \frac{M_{\phi I}}{I_{\phi}\omega_{\phi}\phi_0})\dot{\phi} + (\omega_{\phi}^2 - \frac{M_{\phi R}}{I_{\phi}\phi_0})\phi = \frac{M_{\eta I}}{I_{\phi}\omega_{\eta}\eta_0}\dot{\eta} + \frac{M_{\eta R}}{I_{\phi}\eta_0}\eta \quad (2.20)$$

$$\text{ただし， } 2\xi_{\eta}\omega_{\eta} = \frac{c_{\eta}}{m}, \quad \omega_{\eta}^2 = \frac{k_{\eta}}{m}, \quad 2\xi_{\phi}\omega_{\phi} = \frac{c_{\phi}}{I_{\phi}}, \quad \omega_{\phi}^2 = \frac{k_{\phi}}{I_{\phi}}$$

式の右側が外力項となっている．

$$\begin{bmatrix} \ddot{\eta}_{t+\Delta t} \\ \dot{\eta}_{t+\Delta t} \\ \eta_{t+\Delta t} \end{bmatrix} = A_{\eta} \begin{bmatrix} \ddot{\eta}_t \\ \dot{\eta}_t \\ \eta_t \end{bmatrix} + L_{\phi} \left( \frac{L_{\phi I}}{m\omega_{\phi}\phi_0}\dot{\phi}_t + \frac{L_{\phi R}}{m\phi_0}\phi_t \right) \quad (2.21)$$

$$\begin{bmatrix} \ddot{\phi}_{t+\Delta t} \\ \dot{\phi}_{t+\Delta t} \\ \phi_{t+\Delta t} \end{bmatrix} = A_{\phi} \begin{bmatrix} \ddot{\phi}_t \\ \dot{\phi}_t \\ \phi_t \end{bmatrix} + L_{\eta} \left( \frac{M_{\eta I}}{I_{\phi}\omega_{\eta}\eta_0}\dot{\eta}_t + \frac{M_{\eta R}}{I_{\phi}\eta_0}\eta_t \right) \quad (2.22)$$

$$\beta_i = \left( \frac{1}{\omega_i^2 \Delta t^2} + \frac{2\xi_i \delta}{\omega_i \Delta t} + \alpha \right)^{-1}; \quad \kappa_i = \frac{\xi_i \beta_i}{\omega_i \Delta t}; \quad \delta = 0.5; \quad \alpha = 0.25$$

$$A_i = \begin{bmatrix} -\left(\frac{1}{2} - \alpha\right)\beta_i - 2(1-\delta)\kappa_i & \frac{1}{\Delta t}(-\beta_i - 2\kappa_i) & \frac{1}{\Delta t^2}(-\beta_i) \\ \Delta t[1-\delta - \left(\frac{1}{2} - \alpha\right)\delta\beta_i - 2(1-\delta)\delta\kappa_i] & 1 - \beta_i\delta - 2\delta\kappa_i & \frac{1}{\Delta t}(-\beta_i\delta) \\ \Delta t^2\left[\frac{1}{2} - \alpha - \left(\frac{1}{2} - \alpha\right)\alpha\beta_i - 2(1-\delta)\alpha\kappa_i\right] & \Delta t(1 - \alpha\beta - 2\alpha\kappa_i) & 1 - \alpha\beta_i \end{bmatrix}$$

$$L_i = \begin{bmatrix} \frac{\beta_i}{\omega_i^2 \Delta t^2} \\ \frac{\beta_i \delta}{\omega_i^2 \Delta t} \\ \frac{\alpha\beta_i}{\omega_i^2} \end{bmatrix} \text{となる.}$$

ただし， $i = \eta, \phi$

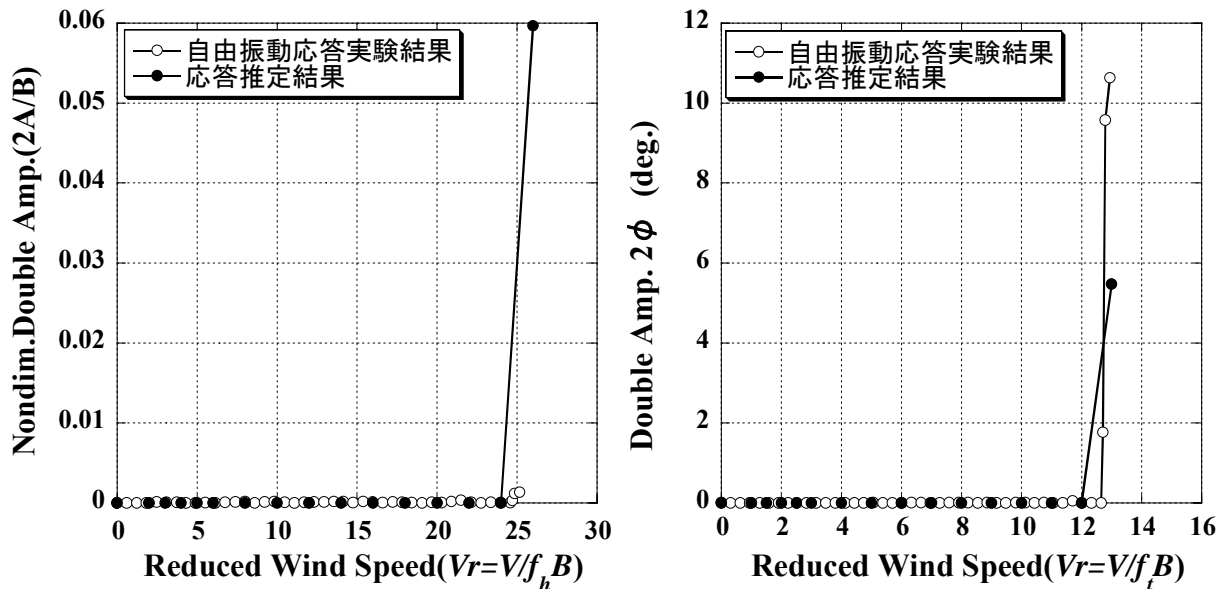
Newmarkの $\beta$ 法では外力項が $t+\Delta t$ 時刻の関数となっているが，今回解析対象の都合できわめて近い値である $t$ 時刻の関数に変更した．

## (2) 2自由度振動応答推定結果

(1)で示した方法により実施された、ひし形平板模型による2自由度振動応答推定結果と2自由度振動応答実験結果の比較を図2-4-5に示す。

2自由度振動応答実験結果と2自由度振動応答推定結果を比較すると、たわみ振動時において発散振動の応答振幅が実験値と推定値で一致していない。ひし形平板模型は2自由度振動応答実験結果においてねじれ振動が主であり、たわみ振動の応答振幅が非常に小さい。一方で、応答推定に用いた非定常空気力はたわみ振動時、ねじれ振動時を個別に測定しているため、非定常空気力が2自由度振動応答実験時に作用する非定常空気力よりも大きく測定されていると考えられる。このことが、たわみ振動時に応答振幅が実験値よりも推定値が大きな値を示す原因であるとされている。

また、たわみ振動時、ねじれ振動時ともに発散振動の発現風速が実験値と推定値で一致していない。これは、応答推定を行う風速の間隔が影響している。つまり、実験結果において発散振動が発現する風速付近で応答推定が行われていないことが原因であると考えられた。しかし、発散振動の発現風速付近では応答推定に用いる非定常空気力が測定されていない。そこで、非定常空気力を風速について補間することで、測定を行っていない風速における非定常空気力を求めることが提案された。ひし形平板模型の非定常空気力は風速に対して線形性を有しているため、非定常空気力の補間方法には線形補間が用いられた。非定常空気力の線形補間範囲は、ねじれ振動における換算風速 $V_r=12\sim 13$ であり、新たに $V_r=12.2, 12.4, 12.6, 12.8$ の4点を加えて2自由度振動応答推定が行われた。図2-4-6に非定常空気力の線形補間結果の例を、図2-4-7に非定常空気力を風速に対して線形補間し、発散振動の発現風速付近において新たに4点を加えて行われた2自由度振動応答推定結果を示す。

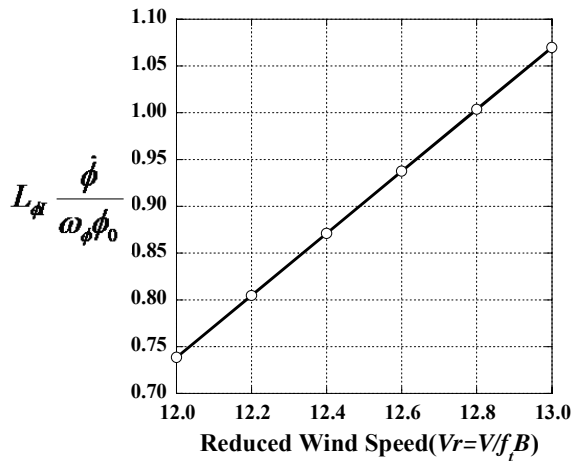


(a) ひし形平板模型 たわみ振動

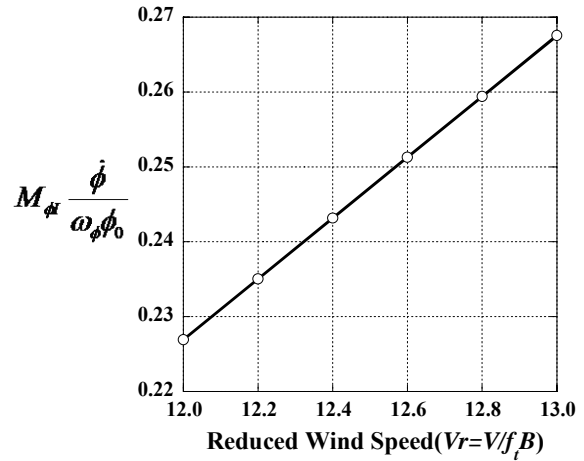
(b) ひし形平板模型 ねじれ振動

図2-4-5 ひし形平板模型による2自由度振動応答推定結果と2自由度振動応答実験結果の比較



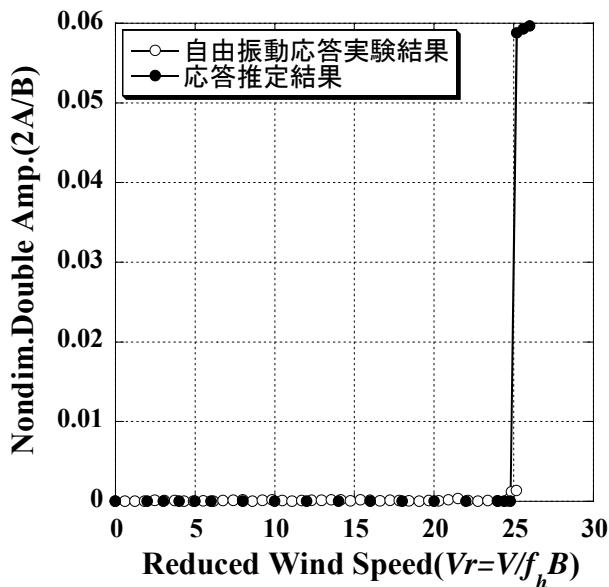


(a)ねじれ振動時 揚力成分減衰項

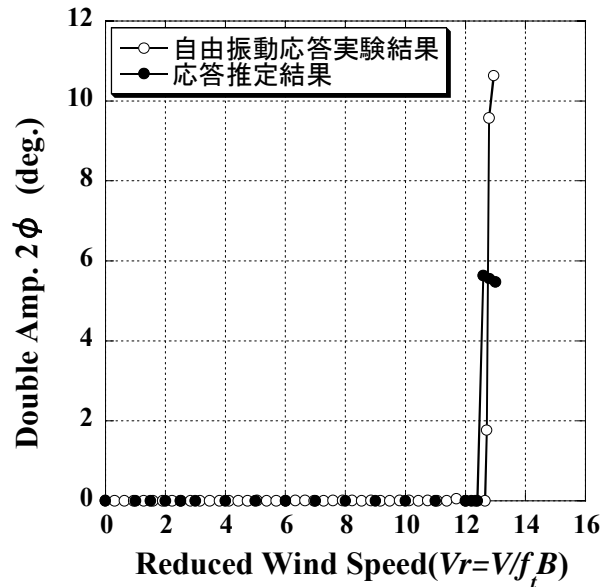


(b)ねじれ振動時 空力モーメント成分減衰項

図 2-4-6 非定常空気の線形補間結果の例



(a) ひし形平板模型 たわみ振動



(b) ひし形平板模型 ねじれ振動

図 2-4-7 非定常空気を風速に対して線形補間した後に行った2自由度振動応答推定結果

非定常空気を風速に対して線形補間し、発散振動の発現風速付近において新たに4点を加えて行われた2自由度振動応答推定結果と2自由度振動応答実験結果を比較すると、たわみ振動、ねじれ振動ともに発散振動の発現風速が一致している。つまり、非定常空気を風速に対して線形補間することで、より精度の高い応答推定結果が得られている。たわみ振動の応答振幅には課題が残るものの、たわみ振動、ねじれ振動ともに発散振動の発現風速が実験値と推定値が一致しており、ひし形平板模型において測定した非定常空気力と、今回用いられた2自由度振動応答推定法には妥当性があると考えられる。

しかし、ひし形平板模型はある風速になると発散振動が急激に発現する特性をもっているため、緩やかに応答振幅が変化するような断面においても応答推定が可能かどうかを確認する必要がある。

### 第3章 多段剥離干渉法による中径間斜張橋用狭幅員2主箱桁断面の耐風応答特性

本章では、中径間斜張橋用狭幅員断面桁として維持管理性の高い2主箱桁断面に着目する。前章で示した剥離干渉法の原理に基づき箱桁形状を変化させ、たわみ1自由度振動応答実験を実施し、その耐風応答特性に関して検討を行った。さらに、床版の高さ方向位置が耐風応答特性に与える影響に関して、たわみ1自由度およびねじれ1自由度振動応答実験、可視化実験を実施することにより検討を行った。

#### 3.1 風洞実験における相似則

実橋を模型化して実験を行う場合、実橋と模型の両者の物理的現象が共通となるよう、流れの相似性および橋梁の動的挙動の相似性を確保する必要がある。相似条件を求めるためには、一般には基礎方程式(ナビア・ストークスの運動方程式、橋梁の運動方程式)から導く方法が用いられている。詳細は省略するが、一般には以下の5つの無次元パラメーターを一致させなければならない。

- (1) 粘性パラメーター[レイノルズ数  $Re$ ]
- (2) 重力パラメーター[フルード数  $Fr$ ]
- (3) 弾性パラメーター
- (4) 風速パラメーター[換算風速  $V_r$ ]
- (5) 減衰パラメーター

実橋の代表長さを  $D_p$ 、模型の代表長さを  $D_m$ 、縮尺率を  $1/n$  とすると

$$\frac{D_p}{D_m} = n \quad (3.1)$$

である。添字  $p$ 、 $m$  はそれぞれ実橋および模型を意味する。

(1)の粘性パラメーター(レイノルズ数)は、(慣性力/粘性力)である、通常、実橋と同じ空気を用いるため、動粘性係数が等しい状態で風洞実験を実施する。その場合、レイノルズ数は縮尺模型の代表長さ×風速で決まるため、縮尺模型においては一般にレイノルズ数の相似を満足させることは困難である。

(2)の重力パラメーター(フルード数)は、(流体の慣性力/重力)の平方根であるため、代表長さを  $D$ 、重力加速度を  $g$  とすれば、次式で表される。

$$Fr = \frac{V}{\sqrt{gD}} \quad (3.2)$$

実橋も模型も同一重力場に置かれているため、フルード数の相似を満足させた場合、実橋風速と実験での風速との関係は、次式となる。

$$\frac{V_m}{V_p} = \sqrt{\frac{D_m}{D_p}} = \sqrt{\frac{1}{n}} \quad (3.3)$$

ここに、 $V_m$ ：模型実験における風速、 $V_p$ ：実橋における風速

但し、重力パラメーターは、重力が現象に寄与しない場合や実験方法を用いる場合には、一致させる必要はない。例えば、部分模型を用いたいわゆるバネ吊り試験はこれに相当する。

(3)の弾性パラメーターは、ヤング率を  $E$ 、流体の密度を  $\rho$  として  $E/(\rho V^2)$  であるから、

$$\frac{E_m}{\rho V_m^2} = \frac{E_p}{\rho V_p^2}, \quad \frac{E_m}{E_p} = \frac{V_m^2}{V_p^2} = \frac{1}{n} \quad (3.4)$$

となる。但し、 $E_m$  および  $E_p$  は、模型および実橋の弾性係数である。また、実際には弾性パラメーターを全て一致させて模型を製作することは困難であるので、固有振動数(すなわち風速パラメーター)と固有モードの相似で代用することが一般的である。

(4)の風速パラメーターは、構造物の振動数を  $f$  とした場合の換算風速  $V_r = V/(fD)$  であるから、振動数倍率は次式となる。

$$\frac{f_m}{f_p} = \frac{V_m D_p}{V_p D_m} = \sqrt{n} \quad (3.5)$$

(5)の減衰率パラメーターは、例えば減衰定数が、振動エネルギーに対する減衰によって消費されるエネルギーの比である無次元数であることから、減衰定数が実橋と模型とで一致させることが要求される。

これらの相似則のうち、(1)については主に動的特性を検討する風洞実験では、実橋と実験とで共に同一流体である空気を用いるため、慣性力と粘性力の比を一致させることができない。縮尺  $1/n$  の模型を用いて実験を行った場合、この相似側を満足させるためには風洞風速を実風速の  $n$  倍にしなければならないため、レイノルズ数を合わせた実験は非常に困難である。一方で剥離点の位置がレイノルズ数によって変化しないような、角で構成される構造物の対風特性は、レイノルズ数が  $10^4$  程度以上であれば、その違いによる影響は一般的に小さいとされている。そこで(4)と(5)、また吊形式橋梁の全橋模型のように重力によって模型の剛性が変化する場合には(2)も含めた条件を満たすような形で実験することが多い。

## 3.2 剥離干渉法を適用した場合の2主箱桁断面の耐風応答特性

本節では、2主箱桁断面において、剥離干渉法に基づいて箱桁形状を変化させることにより耐風性能を向上させることを目的とした。

### 3.2.1 実験概要

#### (1) 風洞装置および測定システム

実験には、九州工業大学建設社会工学科の回流式空力弾性試験用風洞(測定断面：1780mm×910mm、図 3-2-1)を用い、2階測定部にて実施した。

たわみ1自由度振動応答実験では、コイルバネにより模型を鉛直たわみ1自由度で支持する。支持装置まわりの状態と模型設置状況を図 3-2-2、3に、風洞内の設置状態を図 3-2-4に示す。

振動応答測定では、風洞風速を所定の風速に設定した後、模型の挙動をFFTアナライザーによりリアルタイムで観察する。その後、振動状態が定常に達した時点で、振動応答変位を模型支持部の両端に設けられたレーザー変位計により(図 3-2-2 参照)。その変位信号を雑音除去用のローパスフィルター(遮断周波数：30Hz)に通す。得られたアナログデータはAD変換ボードによってデジタル変換され、サンプリング周波数500Hz、サンプリング時間30秒の時系列データとしてコンピューターに格納する。

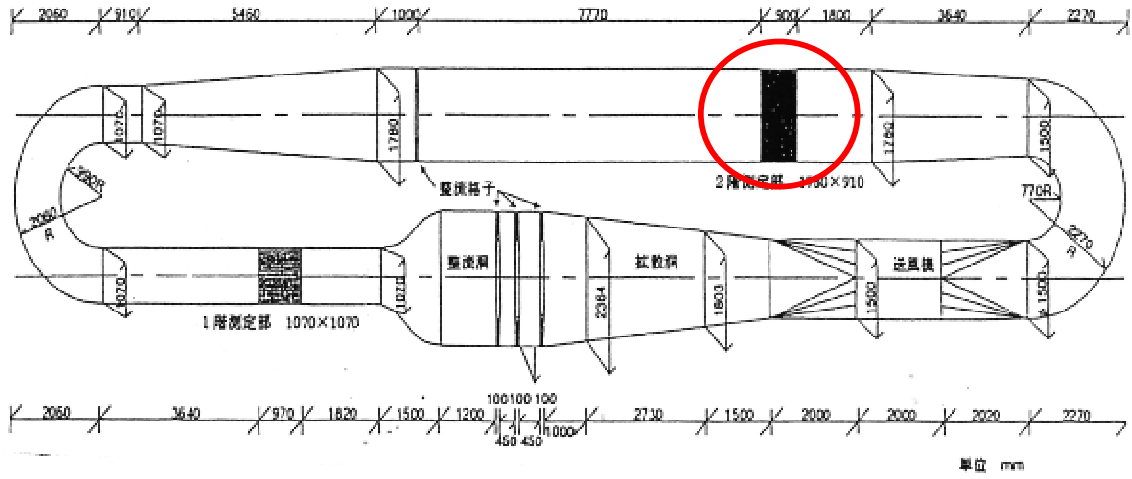


図 3-2-1 回流式空力弾性試験用風洞

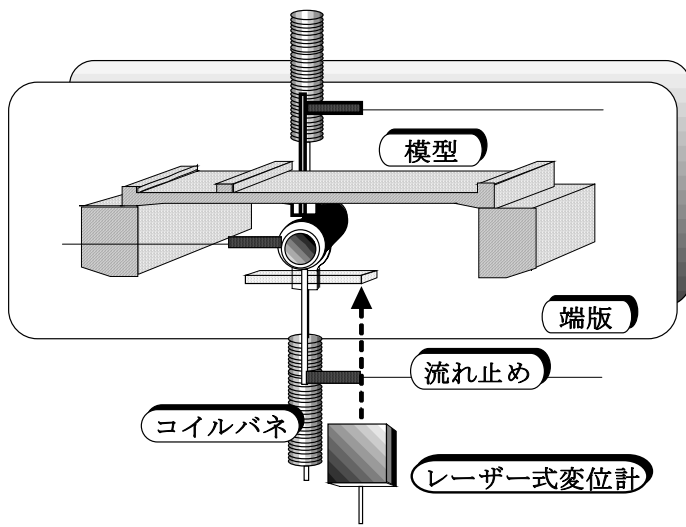


図 3-2-2 たわみ 1 自由度振動支持装置概略図



図 3-2-3 模型設置状況



図 3-2-4 風洞内設置状況

構造減衰率の測定では、電磁式加振器で模型の固有振動数に近い加振振動数で強制的に模型を加振させた後、模型の振動振幅の増幅過程をFFTアナライザーでチェックし、所定の振幅に達した時点で加振を停止させて模型を自由減衰させる。自由減衰時における模型の変位をレーザー変位計で計測する。その変位信号をローパスフィルター(遮断周波数：30Hz)に通し、AD変換した変位信号をコンピューターに時系列データとして格納する。

データ解析および処理については、計測制御用ソフトウェア LabVIEW(NATIONAL INSTRUMENTS 社製)を用いた。表 3-2-1 に実験で使用した計測機器仕様一覧を、図 3-2-5 に計測システムを示す。

表 3-2-1 使用計測機器仕様一覧

機器名	台数	型番	製造元
レーザー式変位計	2	LB-1200	KEYENCE
ローパスフィルター	2	MS-521	NF 回路設計
スペクトルアナライザー	1	CF-350	小野測器
デジタルマルチメータ	1	VOCA 7411	岩崎通信
卓上傾斜マンオメーター	1	0~100mmH <sub>2</sub> O	岡野製作所
風速測定用微差圧力計	1	MODEL P-70	司測研
微差圧力計用増幅器	1	DPC-1	司測研
コンピューター	1	Optiex GX1	Dell
マルチファンクション	1	1920A	NF 回路設計
振動発生機	2	513-A	EMIC
単体電力増幅器	2	F371-A	EMIC
ユニバーサルカウンター	1	TR5821	ADBANTEST

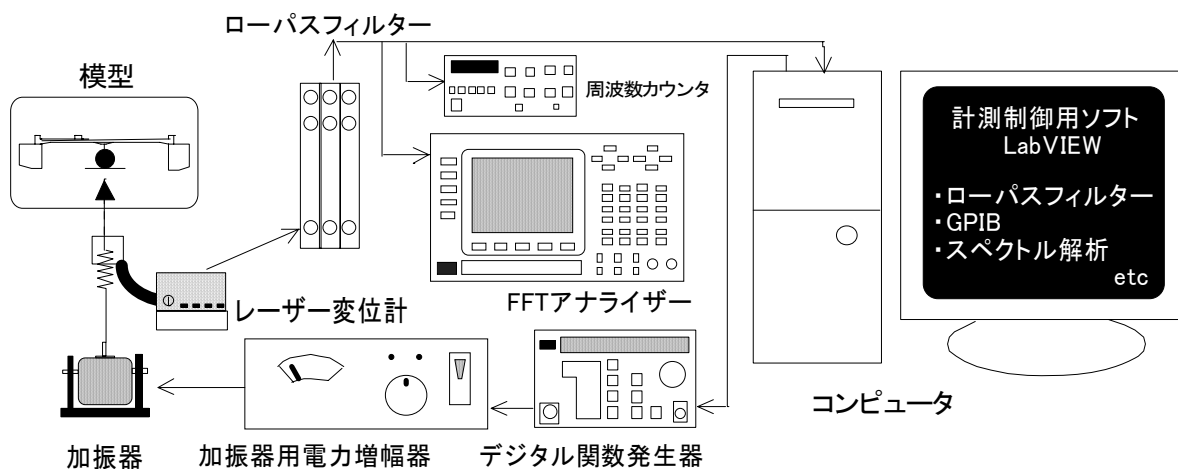


図 3-2-5 計測システム

## (2) 実験諸元

振動応答実験に用いた模型は、縮尺率が 1/40 程度に相当し、スパン長さ 860mm の 2 次元剛体模型である。図 3-2-6 に箱桁断面の概略図を示す。以下では、剥離点間水平距離  $p$  と箱桁張り出し側ウェブ高  $D'$  から成る箱桁下部角形成比率を  $p/D'$ 、箱桁下部角を  $\theta_d$ 、箱桁上部角を  $\theta_u (=30^\circ)$  に固定) とする。また風向については、耐風特性が良好でない G1 側からのみを対象としている。

本実験では、箱桁の大きさは変化させず、箱桁下部に剥離干渉法を用いた隅切りを施し、箱桁下部角  $\theta_d$ 、箱桁下部角形成比率  $p/D'$  を変化させて、各実験ケースの応答特性を比較した。実験ケース毎の変更作業の簡便性を考慮して、図 3-2-7 に示すように箱桁形状を変化させる範囲(図内の斜線部、高さ： $H=51.5\text{mm}$ 、幅： $a=25.0\text{mm}$ )のみを脱着可能な部材とした。表 3-2-2 に応答実験の諸元を示す。本実験においては、箱桁部分の脱着部材は非常に軽い材料で製作しているため、箱桁形状の違いによる模型諸元への影響はほぼない。

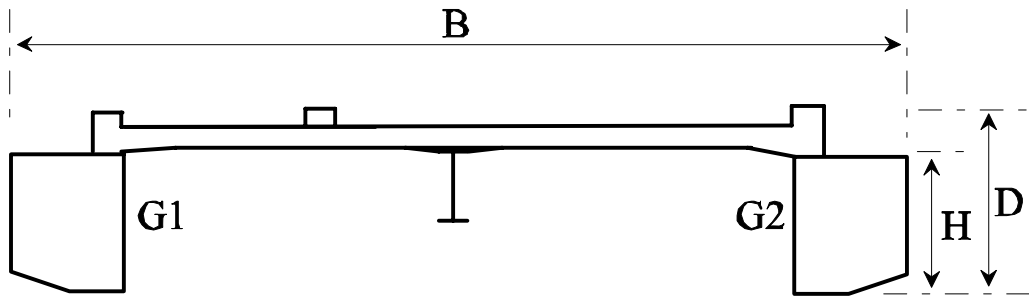


図 3-2-6 模型断面概略図

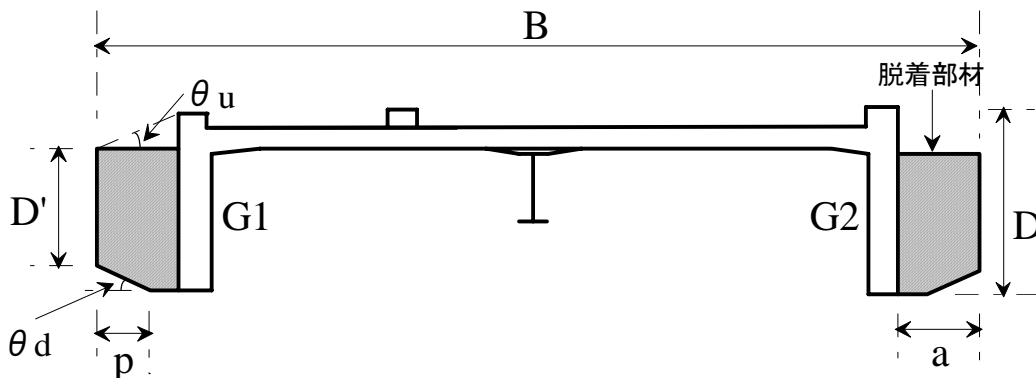


図 3-2-7 脱着部材を示した模型断面

表 3-2-2 実験諸元

桁全高 $D(\text{m})$	0.0665
桁幅員 $B(\text{m})$	0.3500
単位長さあたり質量 $\text{m}(\text{kg}/\text{m})$	3.44
たわみ振動数 $f_h(\text{Hz})$	2.85~2.88
たわみ構造対数減衰率 $\delta_{sh}$	0.005~0.008

### 3.2.2 箱桁下部角形成比率がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響

#### (1) 実験ケース

ここでは、2主箱桁断面における最適な箱桁下部角形成比率  $p/D'$  について検討することを目的とした。箱桁下部角を  $\theta_d=30^\circ$  に固定して、箱桁下部角の形成比率  $p/D'=0.34\sim 0.38$  を 0.02 刻みで変化させた場合と、 $p/D'=0.50, 0.60$  の場合について実験を行った。各実験ケースの模型寸法を表 3-2-3 に示す。また、気流迎角  $\alpha$  は  $\alpha=0^\circ$  とし、一様流中にて実験を行った。

表 3-2-3 模型寸法(箱桁下部角形成比率  $p/D'$  の検討)

$p/D'$	$\theta_d(^{\circ})$	$h(\text{mm})$	$p(\text{mm})$	$D'(\text{mm})$	$d(\text{mm})$	$a(\text{mm})$
0.34	30	51.5	14.7	43.1	8.4	25.0
0.36			15.3	42.6	8.9	
0.38			16.0	42.2	9.3	
0.50			20.0	40.0	11.5	
0.60			23.0	38.3	13.2	

#### (2) 実験結果および考察

図 3-2-8 に箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.34\sim 0.38$  の場合、図 3-2-9 に箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.50, 0.60$  の場合のたわみ1自由度振動応答実験結果を応答図として示す。応答図は横軸を換算風速  $Vr(=V/f_h D)$ 、 $V$ ：実風速、 $f_h$ ：たわみ振動数、 $D$ ：全桁高)、縦軸を無次元倍振幅  $2A/D$  として整理した。

図 3-2-8 および図 3-2-9 より、すべての場合において換算風速  $Vr=4$  付近より渦励振が発現しているが、 $p/D'=0.36$  の場合における最大振幅は  $p/D'=0.34, 0.38$  の場合と比較して小さい。風速が上昇すると、 $p/D'=0.34\sim 0.38$  の場合において換算風速  $Vr=8$  付近より再び渦励振が発現し、 $Vr=4$  付近での渦励振の振幅よりも大きな振幅となっている。これは後流渦の振動数が、 $Vr=8$  付近ではたわみ振動数と一致し、 $Vr=4$  付近ではたわみ振動数の半分程度となっているためであると考えられる。 $p/D'=0.50, 0.60$  の場合においては換算風速  $Vr=6$  付近より渦励振が発現している。この渦励振域における最大振幅を比較したものを、図 3-2-10 に縦軸を無次元倍振幅  $2A/D$ 、横軸を箱桁下部角形成比率  $p/D'$  で示す。図 3-2-10 より、 $p/D'=0.34\sim 0.38$  の場合においては応答振幅にさほど大きな差異はなく、 $p/D'=0.50, 0.60$  の場合と比較するとかなり小さい。

続いて、渦励振域で最大振幅となった風速における空力減衰率を、横軸を無次元倍振幅  $2A/D$ 、縦軸を空力減衰率  $\delta_a$  とした空力減衰率図として示す。箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.34\sim 0.38$  の場合の空力減衰率図を図 3-2-11 に、 $p/D'=0.50, 0.60$  の場合の空力減衰率図を図 3-2-12 に示す。ここで、空力減衰率  $\delta_a$  とは、振動が生じた風速域で模型を強制的に所定の振幅になるまで加振して自由減衰させた場合の対数減衰率  $\delta$  や、模型の振動を強制的に静止させてから発散させた場合の対数減衰率  $\delta$  を振幅ごとに計算した値から、模型の構造対数減衰率  $\delta_s$  を差し引いたものである。つまり、空力減衰率  $\delta_a$  は、 $\delta_a=\delta-\delta_s$  より求めたものである。以上の空力減衰率図より、 $p/D'=0.34, 0.36, 0.38, 0.50$  においてはさほど大きな差異は見られないが、 $p/D'=0.60$  の場合は他の場合と比較すると負減衰が大きな値を示している。

以上より、 $p/D'=0.34\sim 0.38$  の場合においては耐風性にさほど大きな差異は見られなかった。しかし、低風速における渦励振の最大振幅は  $p/D'=0.36$  の場合において最小であったため、本研究においては、最適な箱桁下部角形成比率は  $p/D'=0.36$  の場合であると考えた。

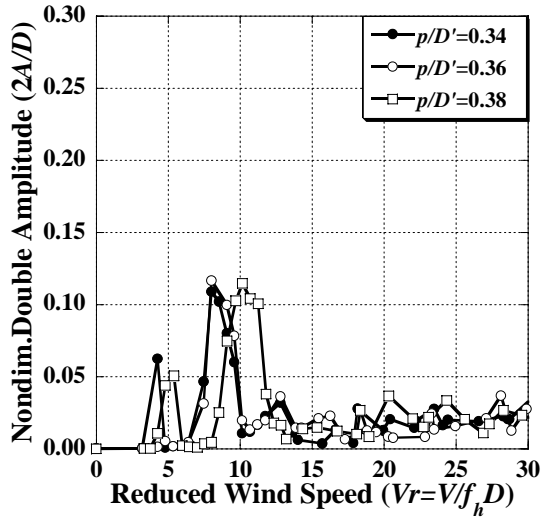


図 3-2-8  $p/D'=0.34\sim 0.38$  の振動応答図

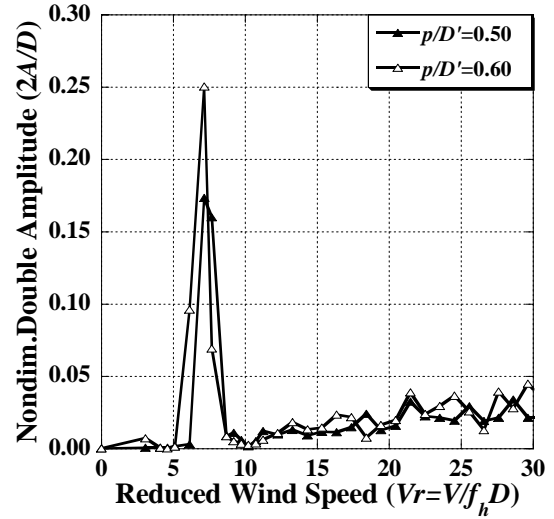


図 3-2-9  $p/D'=0.50, 0.60$  の振動応答図

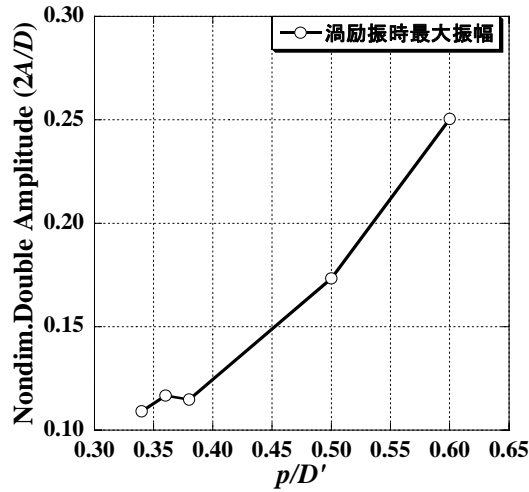


図 3-2-10 渦励振域最大振幅(箱桁下部角形成比率  $p/D'$  の検討)

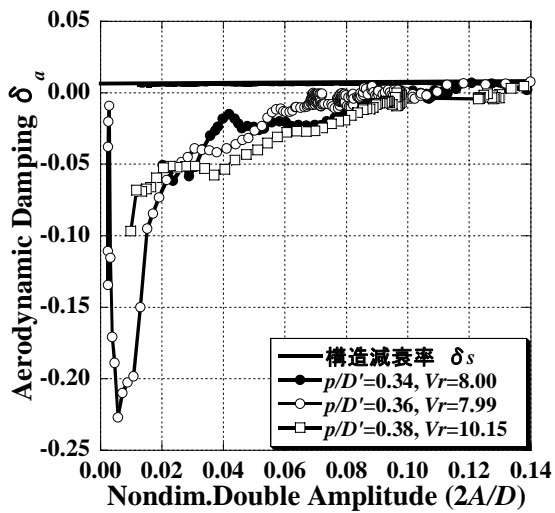


図 3-2-11  $p/D'=0.34\sim 0.38$  の空力減衰率図

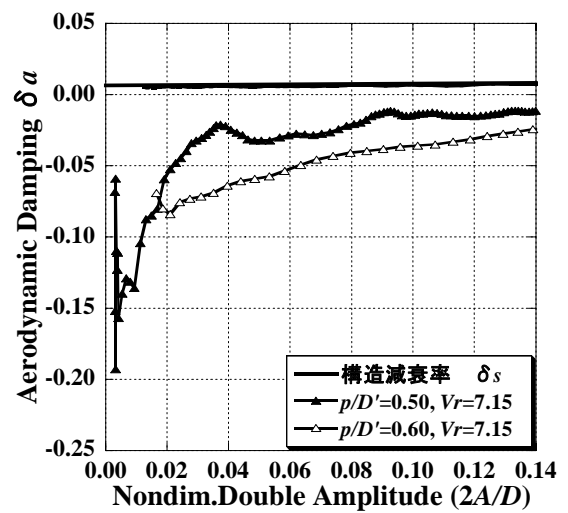


図 3-2-12  $p/D'=0.50, 0.60$  の空力減衰率図



### 3.2.3 箱桁下部角がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響

#### (1) 実験ケース

ここでは、2主箱桁断面における最適な箱桁下部角  $\theta_d$  について検討を行うことを目的とした。実験ケースは、3.2.2の実験結果から、箱桁下部角形成比率を  $p/D'=0.36$  に固定し、箱桁下部角  $\theta_d$  を  $\theta_d=28^\circ\sim 32^\circ$  と  $2^\circ$  刻みで変化させた。各実験ケースの模型寸法を表 3-2-4 に示す。また、気流迎角  $\alpha$  は  $\alpha=0^\circ$  とし、一様流中にて実験を行った。

表 3-2-4 模型寸法(箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.36$  における箱桁下部角  $\theta_d$  の検討)

$p/D'$	$\theta_d(^\circ)$	$h(\text{mm})$	$p(\text{mm})$	$D'(\text{mm})$	$d(\text{mm})$	$a(\text{mm})$
0.36	28	51.5	15.6	43.2	8.3	25.0
	30		15.3	42.6	8.9	
	32		15.1	42	9.5	

#### (2) 実験結果および考察

実験結果を応答図として図 3-2-13 に示す。図 3-2-13 より、すべてのケースにおいて換算風速  $Vr=4$  付近より渦励振が発現しているが、 $\theta_d=30^\circ$  の場合における最大振幅は  $\theta_d=28^\circ$ 、 $32^\circ$  の場合と比較して小さい。また、風速が上昇すると、換算風速  $Vr=8$  付近よりすべてのケースにおいて再び渦励振が発現し、 $Vr=4$  付近での渦励振の振幅よりも大きな振幅となっている。これは後流渦の振動数が、 $Vr=8$  付近ではたわみ振動数と一致し、 $Vr=4$  付近ではたわみ振動数の半分程度となっているためであると考えられる。ここで、換算風速  $Vr=8$  付近での渦励振における最大振幅を比較したものを、図 3-2-14 に縦軸を無次元倍振幅  $2A/D$ 、横軸を箱桁下部角  $\theta_d$  で示す。図 3-2-14 より、 $\theta_d=28^\circ$  から  $30^\circ$  にかけて応答振幅は減少し、 $\theta_d=30^\circ$  から  $32^\circ$  にかけて増加しており、 $\theta_d=30^\circ$  の場合が最小となっている。続いて、空力減衰率図を図 3-2-14 に示す。無次元倍振幅  $2A/D$  が 0.07 付近において  $\theta_d=28^\circ$ 、 $32^\circ$  の場合は、 $\theta_d=30^\circ$  の場合と比較して大きな負減衰を示しており、大きな励振力が作用していると考えられる。

以上の実験結果より、箱桁下部角形成比率を  $p/D'=0.36$  としたときの最適な箱桁下部角  $\theta_d$  は、振幅と空力減衰率の両面から、 $\theta_d=30^\circ$  の場合であるといえる。

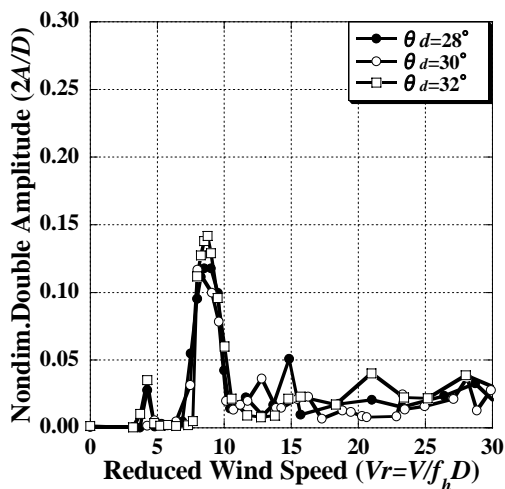


図 3-2-13 たわみ振動応答図

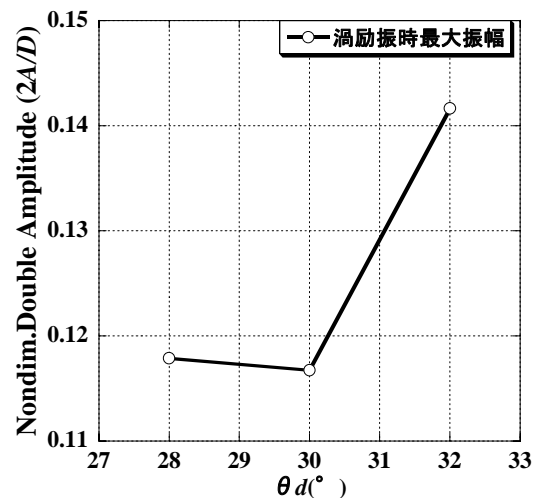


図 3-2-14 渦励振時最大振幅  
(箱桁下部角  $\theta_d$  の検討)

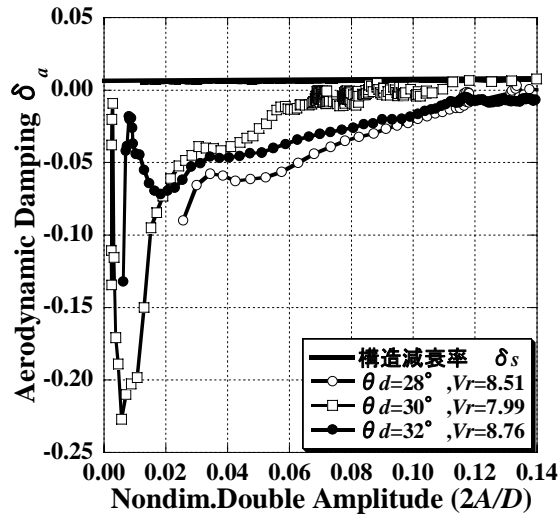


図 3-2-15 空力減衰率図

### 3.3 多段剥離干渉法を適用した場合の2主箱桁断面の耐風応答特性

剥離干渉法は、図 3-3-1 に示すように、1次、2次剥離点を設けることによって2つの剥離点からの剥離流の干渉効果により、空力弾性振動の原因となる剥離渦の生成を抑制しようとするものである。しかし、本研究の対象断面のように桁高が大きい場合には、風上側の箱桁での剥離流の鉛直成分が大きくなることが考えられる。この場合、図 3-3-2 に示すように1次剥離点からの剥離流が2次剥離点に干渉せずに流下し、剥離干渉法の効果が弱まるのではないかと考えられる。

そこで本研究では、さらなる耐風性の向上を図るために、剥離干渉法を発展させた多段剥離干渉法を考案し、その耐風性能向上の可能性について振動応答実験により検討を行う。振動応答実験としては、たわみ1自由度について検討を行った。

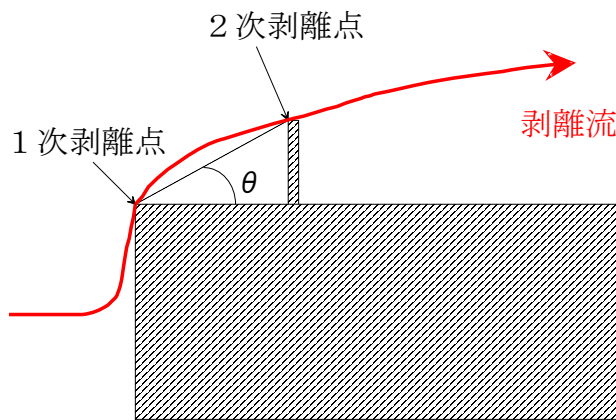


図 3-3-1 剥離干渉法の原理概略図

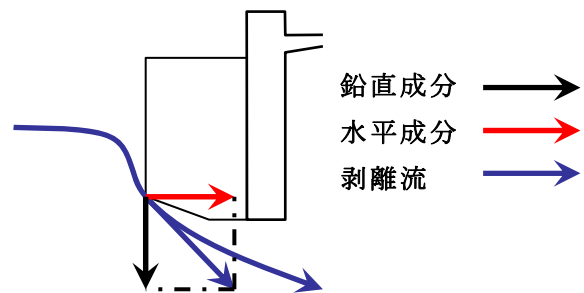


図 3-3-2 箱桁周辺の流れ模式

### 3.3.1 多段剥離干渉法の原理

多段剥離干渉法は、図 3-3-3 に示すように、剥離干渉法の 1 次剥離点と 2 次剥離点の間に新たに剥離点を設け、それぞれの剥離点に干渉させることによって、剥離渦の生成を抑制しようとするものである。

多段剥離干渉法の 2 次剥離点の位置について、剥離干渉法の 1 次剥離点と 2 次剥離点の間に設けた理由としては、まず第 1 に、桁高の大きい場合においては 1 次剥離点からの剥離流の鉛直成分が大きくなり、2 次剥離点に干渉せずに流下し、剥離流干渉の効果が弱くなってしまい、剥離渦の生成を抑制できないと考えたためである。多段剥離干渉法では、1 次剥離点と 2 次剥離点の成す角(1 次剥離干渉角  $\theta_1$ )を  $30^\circ$  よりも大きくし、桁高が高い場合でも 1 次剥離点からの剥離流が 2 次剥離点に作用して流れるように設定した。また第 2 に、本研究で対象としている箱桁の限られた範囲内での形状変化というような場合を想定して、剥離点間の水平距離が短い場合においても耐風制振法として多段剥離干渉法を用いることができれば、少しの形状変化によって耐風安定性を確保できるのではないかと考えたからである。

剥離干渉法を用いる場合に重要なパラメーターとしては、1 次・2 次剥離点の成す剥離干渉角  $\theta$ 、剥離点間の水平距離と桁高とで決まる  $\theta$  の形成比率、対象とする桁の辺長比等が挙げられる。しかし、多段剥離干渉法を用いる場合は、1 次・2 次剥離点の成す角(1 次剥離干渉角  $\theta_1$ )と 2 次・3 次剥離点の成す角(2 次剥離干渉角  $\theta_2$ )との関係、剥離点間の水平距離、角度の形成比率、桁高との関係等、多くの影響因子があり、剥離干渉法の場合よりも検討しなければならない項目が多くなるが、多段剥離干渉法による耐風性能向上が確認できれば、今までよりも水平距離が短い範囲での耐風制振法として多くの場面で活用できるのではないかと考えられる。

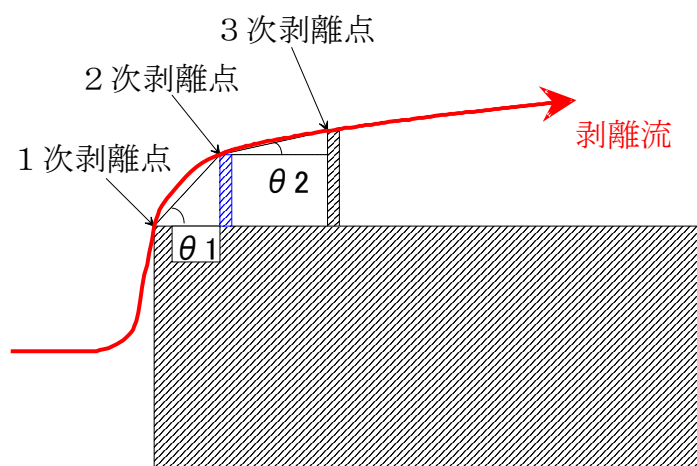


図 3-3-3 多段剥離干渉法の原理概略図

### 3.3.2 実験概要

#### (1) 風洞装置および測定システム

本実験で用いた風洞装置およびたわみ1自由度振動応答実験の測定システムは3.2と同様である(3.2.1(1)参照).

#### (2) 実験諸元

本実験で用いる模型は、3.2と同様である(3.2.1(1)参照). ここでは、図3-3-4に斜線で示した脱着部材に多段剥離干渉法を適用させ、実験ケースの変更を行った.

以下では、箱桁傾斜部水平長  $p$  と箱桁張り出し側ウェブ高  $D'$  から成る箱桁下部角形成比率を  $p/D'$ 、箱桁下部角を  $\theta_d$ 、1次剥離干渉角を  $\theta_{d1}$ 、2次剥離干渉角を  $\theta_{d2}$  と呼ぶ. また、風向についてはG1側からのみを対象としている.

表3-3-1に応答実験用模型の諸元を示す. 本実験においても、箱桁部分の脱着部材は非常に軽い材料で製作しているため、箱桁形状の違いによる模型諸元への影響はほとんどない.

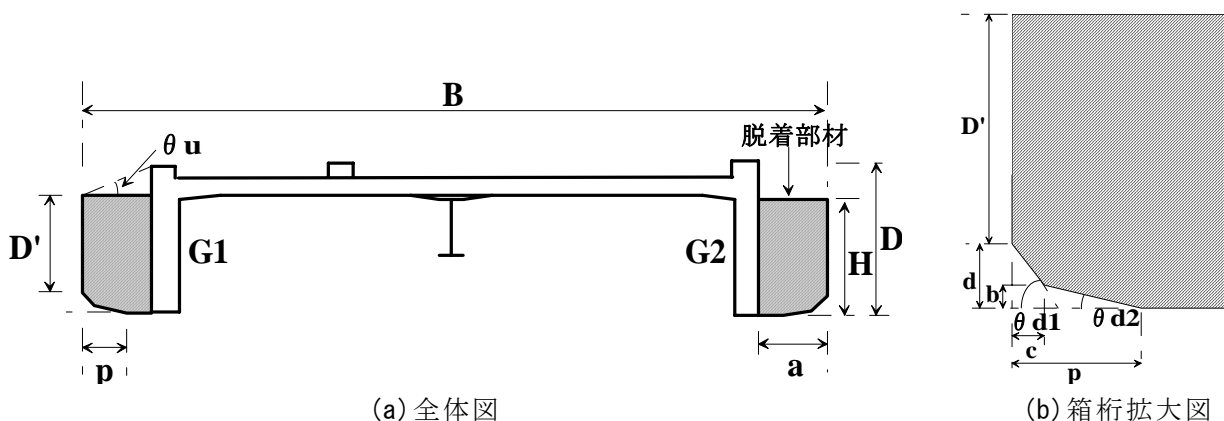


図3-3-4 多段剥離干渉法の場合の模型概略図

表3-3-1 実験諸元

桁全高 $D$ (m)	0.0665
桁幅員 $B$ (m)	0.350
単位長さあたり質量 $m$ (kg/m)	3.44
たわみ振動数 $f_h$ (Hz)	2.85~2.88
たわみ構造対数減衰率 $\delta_{sh}$	0.005~0.008
ねじれ振動数 $f_t$ (Hz)	6.03~6.08
単位長さあたり質量慣性モーメント $I_\phi$ (kgm <sup>2</sup> /m)	0.1767
たわみ構造対数減衰率 $\delta_{st}$	0.006~0.007

### 3.3.3 1次剥離干渉角がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響

本項以降では、3.2の結果より、箱桁下部角 $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率 $p/D'=0.36$ の場合を基本形状とした。箱桁下部付近の拡大図を図3-3-5に示す。

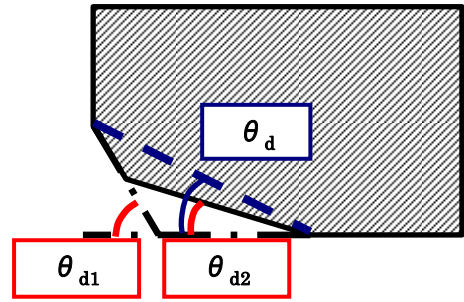


図 3-3-5 箱桁下部拡大図

#### (1) 実験ケース

ここでは、2主箱桁断面における最適な1次剥離干渉角 $\theta_{d1}$ について検討することを目的とした。箱桁下部角 $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率 $p/D'=0.36$ の場合を基本形状とし、2次剥離干渉角を $\theta_{d2}=25^\circ$ に固定して、1次剥離干渉角 $\theta_{d1}$ を $32^\circ\sim 38^\circ$ の間で $2^\circ$ 刻みで変化させた場合について実験を行った。各実験ケースの模型寸法を表3-3-2に示す。また、気流迎角 $\alpha$ は $\alpha=0^\circ$ とし、一様流中にて実験を行った。

表 3-3-2 模型寸法(1次剥離干渉角 $\theta_{d1}$ の検討)

$p/D'$	$\theta_d(^{\circ})$	$\theta_{d1}(^{\circ})$	$\theta_{d2}(^{\circ})$	$h(\text{mm})$	$p(\text{mm})$	$D'(\text{mm})$	$d(\text{mm})$	$a(\text{mm})$	$b(\text{mm})$	$c(\text{mm})$
0.36	30	32	25	51.5	15.4	42.6	8.9	25.0	2.1	10.9
		34							3.3	8.3
		36							4.1	6.6
		38							4.7	5.4

#### (2) 実験結果および考察

図3-3-6に1次剥離干渉角 $\theta_{d1}=32^\circ, 34^\circ$ の場合、図3-3-7に1次剥離干渉角 $\theta_{d1}=36^\circ, 38^\circ$ の場合のたわみ1自由度振動応答実験結果を応答図として示す。すべてのケースにおいて換算風速 $Vr=4$ 付近より渦励振が発現し、さらに風速が上昇すると、換算風速 $Vr=8$ 付近より再び渦励振が発現し、 $Vr=4$ 付近での渦励振の振幅よりも大きな振幅となっている。これは後流渦の振動数が、 $Vr=8$ 付近ではたわみ振動数と一致し、 $Vr=4$ 付近ではたわみ振動数の半分程度となっているためであると考えられる。換算風速 $Vr=8$ 付近での渦励振における最大振幅を比較したものを、図3-3-8に縦軸を無次元倍振幅 $2A/D$ 、横軸を1次剥離干渉角 $\theta_{d1}$ として示す。図3-3-8より、渦励振における最大振幅は $\theta_{d1}=34^\circ$ の場合が最小となり $\theta_{d1}=32^\circ$ から $34^\circ$ にかけて減少し、 $\theta_{d1}=34^\circ$ から $36^\circ$ にかけて増加し、 $\theta_{d1}=36^\circ$ から $38^\circ$ にかけて再び減少する傾向がみられた。

続いて、渦励振域で最大振幅となった風速における空力減衰率を、横軸に無次元倍振幅 $2A/D$ 、縦軸に空力減衰率 $\delta_a$ を表した空力減衰率図として示す。図3-3-9に1次剥離干渉角 $\theta_{d1}=32^\circ, 34^\circ$ の場合、図3-3-10に1次剥離干渉角 $\theta_{d1}=36^\circ, 38^\circ$ の空力減衰率図を示す。 $\theta_{d1}=32^\circ, 36^\circ, 38^\circ$ の場合においては低振幅域での負減衰が大きくなっており、作用する励振力が大きいと考えられる。

以上の実験結果より、箱桁下部角形成比率 $p/D'$ および2次剥離干渉角 $\theta_{d2}$ を一定とした場合における、最適な1次剥離干渉角 $\theta_{d1}$ について検討を行った結果、振幅と空力減衰率の両面から、1次剥離干渉角が $\theta_{d1}=34^\circ$ の場合において最も耐風性が優れていると考えられる。また、剥離干渉法を用いた断面の応答特性と比較すると、 $\theta_{d1}=34^\circ$ の場合においては振幅が小さくなっており耐風性能の改善を確認できた。

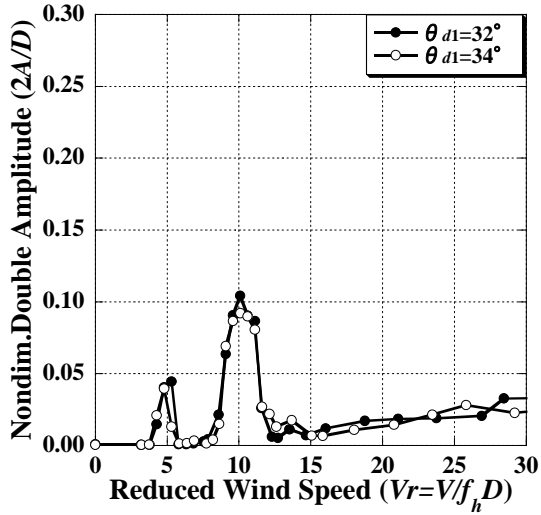


図 3-3-6  $\theta_{d1}=32^\circ, 34^\circ$ のたわみ振動応答図

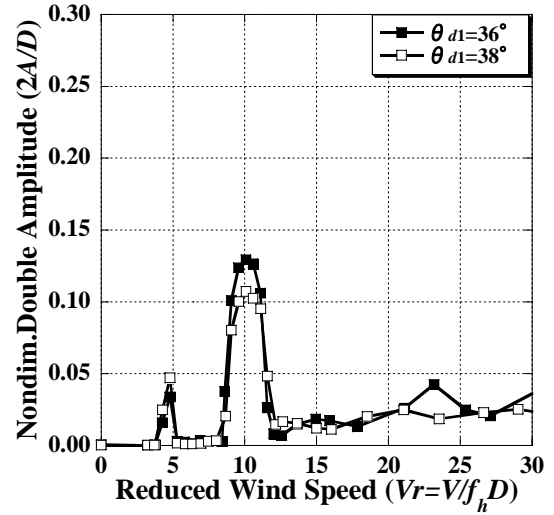


図 3-3-7  $\theta_{d1}=36^\circ, 38^\circ$ のたわみ振動応答図

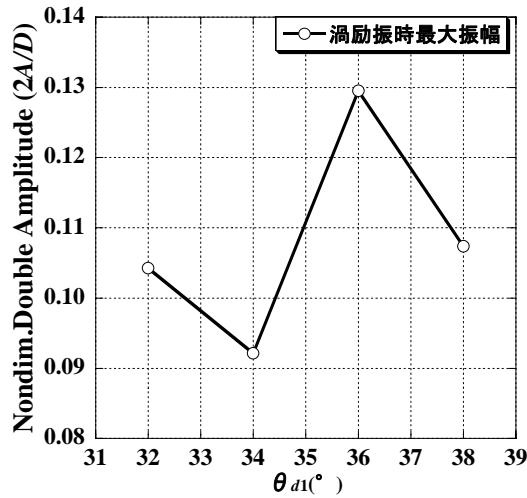


図 3-3-8 渦励振時最大振幅(1次剥離干渉角  $\theta_{d1}$  の検討の検討)

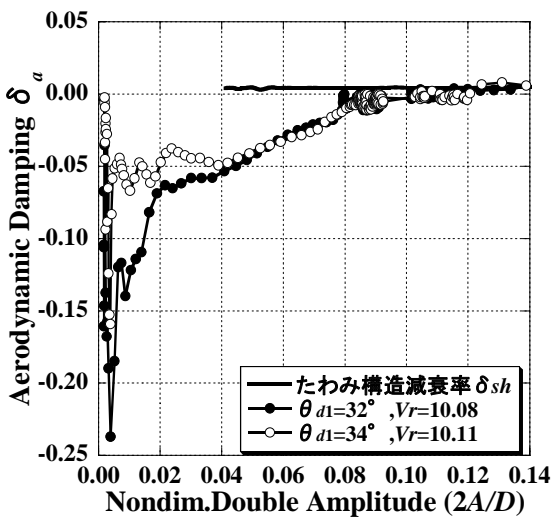


図 3-3-9  $\theta_{d1}=32^\circ, 34^\circ$ の空力減衰率図

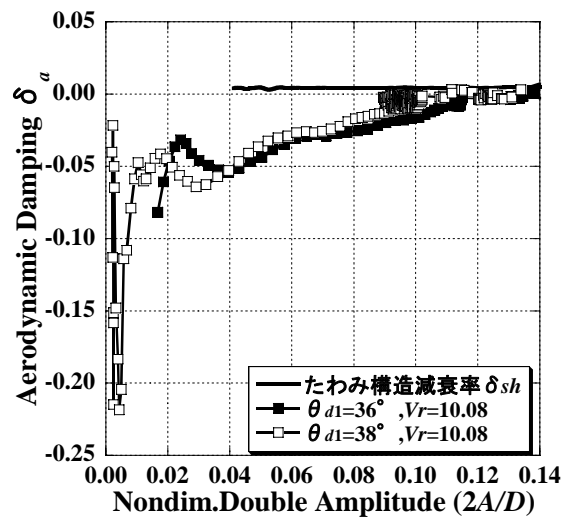


図 3-3-10  $\theta_{d1}=36^\circ, 38^\circ$ の空力減衰率図

### 3.3.4 2次剥離干渉角がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響

#### (1) 実験ケース

ここでは、2主箱桁断面における最適な2次剥離干渉角  $\theta_{d2}$  について検討することを目的とした。箱桁下部角  $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.36$  の場合を基本形状とし、1次剥離干渉角を  $\theta_{d1}=34^\circ$  に固定して、2次剥離干渉角  $\theta_{d2}$  を  $22^\circ\sim 28^\circ$  の間で  $2^\circ$  刻みで変化させた場合について実験を行った。各実験ケースの模型寸法を表 3-3-3 に示す。また、気流迎角  $\alpha$  は  $\alpha=0^\circ$  とし、一様流中にて実験を行った。

表 3-3-3 模型寸法(2次剥離干渉角  $\theta_{d2}$  の検討)

$p/D'$	$\theta_d(^{\circ})$	$\theta_{d1(^{\circ})}$	$\theta_{d2(^{\circ})}$	$h(\text{mm})$	$p(\text{mm})$	$D'(\text{mm})$	$d(\text{mm})$	$a(\text{mm})$	$b(\text{mm})$	$c(\text{mm})$
0.36	30	34	22	51.5	15.4	42.6	8.9	25.0	2.2	9.9
			24						2.9	8.9
			26						3.9	7.4
			28						5.5	5.0

#### (2) 実験結果および考察

図 3-3-11 に2次剥離干渉角  $\theta_{d2}=22^\circ, 24^\circ$  の場合、図 3-3-12 に2次剥離干渉角  $\theta_{d2}=26^\circ, 28^\circ$  の場合のたわみ1自由度振動応答実験結果を応答図として示す。すべてのケースにおいて換算風速  $Vr=4$  付近より渦励振が発現している。さらに風速が上昇すると、換算風速  $Vr=8$  付近より再び渦励振が発現し、 $Vr=4$  付近での渦励振の振幅よりも大きな振幅となっている。換算風速  $Vr=8$  付近での渦励振における最大振幅を比較したものを、図 3-3-13 に縦軸を無次元倍振幅  $2A/D$ 、横軸を2次剥離干渉角  $\theta_{d2}$  として示す。図 3-3-13 より、 $\theta_{d2}=24^\circ$  の場合が最小となっているが、 $\theta_{d2}=24^\circ$  と  $26^\circ$  の振幅には大きな差はない。そこで、 $Vr=8$  付近での渦励振の最大振幅発生時の空力減衰率を比較することにする。

2次剥離干渉角  $\theta_{d2}=22^\circ, 24^\circ$  の場合の空力減衰率図を図 3-3-14 に、2次剥離干渉角  $\theta_{d2}=26^\circ, 28^\circ$  の場合の空力減衰率図を図 3-3-15 に示す。これらの図より、振幅が最小であった  $\theta_{d2}=24^\circ$  の場合の方が、 $\theta_{d2}=26^\circ$  の場合よりも  $2A/D$  が 0.02 以下の低振幅域において負減衰が大きくなっていることがわかる。

以上の実験結果より、箱桁下部角形成比率を  $p/D'=0.36$ 、1次剥離干渉角を  $\theta_{d1}=34^\circ$  に固定し、2次剥離角を  $\theta_{d2}=22^\circ\sim 28^\circ$  と変化させたケース内では、振幅の面では  $\theta_{d2}=24^\circ$  と  $26^\circ$  の場合において小さくなっているが、2つのケース間にさほど大きな差はみられなかった。一方、空力減衰率の面では  $\theta_{d2}=26^\circ$  の場合の方が低振幅域で作用する励振力が小さくなっている。よって、振幅と空力減衰率の両面から、最適な2次剥離角を検討すると、 $\theta_{d2}=26^\circ$  の場合において最も耐風性が優れていると考えられる。また、剥離干渉法を用いた断面の応答特性と比較すると、 $\theta_{d2}=24^\circ, 26^\circ$  の場合において、耐風性能の改善が確認できた。

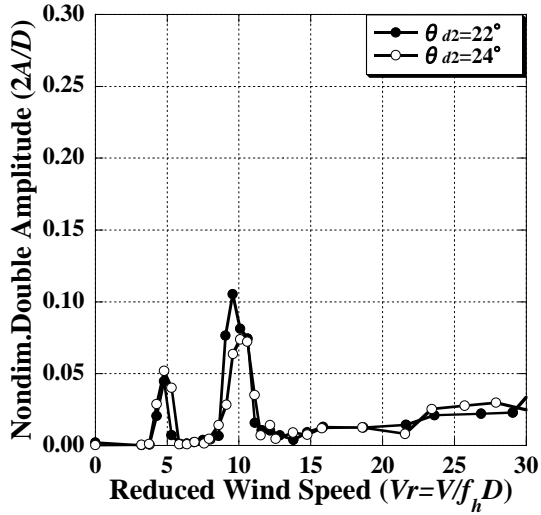


図 3-3-11  $\theta_{d2}=22^\circ, 24^\circ$ のたわみ振動応答図

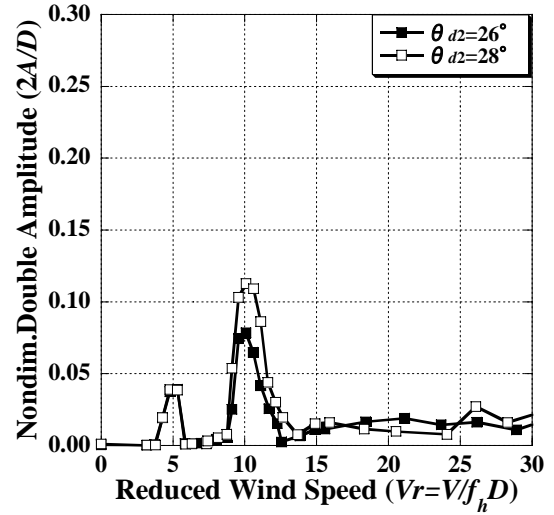


図 3-3-12  $\theta_{d2}=26^\circ, 28^\circ$ のたわみ振動応答図

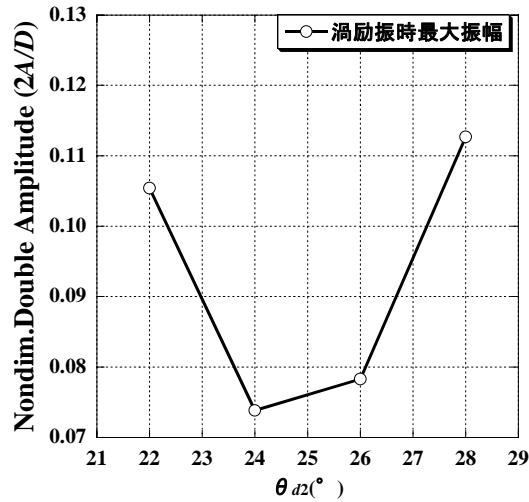


図 3-3-13 渦励振時最大振幅(2次剥離干渉角  $\theta_{d2}$  の検討)

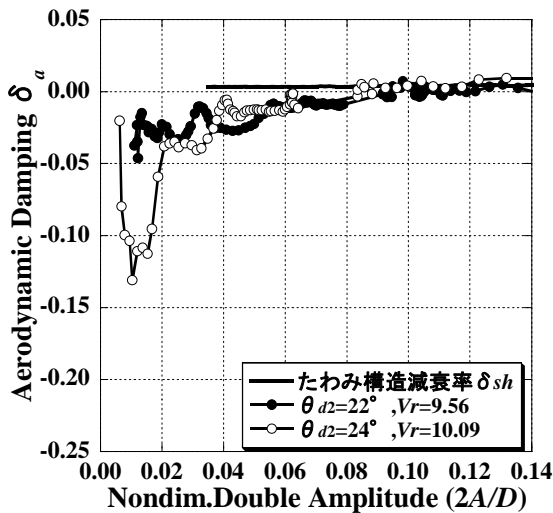


図 3-3-14  $\theta_{d2}=22^\circ, 24^\circ$ の空力減衰率図

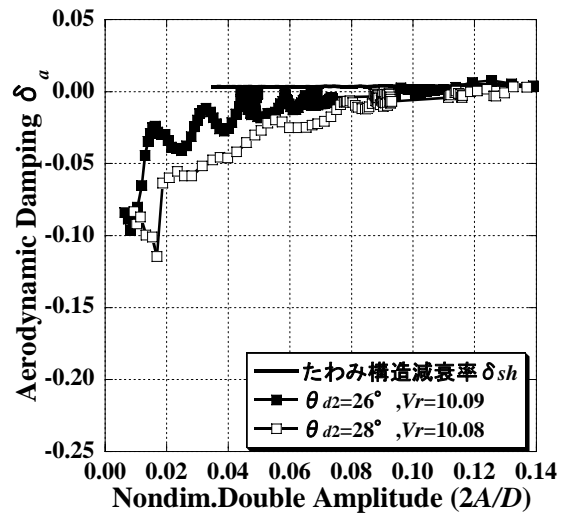


図 3-3-15  $\theta_{d2}=26^\circ, 28^\circ$ の空力減衰率図



### 3.4 2主箱桁断面における床版の高さ方向位置が耐風応答特性に与える影響

本章で対象としている2主箱桁断面には、箱桁と床版によって形成される空間が存在する。ここでは、この空間をキャビティ(Cavity)と呼ぶ。前節までに、2主箱桁断面における箱桁形状が耐風安定性に与える影響に関して検討を行ったが、キャビティの深さが耐風安定性に影響するという事も十分考えられる。そこで本節では、たわみ1自由度およびねじれ1自由度振動応答実験を実施し、2主箱桁断面においてキャビティが耐風安定性に与える影響について検討を行う。また、参考のために可視化実験による検討も行った。

#### 3.4.1 振動応答実験概要

##### (1) 風洞装置および測定システム

本実験で用いた風洞装置およびたわみ1自由度振動応答実験の測定システムは3.2と同様である(3.2.1(1)参照)。

ねじれ1自由度振動応答実験では、十字バネを介して模型をねじれ1自由度で支持する。ねじれ1自由度振動応答実験の支持装置まわりの状態と模型設置状況を図3-4-1, 2に示す。振動応答測定では、図3-4-1に示すように、支持装置からレーザー変位計ターゲット用アームを設置し、模型と連動して回転するターゲットの変位を計測する。また、その他測定システムおよび使用した計測機器仕様についてはたわみ1自由度振動応答の場合と同様である。

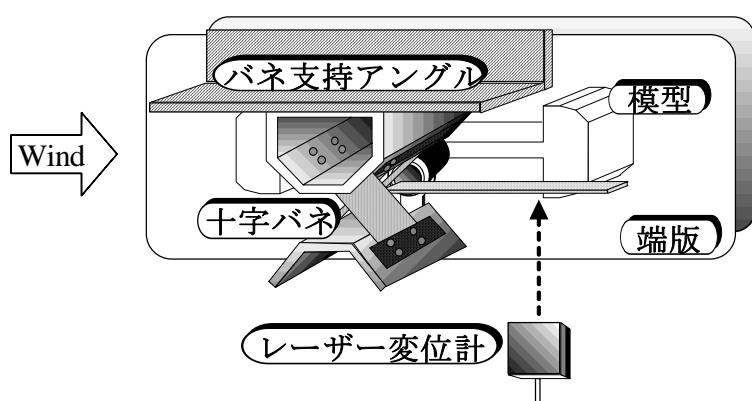


図 3-4-1 ねじれ1自由度振動支持装置概略図



図 3-4-2 模型設置状況

##### (2) 実験諸元

振動応答実験に用いる模型は、縮尺率が1/40程度に相当する、スパン長さ860mmの2次元剛体模型である。図3-4-3に断面の概略図を示す。ここでは、キャビティの深さの影響についてのみ検討するために、箱桁形状および床版は上下対称な形状とした。

表3-4-1に応答実験の実験諸元を示す。また、本実験では実験ケース毎の変更作業の簡便性を考慮して、図3-4-4に示す斜線部を脱着可能なものとし、床版の位置 $H$ や箱桁形状を変化させて風洞実験を行った。ここで、箱桁部分の脱着部材は非常に軽い材料で製作しているため、模型諸元にケースの違いによる影響はほとんどない。

以下では、キャビティ深さ比を $H/B'$ と呼ぶ。また、風向についてはG1側からのみを対象とし、一様流中において実験を行った。

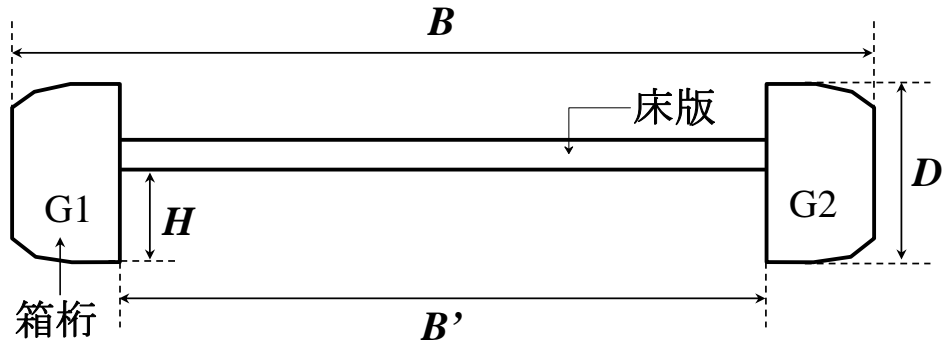


図 3-4-3 模型断面概略図

表 3-4-1 実験諸元

桁高： $D$ (m)	0.0660
全幅員： $B$ (m)	0.3500
箱桁間隔： $B'$ (m)	0.2750
単位長さあたり質量 $m$ (kg/m)	3.44
たわみ振動数 $f_h$ (Hz)	2.86
たわみ構造対数減衰率 $\delta_{sh}$	0.005
ねじれ振動数 $f_t$ (Hz)	2.30
ねじれ構造対数減衰率 $\delta_{st}$	0.004
単位長さあたり極慣性モーメント $I_\phi$ (kgm <sup>2</sup> /m)	0.1113

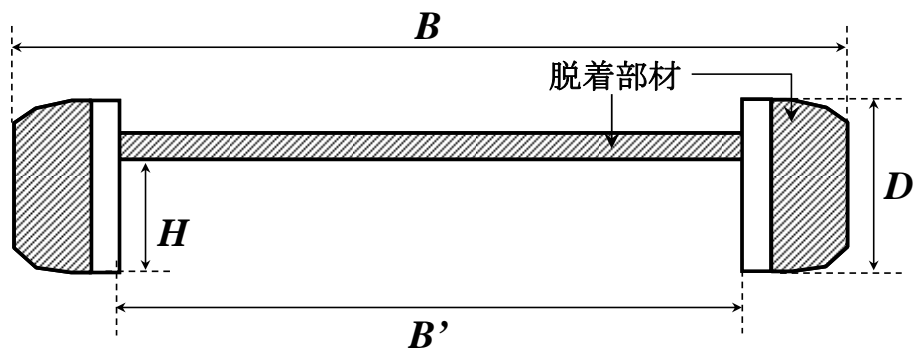


図 3-4-4 脱着部材を示した模型断面

### (3) 実験ケース

実験ケースは、図 3-4-5 に示すように、箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合、箱桁形状が矩形の場合とし、それぞれについて、図 3-4-6 に示すように、キャビティ深さ比  $H/B'$  が 0.096, 0.121, 0.145, 0.193 の場合の 4 パターンについて行った。ここで、床版が桁高の中央に位置する場合、つまり上下対象となる断面の場合の  $H/B'$  は 0.096 であり、 $H/B'$  が大きくなるに従い断面上部のキャビティは小さくなる。尚、箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合の寸法については、前節までの実験結果より、多段剥離干渉法の効果が最も高かった  $p_d/D' = p_u/D' = 0.36$ ,  $\theta_{d1} = \theta_{u1} = 34^\circ$ ,  $\theta_{d2} = \theta_{u2} = 26^\circ$  とした。また、キャビティ深さ比  $H/B'$  については、 $B'$  を 275.0mm に固定し、床版の高さ方向位置  $H$  を変化させた。迎角については  $0^\circ$  とした。

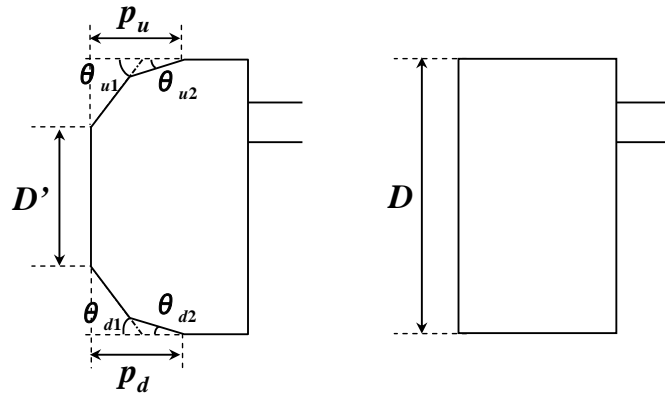
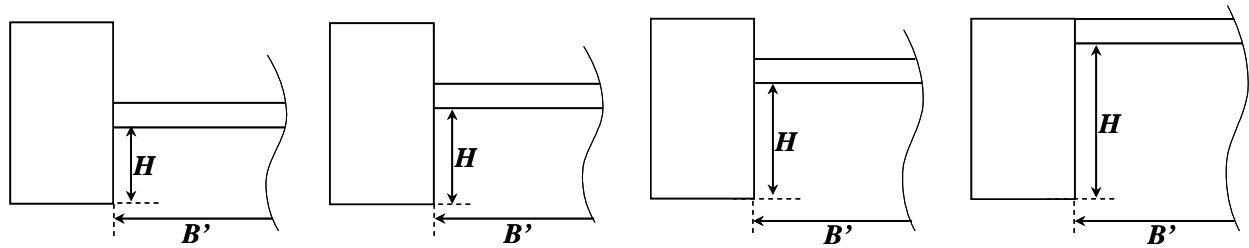


図 3-4-5 箱桁形状



(a)  $H/B' = 0.096$

(b)  $H/B' = 0.121$

(c)  $H/B' = 0.145$

(d)  $H/B' = 0.193$

図 3-4-6 キャビティ深さ比

### 3.4.2 たわみ 1 自由度振動応答特性に与える影響

#### (1) 箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合

箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合のたわみ 1 自由度応答実験結果を図 3-4-7 に応答図、図 3-4-8 に空力減衰率図として示す。図 3-4-7 の応答図は、横軸に換算風速  $Vr (=V/f_h D)$ 、 $V$ ：実風速、 $f_h$ ：たわみ振動数、 $D$ ：全桁高)、縦軸を無次元倍振幅  $2A/D$  として整理した。図 3-4-8 の空力減衰率図は、横軸に無次元倍振幅  $2A/D$ 、縦軸に渦励振時の最大振幅に対応する風速での空力減衰率  $\delta_a$  を示す。

図 3-4-7 より、全てのケースにおいて  $Vr=4$  付近より渦励振が発現し、 $Vr=5$  付近で極大値となっている。また、風速が上昇すると  $Vr=8$  付近より再び渦励振が発現し、 $Vr=10$  付近で再び極大値となっている。

ここで、 $Vr=5$  付近での渦励振時の最大振幅を比較したものを図 3-4-9 に示す。図 3-4-9 は横軸にキャビティ深さ比  $H/B'$  を、縦軸に無次元倍振幅  $2A/D$  を示す。これより、 $Vr=5$  付近での渦励振時の最大振幅にはさほど大きな差はない。また、 $Vr=5$  付近での渦励振時の最大振幅に対応する風速での空力減衰率を示した図 3-4-8 をみても、各キャビティ深さ比  $H/B'$  の空力減衰率にさほど大きな差異は見られない。尚、この場合の渦励振は、構造対数減衰率が 0.02 程度あれば発生しないと考えられる。

また、 $Vr=10$  付近での渦励振時の最大振幅を比較したものを図 3-4-10 に示す。これより、 $Vr=10$  付近での渦励振時の最大振幅にもさほど大きな差はない。

以上のことから、箱桁形状に多段剥離干渉法を適用させた場合においては、キャビティ深さが耐風性能に与える影響は小さいといえる。

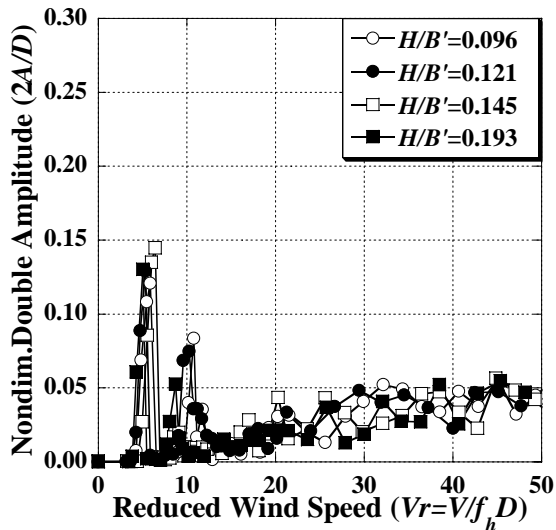


図 3-4-7 たわみ振動応答図(多段剥離干渉法)

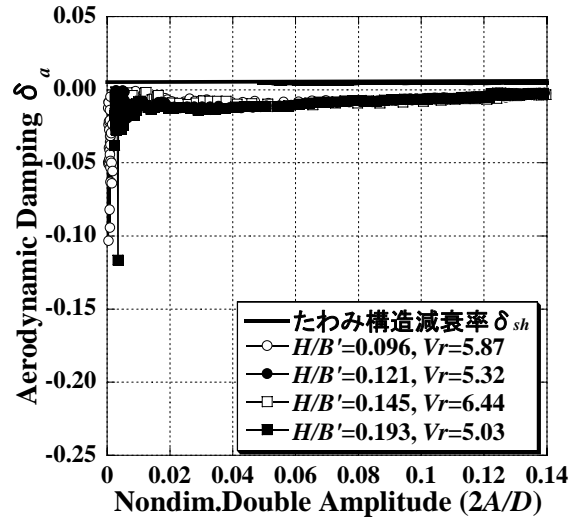


図 3-4-8 空力減衰率図(多段剥離干渉法)

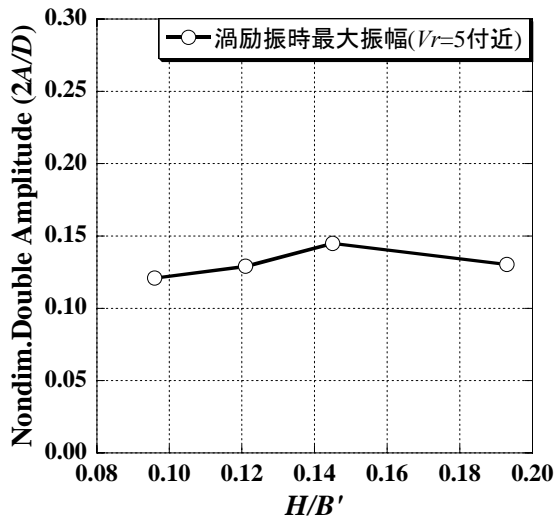


図 3-4-9 Vr=5 付近での渦励振時最大振幅

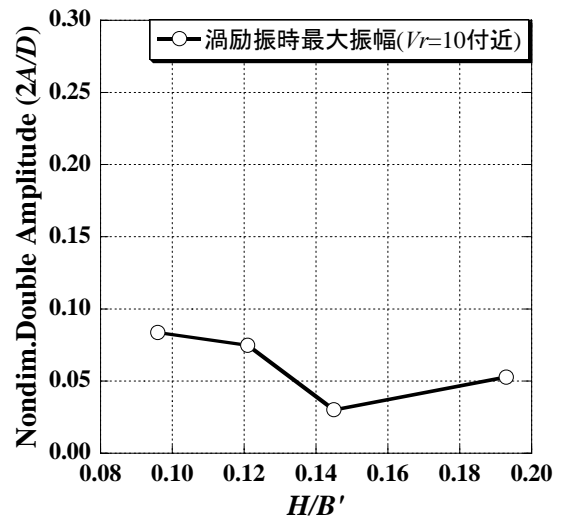


図 3-4-10 Vr=10 付近での渦励振時最大振幅

## (2) 箱桁形状が矩形の場合

箱桁形状が矩形の場合のたわみ 1 自由度応答実験結果を図 3-4-11 に応答図, 図 3-4-12 に空力減衰率図として示す. 図 3-4-11 の応答図に着目すると, 全てのケースにおいて  $Vr=4$  付近より渦励振が発現し,  $Vr=5$  付近で極大となっている. また, 風速が上昇すると  $Vr=8$  付近より再び渦励振が発現し,  $Vr=10$  付近で最大となり,  $Vr=5$  付近の低風速域での渦励振時の振幅よりも大きな振幅となっている. そこで,  $Vr=10$  付近での渦励振時の最大振幅を比較したものを図 3-4-13 に示す. これより,  $Vr=10$  付近での渦励振時の最大振幅は, キャビティ深さ比  $H/B'$  が小さくなるに従って大きくなる傾向が見られた.

一方, 図 3-4-12 をみると, 低振幅域では  $H/B'$  が大きい程, 負の空力減衰率が大きい. しかし, 大きい振幅域では渦励振時の最大振幅に対応し,  $H/B'$  が小さい程, 負の空力減衰率の値が大きい傾向にある.

以上のことから, 箱桁形状が矩形である場合, キャビティ深さ比  $H/B'$  が小さくなるに従い,

耐風安定性が悪くなっており、キャビティ深さの違いで耐風特性が変わるといえる。また、上下対称な断面に近づくにつれ耐風安定性が悪くなるという傾向が見られたが、これは、上下対称な断面では断面の上部と下部で同様な流れのパターンが交互に繰り返されるためであると考えられる。

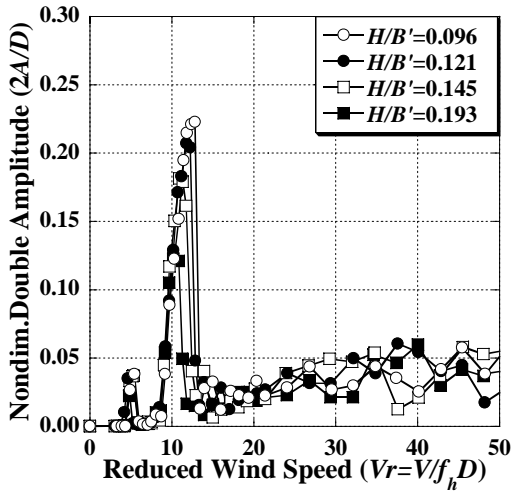


図 3-4-11 たわみ振動応答図(矩形)

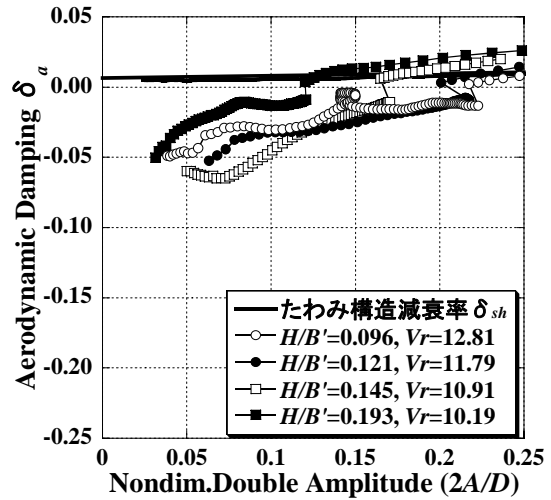


図 3-4-12 空力減衰率図(矩形)

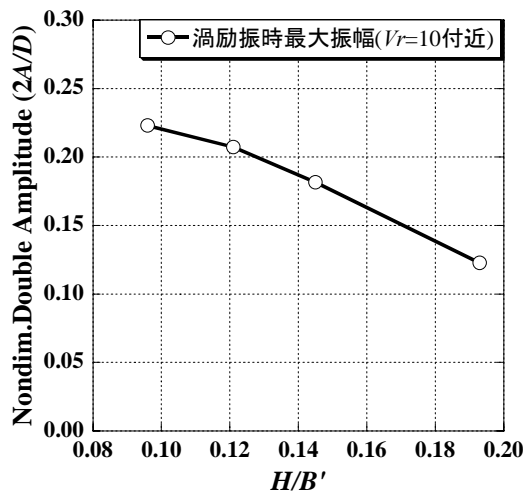


図 3-4-13 Vr=10 付近での渦励振時最大振幅

### 3.4.3 ねじれ 1 自由度振動応答特性に与える影響

#### (1) 箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合

箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合のねじれ 1 自由度応答実験結果を図 3-4-14 に応答図として示す。応答図においては、横軸に換算風速  $Vr(=V/f_i B)$ 、 $V$ : 実風速、 $f_i$ : ねじれ振動数、 $D$ : 全幅員)を、縦軸にねじれ倍振幅  $2\phi$  (deg.)を示す。

図 3-4-14、全てのケースにおいて渦励振やねじれフラッターの発生はみられず、キャビティ深さの違いによる耐風特性の違いはない。

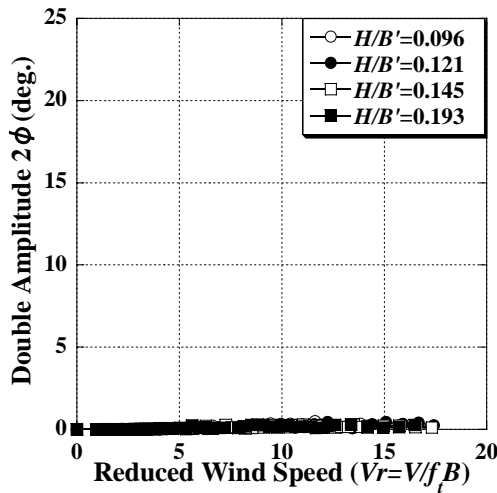


図 3-4-14 ねじれ振動応答図(多段剥離干渉法)

## (2) 箱桁形状が矩形の場合

箱桁形状が矩形の場合のねじれ 1 自由度応答実験結果を図 3-4-15 に応答図として示す。これより、全てのケースにおいて低風速域での限定振動である渦励振の発現は見られず、換算風速  $V_r=7$  を超える風速域で、自励振動であるねじれフラッターが発現した。ここで、図 3-4-16 に縦軸を換算風速  $V_r$ 、横軸をキャビティ深さ比  $H/B'$  とし、これらの関係を示す。図 3-4-16 を見ると、キャビティ深さ比  $H/B'$  が小さいほどねじれフラッターの発現風速は低くなっている。つまり、床版の位置が桁高  $D$  の中央に近く、上下対称な断面に近づくに従い耐風性が悪くなっており、たわみ振動の場合と同様のメカニズムであると考えられる。以上より、箱桁形状が矩形の場合は耐風性にキャビティ深さによる影響があると考えられる。

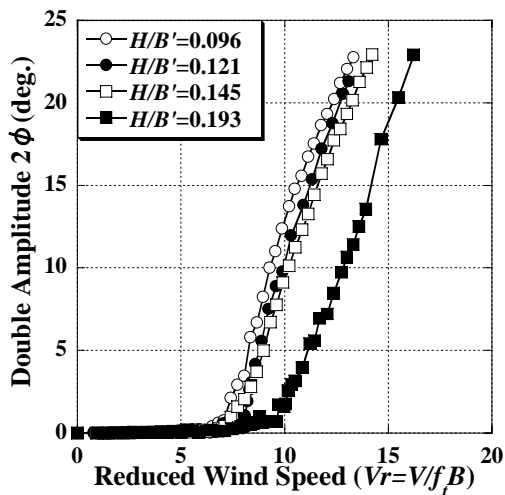


図 3-4-15 ねじれ振動応答図(矩形)

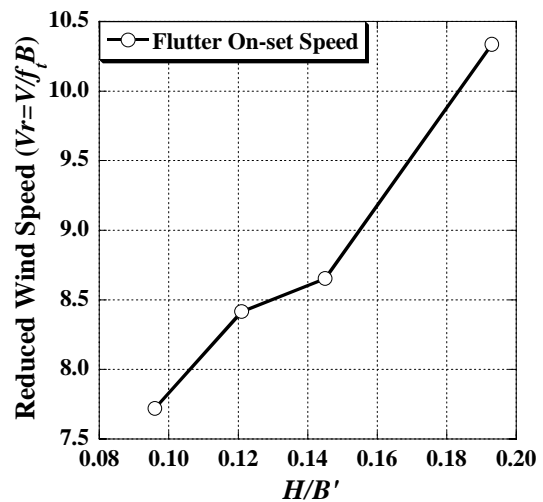


図 3-4-16 ねじれフラッター発現風速

### 3.4.4 可視化実験

ここでは、2主箱桁断面の耐風安定性にキャビティ深さがどのような影響を及ぼすのか、可視化実験を行い、断面周辺の流れの様子から視覚的に検討した。可視化実験における  $Re$  数は  $1.3 \times 10^3$  程度と非常に小さく、実際の現象と異なる可能性があるが、ここではおおよその流れ場特性を捉えることを目的として、参考のために実施した。

#### (1) 風洞装置および測定システム

本実験で使用した可視化手法はスモークワイヤー法である。スモークワイヤー法は流れの可視化手法の1つであり、金属細線(本実験ではステンレス線)に油(本実験では流動パラフィン)を塗布し、その細線に電流(設定電圧は 20V)を流し、白煙を発生させて風洞内の気流に光をあてることで可視化するという手法である。この方法はきわめて簡便かつ制御が容易な上、様々な流れに適用可能なために、広く一般に用いられている。本実験では、白煙の発生時間を長くするために流動パラフィンにアルミ粉末を混合した。

可視化実験に使用した風洞は、可視化実験用小型風洞(測定断面：高さ 400mm×幅 400mm)である。本研究で用いた可視化手法の1つであるスモークワイヤー法には、使用可能風速に制限があるため、風洞内風速を可視化映像が良好であった風速  $V_S=0.6\text{m/s}$ (一様流)に固定して可視化実験を行った。

可視化映像の簡単な撮影システム図を図 3-4-16 に示す。可視化映像の撮影には図 3-4-17 に示す高速度ビデオカメラ(MotionScope, LEDLAKECAMERA 社製)を用いた。シャッタースピード  $1/125\text{sec}$  で撮影されたカメラヘッドによる映像は、図 3-4-18 に示す高速度カメラ用のコントロールユニットのモニターで再生されながら、同時に内臓メモリに格納され、同時に、パソコンに保存される。撮影終了後、コントロールユニットの内蔵メモリに格納した映像をスロー再生し、さらにその映像をパソコンに保存する。

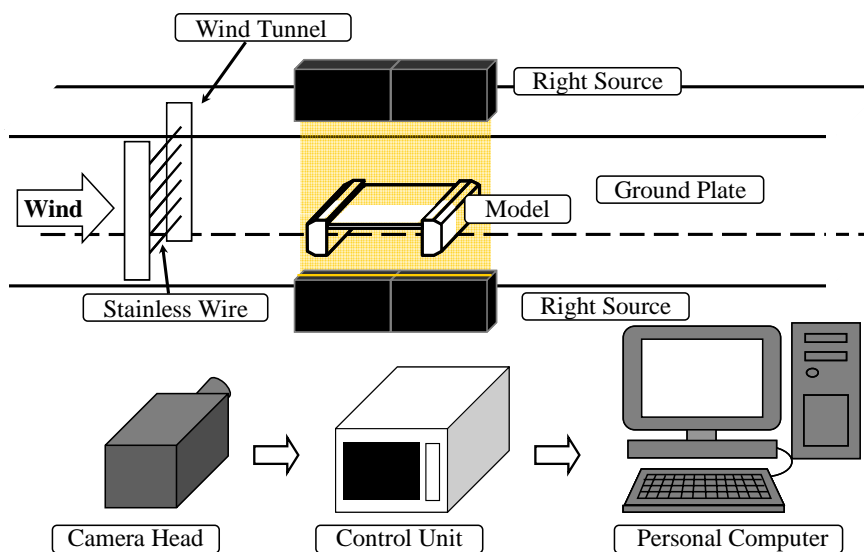


図 3-4-16 可視化実験撮影システムおよび設置状況



図 3-4-17 高速度カメラ



図 3-4-18 高速度カメラ用コントロールユニット

## (2) 実験諸元および実験ケース

実験用模型には、透過性のあるアクリル製模型を用いた。縮尺率は 1/89 程度に相当し、模型断面の形状は振動応答実験用模型と同様で概略図は図 3-4-3 に示す通りである。

実験ケースについては、箱桁形状は振動応答実験と同様であり、それぞれについて、キャビティ深さ比  $H/B'$  が 0.096, 0.193 の場合の 2 パターンについて行った。

## (3) 実験結果

箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合について、 $H/B'=0.096, 0.193$  の場合の静止時の可視化写真を図 3-4-19, 20 にそれぞれ示す。また、箱桁形状が矩形である場合について  $H/B'=0.096, 0.193$  の場合の静止時の可視化写真を図 3-4-21, 22 にそれぞれ示す。

図 3-4-19 と図 3-4-21 を比較すると、それぞれ桁断面上流側で剥離した流れが、剥離後、剥離渦を生成する位置はほぼ同位置となっていた。しかし、箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合の方が矩形である場合と比較して流れの剥離が小さくなっている。また、図 3-4-20 と図 3-4-22 を比較すると、断面下面側での剥離渦の生成位置に違いはない。しかし、断面の上面側に着目すると、多段剥離干渉法を適用した場合には剥離渦の生成がほとんど見られなかった。これは、多段剥離干渉法により流れの剥離が小さくなっているためであると考えられる。

以上より、2 主箱桁断面において、キャビティ深さが耐風性に及ぼす影響には流れの剥離の大きさが要因となっていると考えられる。

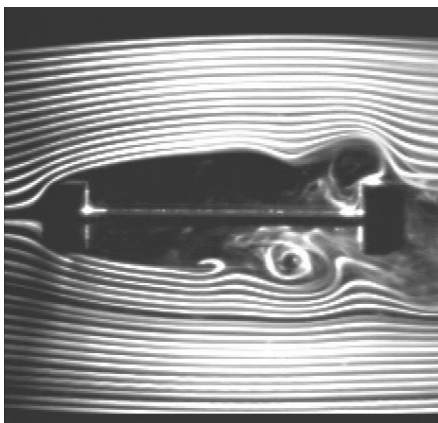


図 3-4-19 多段剥離干渉法( $H/B'=0.096$ )

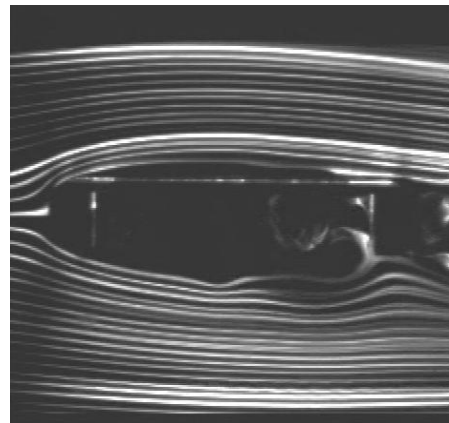


図 3-4-20 多段剥離干渉法( $H/B'=0.193$ )



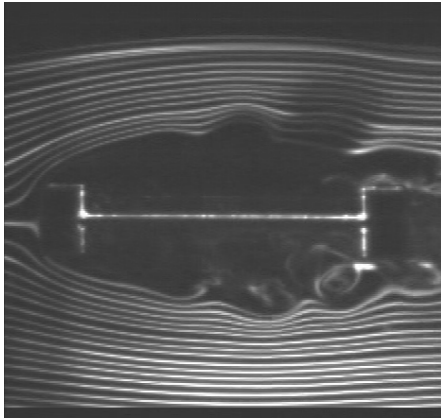


図 3-4-21 矩形( $H/B'=0.096$ )

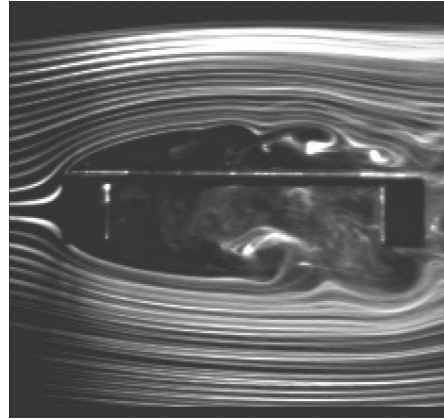


図 3-4-22 矩形( $H/B'=0.193$ )

### 3.5 中径間斜張橋用狭幅員 2 主箱桁断面の耐風応答特性

本章では，維持管理性に優れた中径間斜張橋用狭幅員断面桁として 2 主箱桁断面に着目し，剥離干渉法の原理に基づき箱桁形状を変化させ，その耐風応答特性に関して検討を行った．さらに，2 主箱桁断面における床版の高さ方向位置が耐風応答特性に与える影響に関して，同様の振動応答実験および可視化実験を実施することにより検討を行った．以下に，本章で得られた結果についてまとめる．

#### (1) 剥離干渉法に基づいて箱桁形状を変化させた場合の耐風応答特性

2 主箱桁断面において，剥離干渉法の原理に基づき箱桁形状を変化させることにより，耐風性能を向上できることを確認した．以下に，たわみ 1 自由度応答実験による検討結果を述べる．

##### 1) 箱桁下部角形成比率 $p/D'$ がたわみ 1 自由度振動応答特性に与える影響( $\theta_d=30^\circ$ )

箱桁下部角を  $\theta_d=30^\circ$  に固定し，箱桁下部角形成比率を  $p/D'=0.34\sim 0.38$ ， $0.5\sim 0.6$  と変化させた場合では，本研究での実験結果より  $p/D'=0.36$  の場合において最も耐風安定性が良好であることを明らかにした．

##### 2) 箱桁下部角 $\theta_d$ がたわみ 1 自由度振動応答特性に与える影響( $p/D'=0.36$ )

箱桁下部角形成比率を  $p/D'=0.36$  に固定し，箱桁下部角を  $\theta_d=28^\circ\sim 32^\circ$  と変化させた場合では， $\theta_d=30^\circ$  の場合において最も耐風安定性が良好であることを明らかにした．

以上の結果より，本研究で対象とした 2 主箱桁断面において，剥離干渉法の原理に基づいて箱桁形状を変化させることにより，耐風性能を改善できることを明らかにした．本研究の実験ケース内では，箱桁下部角  $\theta_d=30^\circ$ ，箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.36$  の場合において最も耐風安定性の向上が確認できた．しかし，本研究の検討対象のように，桁高の大きな断面の場合では，剥離流の鉛直成分が大きくなることが考えられ，剥離干渉法を用いて剥離流を制御しても剥離渦を完全に抑制することは難しいと考えられる．

#### (2) 多段剥離干渉法に基づいて箱桁形状を変化させた場合の耐風応答特性

着目している 2 主箱桁断面のように桁高が大きい場合においては，剥離干渉法の効果が弱まることが考えられる．そこで本研究では，多段剥離干渉法を新たに考案した．多段剥離干渉法

の原理に基づいて箱桁形状を変化させることにより、耐風性能を向上させることができることを明確にした。以下に、たわみ1自由度応答実験による検討結果を述べる。

1) 1次剥離干渉角  $\theta_{d1}$  がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響( $p/D'=0.36$ ,  $\theta_{d2}=25^\circ$ )

ここでは、剥離干渉法を適用した場合の実験結果より、箱桁の基本形状を箱桁下部角  $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.36$  とした。2次剥離干渉角を  $\theta_{d2}=25^\circ$  に固定し、1次剥離干渉角を  $\theta_{d1}=32^\circ\sim 38^\circ$  と変化させた場合では、 $\theta_{d1}=34^\circ$  の場合において最も耐風安定性が向上した。

2) 2次剥離干渉角  $\theta_{d2}$  がたわみ1自由度振動応答特性に与える影響( $p/D'=0.36$ ,  $\theta_{d1}=34^\circ$ )

箱桁の基本形状を箱桁下部角  $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.36$  とし、1次剥離干渉角を  $\theta_{d1}=34^\circ$  に固定し、2次剥離干渉角を  $\theta_{d2}=22^\circ\sim 28^\circ$  と変化させた場合、 $\theta_{d2}=26^\circ$  の場合において最も耐風安定性に優れていることを明確にした。

以上の結果より、本研究で考案した多段剥離干渉法を用いることによって、耐風安定性の改善が確認できた。箱桁の基本形状を箱桁下部角  $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.36$  とし、1次剥離干渉角  $\theta_{d1}=34^\circ$ 、2次剥離干渉角  $\theta_{d2}=26^\circ$  の場合においては、剥離干渉法を用いた場合以上に耐風安定性に優れていることを明らかにした。

(3) 2主箱桁断面における床版の高さ方向位置が耐風応答特性に与える影響

2主箱桁断面に存在する、箱桁と床版によって形成される空間(キャビティ)に着目し、キャビティの深さが耐風安定性に及ぼす影響に関して検討を行った。以下に、たわみ1自由度およびねじれ1自由度振動応答実験、さらに可視化実験により得られた結果を述べる。

1) 箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合は、たわみ振動、ねじれ振動のどちらにおいてもキャビティ深さ比  $H/B'$  の変化による耐風安定性の変化はなかった。すなわち、キャビティ深さが耐風安定性に及ぼす影響はないといえる。

2) 箱桁形状が矩形の場合、たわみ振動、ねじれ振動ともに、キャビティ深さ比  $H/B'$  が小さいほど耐風安定性は悪くなる傾向にあることを明確にした。つまり、床版の位置が桁高  $D$  の中央に近く、上下対称な断面に近づくと従って上下面で同様の流れのパターンが繰り返されるため、耐風性が悪くなり、キャビティ深さの対照性が耐風性に影響を及ぼすと考えられる。

3) 可視化実験より、箱桁形状の違いによる剥離渦の生成位置の違いは見られず、流れの剥離の大きさに大きな違いが見られた。つまり、キャビティ深さが耐風性に影響を及ぼす主な要因として、流れの剥離の大きさが考えられる。

以上の結果より、本研究で対象とした2主箱桁断面において、箱桁形状に剥離干渉法又は多段剥離干渉法を適用した場合、キャビティ深さの影響はないと考えられる。

## 第4章 五角形断面桁の底面傾斜部の周辺流れ場特性

第2章で述べた既往の研究成果から、五角形断面桁の空力特性は底面傾斜角 $\theta$ や桁高 $D$ によって異なり、特に底面傾斜角 $\theta$ の影響が大きいということがわかった。しかしながら、その底面傾斜角の違いによる空力特性の違いに関する詳細なメカニズムに関しては解明されていないのが現状である。

また、既往の研究からもわかるように、五角形断面桁の耐風性に関して検討する際には、図4-1-1に示すように上面剥離干渉角 $\beta$ 、底面傾斜角 $\theta$ 、桁高 $D$ 、ウェブ高 $d$ など様々なパラメーターが存在し、それぞれが相互に影響すると考えられる。本研究では、五角形断面桁の空力特性に影響する様々なパラメーターの中でも、底面傾斜角 $\theta$ の影響が大きいことに着目した。

そこで、まず上面およびウェブ高、桁高の影響をできるだけ排除し、底面傾斜角 $\theta$ の効果について検討するため、図4-1-1に斜線で示す底面傾斜部に着目し、可視化実験および熱線流速計を用いた物体周辺の流速測定を行い、底面傾斜角の違いによる空力特性の違いに関するメカニズムの解明を試みた。

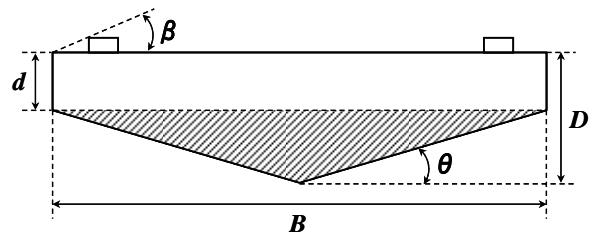


図 4-1-1 五角形断面桁断面図

### 4.1 供試模型

各種実験では、図4-1-2に示すような模型縮尺がおおよそ $1/n=1/90\sim 1/110$ (模型幅 $B=122.5\text{mm}$ )の五角形断面における底面傾斜部を切り取ったものを用いた。模型の材質は、透過性のあるアクリルを用いた。本研究では、五角形断面桁と同様に底面傾斜部の斜面と水平とのなす角を底面傾斜角 $\theta$ と定義する。ここでは、模型幅 $B$ を一定とし、模型高さ $D$ を変化させることにより、底面傾斜角 $\theta$ を変化させた。

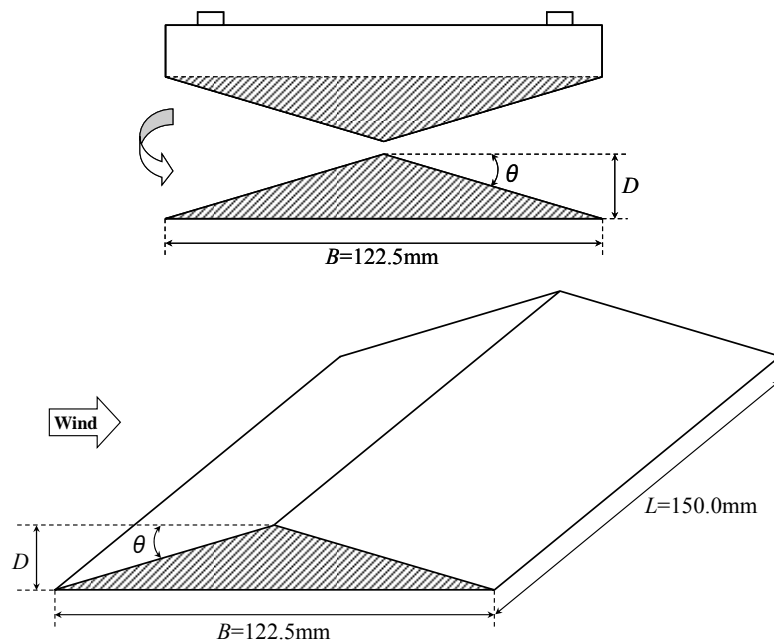


図 4-1-2 供試模型概略図

## 4.2 可視化実験

本節では、可視化実験を行い、底面傾斜部周辺の流れ特性の検討、および底面傾斜角  $\theta$  の違いが周辺の流れ場にどのような影響を及ぼすのか、流れの様子から視覚的に検証した。可視化実験における Re 数は  $3.0 \times 10^2 \sim 8.0 \times 10^2$  程度と非常に小さく、実際の現象と異なる可能性があるが、ここではおよそその流れ場特性を捉えることを目的として、参考のために実施した。

### 4.2.1 実験概要

#### (1) 測定システム

本実験で用いた風洞装置およびたわみ 1 自由度振動応答実験の測定システムは 3.4 と同様である(3.4.4(1)参照)。

#### (2) 実験ケース

実験ケースについて述べる。既往の研究より、底面傾斜角  $\theta$  が  $12^\circ \sim 14^\circ$  の間で流れ場に明確な違いが現れると考えられる。そこで、底面傾斜角  $\theta$  を  $8^\circ$  から  $18^\circ$  の間で  $2^\circ$  刻みで変化させ、計 6 ケースについて実験を行った。表 4-2-1 に各底面傾斜角  $\theta$  における模型高  $D$  を示す。

表 4-2-1 実験ケース

底面傾斜角 $\theta(^{\circ})$	8	10	12	14	16	18
模型高 $D(\text{mm})$	8.6	10.8	13.0	15.3	17.6	19.9
Re 数	$3.4 \times 10^2$	$4.3 \times 10^2$	$5.2 \times 10^2$	$6.1 \times 10^2$	$7.0 \times 10^2$	$8.0 \times 10^2$

### 4.2.2 実験結果および考察

図 4-2-1~6 にそれぞれ底面傾斜角  $\theta=8^\circ, 10^\circ, 12^\circ, 14^\circ, 16^\circ, 18^\circ$  の可視化実験により得られた静止面を示す。この図は可視化実験により撮影した映像を  $1/41.7\text{sec}$  ごとに保存したものを順次並べたものとなっている。

まず、底面傾斜角  $\theta=8^\circ$ (図 4-2-1)、 $10^\circ$ (図 4-2-2)の場合の実験結果に着目すると、底面傾斜部周辺の流れ場に全く乱れが見られず、流線も一定の位置を保っている。また、底面傾斜角  $\theta=12^\circ$ (図 4-2-3)に着目すると、底面傾斜部の後流で流線が僅かに乱れてはいるものの、渦の生成などは見られない。

一方、底面傾斜角  $\theta=14^\circ$ (図 4-2-4)、 $16^\circ$ (図 4-2-5)、 $18^\circ$ (図 4-2-6)の実験結果を見ると、底面傾斜部の頂点から剥離した流れが後流で渦を生成していることがわかる。また、底面傾斜角  $\theta$  が大きくなるほど渦も大きくなっている。

以上の実験結果を既往の研究成果と比較すると、耐風安定性に優れていると考えられる底面傾斜角  $\theta$  が  $12^\circ$  以下である場合、底面傾斜部周辺の流れ場の乱れが小さく、後流での渦の生成などはないが、耐風性が悪いと考えられる底面傾斜角  $\theta$  が  $14^\circ$  以上である場合、底面傾斜部の頂点から流れが剥離し、後流で渦が生成しているということがわかる。

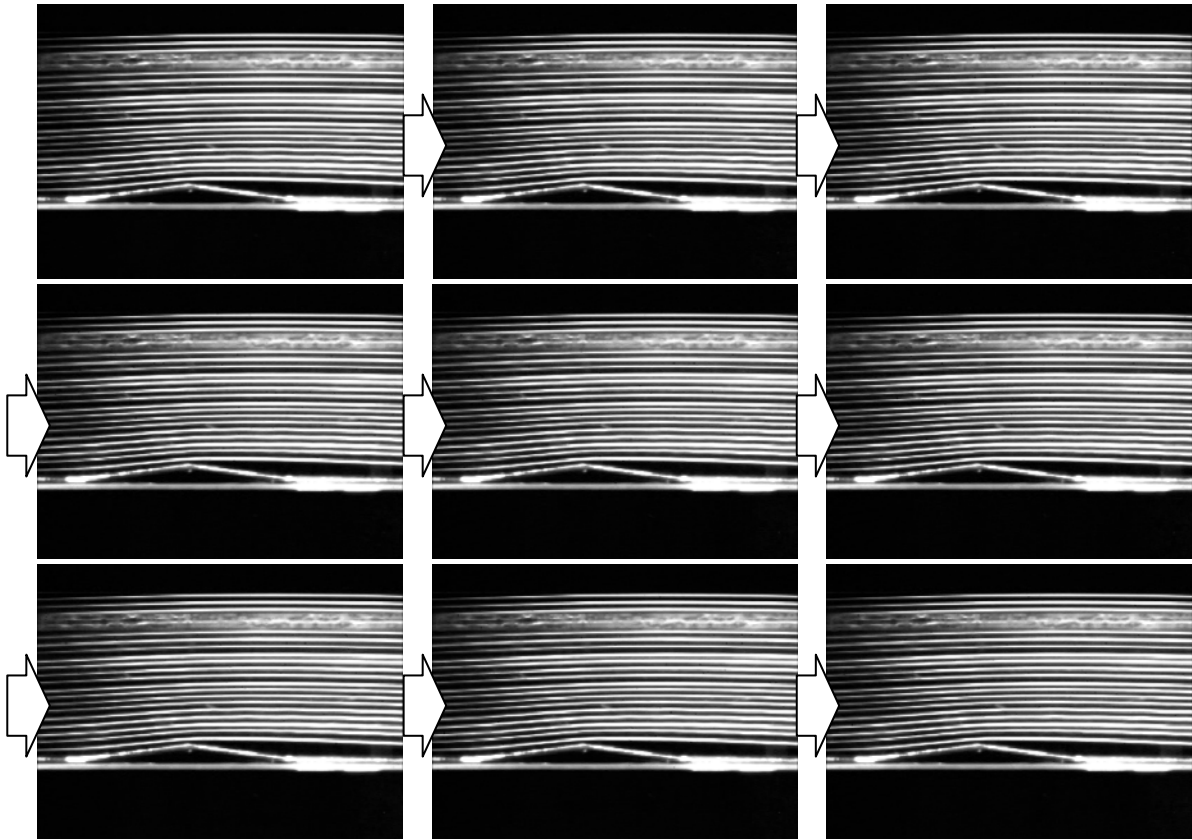


图 4-2-1 可視化静止面(底面傾斜角  $\theta=8^\circ$ )

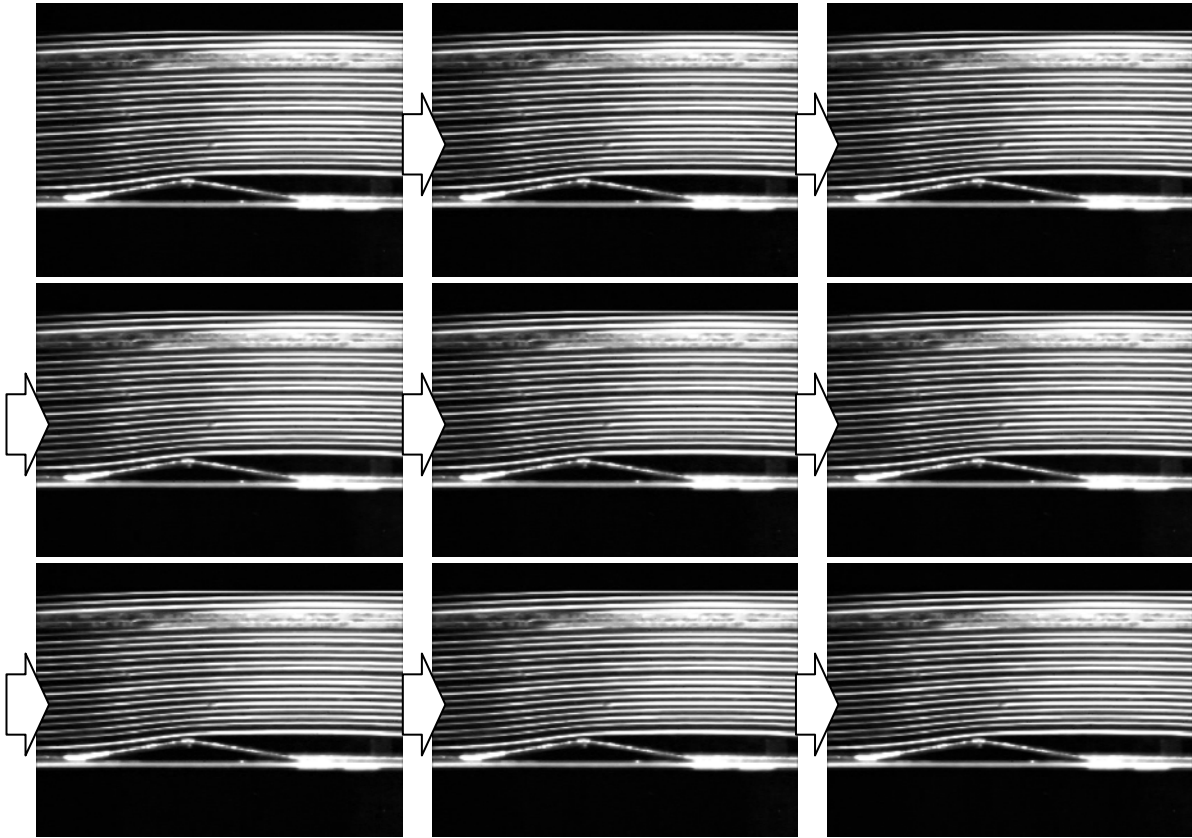


图 4-2-2 可視化静止面(底面傾斜角  $\theta=10^\circ$ )

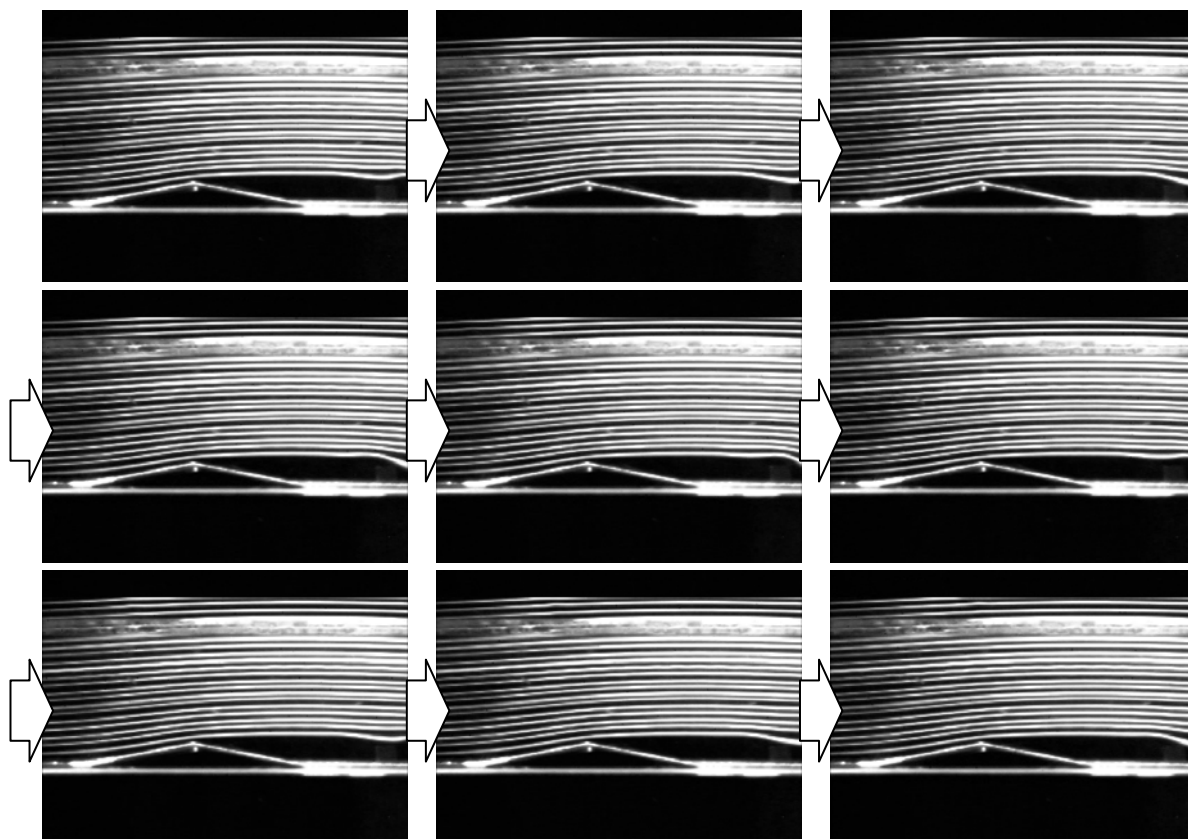


图 4-2-3 可視化静止画(底面傾斜角  $\theta=12^\circ$ )

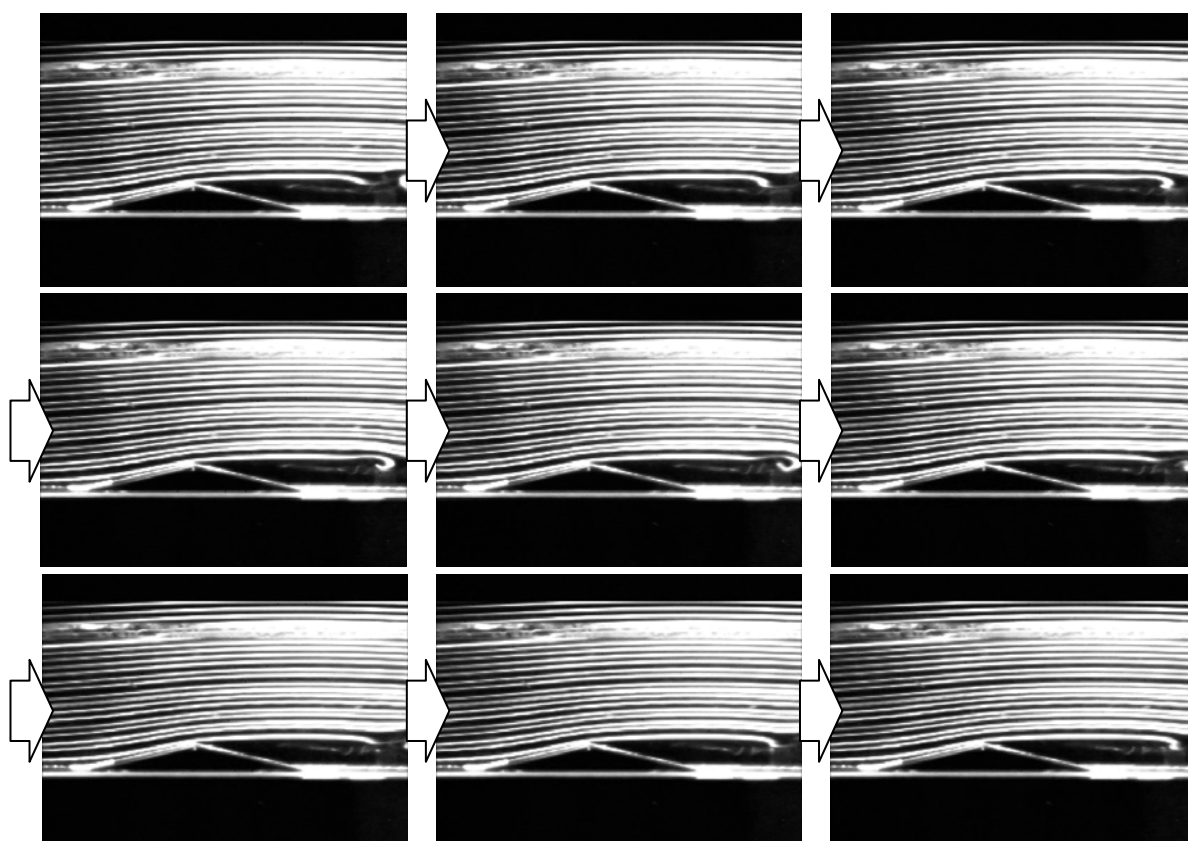


图 4-2-4 可視化静止画(底面傾斜角  $\theta=14^\circ$ )

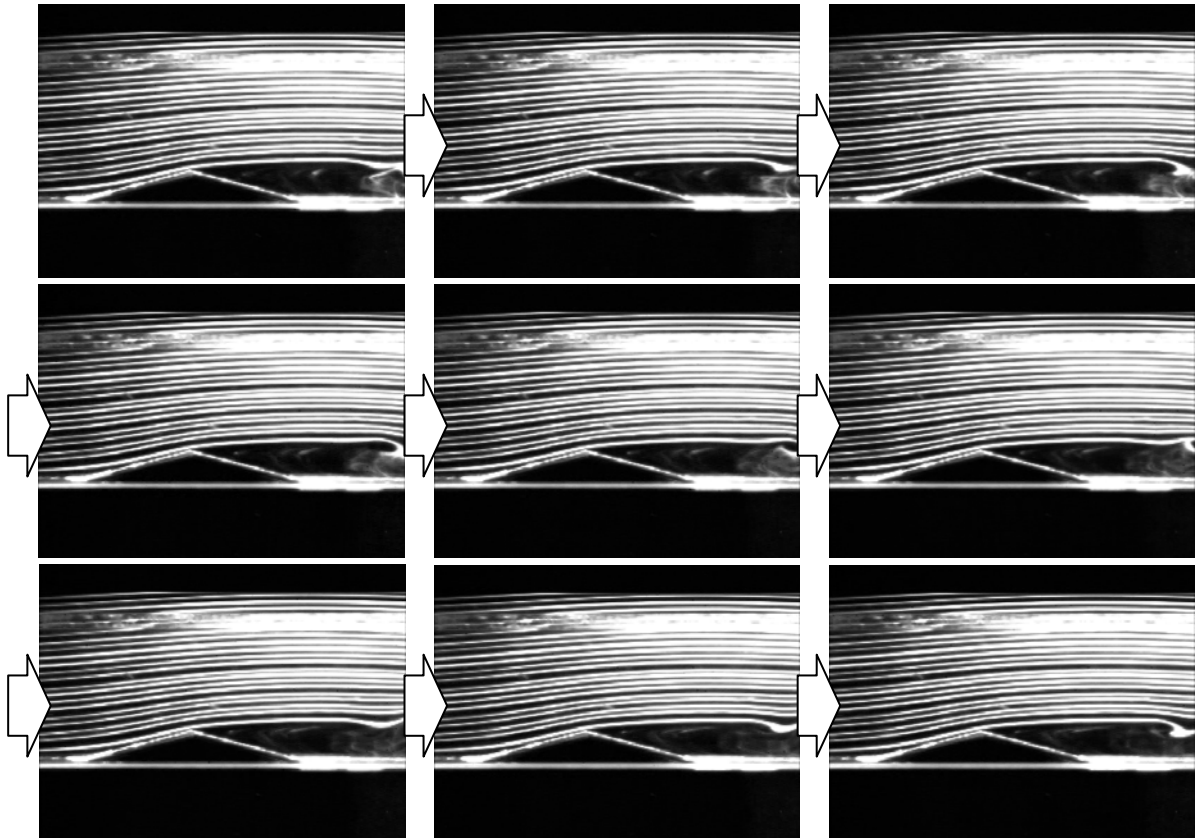


图 4-4-5 可視化静止画(底面傾斜角  $\theta=16^\circ$ )

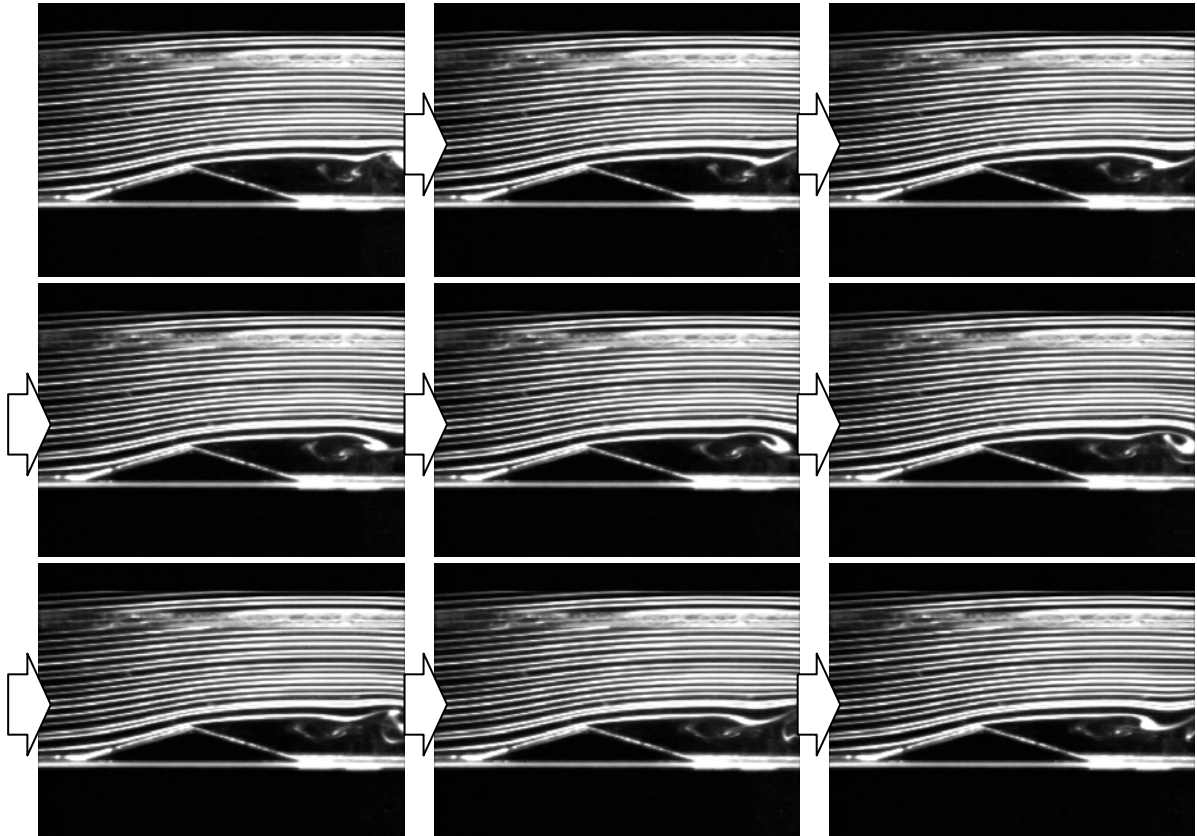


图 4-2-6 可視化静止画(底面傾斜角  $\theta=18^\circ$ )

### 4.3 熱線流速計を用いた流速測定実験

可視化実験より，底面傾斜角  $\theta$  が  $12^\circ$ 以下である場合，底面傾斜部周辺の流れ場に乱れが小さく，後流での渦の生成などはないが， $14^\circ$ 以上である場合，底面傾斜部の頂点から流れが剥離し，後流で渦が生成しているということが確認できた．しかし，可視化実験で確認した結果はあくまでも目視での判断である．本節では，底面傾斜部周辺の風速および風向を測定することにより，流れ場をより詳細に把握し，底面傾斜角の違いによる空力特性の違いに関するメカニズムに関して検討する．

#### 4.3.1 実験概要

実験には可視化実験と同様に可視化実験用小型風洞(測定断面：高さ 400mm×幅 400mm)において実施し，スプリットフィルムプローブを用いて風速と風向の同時測定を行った．

##### (1) 測定システム

まず，熱線流速計について簡単に述べる．流体中に熱線(抵抗線)をおくと，熱エネルギーが失われ，熱線の温度が下がり，同時に電気抵抗値が変化する．流速が高いほど冷却効果がさらに高められる．そこで，熱線の温度が与えられた設定温度に常に一定になるように電流を流し，その電流値を測定することによって流速に応じた電圧を検出することができるというものである．

スプリットフィルムプローブを用いた風速風向測定は図 4-3-1 の計測システムを用いて行った．データ解析および処理については，計測制御用ソフトウェア LabVIEW(NATIONAL INSTRUMENTS 社製)を使用している．表 4-3-1 に実験で使用した計測機器仕様一覧を示す．

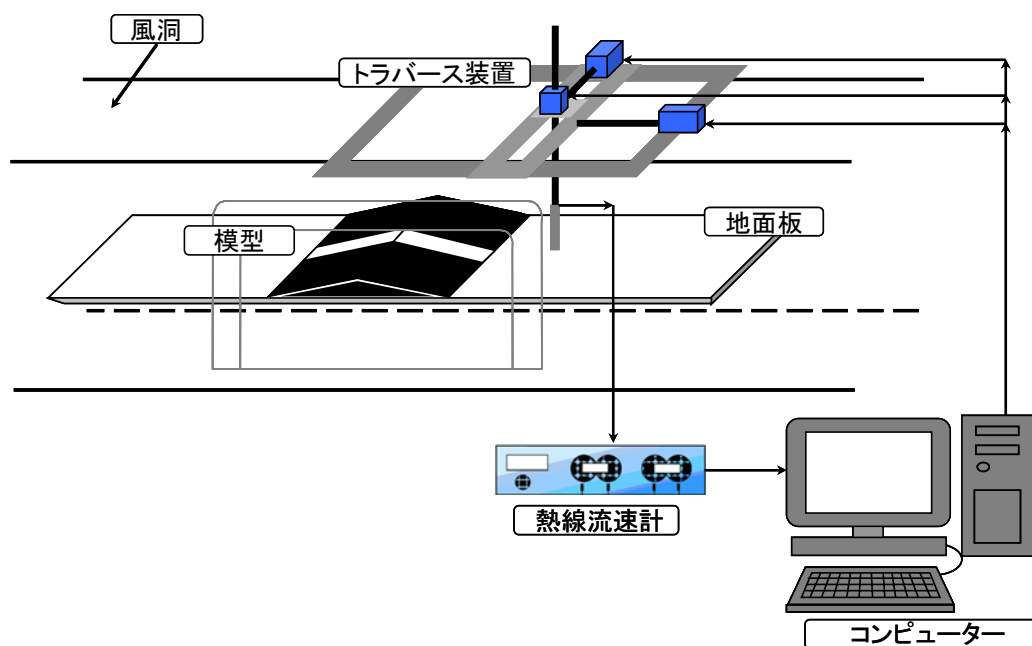


図 4-3-1 計測システム



表 4-3-1 計測機器仕様一覧表

機器名	台数	型番	製造元
熱線流速計(熱線用 CTA ユニット)	1	1010	(株)カノマックス
スプリットフィルムプローブ	1	TSI model 1288	(株)カノマックス
卓上傾斜マノメーター	1	0~100mmH <sub>2</sub> O	岡野製作所
風速測定用微差圧力計	1	MODEL P-70	司測研
微差圧力計用増幅器	1	DPC-1	司測研
コンピューター	1	DIMENSION9150	Dell
AD 変換ボード	1	NI PCI-6035E	NATIONAL INSTRUMENTS

(2) スプリットフィルムプローブの較正式<sup>26)</sup>

図 4-3-2 にスプリットフィルムプローブの先端部分の拡大図を示す。以下にスカラー風速  $V_N$ 、風向角  $\theta$  の較正式を示す。

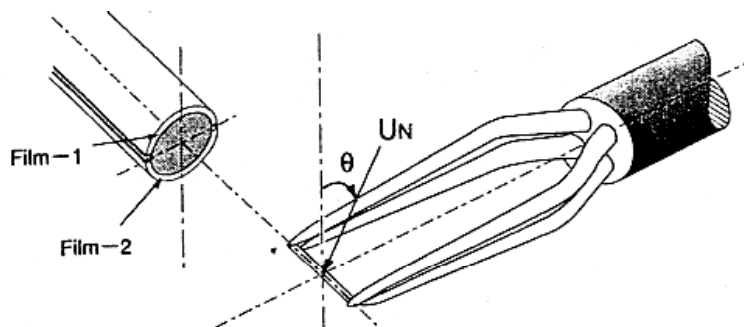


図 4-3-2 プローブの先端部

a) スカラー風速

フィルム 1 とフィルム 2 からの出力電圧を  $E_1$ 、 $E_2$  とする時、スカラー風速  $V_N$  は、出力電圧  $E_1$  と  $E_2$  の和から(3.1)式により求めることができる。

$$V_N = f(E_1 + E_2) \quad (4.1)$$

ここで、関数  $f$  は低風速域と高風速域ともよい近似精度を得るため、スプライン関数を用いた。

b) 風向角

風向角  $\theta$  は出力電圧  $E_1$  と  $E_2$  の差から求める。一般にフィルム 1 とフィルム 2 からの出力電圧の差  $\Delta E (= E_1 - E_2)$  はスカラー風速  $V_N$  をパラメーターとして風向角  $\theta$  の関数により次式により表される。

$$\Delta E = g(\theta) \Delta E_{\max}(V_N) \quad (4.2)$$

ここで、 $g$  は求めるべき関数であるが実用的な観点から一般に cosine 関数が用いられる。従って、風向角  $\theta$  は(4.3)式により求めることができる。

$$\theta = \begin{cases} \cos^{-1}(\Delta E / \Delta E_0) & E_1 \geq E_2 \\ \cos^{-1}(\Delta E / \Delta E_{180}) & E_1 < E_2 \end{cases} \quad (4.3)$$

ここで、 $\Delta E_0$ と $\Delta E_{180}$ はそれぞれ風向角  $0^\circ$ と  $180^\circ$ の時の電位差であり、スカラー風速  $V_N$ との関係はスプライン関数により近似する。

スプリットフィルムプローブの較正は一樣流中で行い、風向角  $\theta$  は、センサ軸まわりと定義した。図 4-3-3 には風向のキャリブレーションの結果を示す。実線は cosine 曲線である。

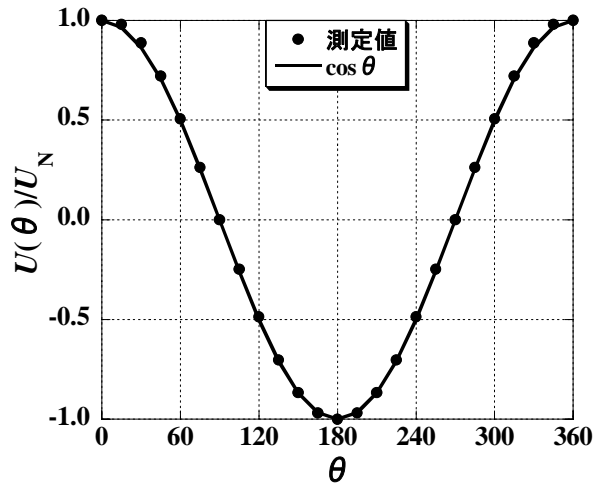


図 4-3-3 風向キャリブレーション結果

### (3) トラバース装置

本実験では、風洞内の流速を熱線流速計によって測定したが、広い範囲の流速を細かく正確な位置で測定するために図 4-3-4 に示す 3 次元トラバース装置を使用した。トラバース装置の 3 次元の移動はラック・ピニオン機構とステッピングモーターを組み合わせたリニアドモーター(LUS シリーズ  $\alpha$ step 仕様、オリエンタルモーター社製)を使用した。モーターは  $0.001\text{mm}/\text{パルス}$ の分解能を持っており、制御にはコンピューターを使用した。また、図 4-3-4 に示すようにモーターを設置した台を載せるために、スライドレール(株式会社ミスミ社製)を設けている。

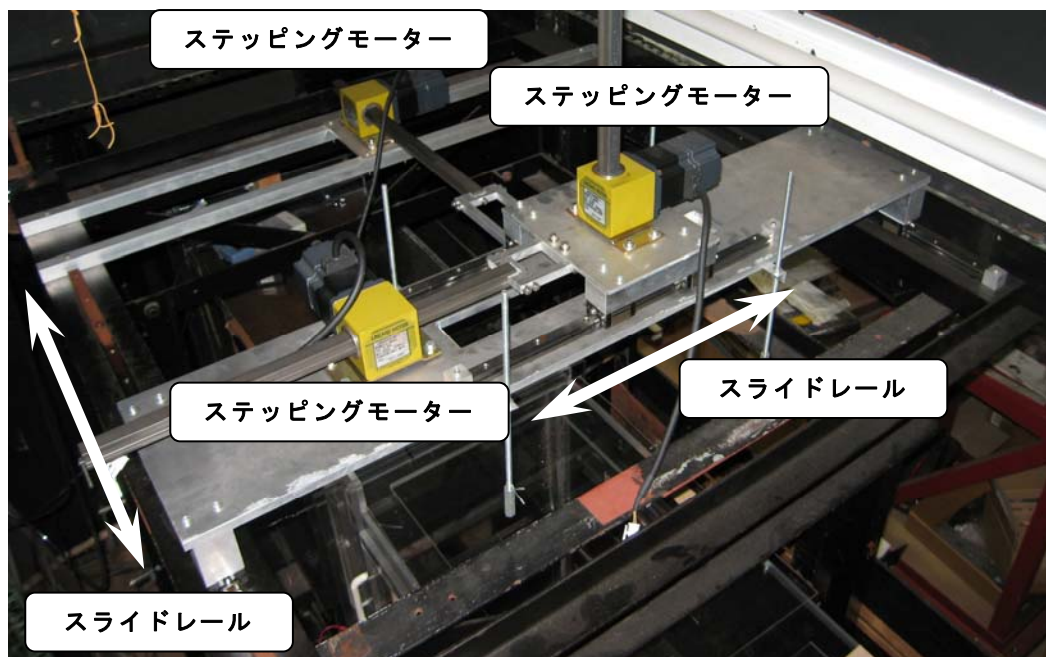


図 4-3-4 3次元トラバース装置概観

#### (4) 実験ケース

流速測定の実験ケースについて述べる。底面傾斜角  $\theta$  については、可視化実験の実験結果より明確な違いが見られた  $\theta=12^\circ$  と  $\theta=14^\circ$  の2つの場合について測定した。また、それぞれの底面傾斜角  $\theta$  に対して、風洞内の接近風速  $V_S$  が 4.0m/s, 6.0m/s(一様流)の場合について測定した。Re 数はそれぞれ  $Re=3.5 \times 10^3 \sim 4.1 \times 10^3$ ,  $5.2 \times 10^3 \sim 6.1 \times 10^3$  である。

本研究では、座標軸を図 4-3-5 に示すように、模型上流端を原点とし、流れ主流方向に X 軸、主流直角方向に Y 軸を設定している。また、風向は風速の X 軸方向 (主流方向) 成分を U 成分、Y 軸方向(主流直角方向)成分を V 成分としている。

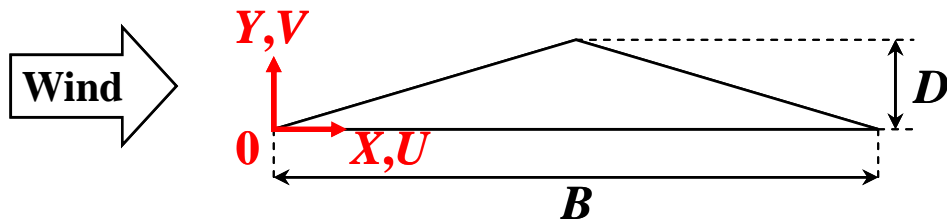


図 4-3-5 座標軸および風向定義図

風速の測定は、図 4-3-6 (a), (b) に示すように格子状に測定点を設定して測定した。底面傾斜角  $\theta=12^\circ$  の場合は、X 軸方向を  $X/B=0.05$  間隔、Y 軸方向を  $Y/D=0.31$  間隔で、 $\theta=14^\circ$  の場合は、X 軸方向を  $X/B=0.05$  間隔、Y 軸方向を  $Y/D=0.26$  間隔で、 $X/B=1.50$ ,  $Y/D=2.0$  まで模型周辺のそれぞれ 184 点、212 点の流速を測定した。流速を算出するために測定するプローブからの電圧は 1/1000 秒ごとに測定し、1 測定点につき 60 秒間計測した。

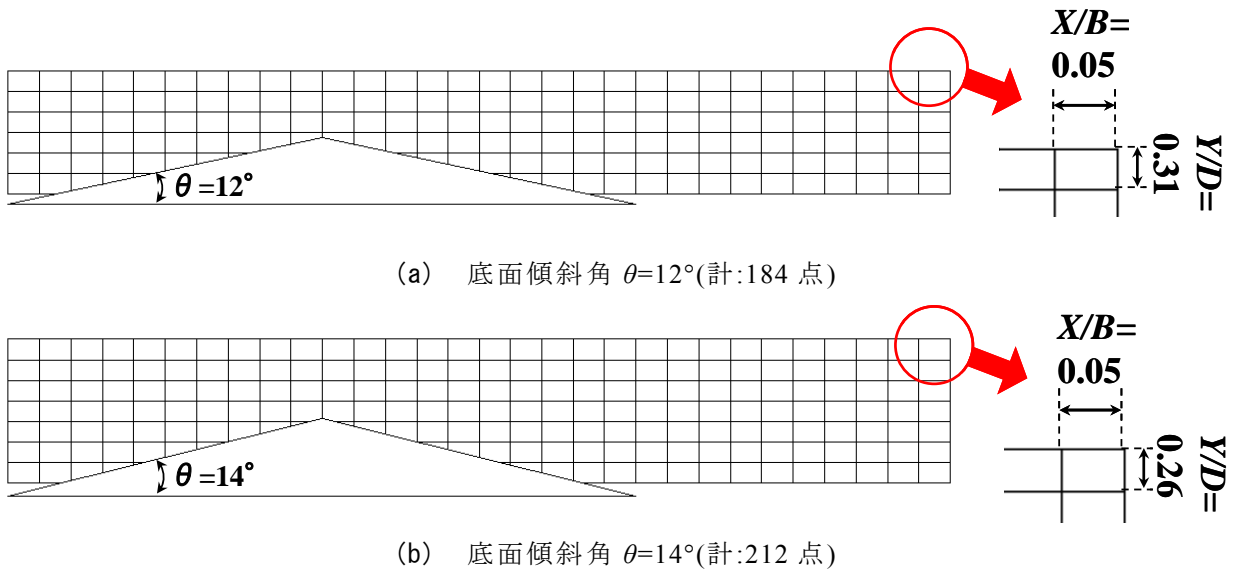


図 4-3-6 流速測定点

### 4.3.2 実験結果および考察

スプリットフィルムプローブを用いた流速測定により得られた結果を、**図 4-3-7** に平均主流方向風速ベクトル図、**図 4-3-8** に平均主流方向風速比分布図、**図 4-3-9** に乱れ強さ分布図として示す。(a)、(b)に底面傾斜角  $\theta=12^\circ$  の結果を、(c)、(d)に底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  の結果を示し、接近風速  $V_s$  が 4.0、6.0m/s の順に示している。また、それぞれの図の横軸は  $X/B$ 、縦軸は  $Y/D$  を示している。

ここで主流方向風速比とは、各測定点で測定された流れ主流方向の平均風速  $\bar{V}$  を各測定点測定時の風洞内風速  $\bar{V}_s$  で除して無次元化したものである。各測定点での風速の標準偏差(平均値を除いた変動成分の二乗平均の平方根)と、各測定点測定時の風洞内風速の平均値  $\bar{V}_s$  との比であり、次式で表される。

$$I_u = \frac{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^N (V_i - \bar{V})^2}}{\bar{V}_s} \quad (4.4)$$

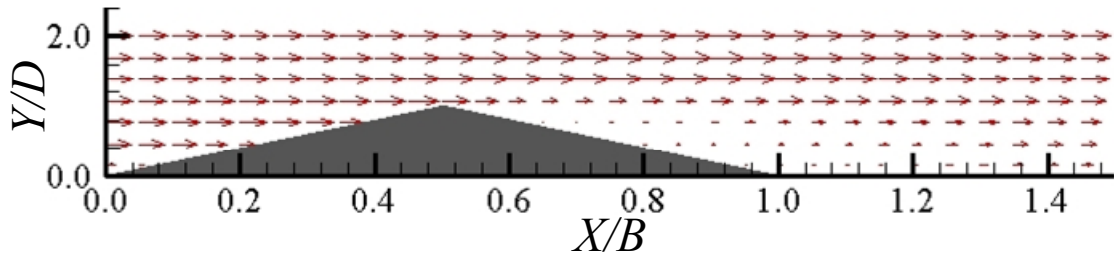
**図 4-3-7, 8** より、(a)、(b)の  $\theta=12^\circ$  の場合、模型上面後流側から後流にかけての低風速域が(c)、(d)の  $\theta=14^\circ$  の場合よりも小さくなっていることが分かる。つまり、 $\theta=12^\circ$  の場合のほうが、底面傾斜部の頂点からの剥離が小さいと考えられる。また、(d)の  $\theta=14^\circ$  の接近風速 6.0m/s の場合、模型後流で平均主流方向風速比が負となる領域があり、逆流が発生していると考えられる。

**図 4-3-9** を見ると、(a)、(b)の  $\theta=12^\circ$  の場合は、模型直後で乱れ強さが大きくなっている。これに対し、(c)、(d)の  $\theta=14^\circ$  の場合は、可視化実験の結果より模型直後の逆流が生じていると考えられる場所での乱れ強さは  $\theta=12^\circ$  の場合ほど大きくないが、後流の  $X/B=1.4$  付近で乱れ強さが大きな値となっている。これは、可視化実験での渦の発生位置とほぼ一致している。

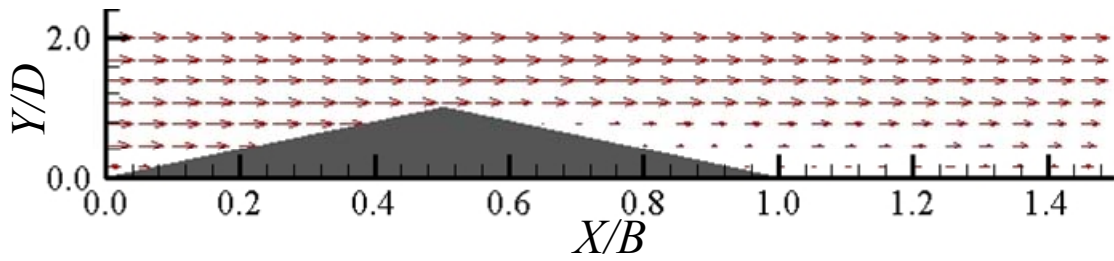
以上の結果より、耐風性に優れていると考えられる底面傾斜角  $\theta$  が  $12^\circ$  の場合、底面傾斜部の頂点からの剥離が小さく、渦の生成や逆流の発生はない。一方、底面傾斜角  $\theta$  が  $14^\circ$  の場合、底面傾斜部の頂点からの剥離が大きく、剥離後に渦が生成し、逆流が発生している。

つまり、底面傾斜角の僅かな違いが底面傾斜部の頂点からの剥離の大きさに影響し、剥離後の流れ場が異なるため、空力特性が大きく異なったものと考えられる。

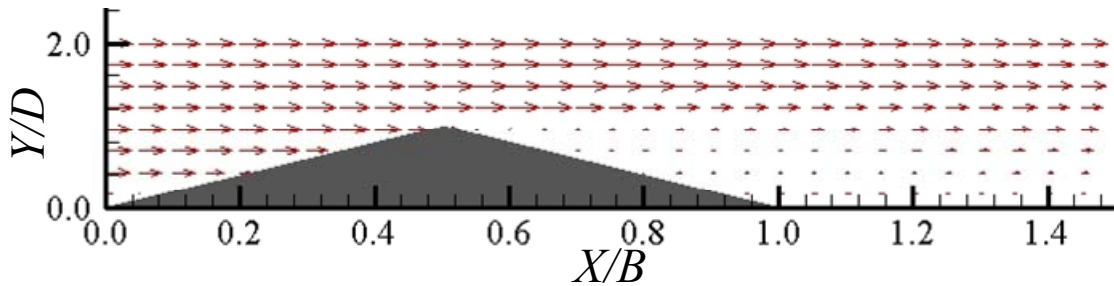
$$\vec{\bar{U}}/\bar{V}_s=1$$



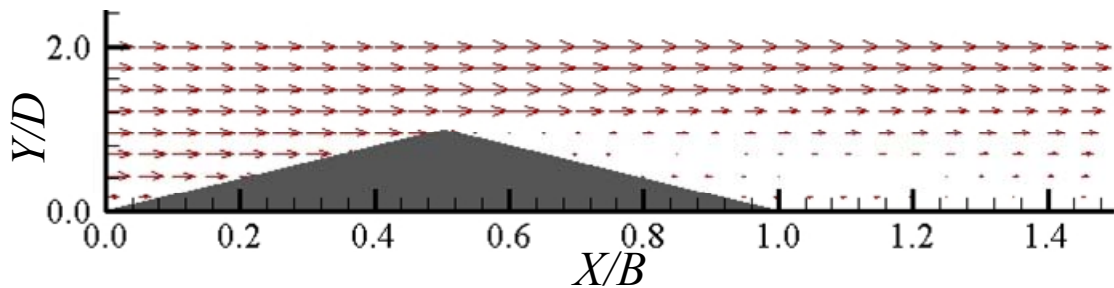
(a) 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$ ，接近風速  $V_s=4.0\text{m/s}$



(b) 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$ ，接近風速  $V_s=6.0\text{m/s}$

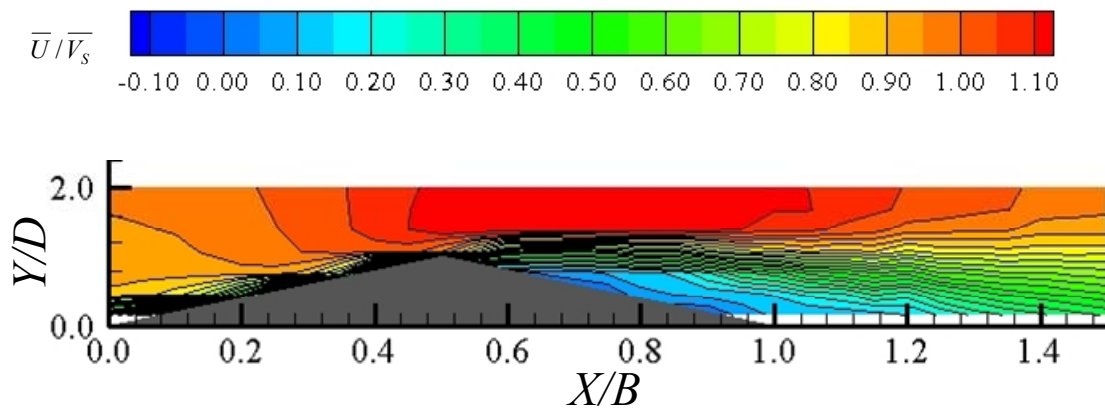


(c) 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$ ，接近風速  $V_s=4.0\text{m/s}$

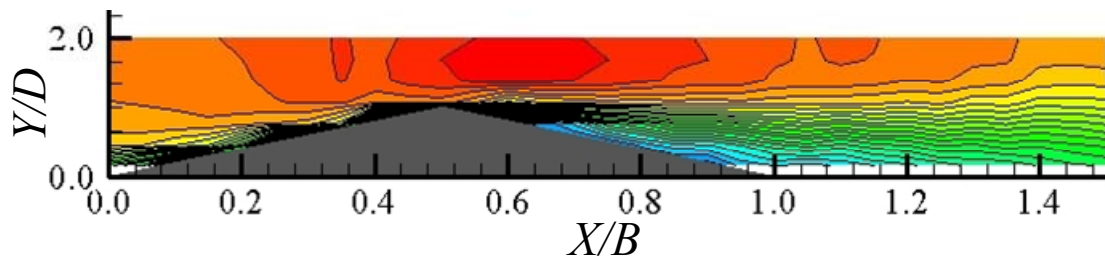


(d) 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$ ，接近風速  $V_s=6.0\text{m/s}$

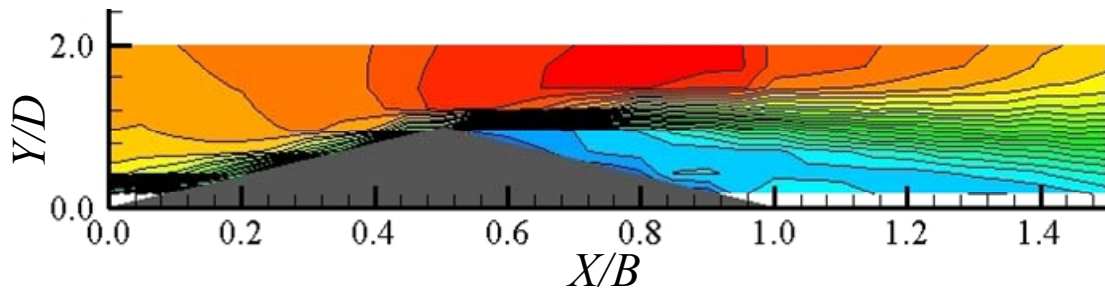
図 4-3-7 平均主流方向風速ベクトル図



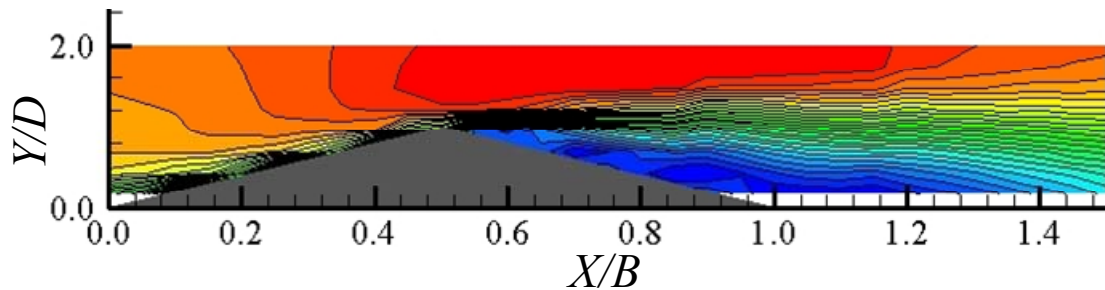
(a) 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$ ，接近風速  $V_S=4.0\text{m/s}$



(b) 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$ ，接近風速  $V_S=6.0\text{m/s}$



(c) 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$ ，接近風速  $V_S=4.0\text{m/s}$



(d) 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$ ，接近風速  $V_S=6.0\text{m/s}$

圖 4-3-8 平均主流方向風速比分布圖

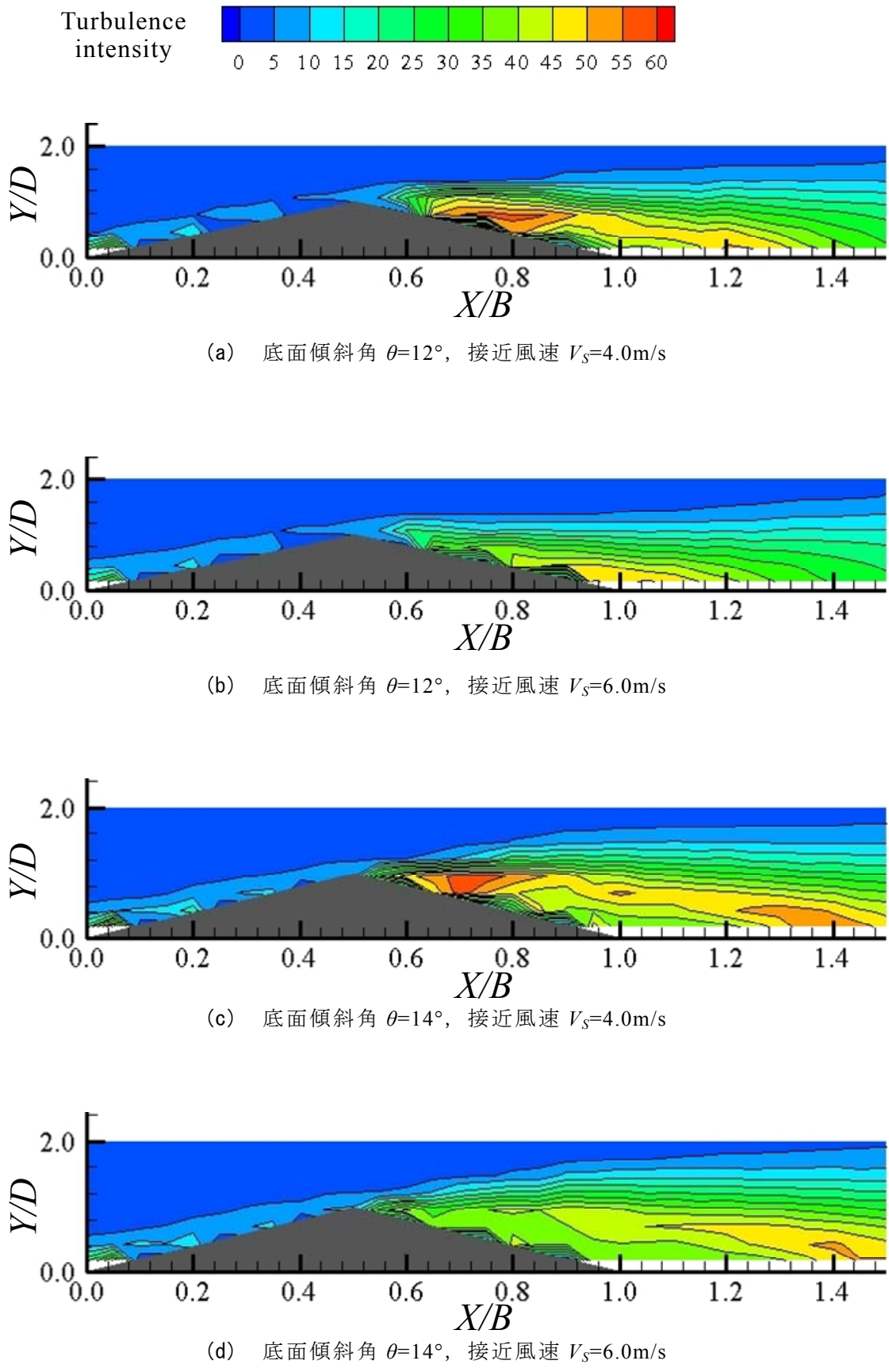


図 4-3-9 乱れ強さ分布図

## 第5章 五角形断面桁の静的空力特性

前章では、五角形断面桁の空力特性に影響する様々なパラメーターの中でも、底面傾斜角  $\theta$  に着目して検討を行い、底面傾斜角のわずかな違いが底面傾斜部の頂点からの剥離の大きさに影響し、剥離後の流れ場が異なるということが明らかになった。しかし、前章では底面傾斜部のみを対象として検討しており、実際の五角形断面桁における底面傾斜部周辺の流れ場とは異なる可能性がある。

本章では五角形断面桁を対象とし、静止状態において表面圧力測定および PIV(粒子画像流速測定法)による五角形断面桁周辺の流速測定を実施し、五角形断面桁の静的空力特性が底面傾斜角  $\theta$  によって異なるメカニズムの解明を試みた。

### 5.1 静止状態における五角形断面桁の表面圧力特性

本節では、既往の研究により得られている知見や底面傾斜部を対象とした検討の結果を踏まえて、静止状態において表面圧力測定実験を実施し、得られた模型表面に作用する圧力分布特性と三分力特性との関係について検討する。

#### 5.1.1 実験概要

##### (1) 模型諸元

本実験では、図 5-1-1 に示すような表面圧力測定実験および PIV による流速測定専用の模型を用いた。模型縮尺は  $1/n=1/40\sim 1/50$  程度、スパン長さ 880mm のアクリル製の 2 次元模型であり、断面図を図 5-1-2 に示す。ここで、本実験で用いた模型は、PIV による流速測定にも用いる。PIV による流速測定では、高欄を設置すると五角形断面桁上面での流れ場が複雑になり、測定が困難になることが考えられた。そこで、高欄は設置せず地覆のみを設置し測定を行った。また、模型には圧力測定のために、スパン長さの中央位置の断面周りに圧力測定孔を設けている(図 5-1-3 参照)。

以下では、図 5-1-2 に示すように、上面剥離干渉角を  $\beta$ 、底面傾斜角を  $\theta$ 、桁幅員を  $B$ 、桁高を  $D$ 、ウェブ高を  $d$  と定義する。



図 5-1-1 圧力測定実験および PIV 実験用模型



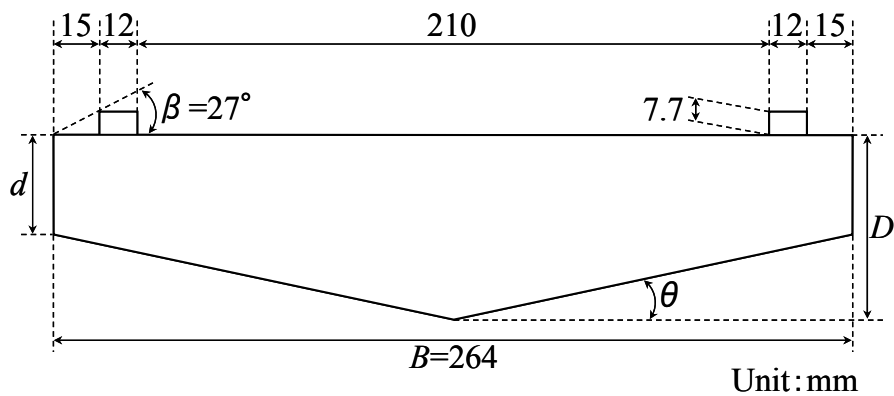


図 5-1-2 模型断面概略図

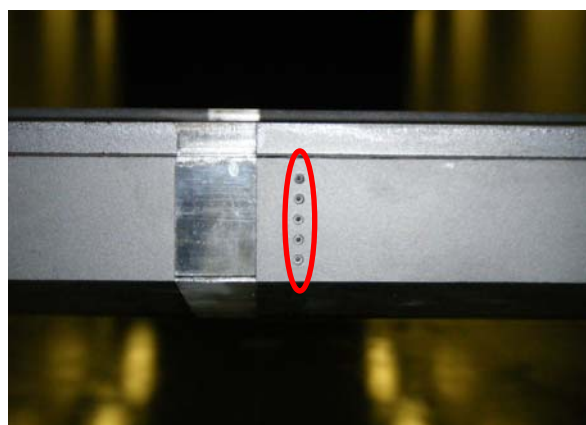


図 5-1-3 圧力測定孔

## (2) 風洞装置および測定システム

測定には、鹿島建設技術研究所付属の可視化風洞(測定断面：高さ 1200mm×幅 2000mm)を用いた。風洞形式は垂直密閉回流型切換式境界層風洞である。図 5-1-4 に風洞概観図を示す。

本研究では、図 5-1-5 に示すように、風洞内に支持装置を設置するために縮流部を設置して、測定断面(高さ 1200mm×幅 900mm)を形成する。

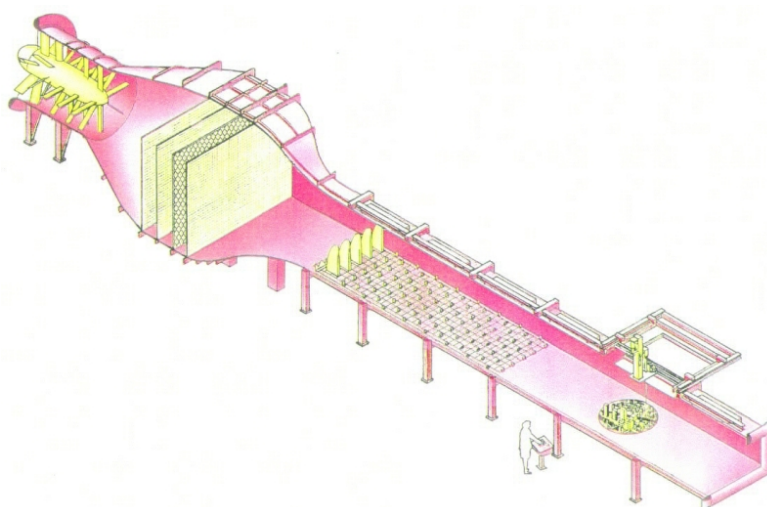


図 5-1-4 垂直密閉回流型切換式境界層風洞(鹿島建設技術研究所付属)

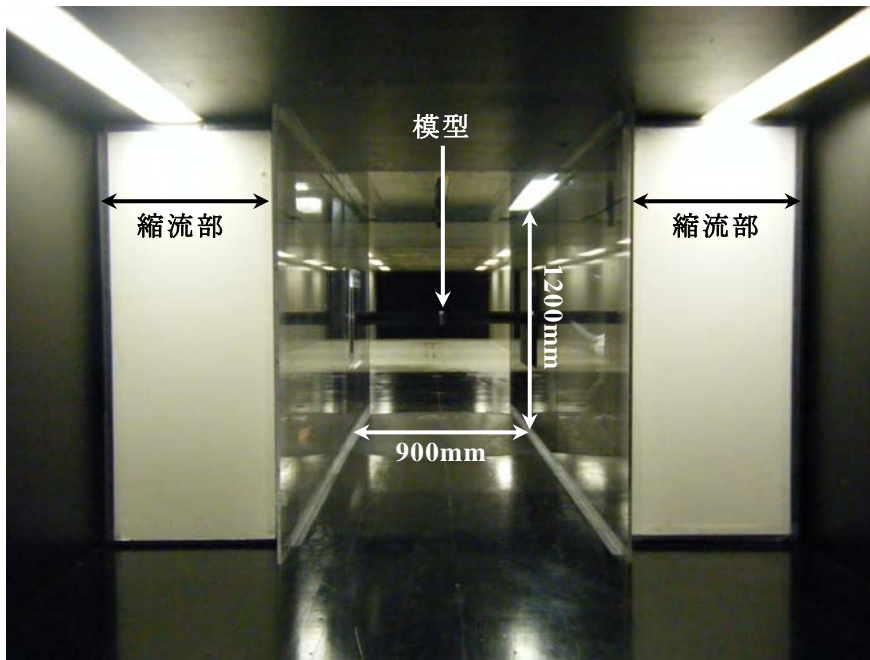
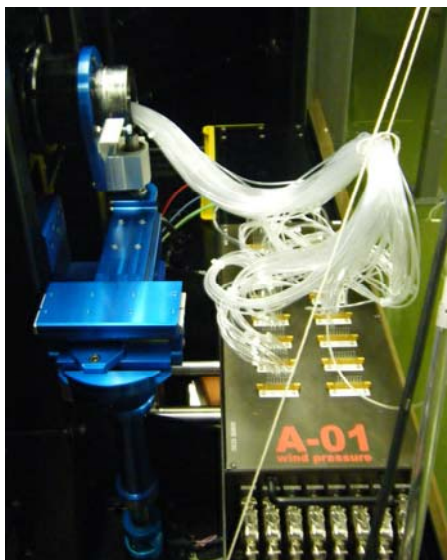


図 5-1-5 風洞内状況(風下側から望む. 測定断面：高さ 1200mm×幅 900mm)

図 5-1-6 に表面圧力測定に用いた多点風圧測定システム, 図 5-1-7 に計測システム, 表 5-1-1 に実験で使用した計測機器仕様一覧を示す。



(a) センサー部



(b) アンプ部

図 5-1-6 多点風圧測定システム

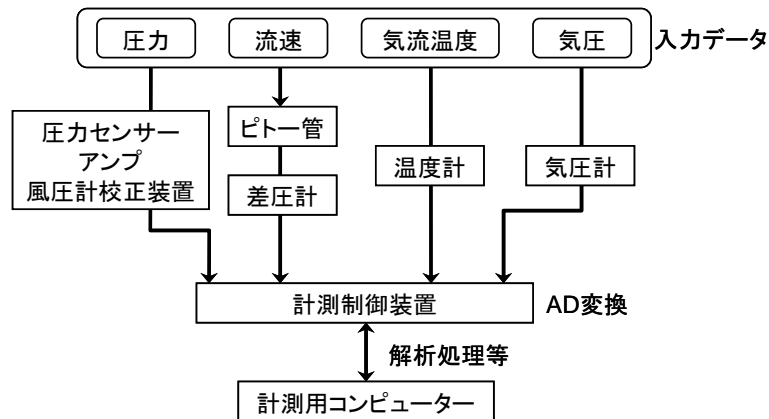


図 5-1-7 計測システム

表 5-1-1 使用計測機器仕様一覧

機器名	台数	型番(仕様)	メーカー
多点圧力計	1	ZOC23B/8Px MUXLESS	Scanivalve Corporation
基準差圧計 (多点圧力測定用)	1	Type 398 差圧計	MKS Baratoron
圧力センサー用 フィルターアンプ	1	PREBOX-2100	システムデザインサービス
AD 変換装置	1	IOP	システムデザインサービス
気圧計	1	円筒振動式気圧計 F-451-10	横河ウェザック
温度計	1	TP2027 デジタル温度計	芝浦電子
強制加振装置	1	—	マイクロダイナミックス

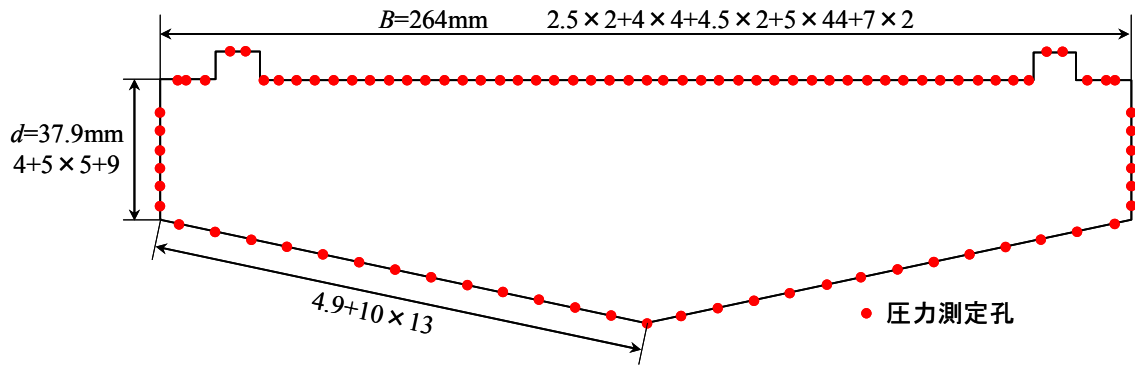
### (3) 実験ケースおよび実験諸元

実験ケースは、底面傾斜角  $\theta$  を  $\theta=12^\circ$ ,  $14^\circ$  とし、それぞれの  $\theta$  において幅員桁高比  $B/D$  を  $B/D=4.0$ ,  $4.5$ ,  $5.0$  と変化させた。尚、上面剥干渉離角  $\beta$  を  $\beta=27^\circ$  に固定した。

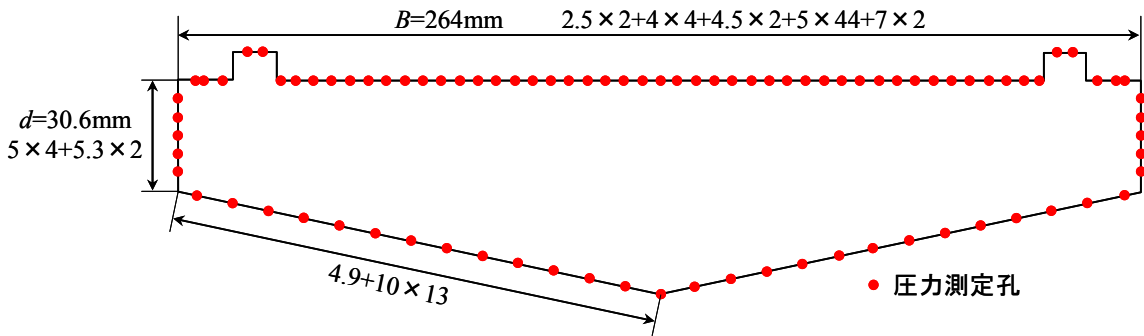
また、迎角  $\alpha$  については、 $B/D=4.0$ ,  $5.0$  の場合は  $\alpha=0^\circ$  とし、 $B/D=4.5$  の場合は  $\alpha=-6^\circ \sim +6^\circ$  の間を、 $3^\circ$  刻みで変化させた。底面傾斜角  $\theta$  および幅員桁高比  $B/D$  の調整については、前述したように、模型のスパン長さの中央位置の断面周りに圧力測定のための圧力測定孔を設けている (図 5-1-3 参照) ため、既往の研究のような模型下面に発泡スチロール製の板を取り付ける方法では底面傾斜角  $\theta$  および幅員桁高比  $B/D$  の調整をすることが困難である。そこで、それぞれの断面で計 6 体の模型を作製した。図 5-1-8 に各断面における圧力測定孔の設置位置を示す。

圧力測定時の風速は、 $V_S=3.1\text{m/s}$  ( $\text{Re}=1.09 \times 10^4 \sim 1.34 \times 10^4$ ),  $V_S=12.4\text{m/s}$  ( $\text{Re}=4.36 \times 10^4 \sim 5.46 \times 10^4$ ) の 2 風速とし、それぞれ一様流中にて行った。

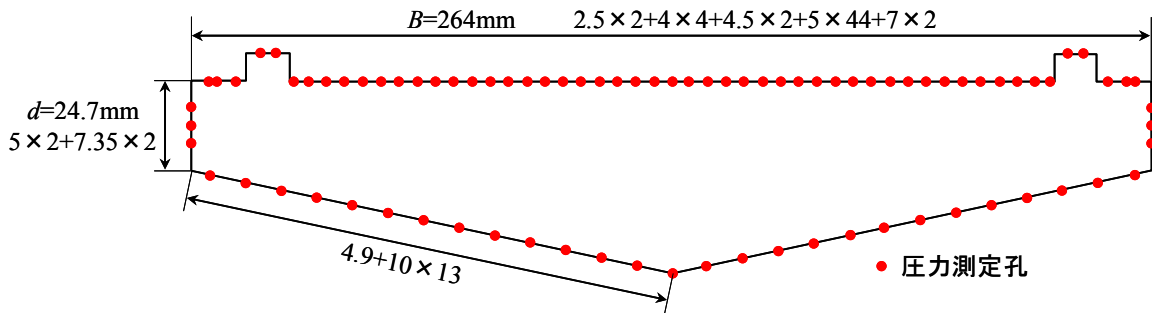
また、圧力測定のスAMPLING 周波数は 150Hz、データ数は 32768 個である。



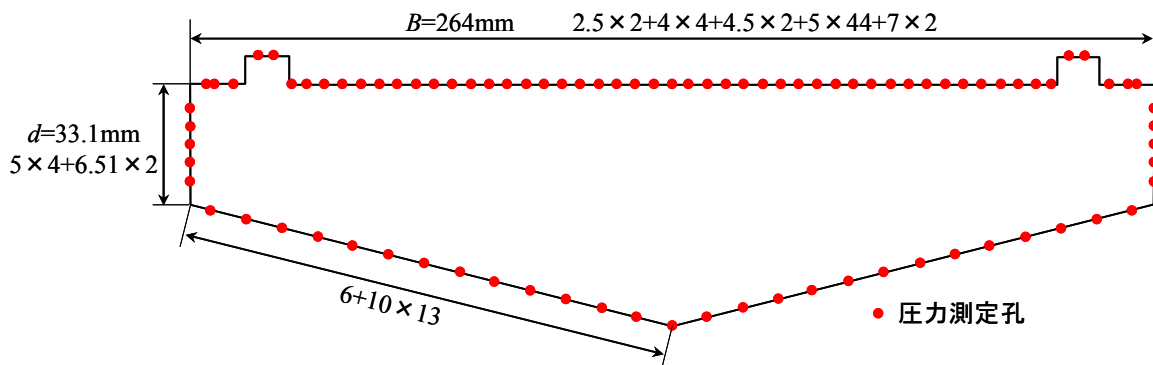
(a)  $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$



(b)  $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$

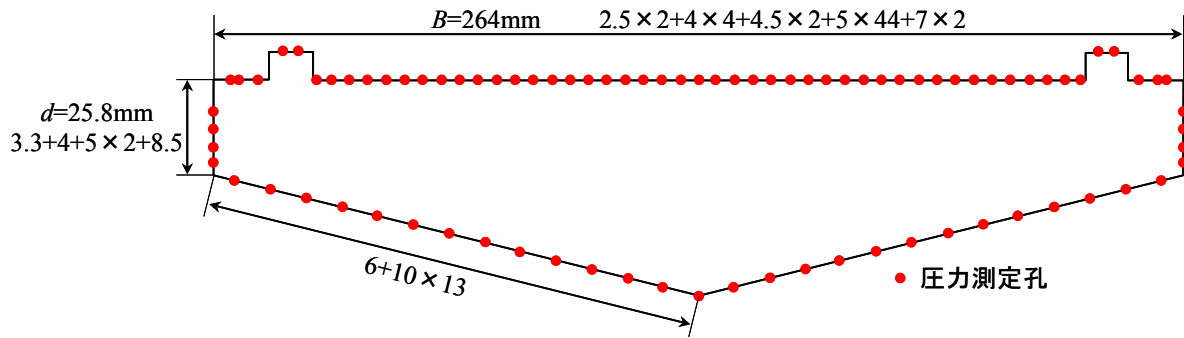


(c)  $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$

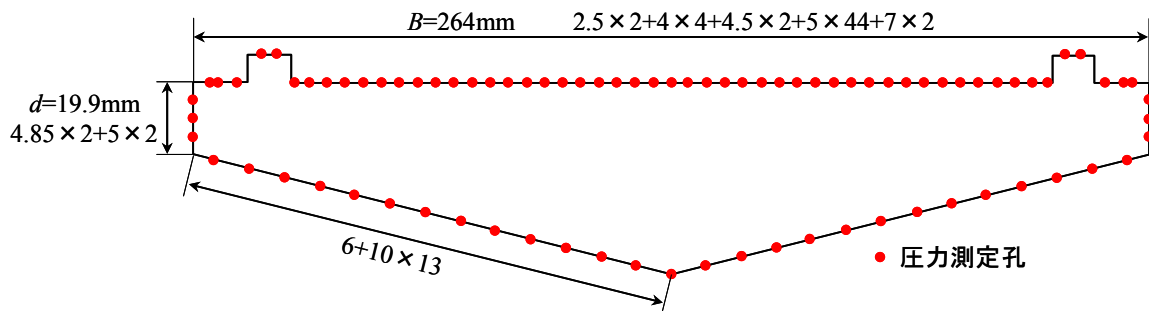


(d)  $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$

图 5-1-8 压力测定点配置概略图



(e)  $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$



(f)  $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$

図 5-1-8 圧力測定点配置概略図

#### (4) 圧力係数の定義

測定された圧力は、電圧(Volt)の時系列データとして記録され、実験風速  $V_s$  時における基準速度圧  $q$  によって無次元化して、平均圧力係数  $C_{pm}$ 、変動圧力係数  $C_{pf}$  として求める。

平均圧力係数  $C_{pm}$  とは、測定された平均値成分を含む圧力の時系列データの時間平均値からピトー管の静圧を差し引いて、それを基準化速度圧で除して無次元化したものであり、式(5.1)で示される。

変動圧力係数  $C_{pf}$  とは、測定された圧力変動成分の時系列データの R.M.S. を基準化速度圧で除して無次元化したものであり、式(5.2)で示される。

$$C_{pm} = \frac{\frac{1}{n} \sum (P_i - P_s)}{q} \quad (5.1)$$

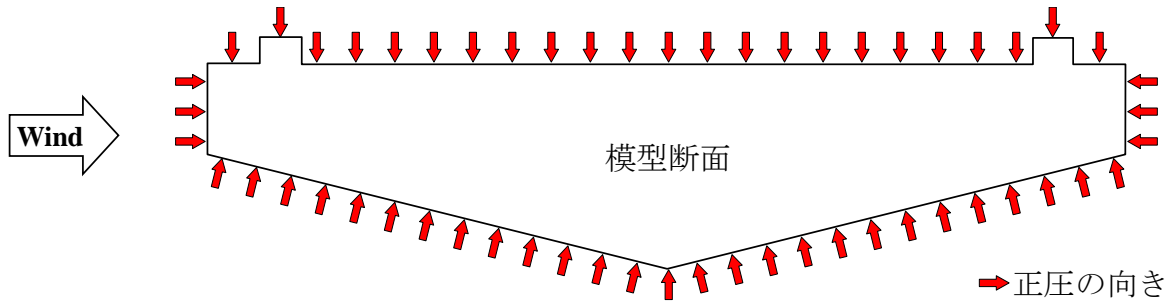
$$C_{pf} = \frac{\sqrt{\frac{1}{n} \sum (P_i - P_s)^2}}{q} \quad (5.2)$$

ここで、 $P_i$  : 圧力の時系列データ,  $P_s$  : 風洞内静圧

$q$  : 基準速度圧 ( $= \frac{1}{2} \rho V_s^2$ ,  $V_s$  : 風洞内風速),  $n$  : データ数

### 5.1.2 静止状態における表面圧力特性

図 5-1-9 に五角形断面桁周りにおける正圧の向きを示す(概略図: 上面は 2 測定点につき矢印 1 つ, 側面は  $B/D=5.0$  の場合). また, 座標軸を図 5-1-10 に示すように, 五角形断面桁の上面中央を原点とし, 流れ主流方向に  $X$  軸, 主流直角方向に  $Y$  軸と定義している.



※上面: 2 測定点につき矢印 1 つ, 側面:  $B/D=5.0$  の場合

図 5-1-9 五角形断面桁周りにおける正圧の向き

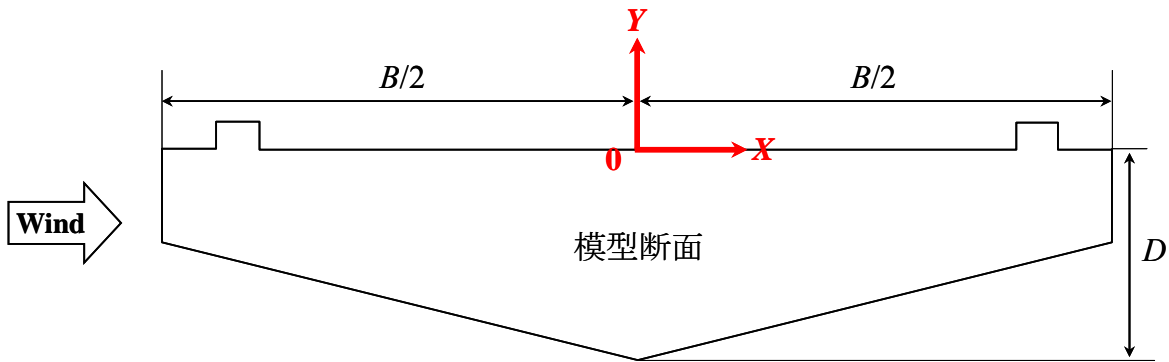


図 5-1-10 座標軸の定義図

#### (1) 底面傾斜角 $\theta$ および桁高 $D$ が異なる場合の表面圧力分布特性

図 5-1-11, 12, 13, 14 に迎角  $\alpha=0^\circ$  における, それぞれの断面の前面, 背面, 上面, 底面の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布を示す. 図 5-1-15, 16, 17, 18 に同様に, 変動圧力係数  $C_{pf}$  分布を示す. それぞれ, (a) に  $V_S=3.1\text{m/s}$ , (b) に  $V_S=12.4\text{m/s}$  の結果を示す. 前面および背面に関しては, 縦軸を断面上面からの鉛直距離  $Y$  を桁高  $D$  で除した  $Y/D$ , 横軸を平均圧力係数  $C_{pm}$  または変動圧力係数  $C_{pf}$  で整理している. 五角形断面桁の上面および底面に関しては, 縦軸を平均圧力係数  $C_{pm}$  または変動圧力係数  $C_{pf}$ , 横軸を上面中央からの水平距離  $X$  を桁幅  $B$  で除した  $X/B$  で整理している.

前面においては, 平均圧力係数  $C_{pm}$ , 変動圧力係数  $C_{pf}$  に断面の違いによる差異は見られない.

背面においては, いずれの  $B/D$  においても  $\theta=14^\circ$  の場合の方が  $\theta=12^\circ$  の場合よりも作用する負圧の絶対値が大きく, 変動も大きい. また,  $V_S=12.4\text{m/s}$  の場合,  $\theta=12^\circ$  では  $B/D$  が大きいほど作用する負圧の絶対値は小さい傾向を示しているが,  $\theta=14^\circ$  では  $B/D$  が大きいほど作用する負圧の絶対値は大きい傾向を示している.

上面においては, 上流端付近での平均圧力係数  $C_{pm}$  はどちらの  $\theta$  においても  $B/D$  が小さくなるに従い作用する負圧の絶対値が大きくなる傾向がある. 上流端以外の部分では平均圧力係数

$C_{pm}$ 、変動圧力係数  $C_{pf}$  とともにさほど大きな差異は見られず、底面傾斜角の違いが上流端以外の部分に作用する表面圧力に及ぼす影響は小さいと考えられる。

底面においては、 $\theta$  の違いによる差が顕著に見られる。どちらの  $\theta$  においても底面全体に負圧が作用するが、 $\theta=12^\circ$  の場合には、上流端付近で  $C_{pm}=-1.41\sim-1.23$ 、底面傾斜部の頂点で  $C_{pm}=-2.43\sim-2.16$  と負圧の絶対値が特に大きい値を示している。一方、 $\theta=14^\circ$  の場合には、上流側よりも下流側の方が、平均的に作用する負圧の絶対値が大きくなっている。また、 $\theta=12^\circ$  の場合は底面全体で変動が小さいが、 $\theta=14^\circ$  の場合は下流側での変動が大きくなっている。 $B/D$  の違いに着目すると、どちらの  $\theta$  においても、上流端付近に作用する負圧の絶対値が  $B/D$  が大きくなるにしたがって大きくなる傾向を示している。このように、 $\theta=12^\circ$  の場合に底面の上流端および頂点付近に作用する負圧の絶対値が大きく、また背面に作用する負圧の絶対値が小さくなっていることから、底面の上流端および頂点付近の流速が早く、後流渦の巻き込み位置がより下流側となっていることが考えられる。

ここで式(5.3)に示すように、五角形断面桁の断面中央より上流側と下流側の平均圧力係数  $C_{pm}$  の抗力方向成分の差を、抗力方向平均圧力係数  $C_{dm}$  と定義する。また式(5.4)に示すように、上面と底面の平均圧力係数  $C_{pm}$  の揚力方向成分の差を揚力方向平均圧力係数  $C_{lm}$  と定義する。抗力方向平均圧力係数  $C_{dm}$  は流れ主流方向を正とし、揚力方向平均圧力係数  $C_{lm}$  は主流方向に対し、鉛直上向きを正とする。

$$C_{dm}(Y) = C_{pmd}(Y)|_{Front} - C_{pmd}(Y)|_{Back} \quad (5.3)$$

$$C_{lm}(X) = C_{pml}(X)|_{Lower} - C_{pml}(Y)|_{Upper} \quad (5.4)$$

ここに、 $C_{pmd}$ ：平均圧力係数の抗力方向成分、 $C_{pml}$ ：平均圧力係数の揚力方向成分

図 5-1-19 に縦軸を  $Y/D$ 、横軸を抗力方向平均圧力係数  $C_{dm}$  として整理した、抗力方向平均圧力係数  $C_{dm}$  分布図を示す。図 5-1-20 に縦軸を揚力方向平均圧力係数  $C_{lm}$ 、横軸を  $X/B$  として整理した揚力方向平均圧力係数  $C_{lm}$  分布図を示す。

図 5-1-19 より、五角形断面桁のウェブ( $Y/D=-0.5\sim 0.0$  付近)および、底面傾斜部の上流端付近( $Y/D=-0.7\sim-0.5$  付近)に働く抗力が、 $\theta=12^\circ$  の場合の方が  $\theta=14^\circ$  の場合よりも小さい傾向にある。これは、 $\theta=12^\circ$  の場合において、 $\theta=14^\circ$  の場合よりも背面に働く負圧の絶対値が小さいことや、底面傾斜部の上流端に働く負圧の絶対値が大きいことによると考えられる。

図 5-1-20 より、五角形断面桁の中央付近より上流側( $X/B=-0.5\sim 0.0$ )に働く揚力に大きな差が生じており、 $\theta=12^\circ$  の場合の方が負の揚力大きい傾向を示している。これは、 $\theta=12^\circ$  の場合において、底面傾斜部の上流端および頂点付近に働く負圧の絶対値が大きいことによると考えられる。また、抗力方向平均圧力係数  $C_{dm}$ 、揚力方向平均圧力係数  $C_{lm}$  のいずれにおいても  $B/D$  の違いによる大きな差は見られない。

以上の結果について、既往の三分力測定実験の結果と比較して考察すると、三分力測定の結果では抗力係数および揚力係数は底面傾斜角  $\theta$  が  $12^\circ$  の場合の方が、 $14^\circ$  の場合よりも小さくなっているが、これは、 $\theta=12^\circ$  の場合の方が背面に働く負圧の絶対値が小さいこと、底面傾斜部の上流端付近や頂点付近に絶対値が大きい負圧が働くことによると考えられる。

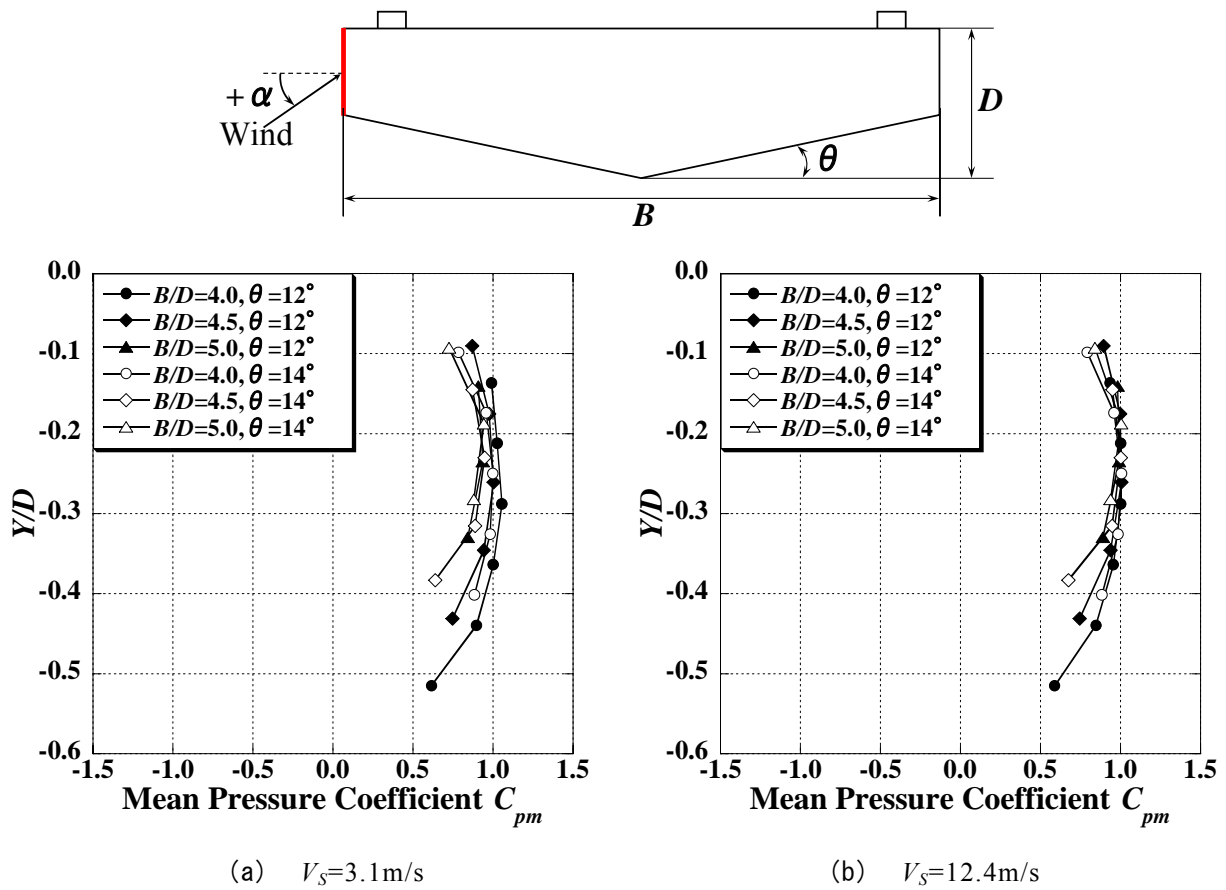


図 5-1-11 前面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図(迎角  $\alpha=0^\circ$ )

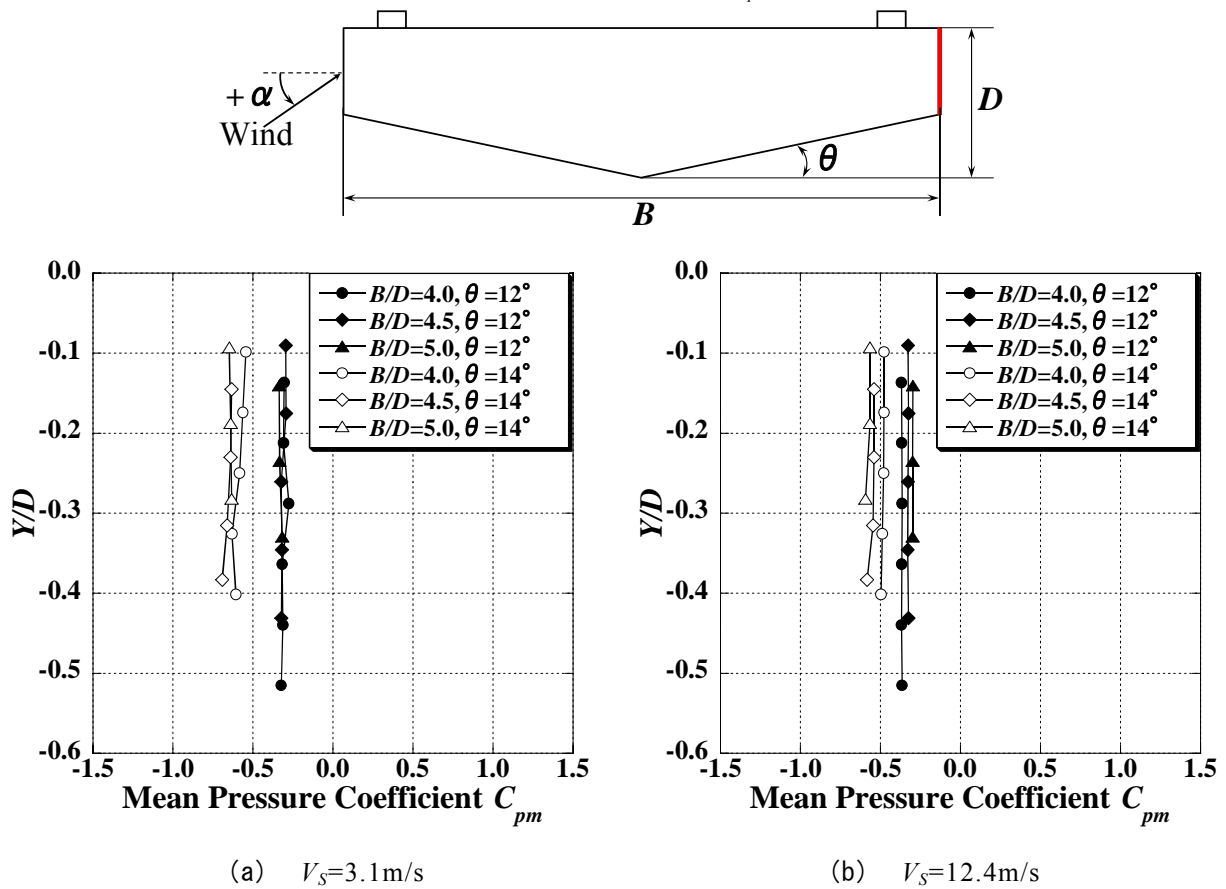
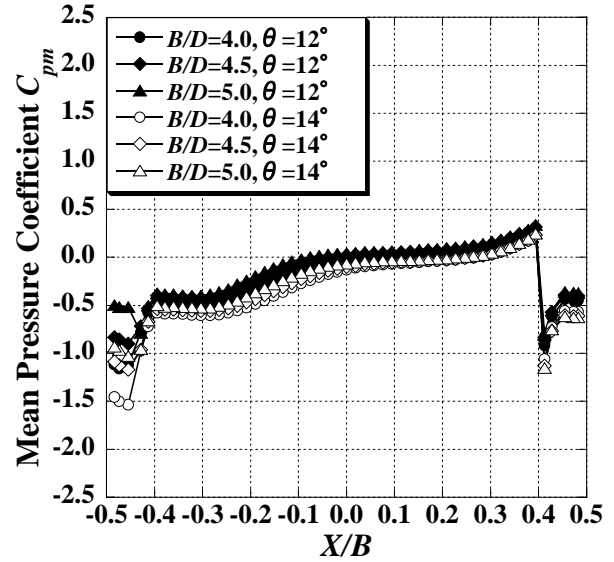
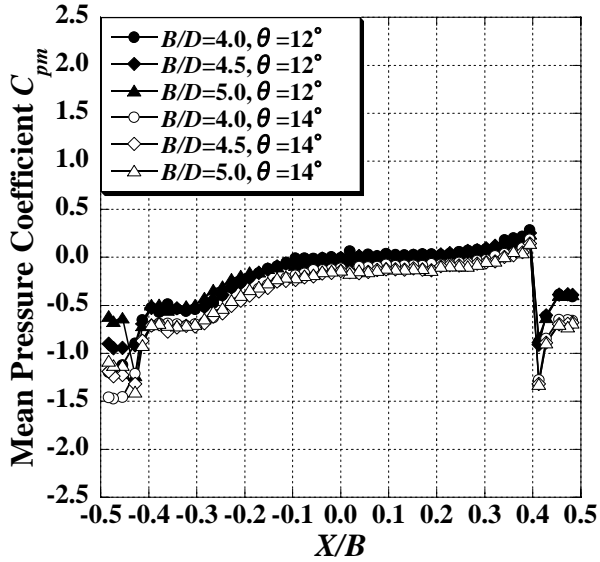
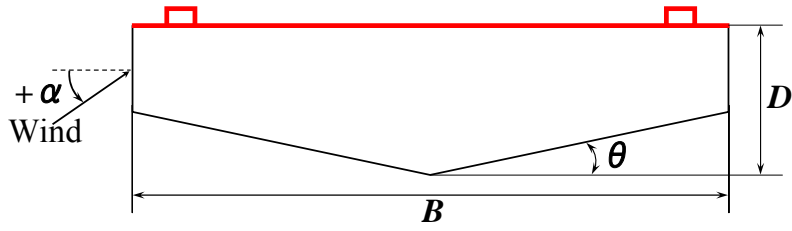


図 5-1-12 背面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図(迎角  $\alpha=0^\circ$ )

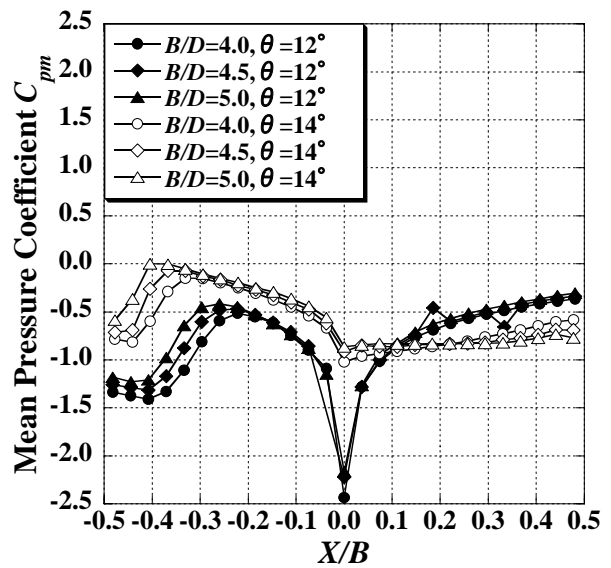
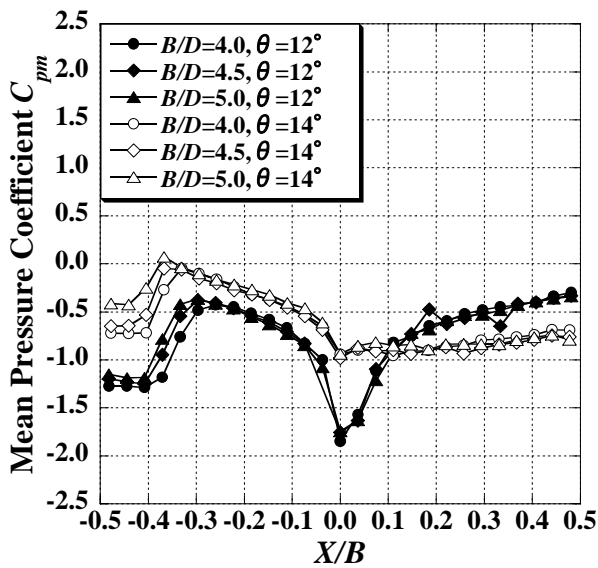
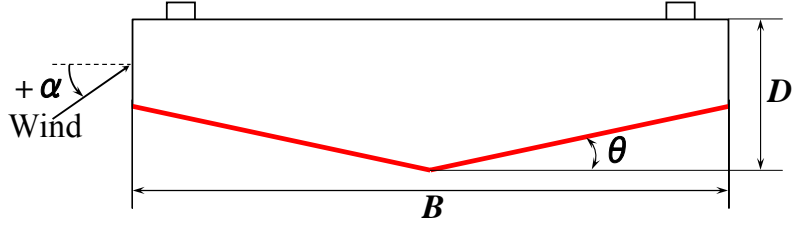




(a)  $V_s=3.1\text{m/s}$

(b)  $V_s=12.4\text{m/s}$

図 5-1-13 上面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図(迎角  $\alpha=0^\circ$ )



(a)  $V_s=3.1\text{m/s}$

(b)  $V_s=12.4\text{m/s}$

図 5-1-14 底面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図(迎角  $\alpha=0^\circ$ )

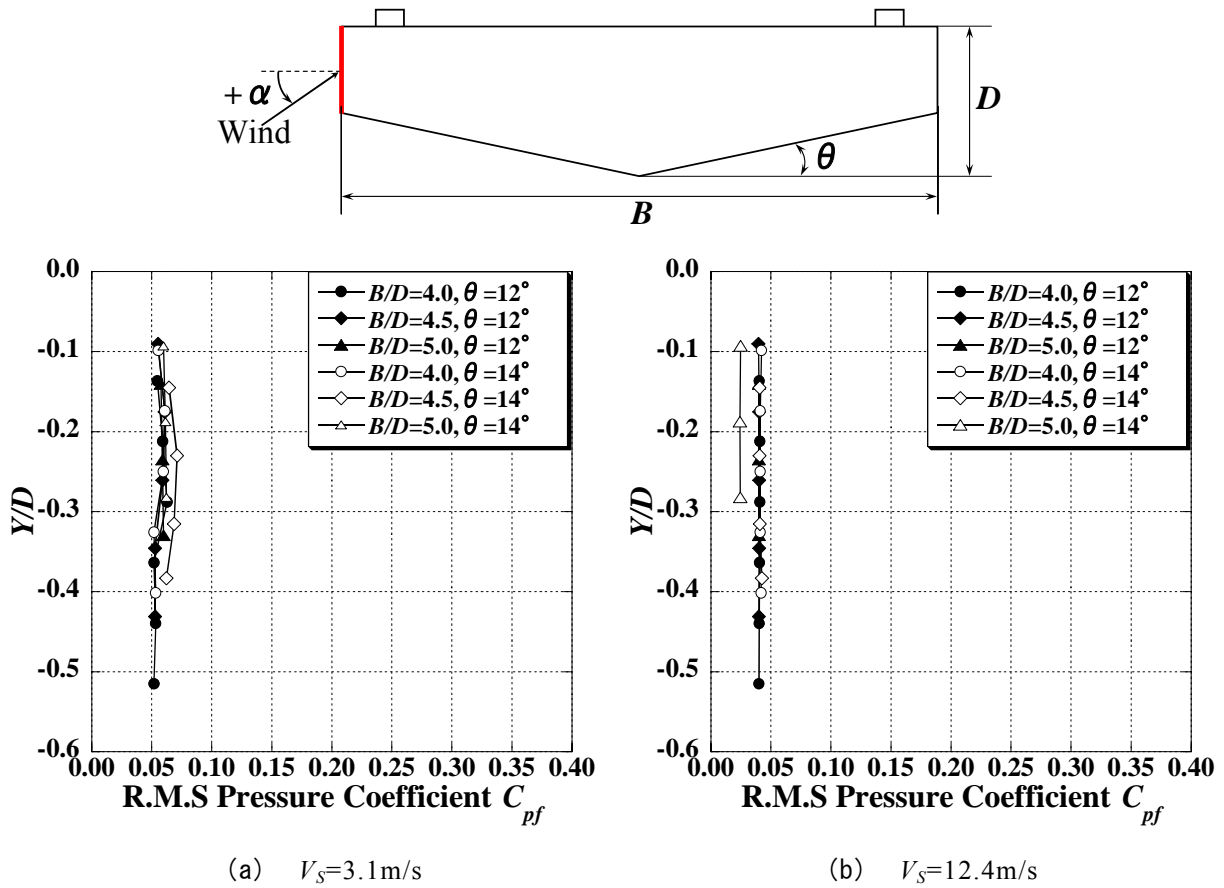


図 5-1-15 前面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図(迎角  $\alpha=0^\circ$ )

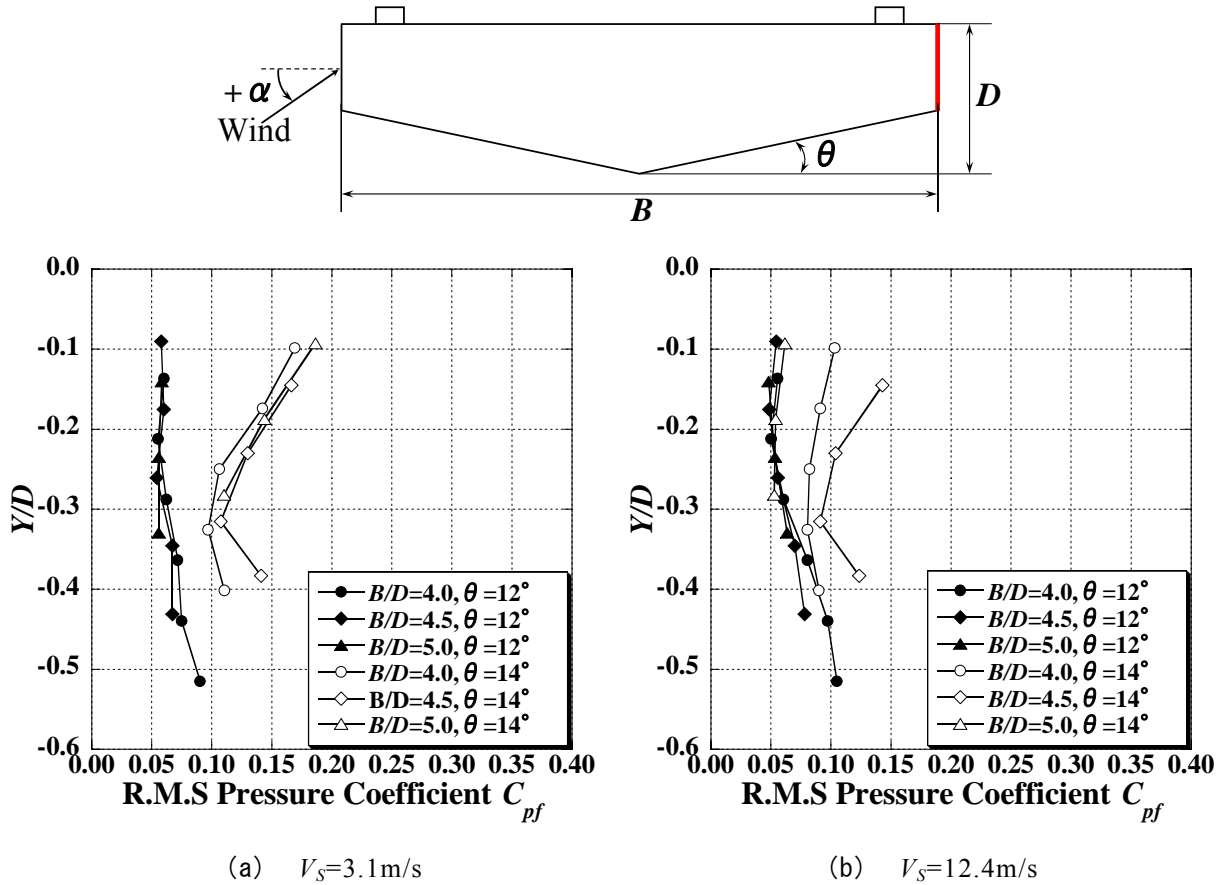
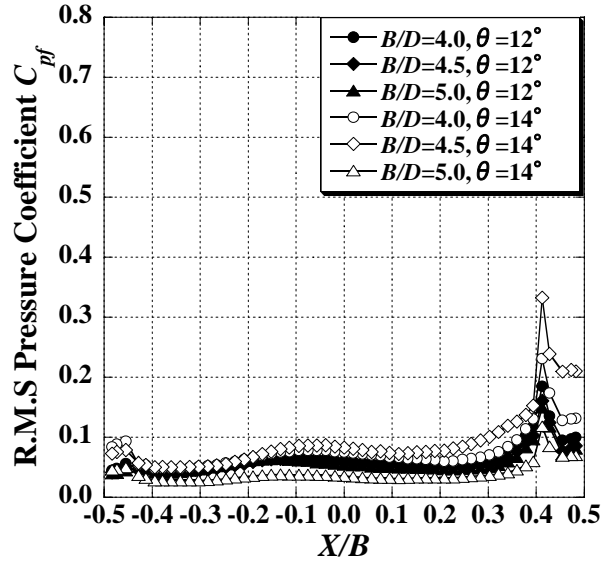
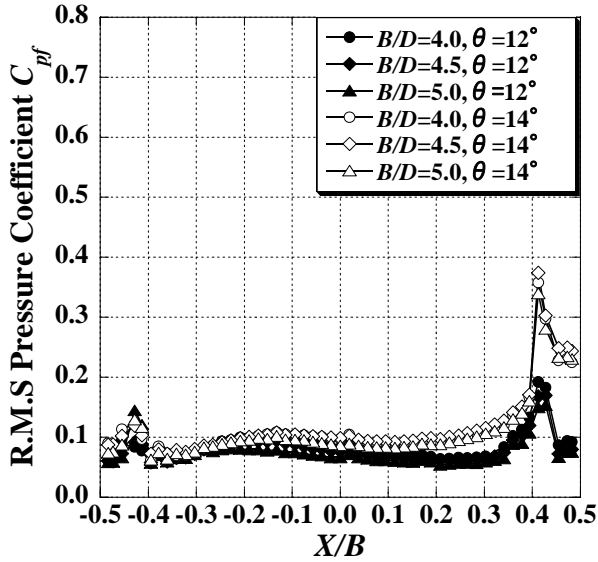
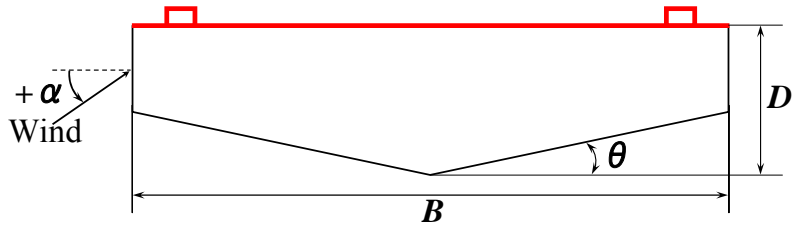


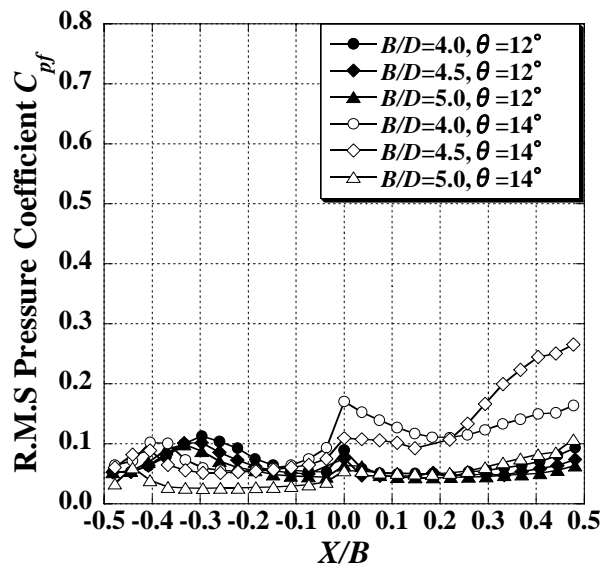
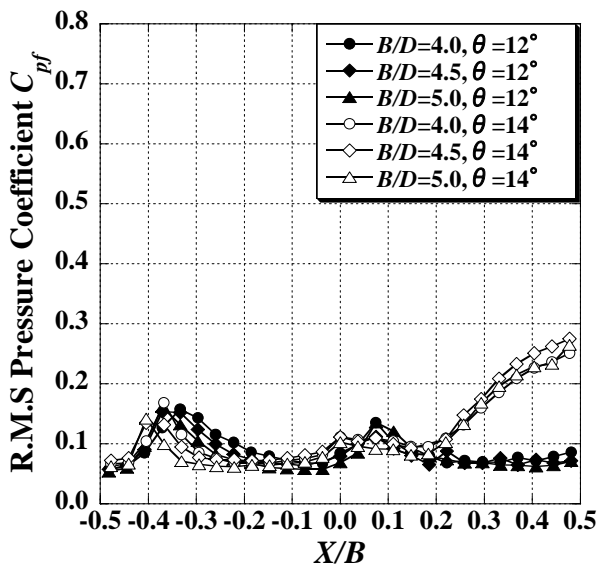
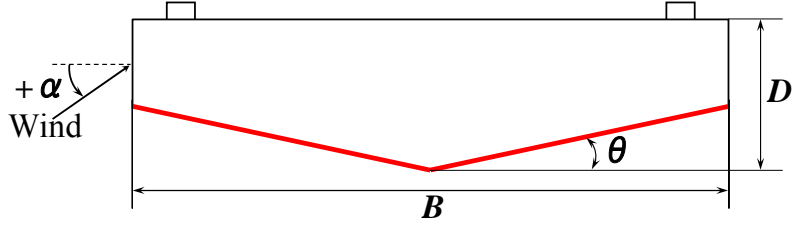
図 5-1-16 背面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図(迎角  $\alpha=0^\circ$ )



(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$

(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

図 5-1-17 上面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図(迎角  $\alpha=0^\circ$ )



(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$

(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

図 5-1-18 底面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図(迎角  $\alpha=0^\circ$ )

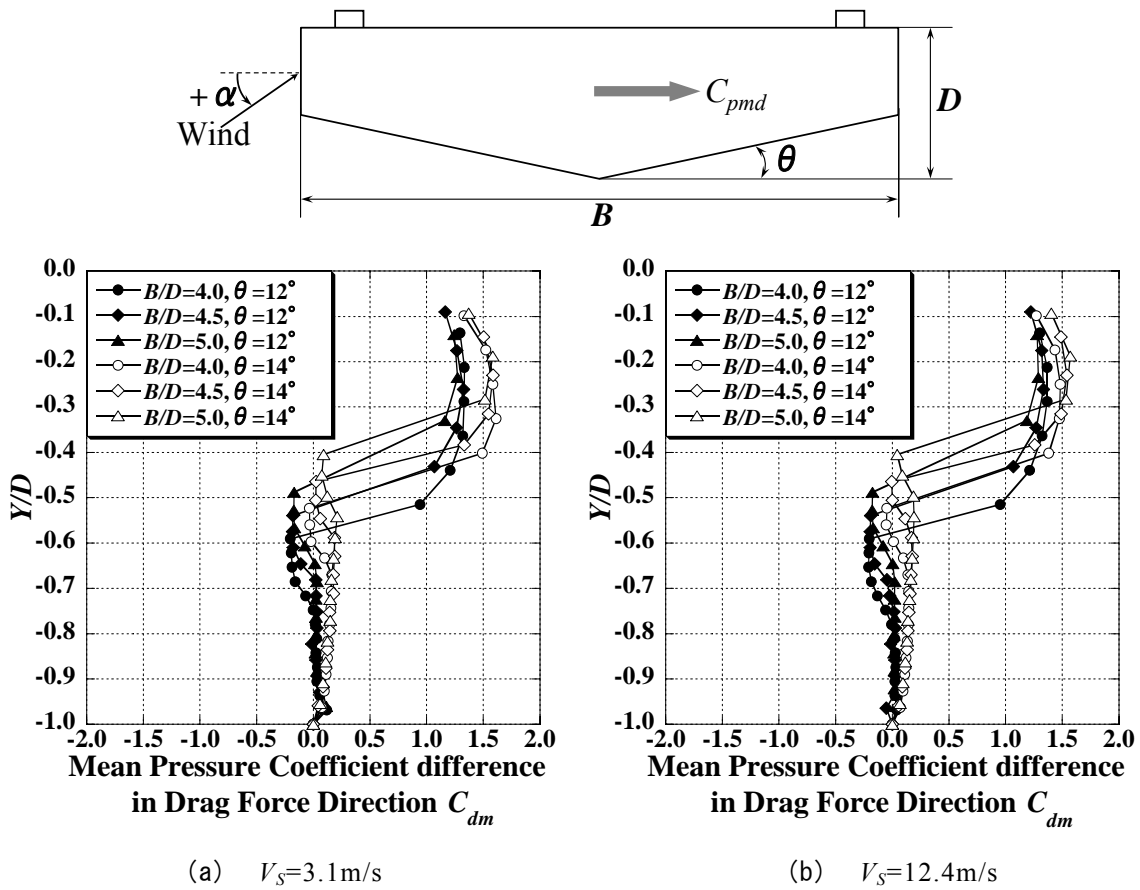


图 5-1-19 抗力方向平均压力系数  $C_{dm}$  分布图

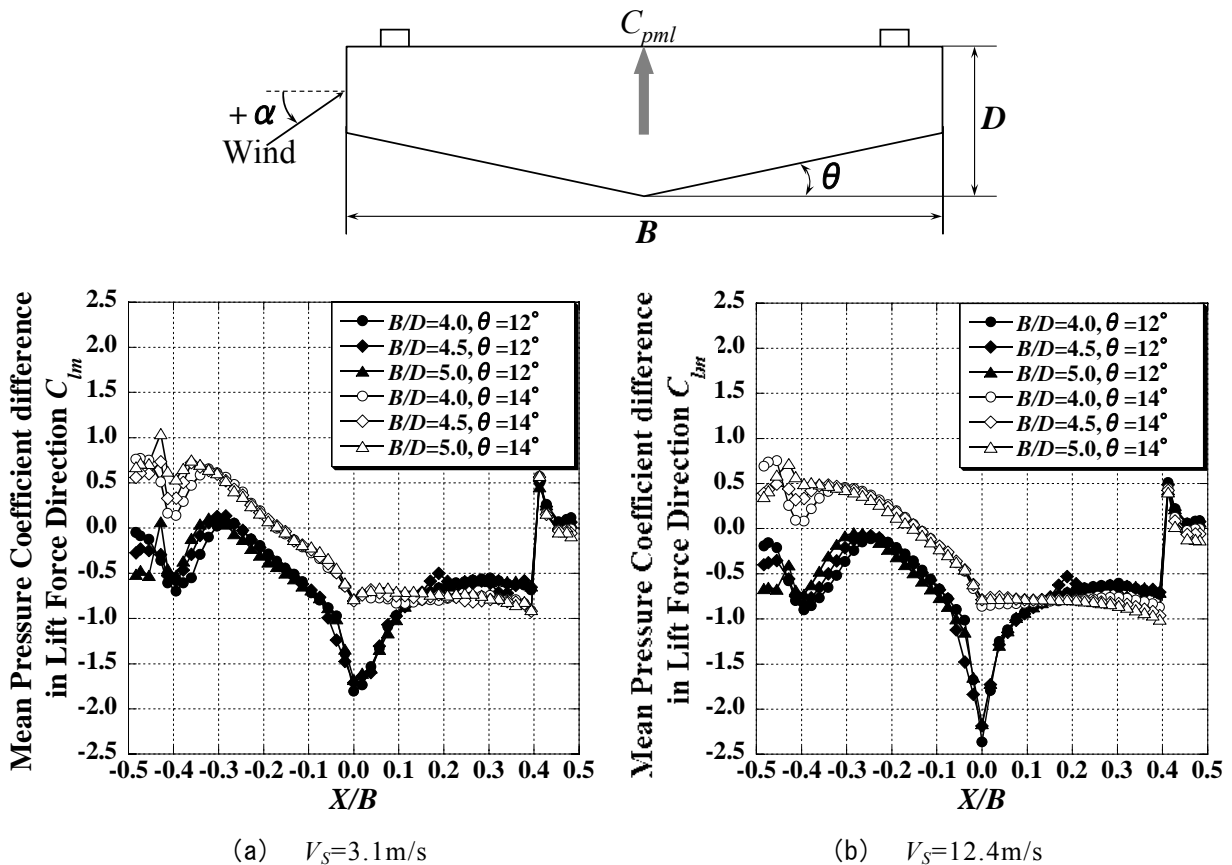


图 5-1-20 揚力方向平均压力系数  $C_{lm}$  分布图

## (2) 迎角 $\alpha$ の違いによる表面圧力特性

図 5-1-21, 22, 23, 24 にそれぞれの迎角  $\alpha$  における,  $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合の前面, 背面, 上面, 底面の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布を示す. 図 5-1-25, 26, 27, 28 に同様に, 変動圧力係数  $C_{pf}$  分布を示す. また, 図 5-1-29, 30, 31, 32 に  $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合のそれぞれの迎角  $\alpha$  における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布, 図 5-1-33, 34, 35, 36 に変動圧力係数  $C_{pf}$  分布を示す. それぞれ, (a) に  $V_S=3.1\text{m/s}$ , (b) に  $V_S=12.4\text{m/s}$  の結果を示す. 前面および背面に関しては, 縦軸を  $Y/D$ , 横軸を平均圧力係数  $C_{pm}$  または変動圧力係数  $C_{pf}$  で整理している. 五角形断面の上面および底面に関しては, 縦軸を平均圧力係数  $C_{pm}$  または変動圧力係数  $C_{pf}$ , 横軸を  $X/B$  で整理している.

前面においては, 正の迎角が大きいほどウェブ上端では平均圧力係数  $C_{pm}$  は小さくなる傾向が, ウェブ下端では平均圧力係数  $C_{pm}$  は大きくなる傾向がある. 変動圧力係数  $C_{pf}$  については, さほど大きな差はみられない.

背面においては, 平均圧力係数  $C_{pm}$  および変動圧力係数  $C_{pf}$  ともに目立った傾向は見られない.

上面においては,  $\theta=12^\circ$ ,  $14^\circ$  のどちらの場合においても正の迎角が大きくなるほど作用する負圧の絶対値が大きくなり, 負の迎角が大きいほど小さくなる傾向を示している. また,  $\alpha=6^\circ$  の場合, 変動圧力係数  $C_{pf}$  が上面全体で特に大きな値となっている.

底面に着目すると, まず,  $\theta=12^\circ$  の場合は, 正の迎角が小さいほど, また負の迎角が大きいほど, 上流端付近に作用する負圧の絶対値が大きくなる傾向があり, 底面傾斜部の頂点付近においては迎角に関わらず作用する負圧の絶対値が大きい. 一方  $\theta=14^\circ$  の場合に着目すると, 底面上流端付近に作用する負圧の絶対値は  $\theta=12^\circ$  の場合と同様に正の迎角が小さいほど, また負の迎角が大きいほど大きくなる傾向を示している. 正の迎角においては, 底面傾斜部の頂点で特に絶対値が大きい負圧が働いており, 底面全体の表面圧力分布が図 5-1-14 に示す  $\alpha=0^\circ$ ,  $\theta=12^\circ$  の圧力分布と類似している.

以上の結果より, 迎角の違いは上面および底面の表面圧力分布に大きく影響する. 上面においては正の迎角が大きいほど負圧の絶対値が大きく, 正の揚力を増加させる力が作用する. また,  $\theta=12^\circ$  の場合, 正の迎角における底面上流側での圧力分布特性が  $\alpha=0^\circ$  における  $\theta=14^\circ$  の圧力分布特性と類似する傾向があり,  $\theta=14^\circ$  の場合, 負の迎角における底面の圧力分布特性が  $\alpha=0^\circ$  における  $\theta=12^\circ$  の圧力分布特性と類似する傾向がある. 既往の研究で実施された三分力測定の結果と比較すると,  $\theta=12^\circ$  の場合は, 正の迎角において  $\alpha=0^\circ$  の場合よりも負の揚力は小さくなり,  $\theta=14^\circ$  の場合は, 負の迎角において抗力係数, 揚力係数ともに  $\theta=12^\circ$  の場合とさほど変わらない値を示しており, 表面圧力測定の結果と同様の傾向がある.

これらのことから,  $\theta=12^\circ$  の場合における, 迎角に対する静的空力安定性は底面傾斜部の上流端付近や頂点付近において, 迎角に関わらず大きな負圧が働くことによると考えられる. 負の迎角においては底面における圧力分布が, より安定な分布特性を持つのに対し, 正の迎角においては, 負の迎角にあるよりも不安定な圧力分布となる.

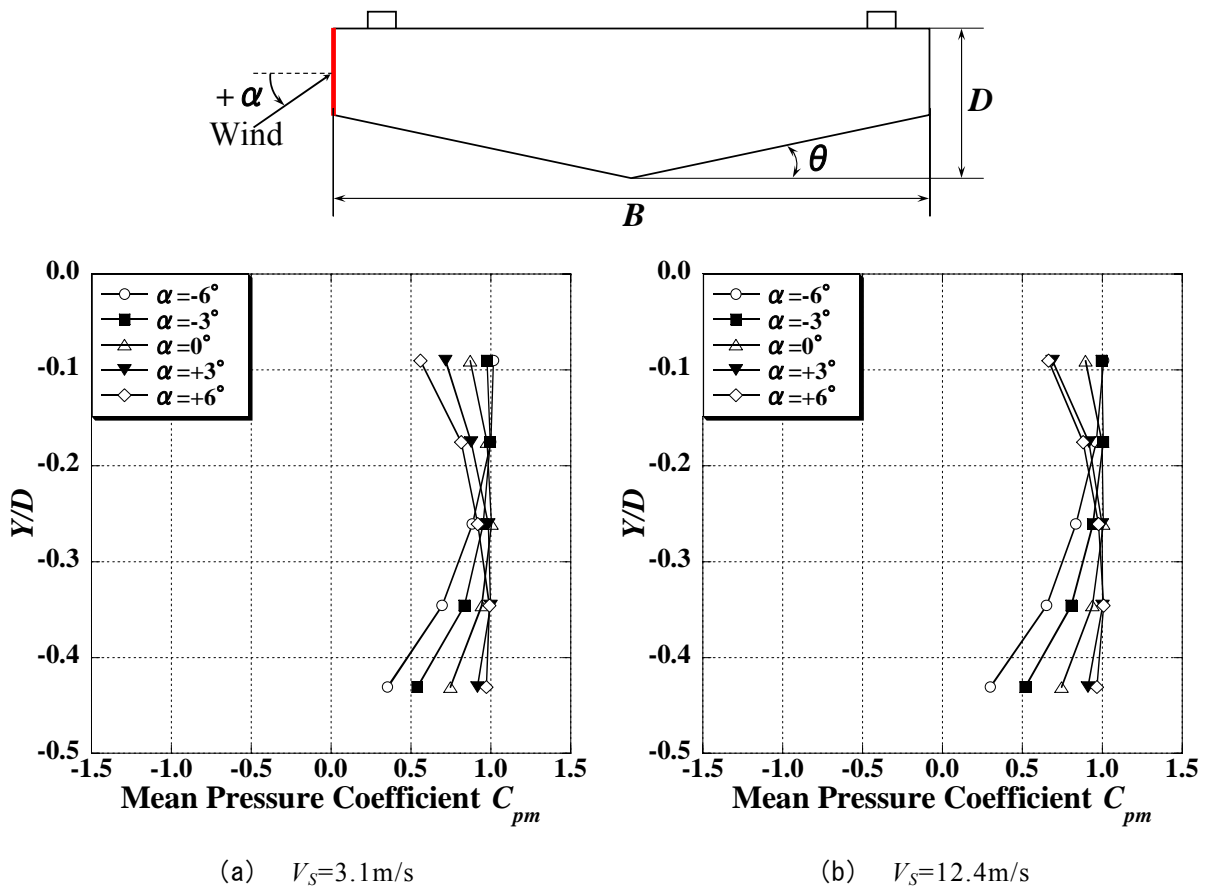


図 5-1-21 前面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

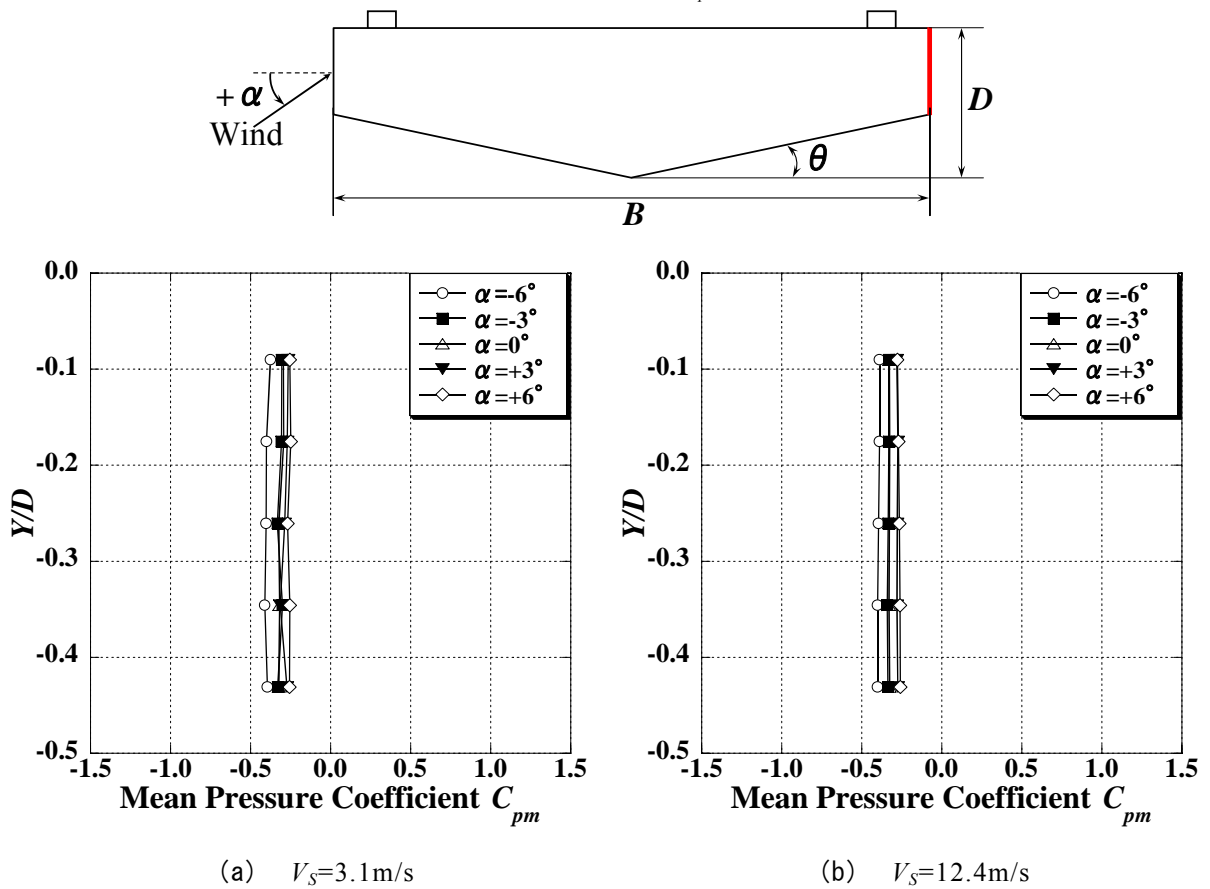
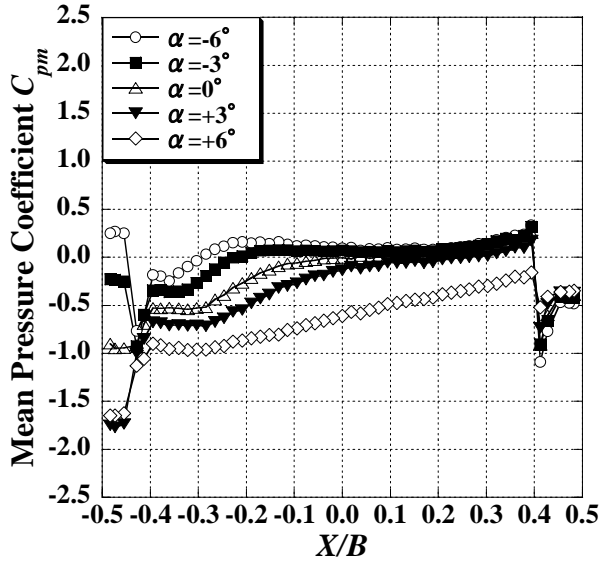
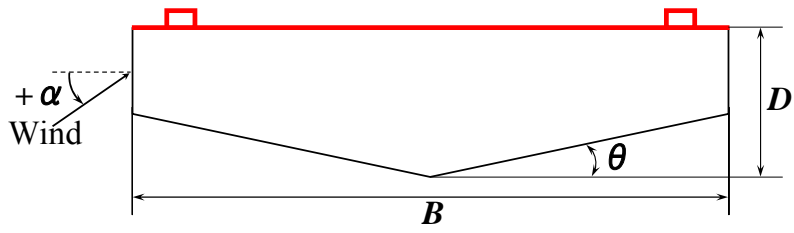
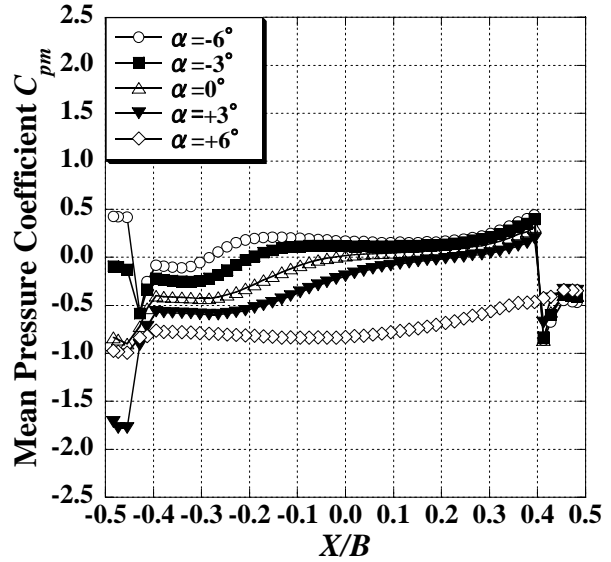


図 5-1-22 背面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

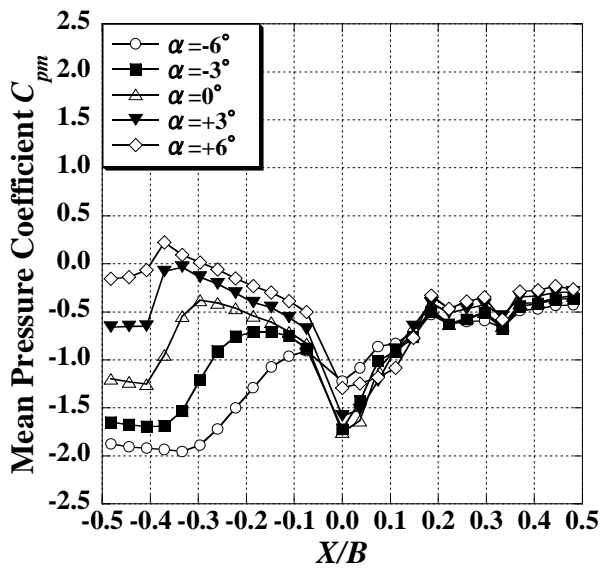
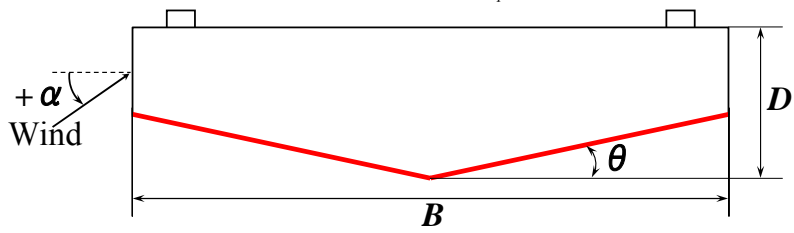


(a)  $V_s=3.1\text{m/s}$

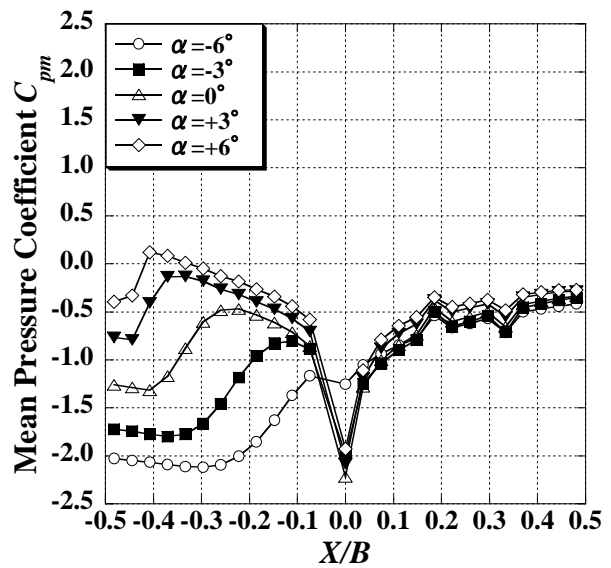


(b)  $V_s=12.4\text{m/s}$

図 5-1-23 上面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



(a)  $V_s=3.1\text{m/s}$



(b)  $V_s=12.4\text{m/s}$

図 5-1-24 底面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

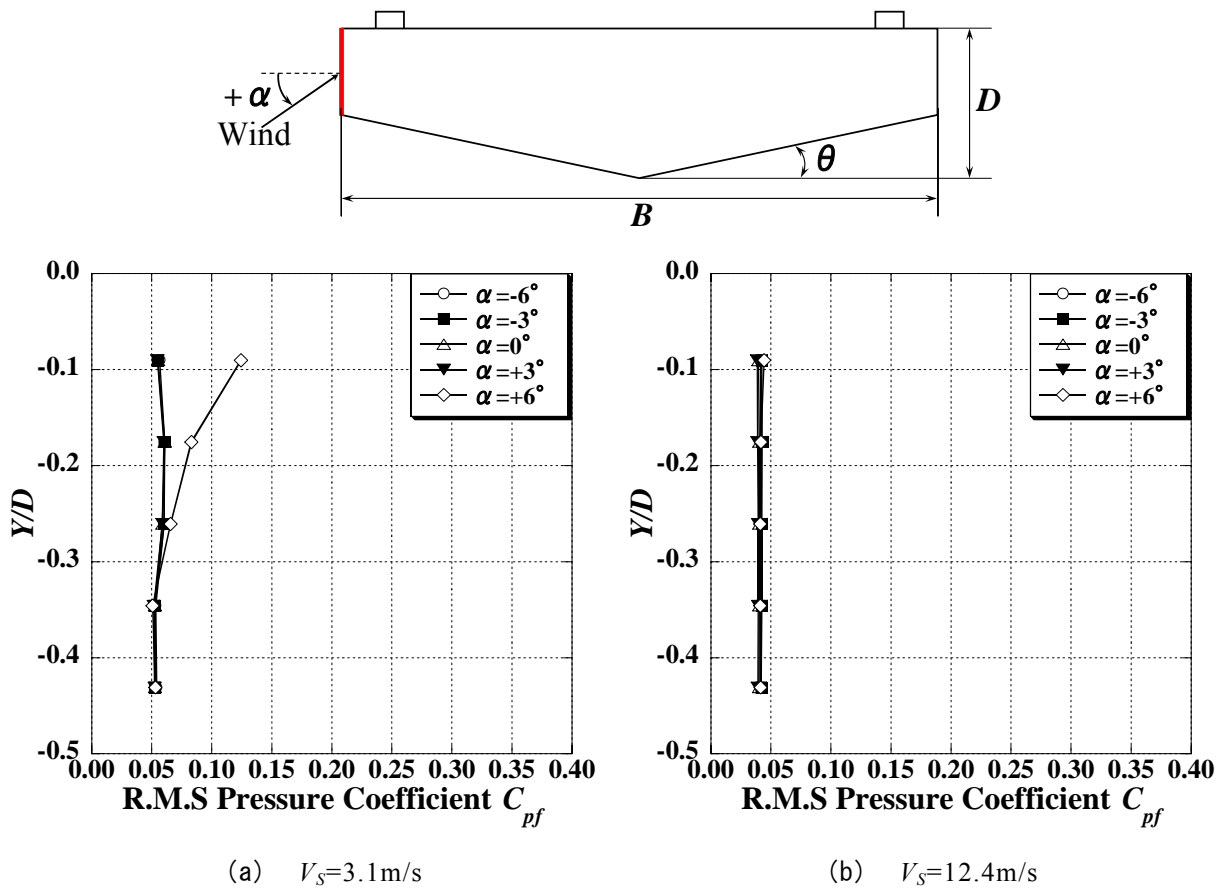


図 5-1-25 前面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

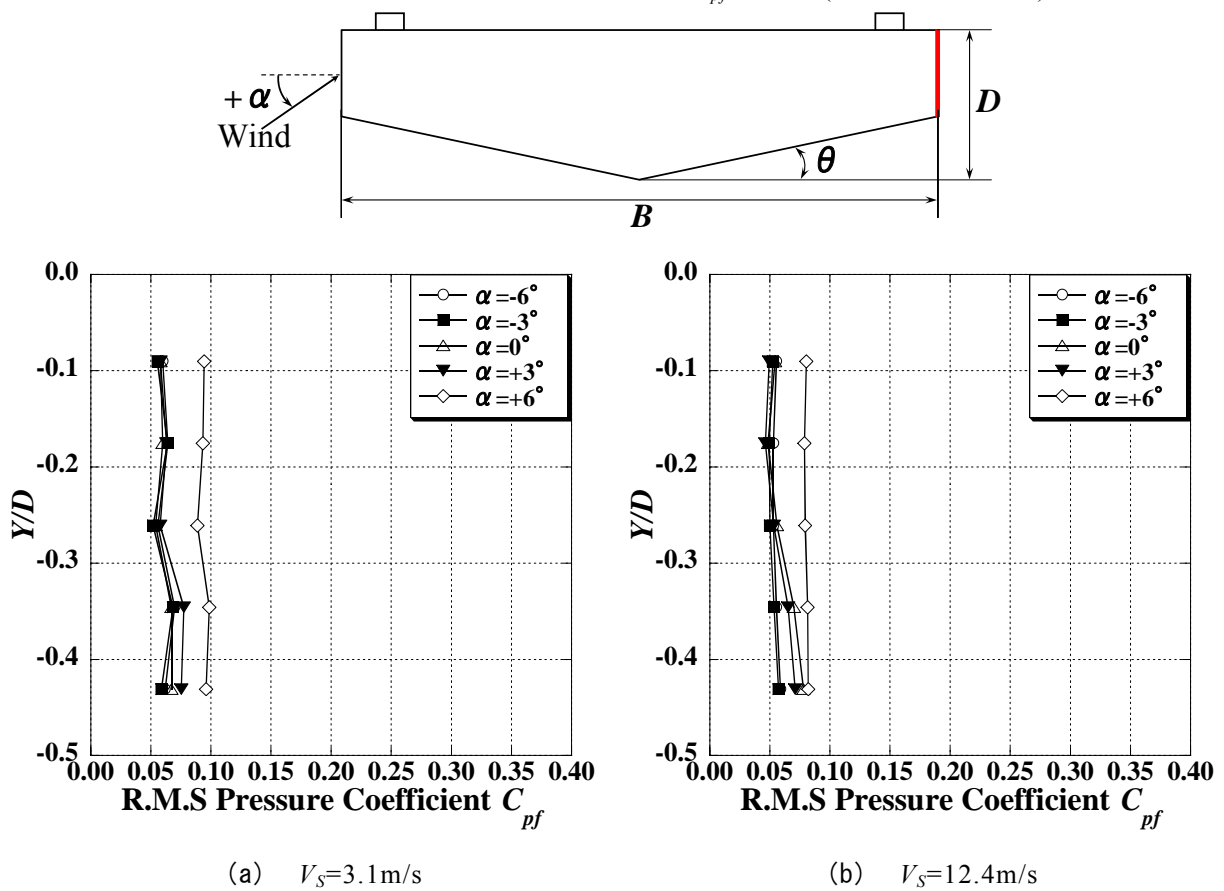
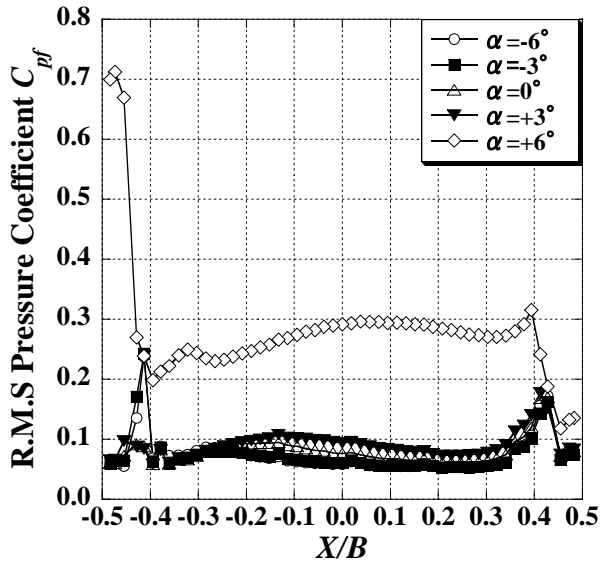
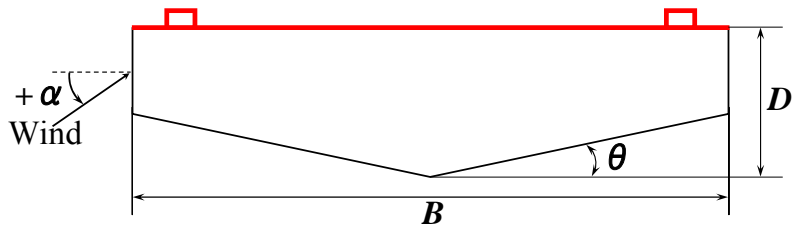
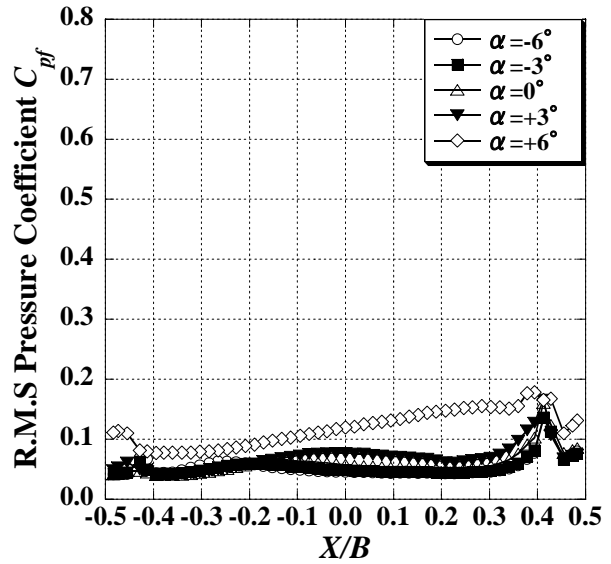


図 5-1-26 背面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



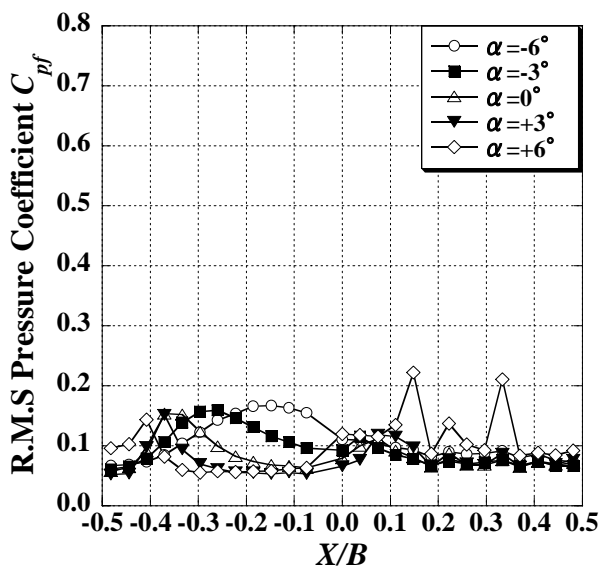
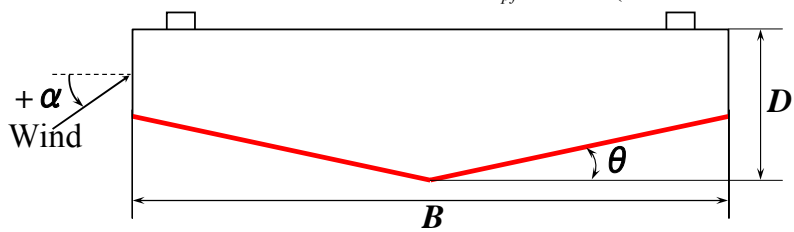


(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$

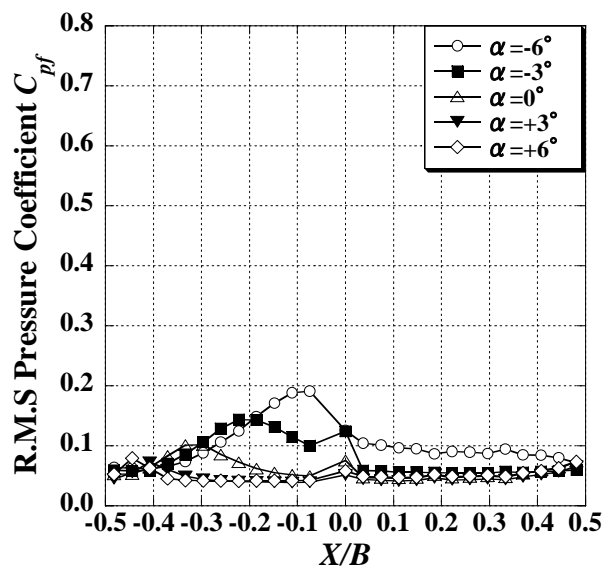


(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

図 5-1-27 上面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$



(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

図 5-1-28 底面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

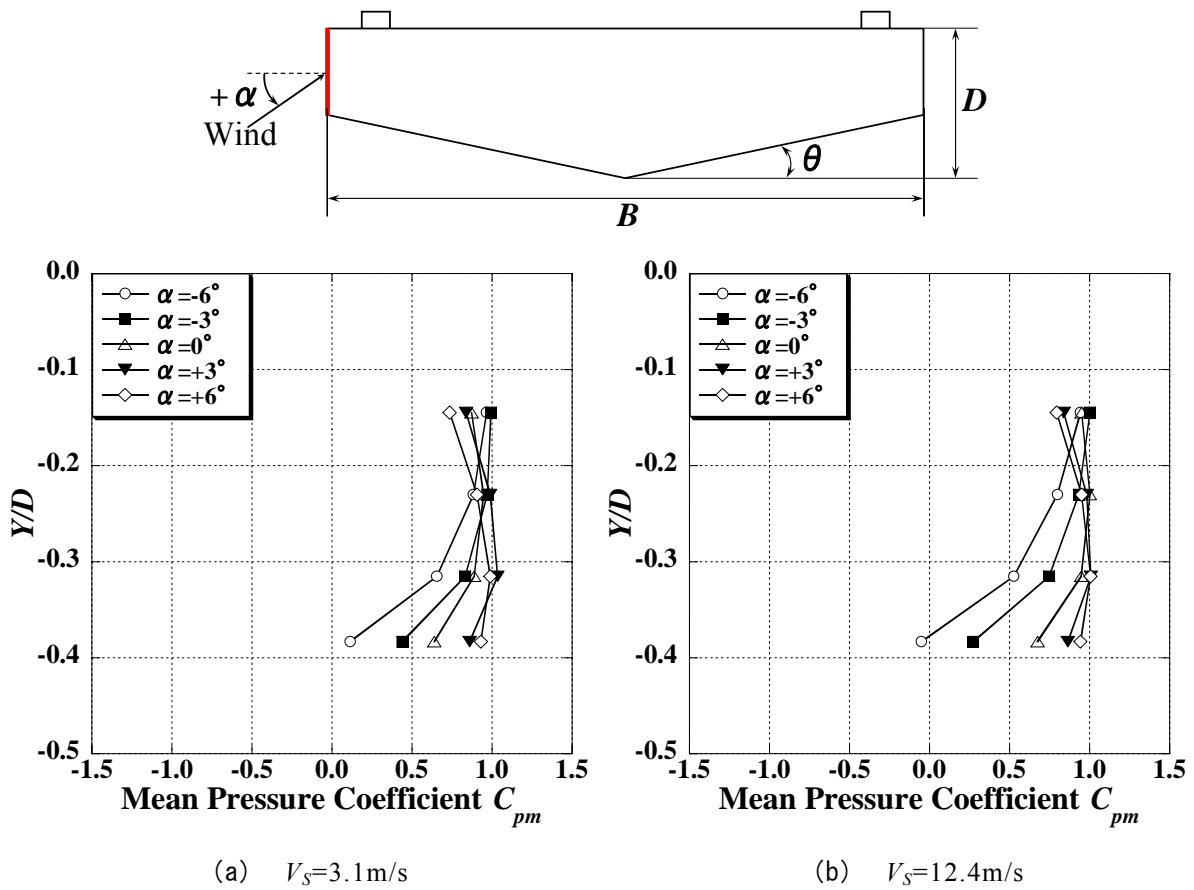


図 5-1-29 前面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

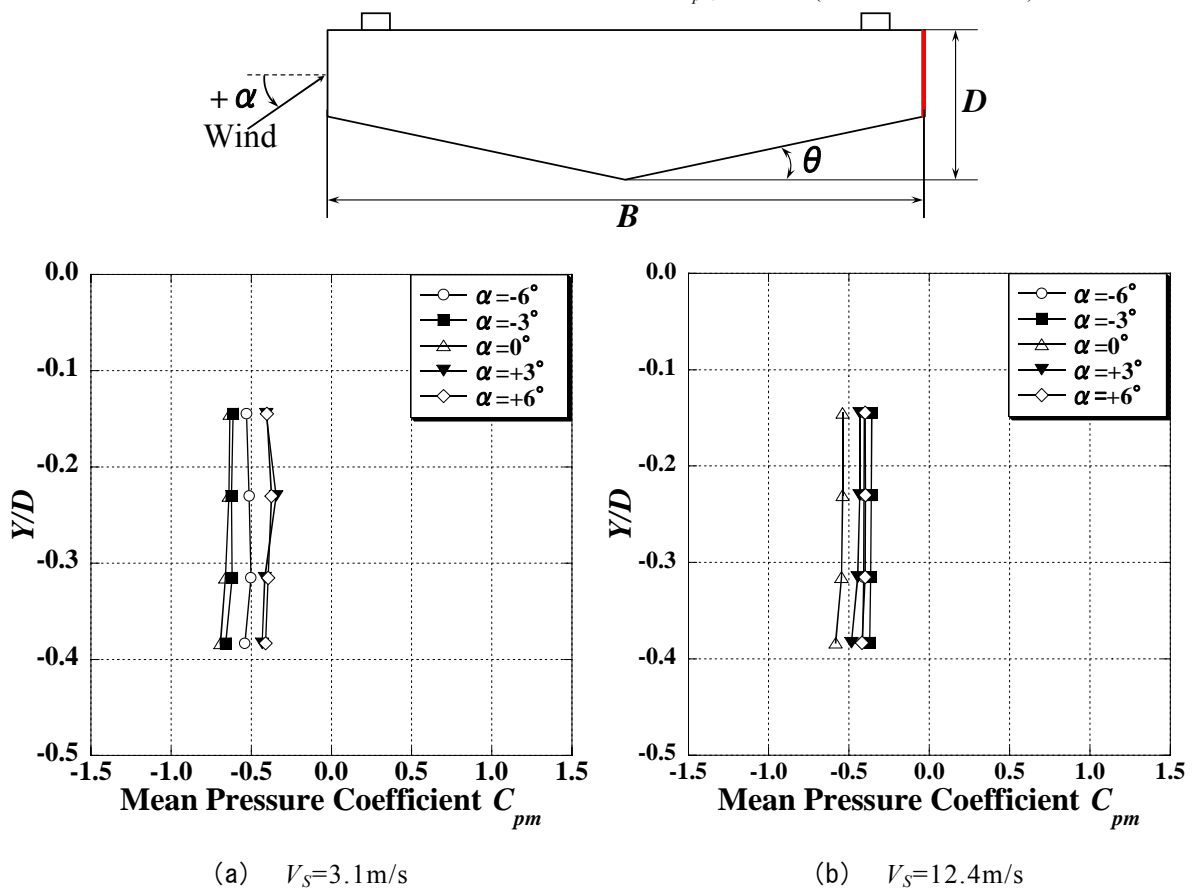
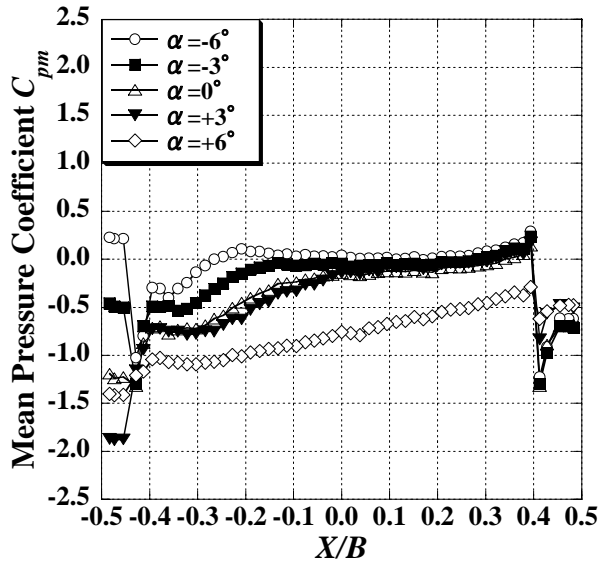
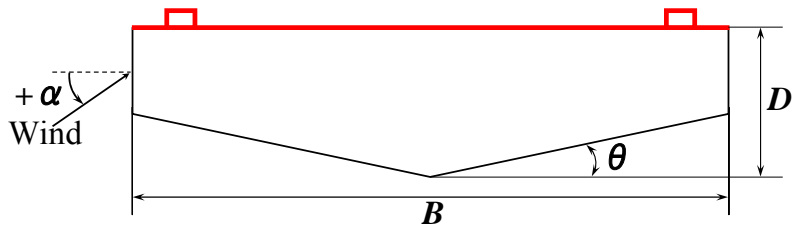
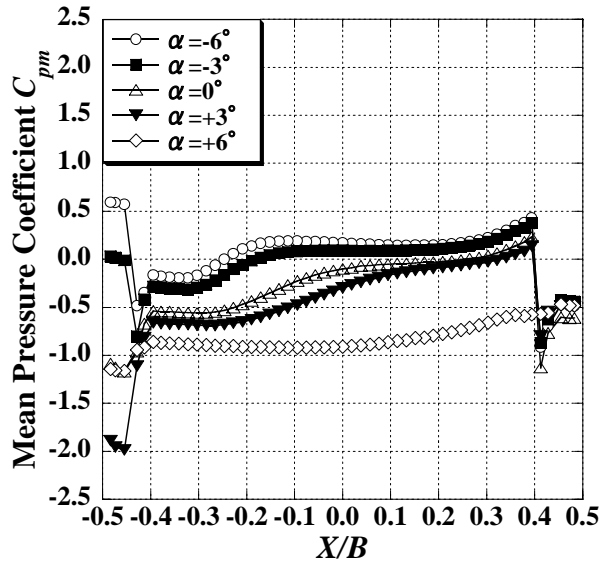


図 5-1-30 背面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

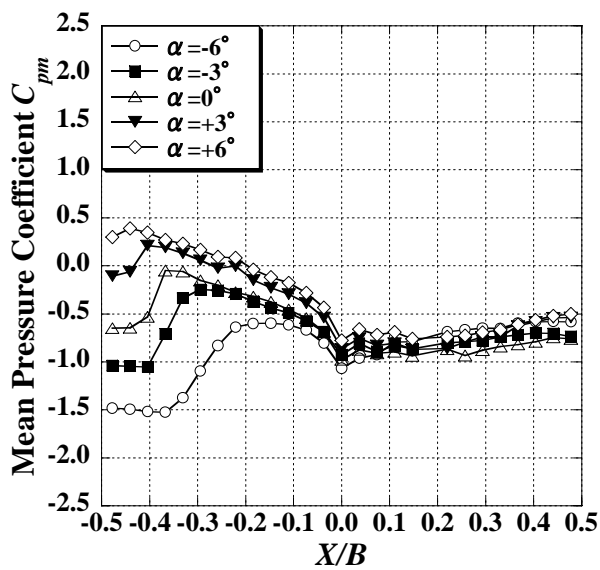
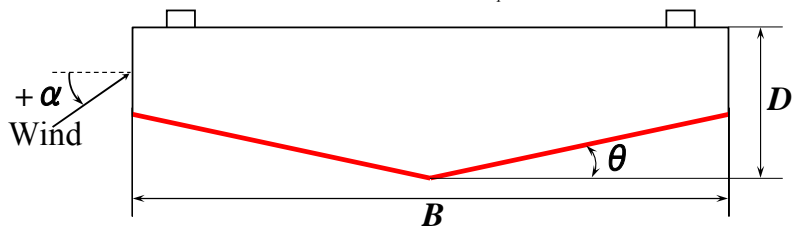


(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$

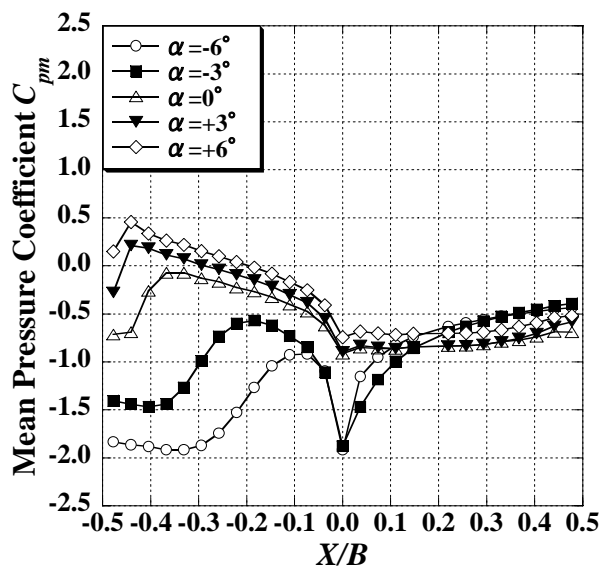


(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

図 5-1-31 上面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

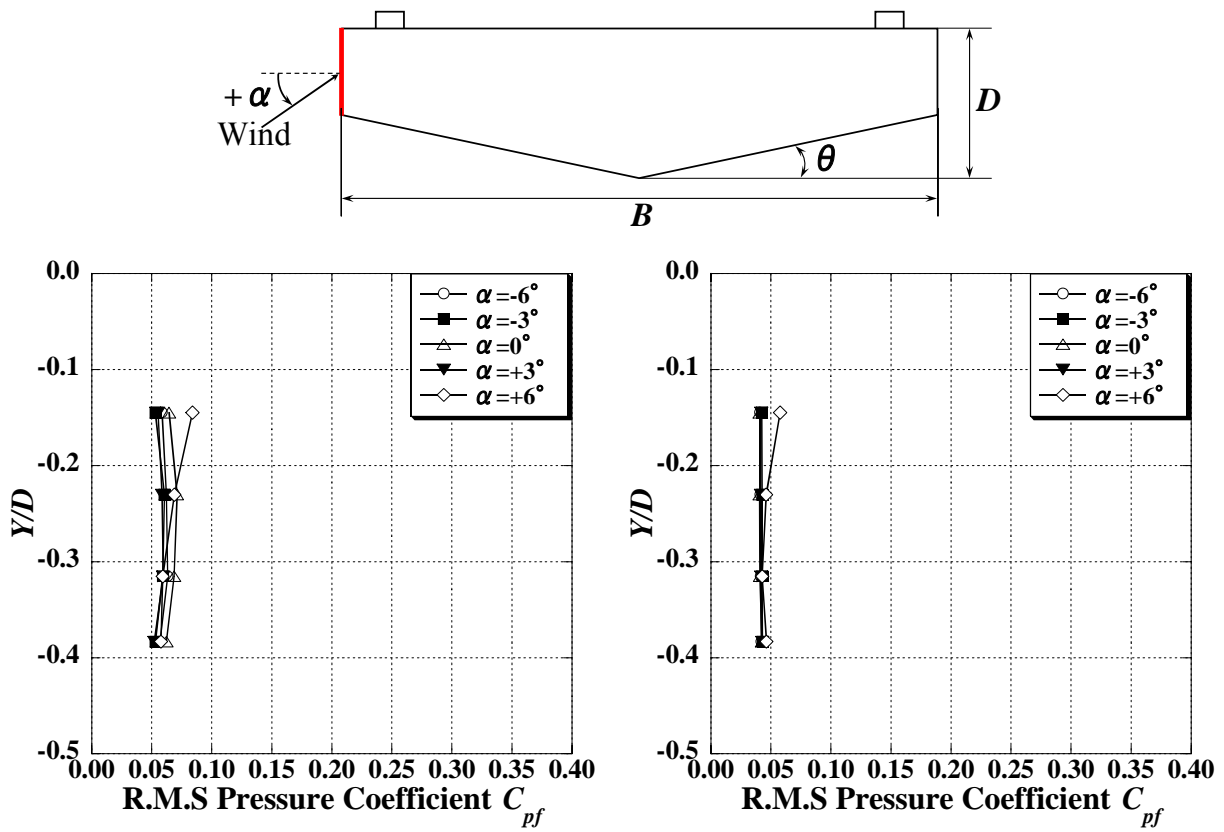


(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$



(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

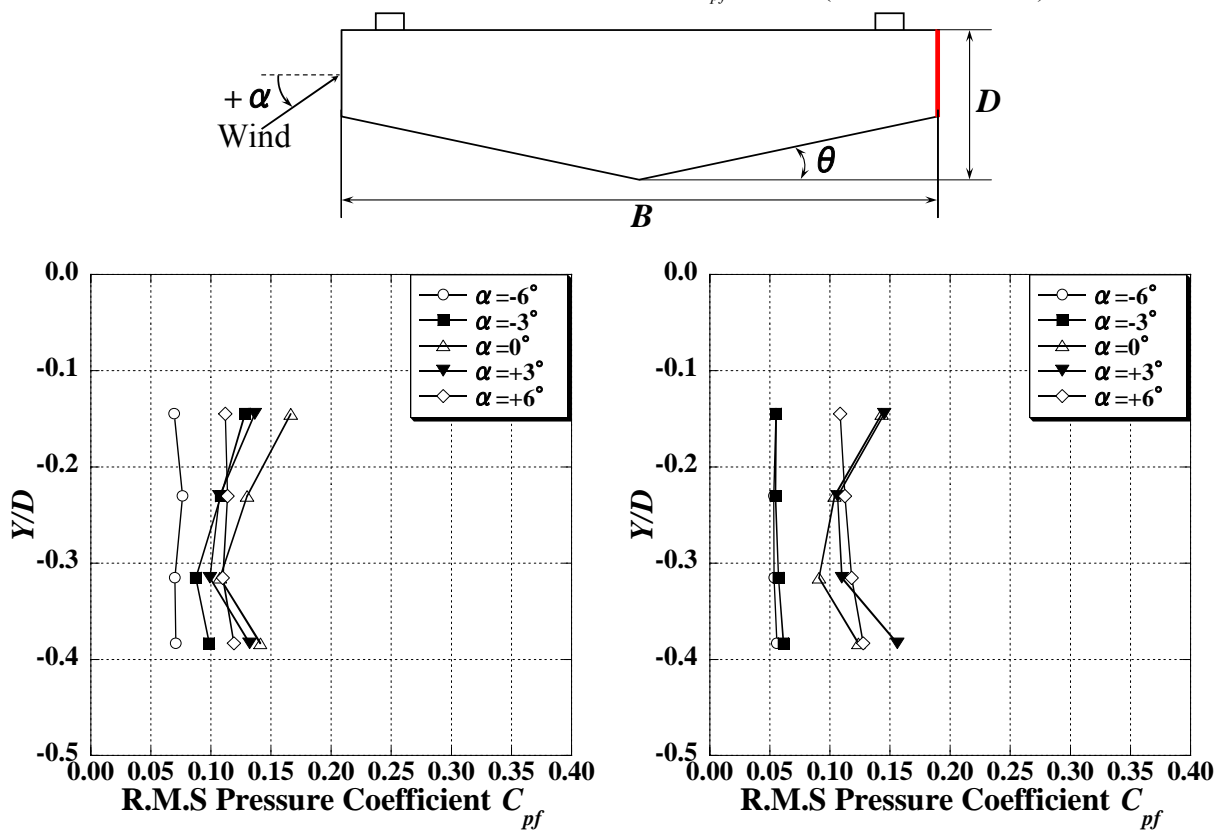
図 5-1-32 底面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$

(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

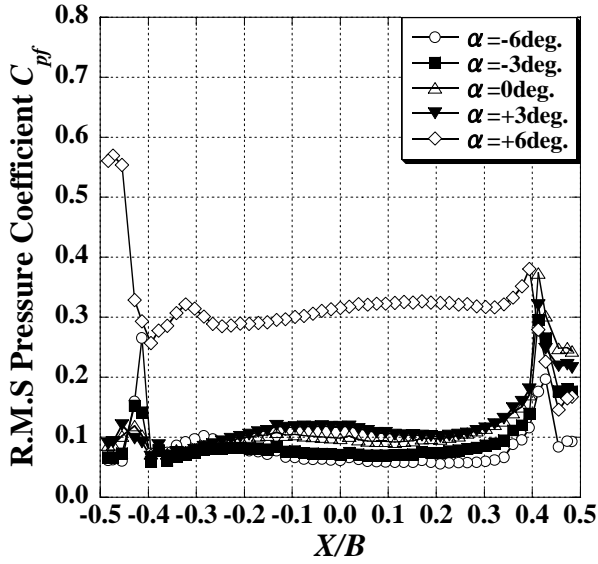
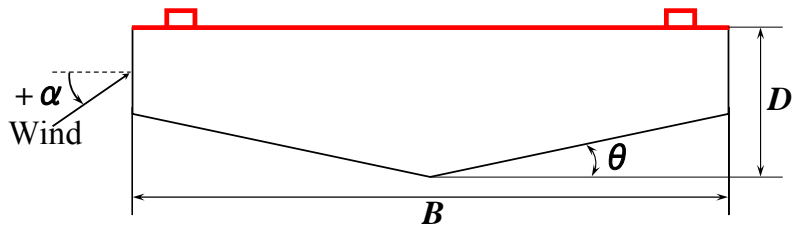
図 5-1-33 前面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



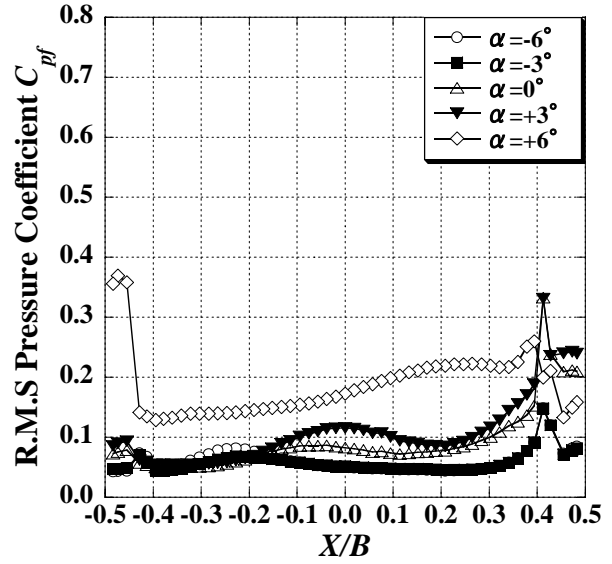
(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$

(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

図 5-1-34 背面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

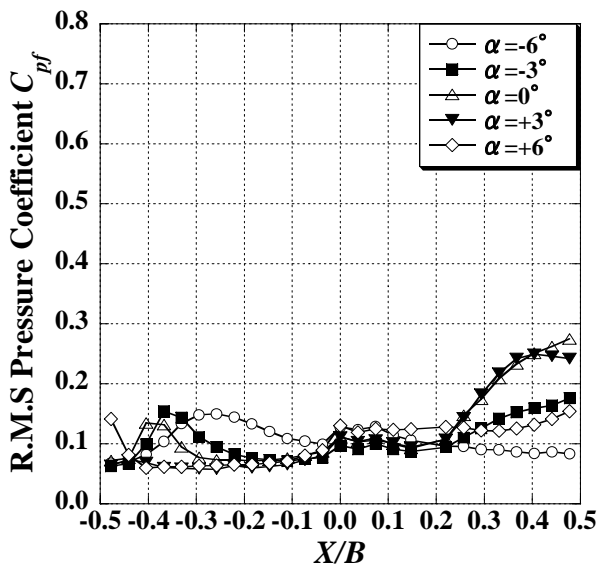
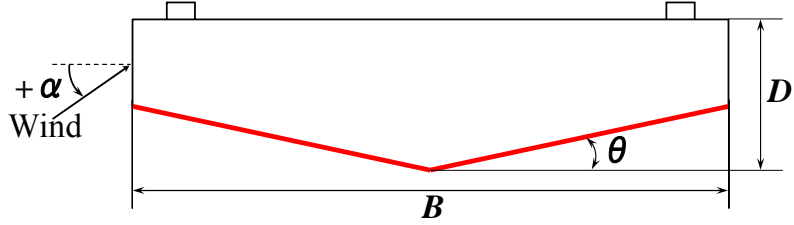


(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$

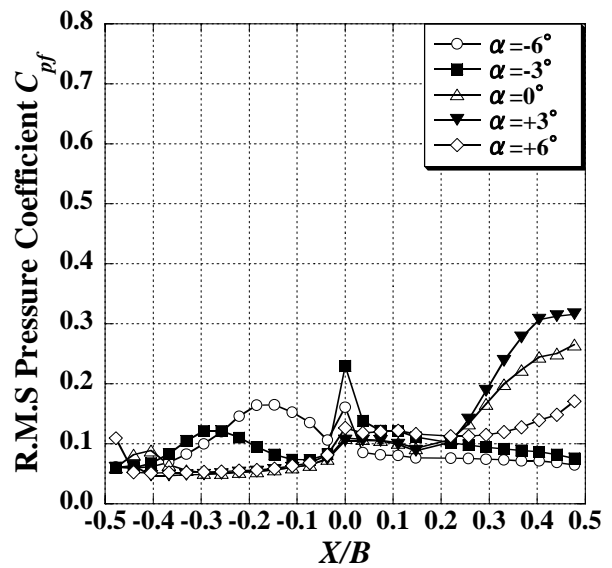


(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

図 5-1-35 上面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



(a)  $V_S=3.1\text{m/s}$



(b)  $V_S=12.4\text{m/s}$

図 5-1-36 底面における変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

## 5.2 静止状態における五角形断面桁周辺の流れ場特性

本節では、既往の研究により得られている知見や底面傾斜部を対象とした検討結果、五角形断面桁を対象とした静止状態における表面圧力測定の結果を踏まえて、静止状態においてPIV(Particle Image Velocimetry：粒子画像流速測定法)による流速測定を行い、五角形断面桁周辺の流れ場の詳細な挙動について検討する。

### 5.2.1 実験概要

#### (1) 模型諸元

本実験では、表面圧力測定と同様の模型を用いた(5.1.1(1)参照)。

#### (2) 風洞装置および測定システム

本実験は、表面圧力測定と同様の風洞装置を用いて実施した(5.1.1(2)参照)。

図5-2-1にPIV概略図、図5-2-2に計測システム、表5-2-1に実験で使用した計測機器仕様一覧を示す。PIVは風の流れに混入させたトレーサー粒子に向けて、2台のレーザーライトシートを非常に短い間隔で2回照射し、高解像度CCDカメラで撮影する。得られた2枚の画像を1組として、画像間の相互相関を解析してトレーサー粒子の移動量と進行方向を計算することにより、空間場の数千点に及ぶ瞬間時の風向・風速を求めることが出来る技術である。

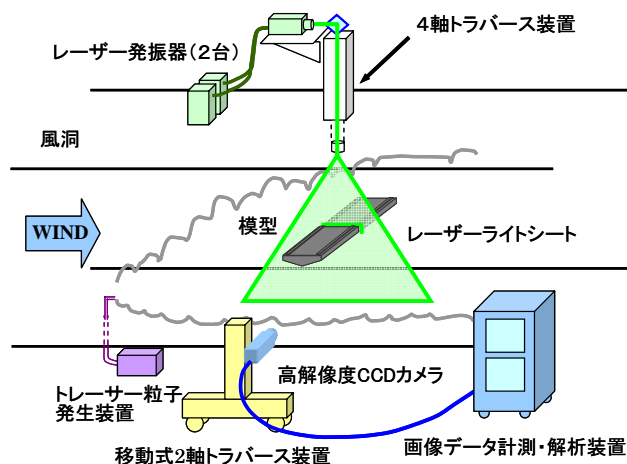


図 5-2-1 PIV 概略図

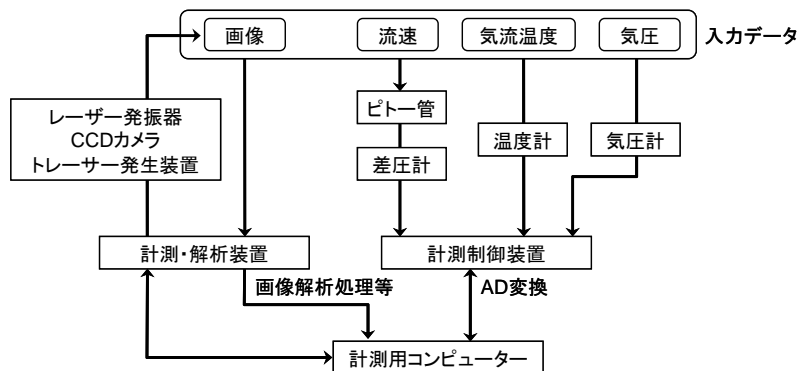


図 5-2-2 計測システム

表 5-2-1 使用計測機器仕様一覧

機器名	台数	型番(仕様)	メーカー
解析ソフトウェア	1	Flow Manager	DANTEC
レーザー照射装置	1	120mJ, 15Hz ダブルパルス YAG レーザー	Newwave
CCD カメラ	1	Flowsense, 8bit, 1600×1186pixel, 30fps, クロスコリレーションカメラ	DANTEC
トレーサー発生装置	1	PivPart40	西華産業
トラバース装置	1	レーザー用：4 軸制御 カメラ用：2 軸制御	風技術センター
強制加振装置	1	—	マイクロダイナミックス

前述の PIV を用いて、五角形断面桁周辺における流れ場を把握することで、詳細な検討が可能になると考える。既往の研究において PIV の画像撮影枚数についての検討が行われており、PIV において平均風速分布を得る場合、1000 組以上のデータを用いればデータ数による差異はほぼないということが確認されている。本研究では、データの破損や撮影時のエラーなどの事態が考えられるため、PIV の画像枚数を 1500 組とした。

### (3) 実験ケースおよび実験諸元

実験ケースは、底面傾斜角  $\theta$  を  $\theta=12^\circ, 14^\circ$  とし、それぞれの  $\theta$  において幅員桁高比  $B/D$  を  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  と変化させた。尚、上面剥離干渉角  $\beta$  を  $\beta=27^\circ$  に固定した。

また、迎角  $\alpha$  については、 $B/D=4.0, 5.0$  の場合は  $\alpha=0^\circ$  とし、 $B/D=4.5$  の場合は  $\alpha=-6^\circ \sim +6^\circ$  の間を、 $3^\circ$  刻みで変化させた。

測定時の風速については、 $V_5=12.4\text{m/s}(\text{Re}=4.36 \times 10^4 \sim 5.46 \times 10^4)$  とし、一様流中にて測定を行った。

#### 5.2.2 PIV による流速場の測定手法の原理<sup>27),28)</sup>

PIV の実験装置はいくつかのサブシステムからなる。流れに微細なトレーサー粒子が加えられ、流れの断面が、レーザー光シートにより  $\Delta t$  だけ時間間隔をおいて、2 回照明される。(パルス間の時間間隔は平均流速および、画像の撮影倍率に依存する。)トレーサー粒子は 2 回の照明間に、局所流速に従って移動すると仮定される。トレーサー粒子からの散乱光は、高解像度 CCD カメラによって撮影され、計算機のメモリに実時間で蓄えられる。数値化された PIV 画像は、処理のため“検査領域”と呼ばれる小さな領域に分割される。第 1 と第 2 の照明によるトレーサー粒子像の局所変位ベクトルは、各検査領域についての統計的な方法(相互相関)により求められる。検査領域内すべての粒子は、2 回の照明の間一様に動くものと仮定される。局所流速ベクトルの光シート面内成分、すなわち 2 成分のベクトルが、2 照明間の時間差と画像の倍率を考慮して求められる。このプロセスが、PIV 画像のすべての検査領域について繰り返される。こうして、流れ場の風速ベクトルが求められる。

以下に、本検討の画像処理に用いた FFT 解析による相互相関解析について述べる。

## (1) PIV 基本原理

PIV 画像処理において、粒子の移動量を求める場合は、統計的に局所パターンの一致を探す。ここで、図 5-2-3 に具体例として、2 枚の画像間のトレーサー粒子の移動のイメージ図を示す。

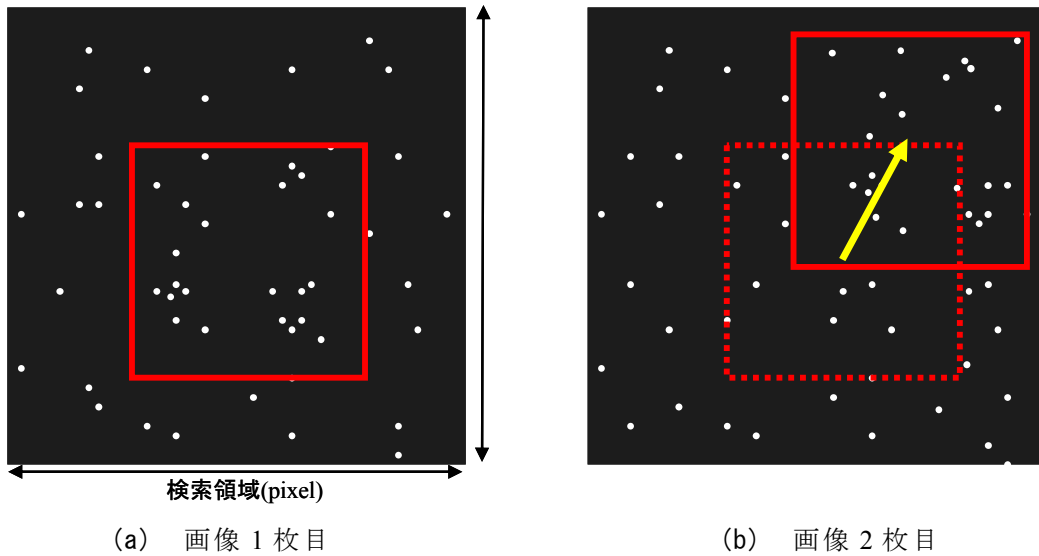


図 5-2-3 2 枚の画像間のトレーサー粒子の移動

図 5-2-3 において、画像の大きさが 1 つの検索領域を表しているものとする。また、画像 1 枚目と画像 2 枚目は  $\Delta t$  だけ時間間隔をおいて撮影されているとする。この 2 枚の画像を比較すると、四角枠で囲まれた部分において粒子が同じパターンで移動していることがわかる。そして、この局所パターンの移動量からその検索領域でのベクトルが求められる。このように検索領域を pixel で指定し、その領域内で局所パターンの相関をとり、ベクトルを求めるのである。この局所パターンを探すために、離散相互相関法が用いられる。

続いて、離散相互相関について述べる前に、相互相関についての数学的背景について述べる。

## (2) 相互相関の数学的背景

PIV 画像はトレーサー全体を単一露光で記録した 2 フレーム間の局所的相互相関を取ることにより処理される。ここでは、相互相関の数学的背景について述べる。

以下に、検査体積内ではすべての粒子変位  $D$  が一定であると仮定する。そこで、時刻  $t' = t + \Delta t$  における第 2 露光における粒子の位置は、次のように表される。

$$X'_i = X_i + D = \begin{pmatrix} X_i + D_x \\ Y_i + D_y \\ Z_i + D_z \end{pmatrix} \quad (5.5)$$

さらに粒子像の変位が以下のように仮定される。

$$d = \begin{pmatrix} MD_x \\ MD_y \end{pmatrix} \quad (5.6)$$

これは透視投影の単純化であり、このような表現は光軸近傍に位置する粒子についてのみ有効である。



第2露光時の像輝度分布は、次のようになる。

$$I'(x, \Gamma) = \sum_{j=1}^N V_0'(X_j + D) \tau(x - x_j - d) \tau \quad (5.7)$$

ここで、 $V_0'(X)$ は第2露光における検査体積を表す。



図 5-2-4 時刻  $t$  で記録された輝度分布  $I$  と  $\Delta t$  後の  $t'$  で記録された輝度分布  $I'$

ここで、同一光シートと窓特性を考慮すれば、2つの検査領域の相互相関は以下のように書ける。

$$R_{II}(s, \Gamma, D) = \frac{1}{a_1} \sum_{i,j} V_0(X_i) V_0(X_j + D) \int_{a_1} \tau(x - x_i) \tau(x - x_i + s - d) dx \quad (5.8)$$

ここで、 $s$ は相関面での変位ベクトルである。上式より以下の式が得られる。

$$R_{II}(s, \Gamma, D) = \sum_{i,j} V_0(X_i) V_0(X_j + D) R_{\tau}(x_i - x_j + s - d) \quad (5.9)$$

不規則に分布する粒子間の相関と、主に相関面でのノイズを表す  $i \neq j$  の項と、求めるべき変位の情報を含む  $i = j$  の項に分離することにより、以下の式が得られる。

$$R_{II}(s, \Gamma, D) = \sum_{i \neq j} V_0(X_i) V_0(X_j + D) R_{\tau}(x_i - x_j + s - d) + R_{\tau}(s - d) \sum_{i=1}^N V_0(X_i) V_0(X_i + D) \quad (5.10)$$

ここで再び、相関を3つの部分に分離する。

$$R_{II}(s, \Gamma, D) = R_C(s, \Gamma, D) + R_F(s, \Gamma, D) + R_D(s, \Gamma, D) \quad (5.11)$$

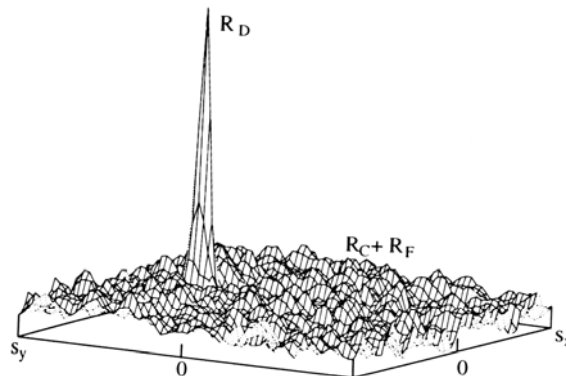


図 5-2-5 相関関数におけるピーク成分の構成<sup>12)</sup>

$R_D(s, \Gamma, D)$ は以下の相互相関関数の成分を表す. すなわち, それは第1露光から得られる粒子の像と, 第2露光から得られる同一の粒子の像( $i=j$ 項)との相関に相当する.

$$R_D(s, \Gamma, D) = R_\tau(s-d) \sum_{i=1}^N V_0(X_i) V_0(X_i + D) \quad (5.12)$$

ここで, 流れの中の与えられた粒子分布について, 変位相関ピークは  $s=d$  で最大となる. この最大の位置は平均面内変位を与える. そして, 流れ内部の速度の  $U$  と  $V$  成分を与える.

以下に, 離散相互相関について述べる.

### (3) 離散相互相関

離散相互相関には, 次の式が用いられる.

$$R_{I I'}(x, y) = \sum_{i=-K}^K \sum_{j=-L}^L I(i, j) I'(i+x, j+y) \quad (5.13)$$

$I$  と  $I'$  の変数は画像中の輝度であり,  $I'$  のサイズは  $I$  よりも大きい. 特に  $I$  は,  $I'$  の周囲をシフトさせてマッチングを行う. あるシフト  $(x, y)$  に対して, 重なったピクセルの輝度をすべて考慮し, 1つの相互相関関数  $R_{I I'}(x, y)$  が得られる. この処理を  $(-M \leq x \leq +M, -N \leq y \leq +N)$  のシフト範囲で行うことによって,  $(2M+1) \times (2N+1)$  の大きさの相互相関関数が得られる. 相関値は2つのパターンの近さを統計的に示す指標であり, 最大の相関値を示すシフト量が, 粒子画像の移動量として用いられる.

上に記した相関の求め方は, FFT 解析の基礎となる考え方である. 以降に, この計算を効率化した FFT 解析について述べる.

### (4) 効率化した相互相関処理

式(5.14)を用いた直接相互相関の代わりに, 相関理論を用い, フーリエ変換の複素共役積をとり, 相関係数を求めることが行われる.

$$R_{I I'} \Leftrightarrow \hat{I} \cdot \hat{I}'^* \quad (5.14)$$

ここで,  $\hat{I}$  と  $\hat{I}'$  は, それぞれ,  $I$  と  $I'$  のフーリエ変換である. 式(5.13)で表される膨大な2次元直接相関処理は, 2次元 FFT 解析によるフーリエ係数の複素共役積に効率化できる. これをさらに, 逆フーリエ解析することで, 入力と同じ大きさ  $N \times N$  の自己相関関数が得られる

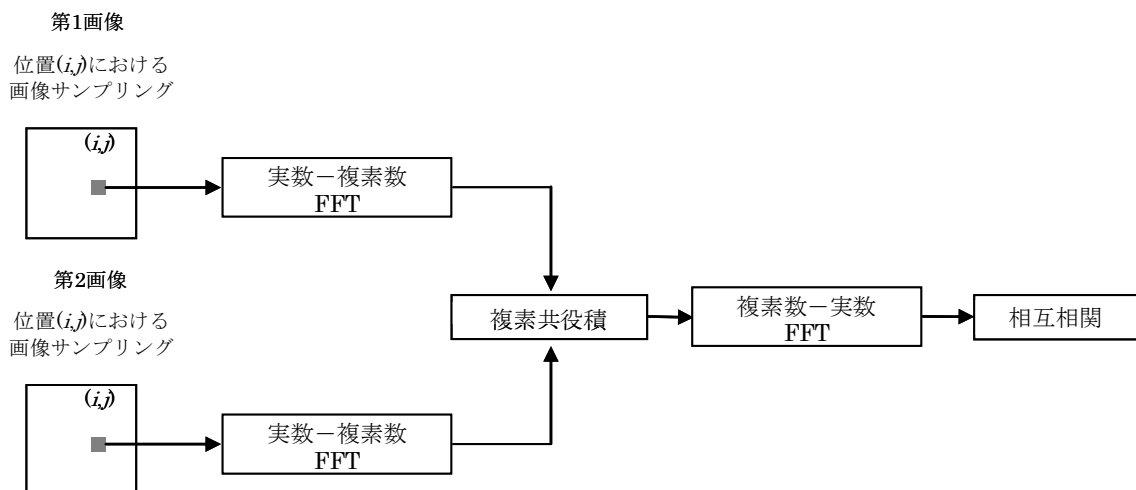


図 5-2-6 FFT を用いた相互相関処理

### (5) FFT 解析のまとめ

直接相関(式(5.13)参照)は、規格化されていないので同じ適合度合いでも相関値が異なる場合がある。例えば、数の多い(または明るい)粒子画像の場合は数の少ない(または暗い)粒子画像よりも相関値が大きくなる。このことから、複数の領域における相関量を比べることの意味が無くなる。よって、2 画像間の相関の度合いを定量化することが有効である。相互相関係数は、相互相関値(式(5.13)参照)を適切に規格化することにより得られる。

$$c_{I I'}(x, y) = \frac{C_{I I'}(x, y)}{\sqrt{\sigma_I(x, y)}\sqrt{\sigma_{I'}(x, y)}} \quad (5.15)$$

ここで、

$$C_{I I'}(x, y) = \sum_{i=0}^M \sum_{j=0}^N [I(i, j) - \mu_I][I'(i+x, j+y) - \mu_{I'}(x, y)] \quad (5.16)$$

$$\sigma_I(x, y) = \sum_{i=0}^M \sum_{j=0}^N [I(i, j) - \mu_I]^2 \quad (5.17)$$

$$\sigma_{I'}(x, y) = \sum_{i=0}^M \sum_{j=0}^N [I'(i, j) - \mu_{I'}(x, y)]^2 \quad (5.18)$$

$\mu_I$  は検査領域の平均値であり 1 回だけ計算すれば良い。一方  $\mu_{I'}(x, y)$  は、点  $(x, y)$  における  $I'$  の係数の平均値であり、各点ごとに計算する必要がある。以下に、解析の手順を示す。

ステップ 1 : 対象点の画像を取り出し、平均値と標準偏差を求める。

ステップ 2 : 各画像から平均値を減算する。

ステップ 3 : 図 5-2-5 に従い、2 次元 FFT により相互相関値を求める。

ステップ 4 : 相関値を元画像の標準偏差によって割る。この値は、 $-1 \leq c_{I I'} \leq 1$  の範囲に入り、規格化される。

ステップ 5 : FFT 相互相関に起因する誤差を考慮に入れながら、相関値のピークを探索する。

### 5.2.3 静止状態における周辺の流れ場特性

ここでは、座標軸を図 5-2-7 に示すように、五角形断面桁の上面中央を原点とし、水平方向を  $X$  軸、鉛直方向を  $Y$  軸、また、風速の水平成分を  $U(\text{m/s})$ 、鉛直成分を  $V(\text{m/s})$  と定義している。

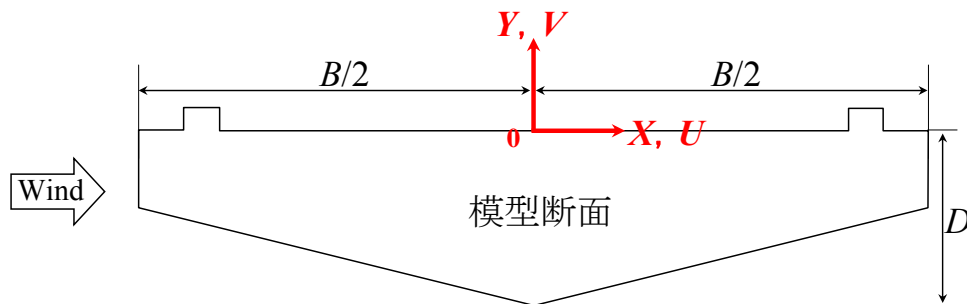


図 5-2-7 座標軸の定義図

### (1) 底面傾斜角 $\theta$ および桁高 $D$ が異なる場合の周辺流れ場特性

図 5-2-8, 9 に迎角  $\alpha=0^\circ$  における, それぞれの断面の上面側, 底面側および後流の平均風速比分布図を示す. それぞれ, (a), (b), (c) に  $\theta=12^\circ$  の  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  の結果を, (d), (e), (f) に  $\theta=14^\circ$  の  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  の結果を示す. ここで, 風速比とは風速の水平成分  $U(\text{m/s})$  と鉛直成分  $V(\text{m/s})$  を合成したものを, 基準風速  $V_S$  (ここでは,  $V_S=12.4\text{m/s}$ ) で除して無次元化したものである. また, 平均風速比分布図の縦軸は断面上面からの鉛直距離  $Y$  を桁高  $D$  で除した  $Y/D$ , 横軸は上面中央からの水平距離  $X$  を桁幅  $B$  で除した  $X/B$  を示している.

図 5-2-8 より断面の上面側においては, 全てのケースにおいて上流端付近で流速が速くなっており, また, 全体的に見ても平均風速比にはさほど大きな差異はない.

図 5-2-9 に着目すると, まず  $\theta=12^\circ$  の場合, 全ての  $B/D$  において底面上流端付近で風速比が 1.35 以上, 底面傾斜部の頂点付近で風速比が 1.45 以上となる流速が速い領域が存在する. 底面上流端付近の流速が速い領域は  $B/D$  が小さいほど風速比は大きく, 領域は広がっている. 底面傾斜部の頂点における流速が速い領域には  $B/D$  による違いはほぼない. また, 底面傾斜部の下流側および後流での風速比分布には, 大きな差異は見られない. 一方,  $\theta=14^\circ$  の場合に着目すると, 全ての  $B/D$  において  $\theta=12^\circ$  の場合のような底面上流端付近の流速が速い領域はなく, 底面傾斜部の頂点の流速が速い領域は存在するが, 風速比は 1.30 程度と  $\theta=12^\circ$  の場合と比較すると小さい値となっており,  $B/D$  が大きいほど, 風速比は小さい傾向を示している.

ここで, 各断面における底面傾斜部の頂点から下流側にかけての流れの差異を把握するため, 図 5-2-10 に示すように, 底面傾斜部の頂点下部 ( $X/B=0.00$ ), 底面傾斜部下流側の中央下部 ( $X/B=0.25$ ) における気流の角度について整理した. 図 5-2-11 (a) に底面傾斜部の頂点下部 ( $X/B=0.00$ ), 図 5-2-11 (b) に底面傾斜部下流側の中央下部 ( $X/B=0.25$ ) での各断面における気流の傾斜角度を示す. それぞれの図は縦軸に鉛直距離  $Y/D$ , 横軸に気流傾斜角  $\psi$  で整理している. 気流傾斜角  $\psi$  については, 図中に示すように, 水平から上向きを正としている.

図 5-2-11 (a) より, 底面傾斜部の頂点下部においては,  $\theta=12^\circ$  の場合, 全ての  $B/D$  で気流傾斜角  $\psi$  はほぼ  $0^\circ$  となっているのに対し,  $\theta=14^\circ$  の場合は全ての  $B/D$  で底面傾斜部の頂点に近くなるに従い, 断面下方向に向かうような負の傾斜角の流れになっており,  $B/D$  が大きいほど負の傾斜角は大きくなっている. また図 5-2-11 (b) より,  $\theta=14^\circ$  の場合,  $\psi$  はほぼ  $0^\circ$  となっているのに対し,  $\theta=12^\circ$  の場合, 断面付近における  $\psi$  はほぼ  $10^\circ$  であり断面に沿うような流れであることがわかる. つまり,  $\theta=12^\circ$  の場合は全ての  $B/D$  において底面傾斜部の頂点から剥離することなく断面に沿って流下するが,  $\theta=14^\circ$  の場合は底面傾斜部の頂点から剥離していると考えられる.

図 5-2-12, 13 に迎角  $\alpha=0^\circ$  におけるそれぞれの断面の上面側, 底面側および後流の渦度分布図を示す. それぞれ, (a), (b), (c) に  $\theta=12^\circ$  の  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  の結果を, (d), (e), (f) に  $\theta=14^\circ$  の  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  の結果を示す. 渦度分布図の縦軸は  $Y/D$ , 横軸は  $X/B$  を示している. ここで, 渦度  $\omega$  とは流体の回転を表現する量であり, その絶対値が大きいほど回転の強さが強いことを示しており, 式(5.19)で定義される.

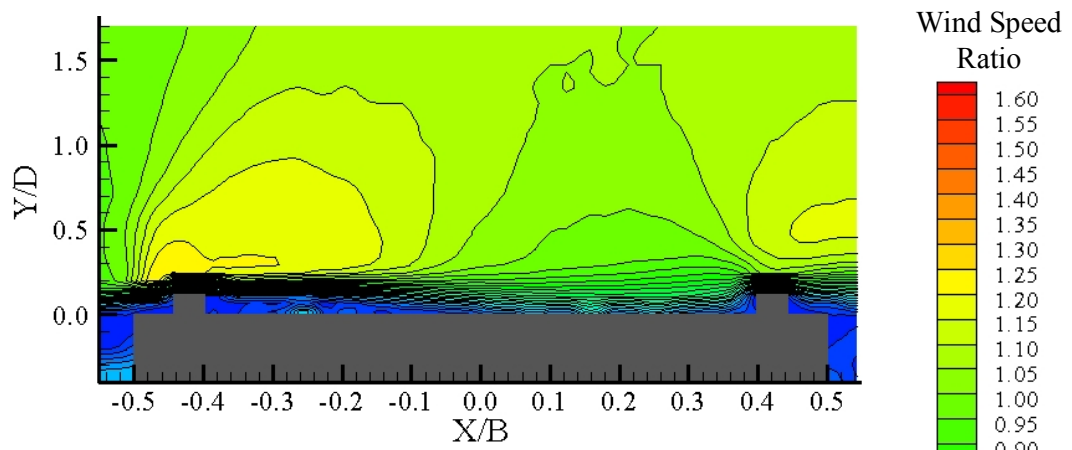
$$\omega = \frac{\partial V}{\partial x} - \frac{\partial U}{\partial y} \quad (5.19)$$

渦度分布図において渦度が強い部分を剥離せん断層の位置とみなすと, 図 5-2-12 より, 断面上面側においては渦度の強さや剥離せん断層の位置にさほど大きな差異はない.

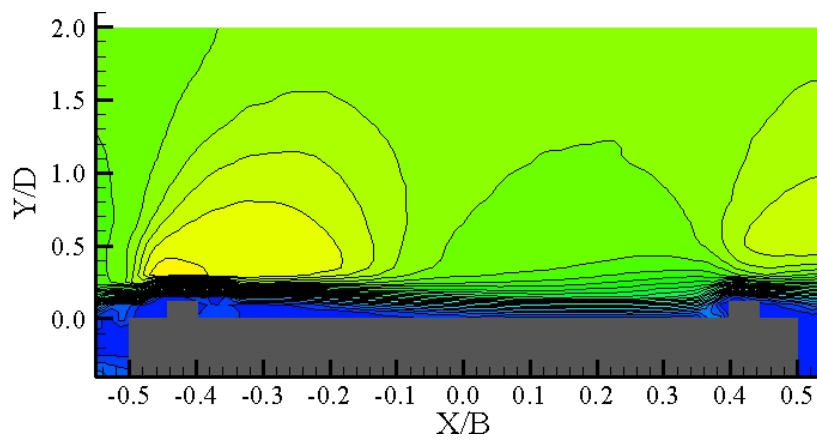
図 5-2-13 に着目すると,  $\theta=12^\circ$  の場合は全ての  $B/D$  において底面上流端および底面傾斜部の

頂点で渦度が強くなっている。また、剥離せん断層はほぼ断面に沿っているが、底面上流端で僅かに離れ、 $B/D$  が小さいほど大きく離れる傾向がある。 $\theta=14^\circ$  の場合は全ての  $B/D$  において、底面傾斜部上流側では剥離せん断層は断面に沿っているが、底面傾斜部下流側では断面から離れ、厚くなる傾向を示している。

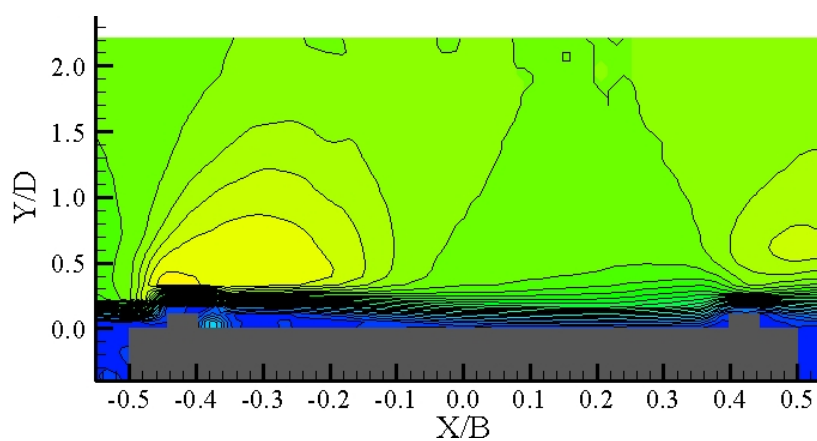
以上の結果を、既往の研究および静止状態における表面圧力測定の結果と比較して考察すると、 $\theta=12^\circ$  の場合、底面傾斜部の上流端付近および頂点付近において流速が速く、渦度も強くなり、底面傾斜部の下流側では流れが断面に沿って流下する。底面傾斜部の上流端付近や頂点付近で流速が速くなり、高渦度域が発生することにより、大きな負圧が働いている。このことが既往の研究において、抗力、揚力がともに良好な結果を示した要因と考えられる。また、 $\theta=12^\circ$  の場合には、底面傾斜部下流側では流れが断面に沿って流下するため表面圧力の変動が小さいが、 $\theta=14^\circ$  の場合には、底面傾斜部下流側で流れが剥離し、負圧が大きくなり、さらに表面に作用する負圧の変動が大きくなるため応答特性が  $\theta=12^\circ$  の場合よりも劣ったものと考えられる。



(a)  $B/D=4.0, \theta=12^\circ$

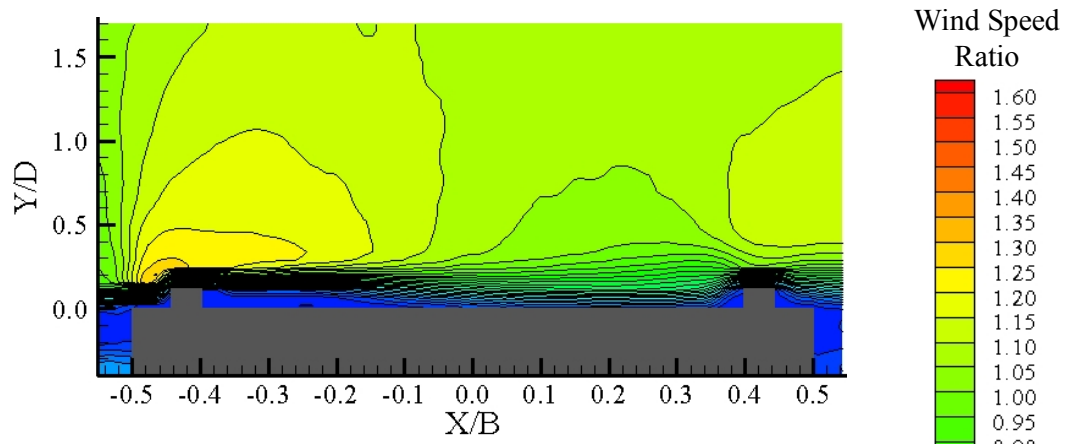


(b)  $B/D=4.5, \theta=12^\circ$

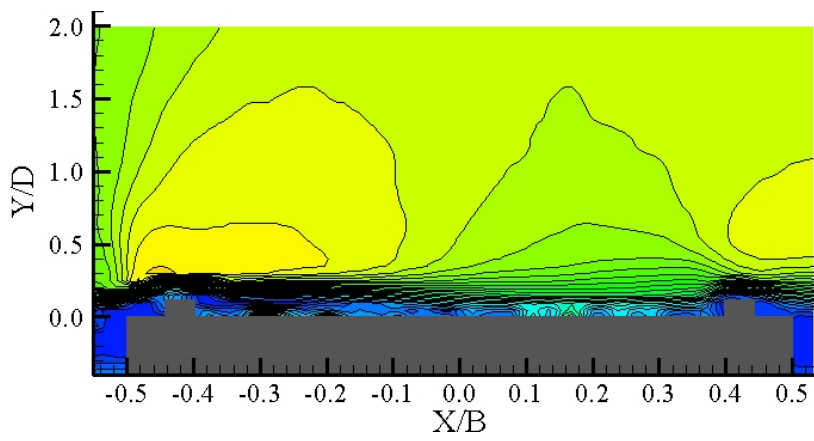


(c)  $B/D=5.0, \theta=12^\circ$

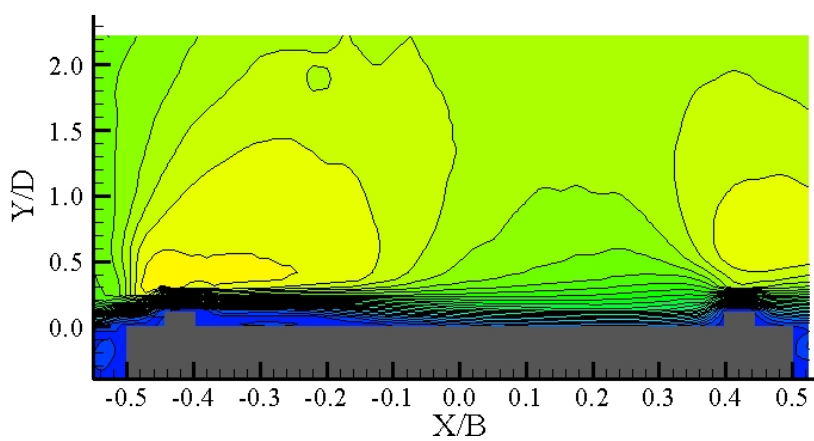
図 5-2-8 上面における平均風速比分布図( $\alpha=0^\circ$ )



(d)  $B/D=4.0, \theta=14^\circ$



(e)  $B/D=4.5, \theta=14^\circ$



(f)  $B/D=5.0, \theta=14^\circ$

図 5-2-8 上面における平均風速比分布図( $\alpha=0^\circ$ )

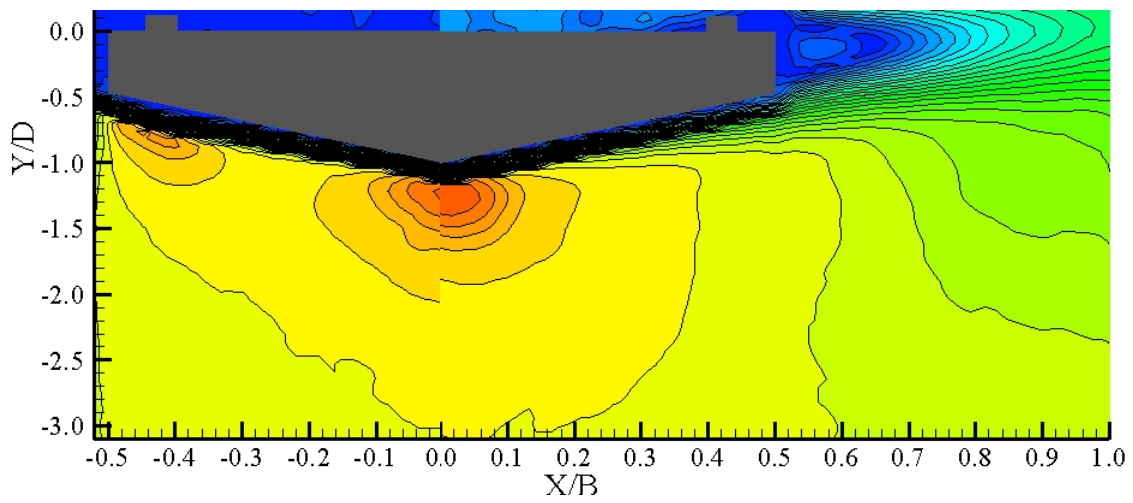
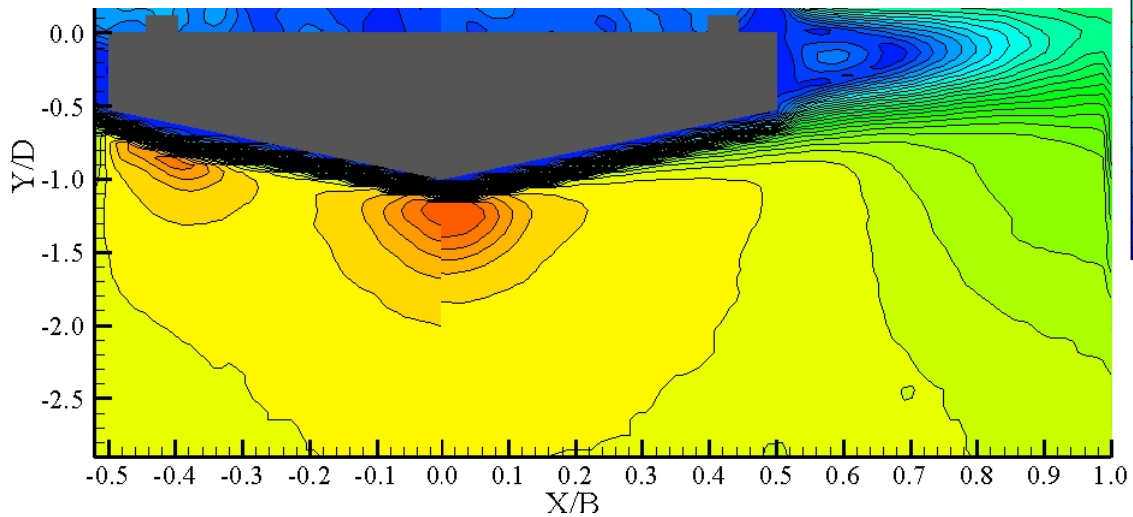
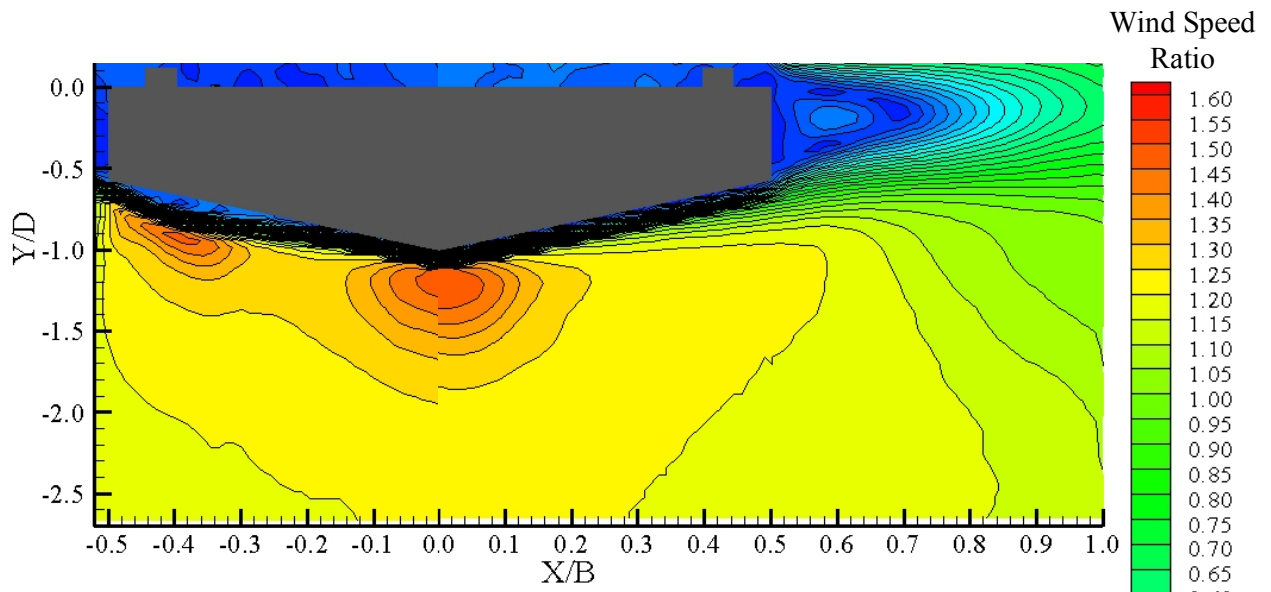


図 5-2-9 底面および後流における平均風速比分布図( $\alpha=0^\circ$ )



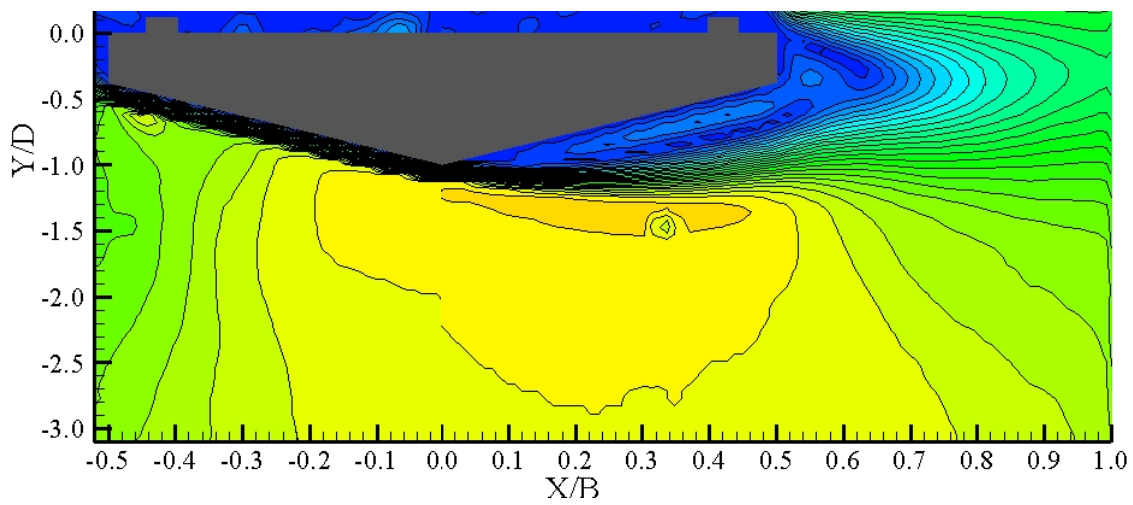
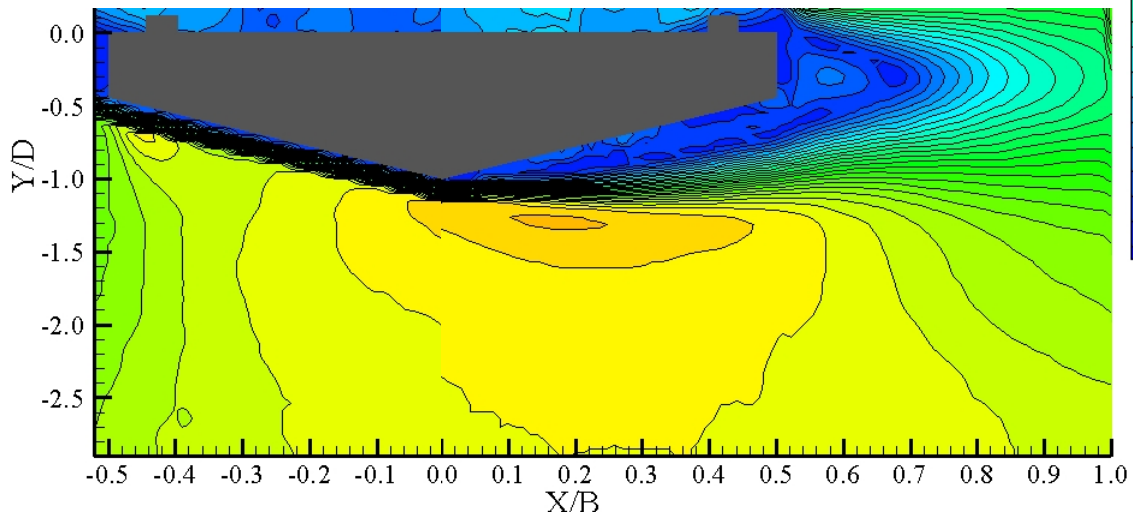
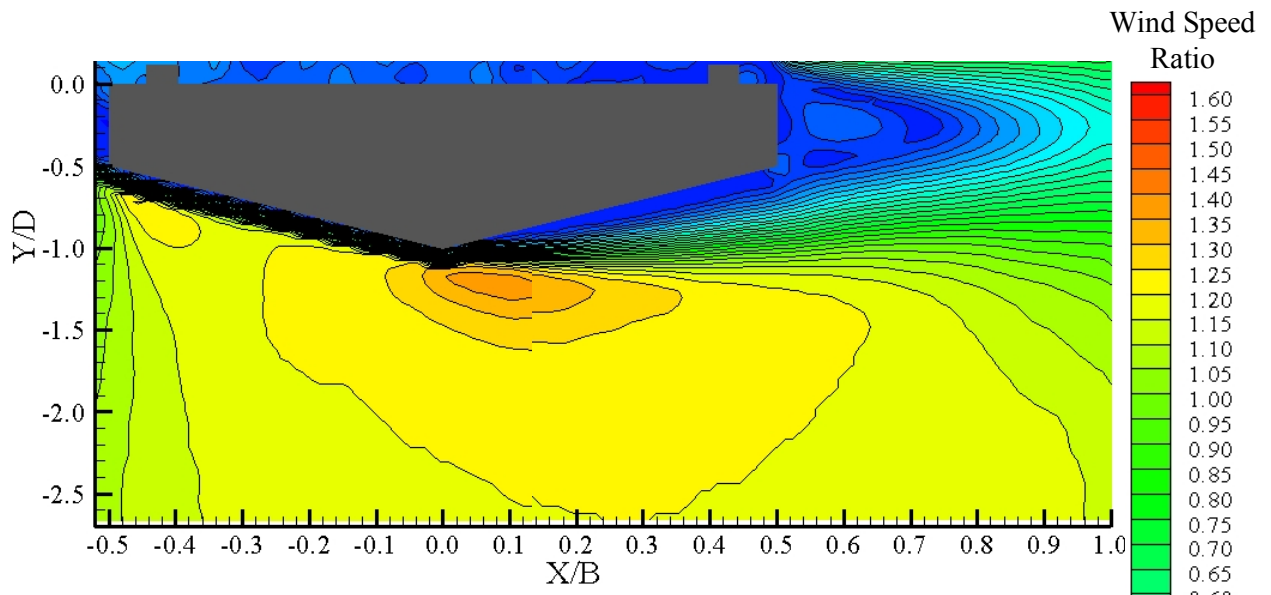


図 5-2-9 底面および後流における平均風速比分布図( $\alpha=0^\circ$ )

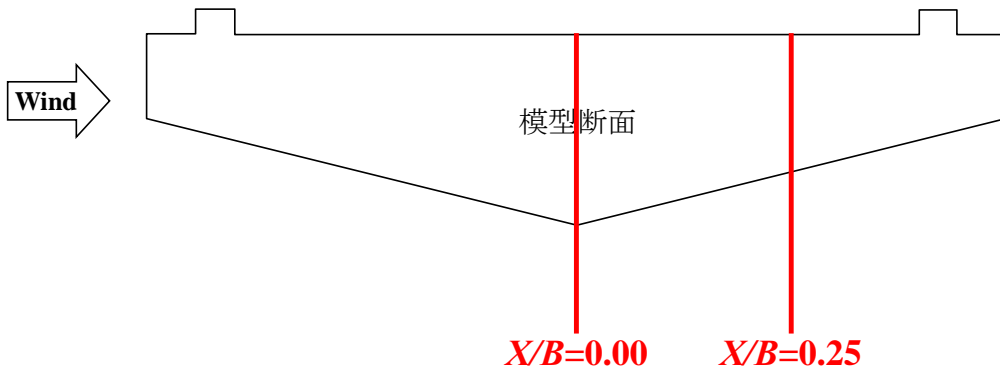
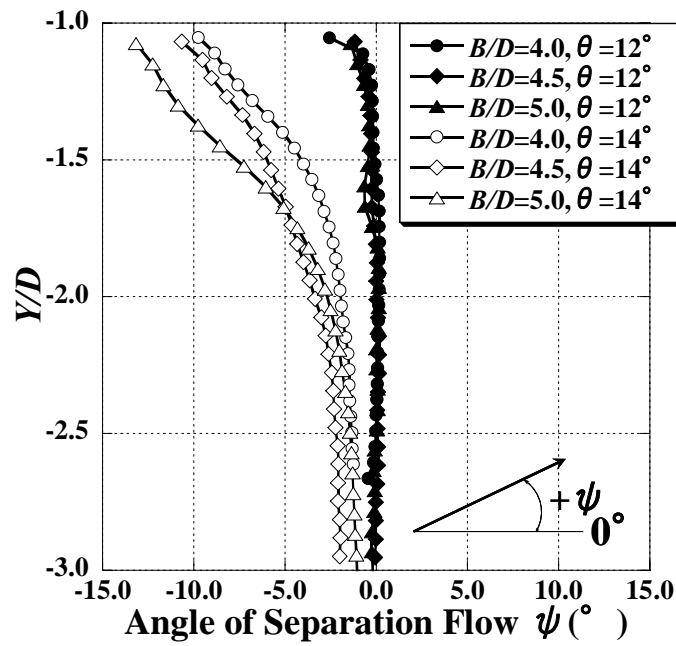
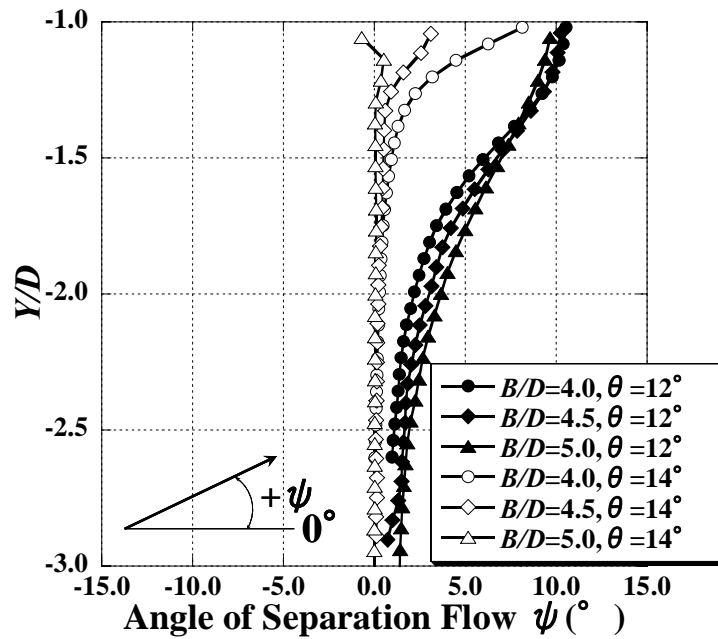


図 5-2-10 気流傾斜角整理位置



(a) 底面傾斜部の頂点下部( $X/B=0.00$ )



(b) 底面下流側の中央下部( $X/B=0.25$ )

図 5-2-11 各断面における気流傾斜角分布図

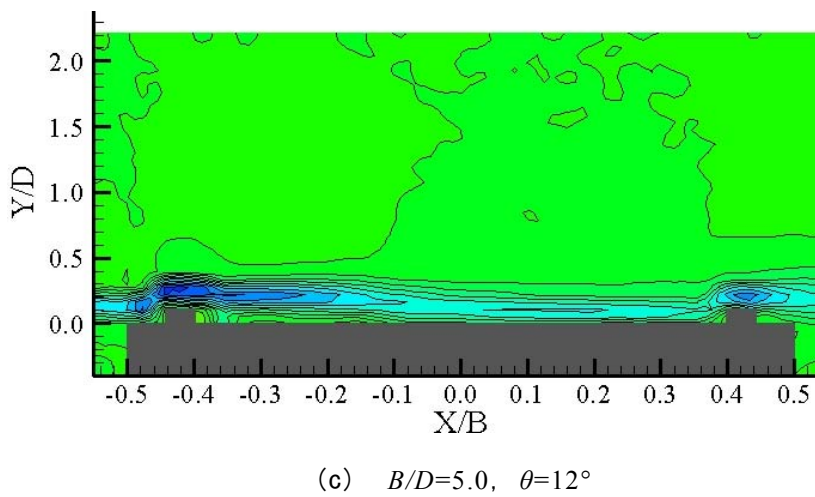
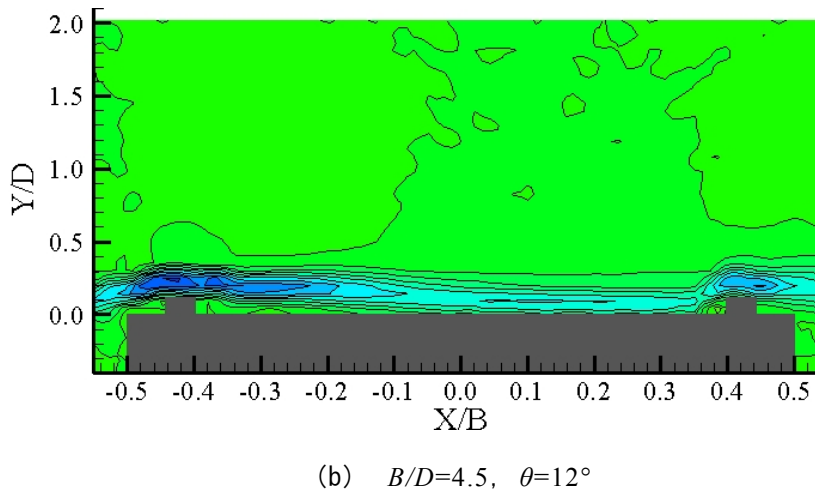
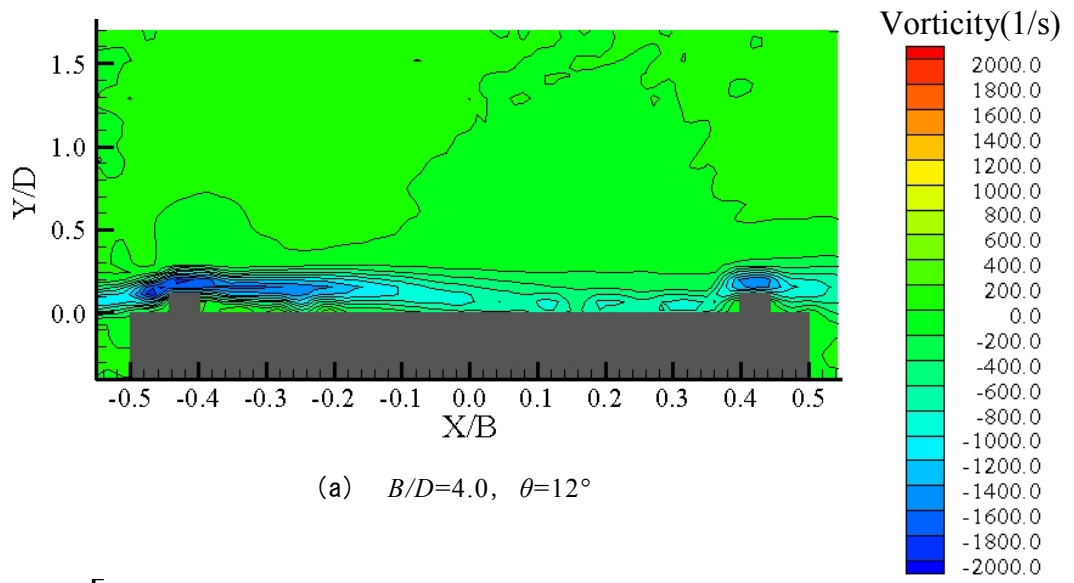


図 5-2-12 上面における渦度分布図( $\alpha=0^\circ$ )

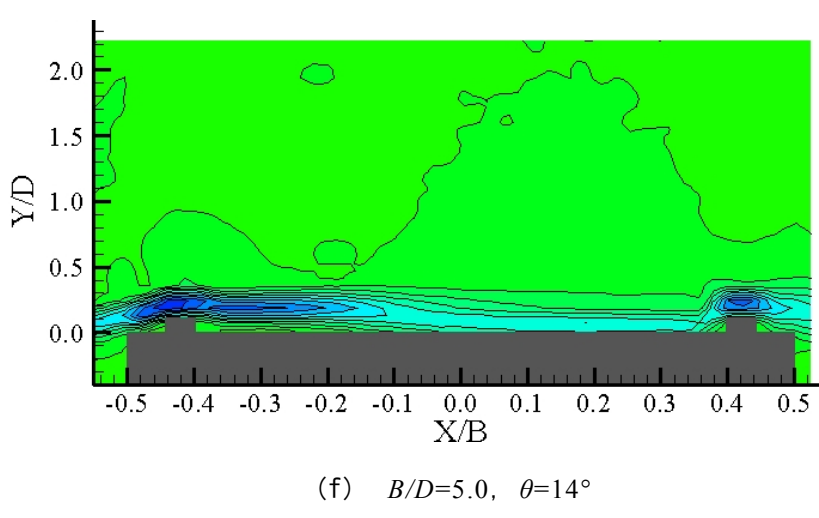
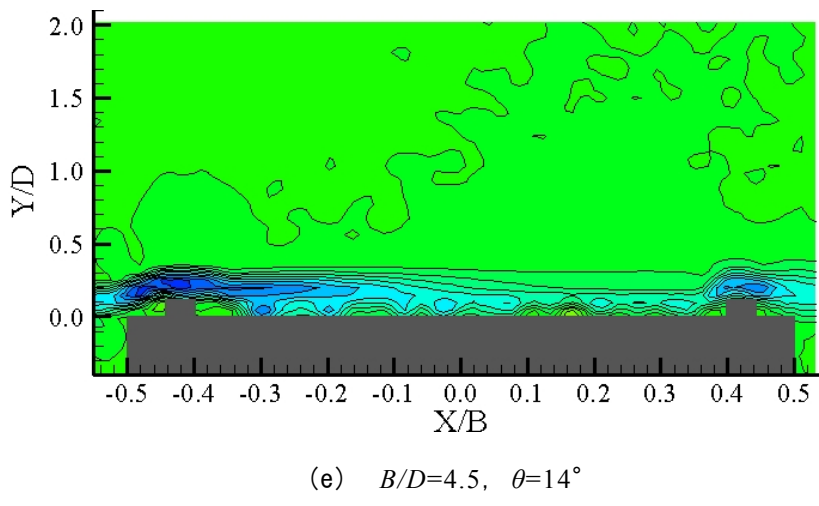
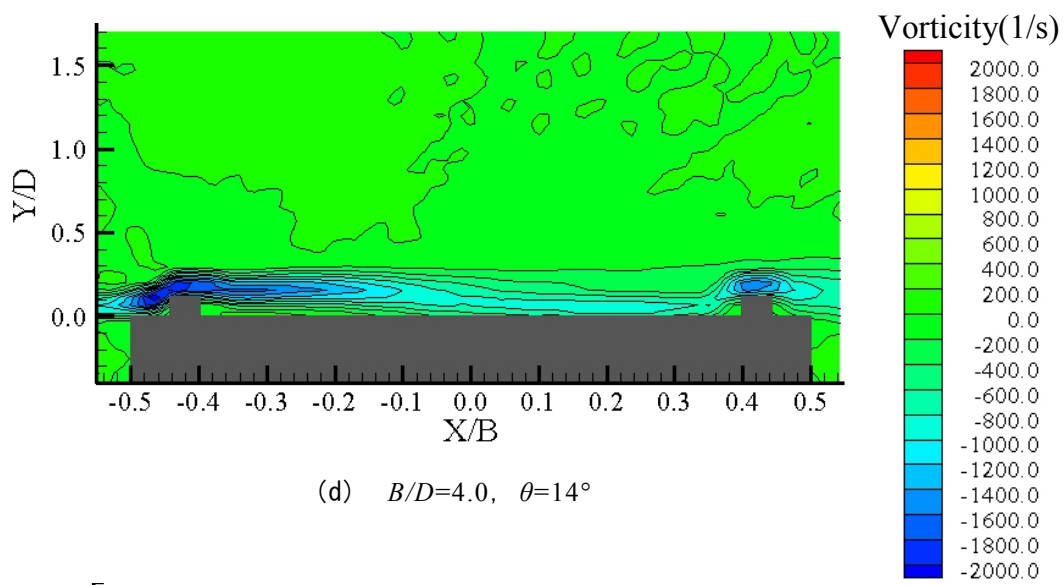


図 5-2-12 上面における渦度分布図( $\alpha=0^\circ$ )

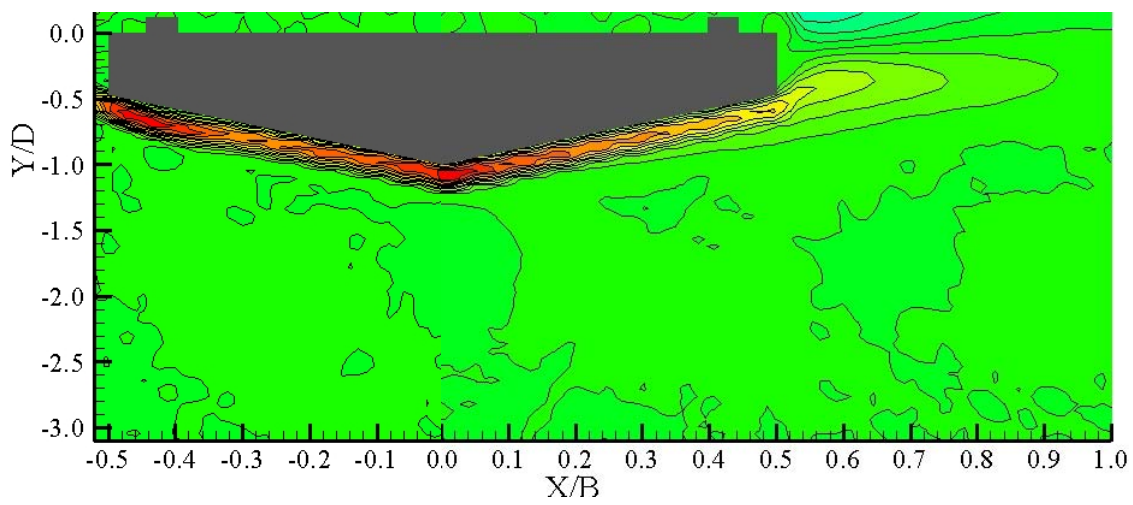
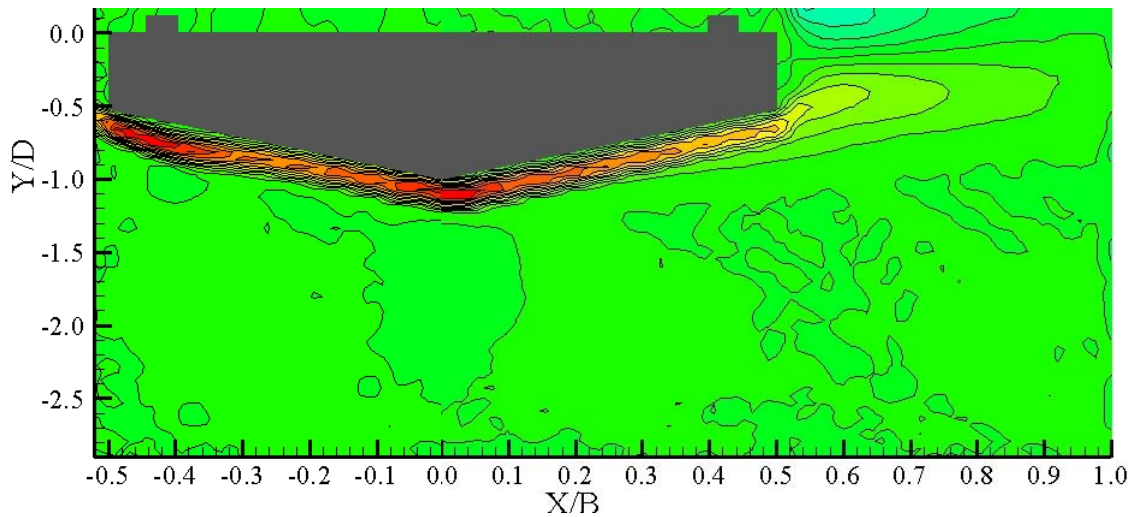
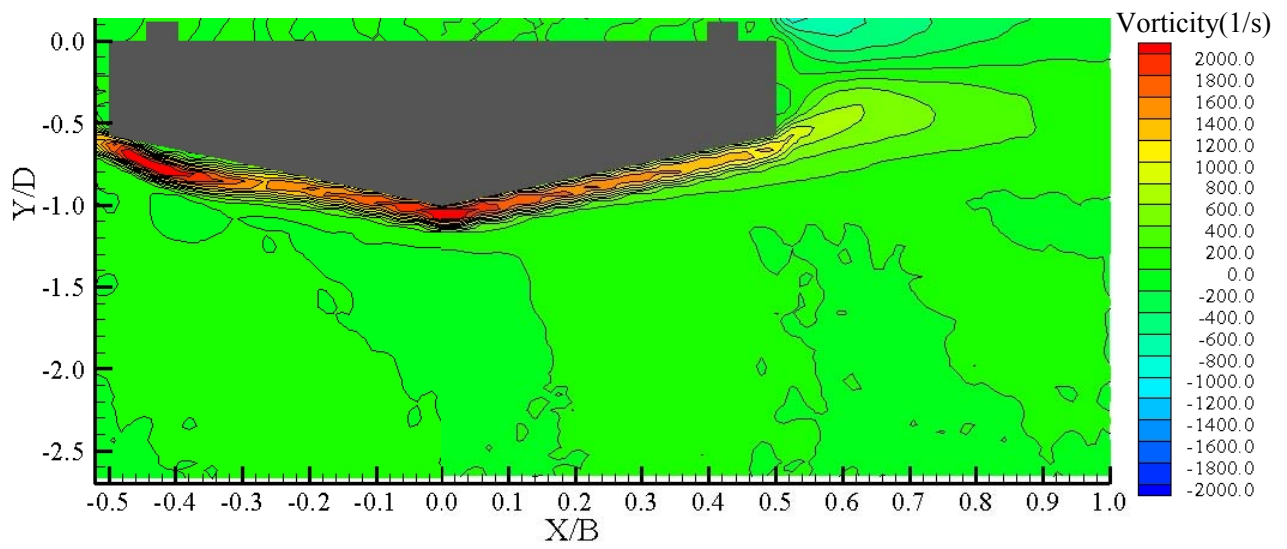


図 5-2-13 底面および後流における渦度分布図( $\alpha=0^\circ$ )

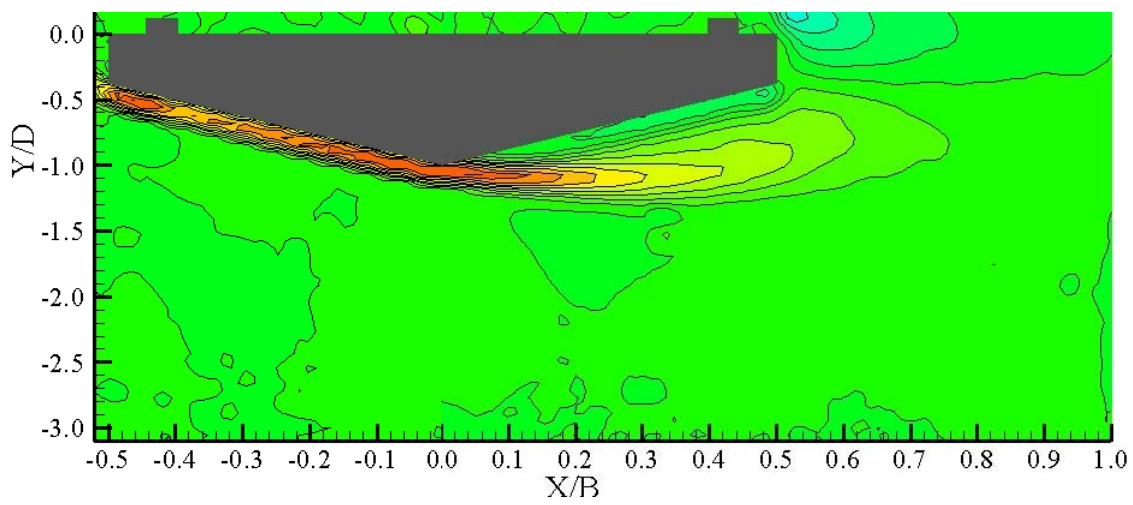
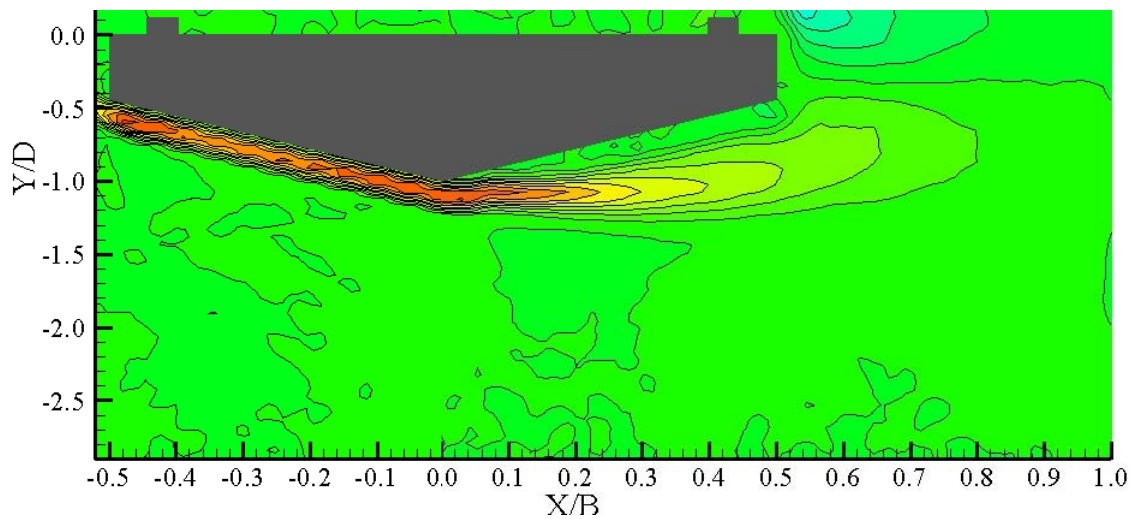
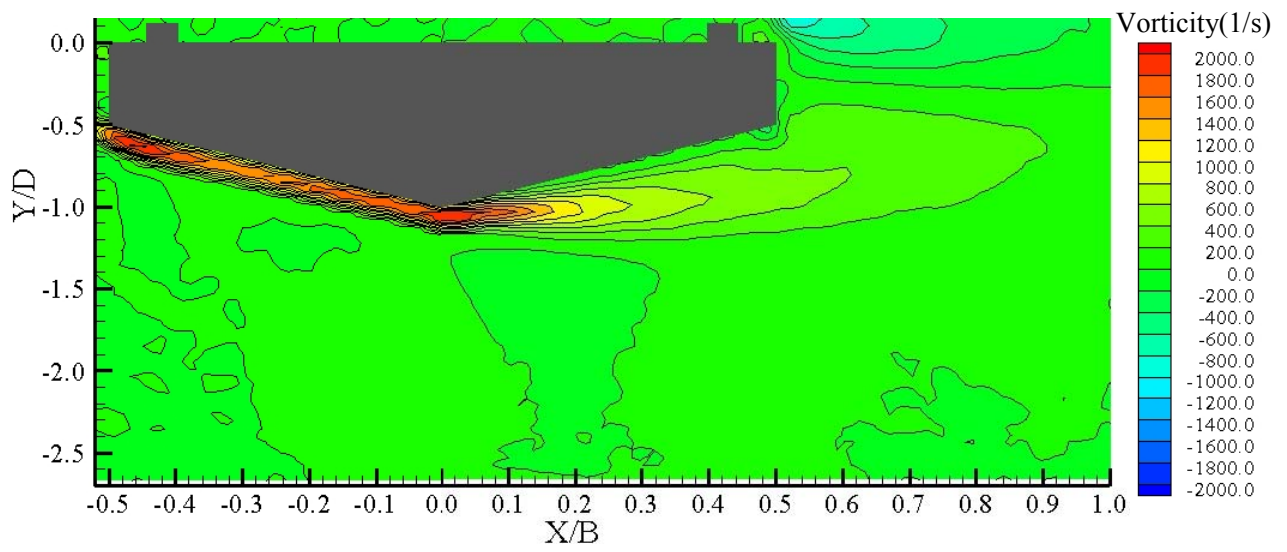


図 5-2-13 底面および後流における渦度分布図( $\alpha=0^\circ$ )

## (2) 迎角 $\alpha$ の違いによる周辺流れ場特性

図 5-2-14, 15 に  $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合のそれぞれの迎角  $\alpha$  における, 断面の上面側, 底面側および後流の平均風速比分布図を示す. 図 5-2-16, 17 に同様に, 渦度分布図を示す. また, 図 5-2-18, 19 に  $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合のそれぞれの迎角  $\alpha$  における平均風速比分布図, 図 5-2-20, 21 に渦度分布図を示す. それぞれの縦軸は  $Y/D$ , 横軸は  $X/B$  である.

$\theta=12^\circ$  の場合に注目すると, 図 5-2-14 より断面の上面側においては, 負の迎角が大きいほど上流端付近の流速が速い領域は風速比が小さく, 範囲は狭くなる傾向がある. また, 正の迎角が大きいほど, 流速が速い領域は広範囲に広がり, 風速比も大きくなっている. 図 5-2-15 より断面の底面側においては, 負の迎角が大きいほど上流端付近の流速が速い領域の風速比は大きく, 範囲も広くなる傾向があり, 正の迎角が大きいほど, 上流端の流速が速い領域は狭くなり,  $\alpha=+6^\circ$  においては, 流速が速くなる領域は発生していない. また,  $\alpha=-6^\circ$  においては, 底面傾斜部頂点付近での風速比が 1.35 程度となっており, 他の迎角の場合と比較すると小さくなっている.

渦度分布図に着目すると, 図 5-2-16 より断面の上面側においては,  $\alpha=0^\circ$  の場合と比較すると負の迎角の場合は剥離せん断層の位置や厚みにはさほど大きな差異はなく, ほぼ断面に沿っている. 正の迎角の場合は剥離せん断層が厚くなり, 断面から離れる傾向を示している. 図 5-2-17 より断面の底面側では, 負の迎角においては底面上流端で渦度が非常に強くなっており, 上流側における剥離せん断層の位置は負の迎角が大きいほど断面から離れ, 底面傾斜部の頂点付近から断面に沿うようになる. 正の迎角においては底面上流端での渦度はさほど強くなく, 剥離せん断層は底面全体において断面に沿っている. また,  $\alpha=-6^\circ$  の場合においては, 底面傾斜部の頂点における渦度が他の迎角と比較すると弱くなっている.

$\theta=14^\circ$  の場合に注目すると, 図 5-2-19 より断面の上面側においては,  $\theta=12^\circ$  の場合と同様に, 負の迎角が大きいほど上流端付近における流速が速い領域は風速比が小さく, 範囲は狭くなる傾向がある. また, 正の迎角が大きいほど流速が速い領域は広範囲に広がり, 風速比も大きくなっている. 図 5-2-19 より断面の底面側においては, 負の迎角において, 底面上流端付近および頂点付近で流速が速くなり, 負の迎角が大きいほど, 上流端付近の流速が速い領域の風速比は大きく, 範囲も広くなる傾向がある.

また, 図 5-2-20 の上面側における渦度分布図より,  $\alpha=0^\circ$  の場合と比較すると負の迎角においては渦度の強さや剥離せん断層の位置にさほど大きな差異はないが, 正の迎角においては剥離せん断層が厚くなり, 断面から離れる傾向を示している. 図 5-2-21 に注目すると, 負の迎角においては底面上流端で渦度が非常に強くなっており, 上流側における剥離せん断層の位置は負の迎角が大きいほど断面から離れ, 底面傾斜部の頂点付近から断面に沿っており, 図 5-2-13 (a) ~ (c) に示した迎角  $\alpha=0^\circ$  における  $\theta=12^\circ$  の場合の渦度分布と似た傾向を示す. また, 正の迎角においては, 迎角  $\alpha=0^\circ$  の場合と比較すると, 剥離せん断層の位置にはさほど大きな差異はなく, 後流側では断面から離れている, また, 正の迎角が大きくなるに従い, 底面上流端付近での渦度が弱くなる傾向がある.

以上の結果を, 既往の研究および静止状態における表面圧力測定の結果と比較して考察すると, 迎角の違いは上面および底面の流れ場に大きく影響することがわかる. 上面側においては正の迎角が大きいほど上流端での流速が速くなり, 剥離が大きくなる. そのため, 正の迎角においては負圧の絶対値が大きく, 揚力を増加させる力が作用すると考えられる.

底面側においては、負の迎角が大きいくほど上流端での風速比が大きくなり、渦度も大きくなる。このことにより、負の迎角が大きくなるほど底面上流端に作用する負圧の絶対値が大きくなると考えられる。正の迎角においては、底面下流側の流れ場特性に大きな差異はないが、上流側では正の迎角が大きいくほど、底面上流端の流速が速い領域は狭くなり、渦度も弱くなる。また、 $\theta=12^\circ$ の場合は、迎角が変化しても底面全体の流れ場特性は大きく変化しないが、 $\theta=14^\circ$ の場合は、負の迎角においては底面全体の流れ場特性が $\alpha=0^\circ$ における $\theta=12^\circ$ のそれと類似する傾向があり、正の迎角における流れ場とは異なる。つまり、迎角によって流れ場が異なる。これは表面圧力測定においても同様の結果が得られており、また既往の静的三分力測定より得られた、抗力係数および揚力係数は、 $\theta=12^\circ$ の場合は迎角が変化してもさほど変化しないが、 $\theta=14^\circ$ の場合は迎角によって大きく異なる値を示すという結果とも一致している。

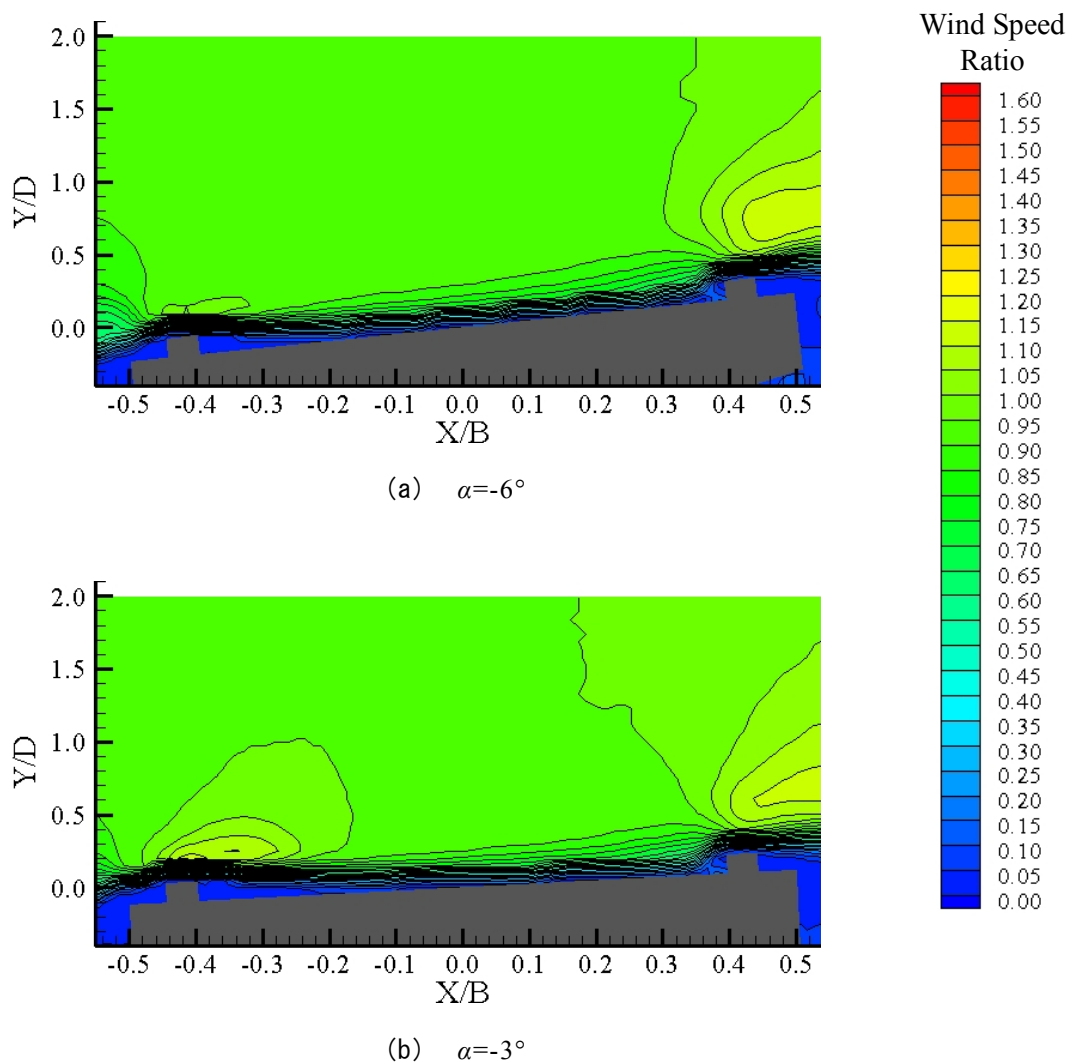


図 5-2-14 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



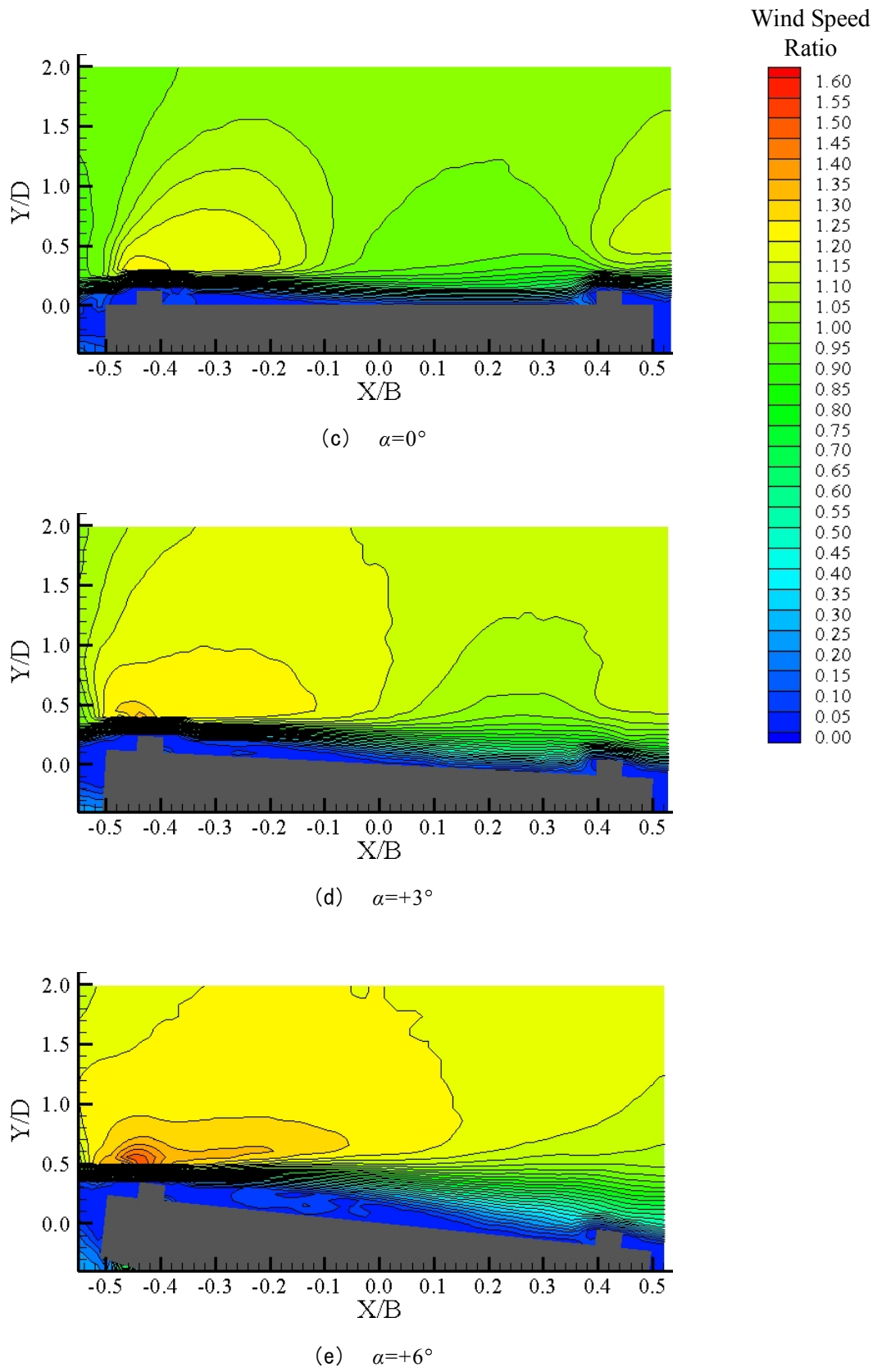
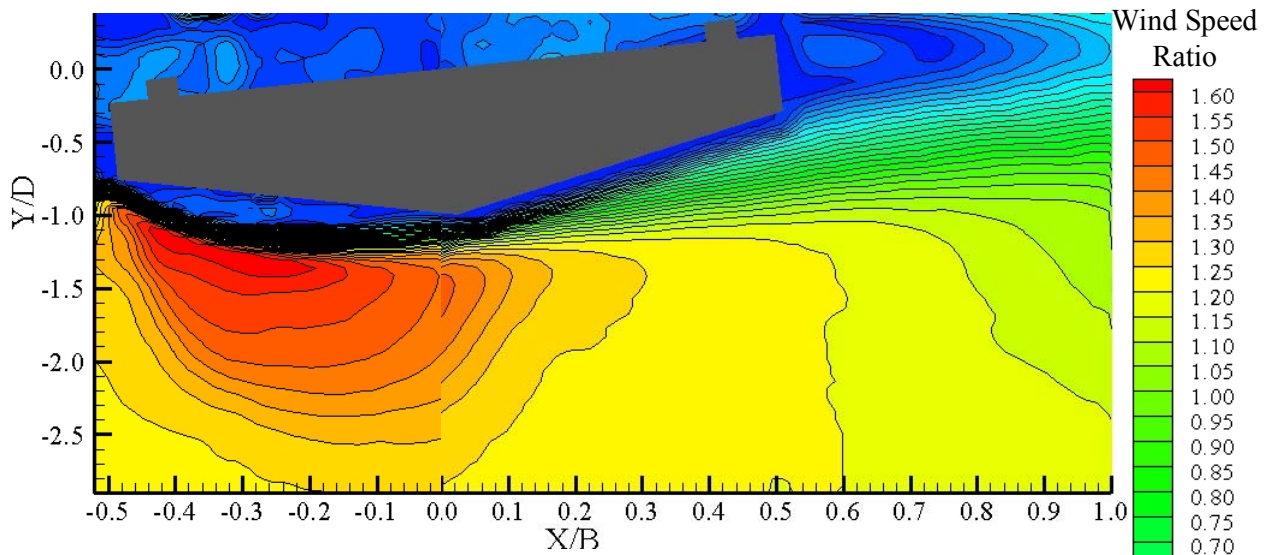
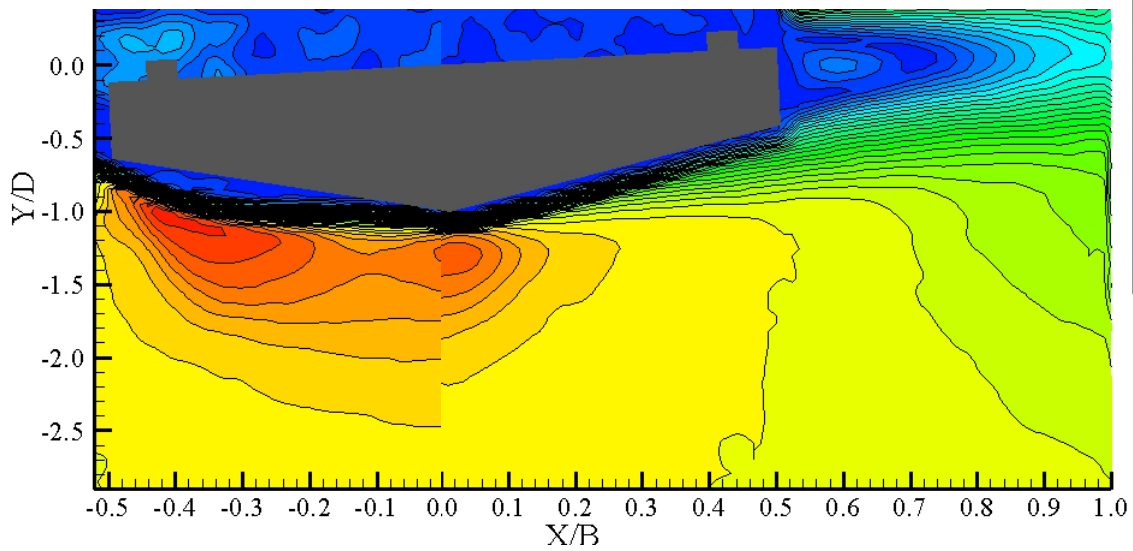


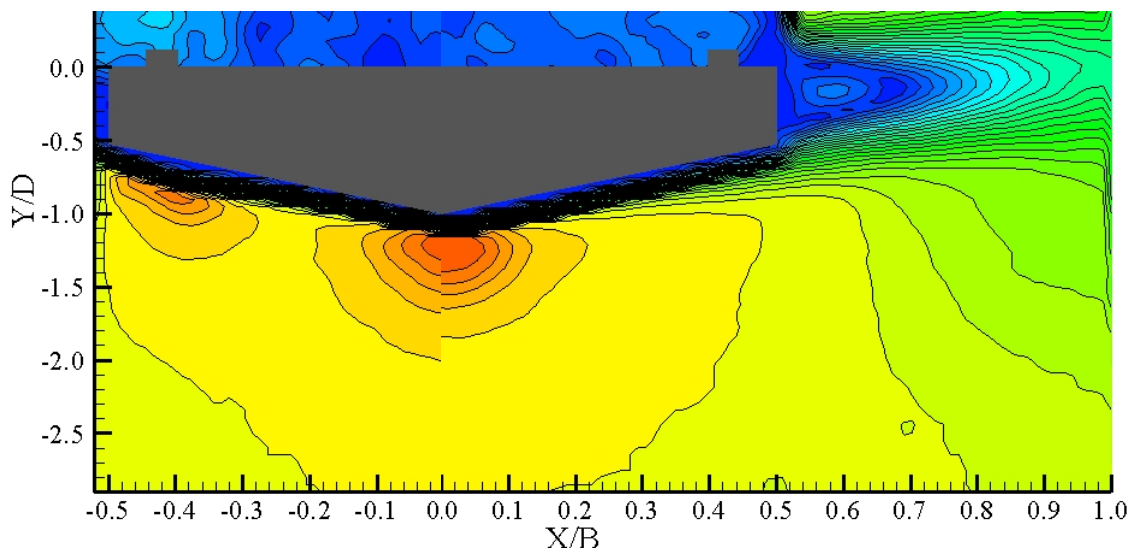
図 5-2-14 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



(a)  $\alpha = -6^\circ$

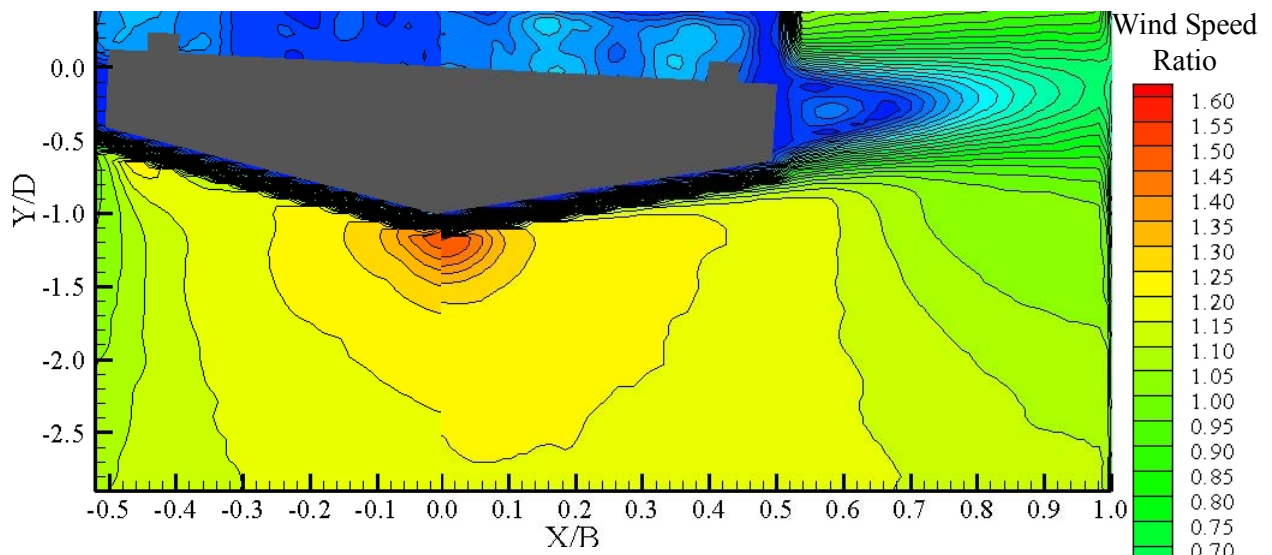


(b)  $\alpha = -3^\circ$

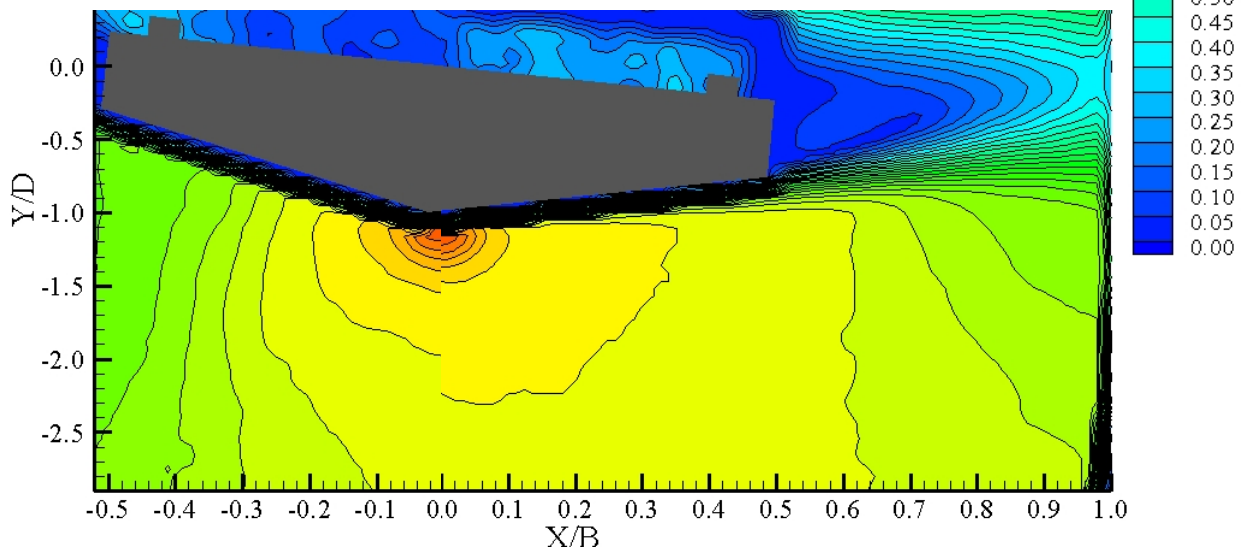


(c)  $\alpha = 0^\circ$

図 5-2-15 底面および後流における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



(d)  $\alpha=+3^\circ$



(e)  $\alpha=+6^\circ$

図 5-2-15 底面および後流における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

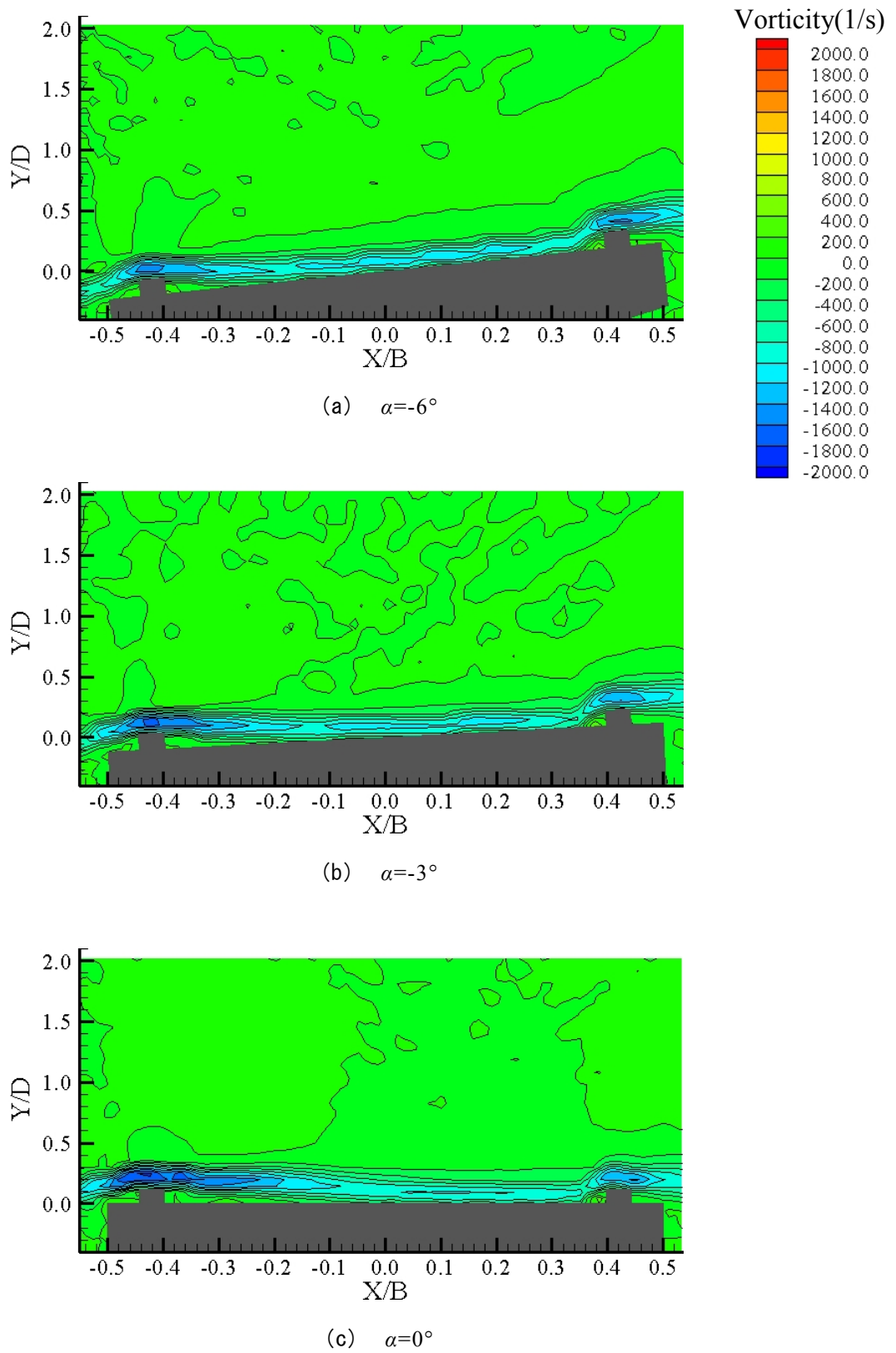


図 5-2-16 上面における渦度分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

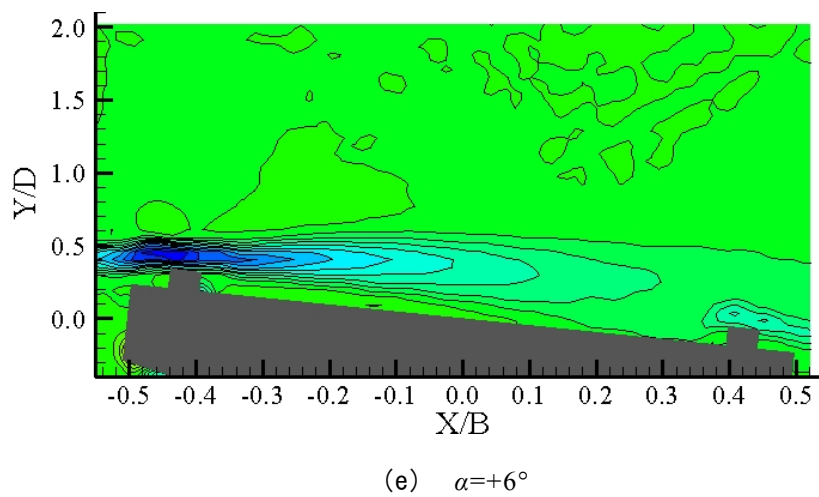
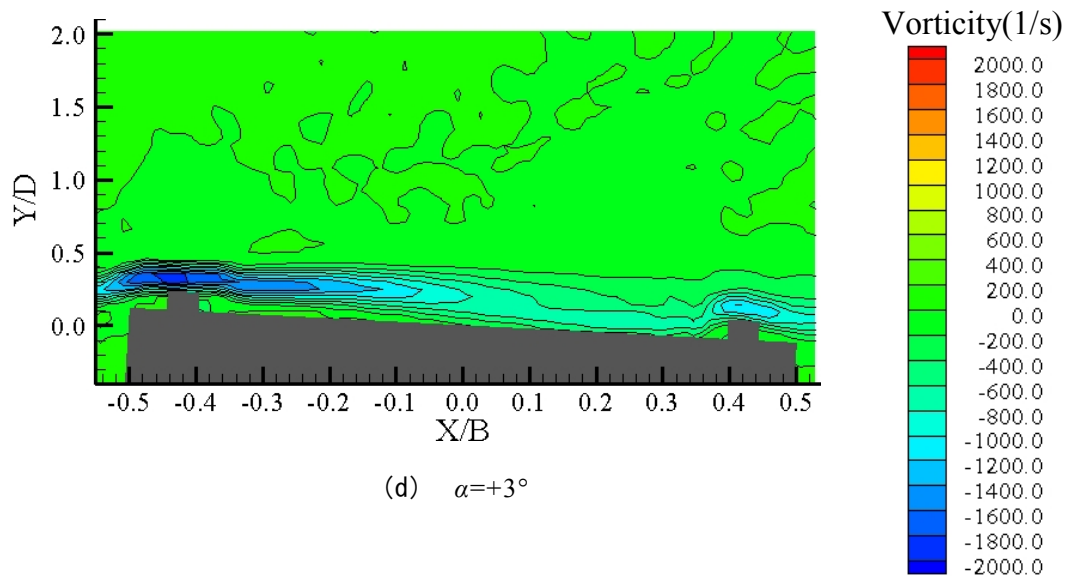
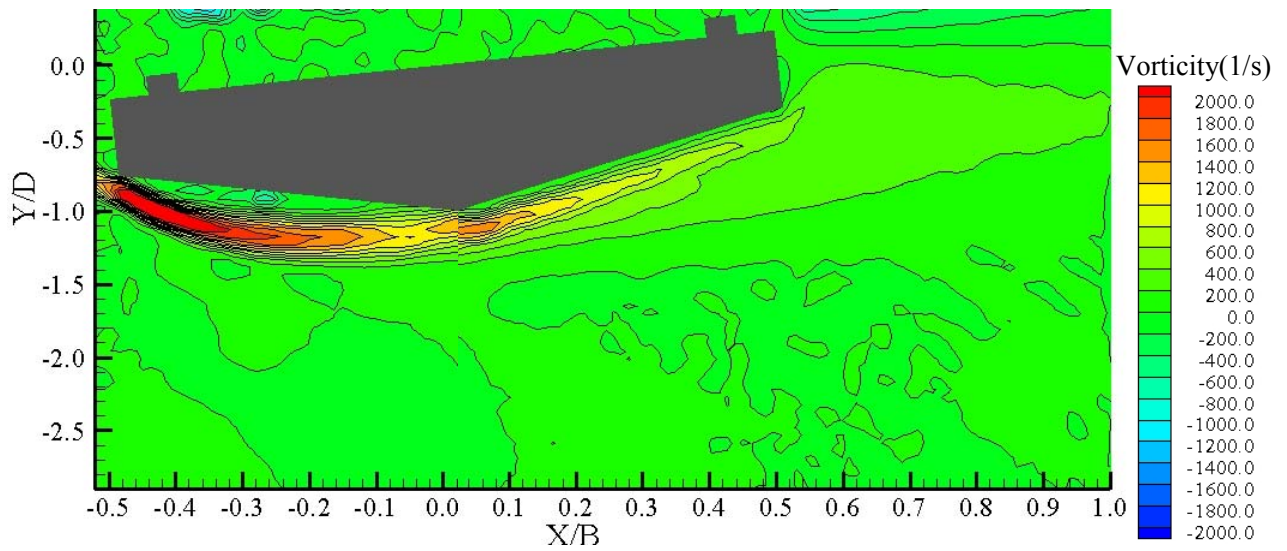
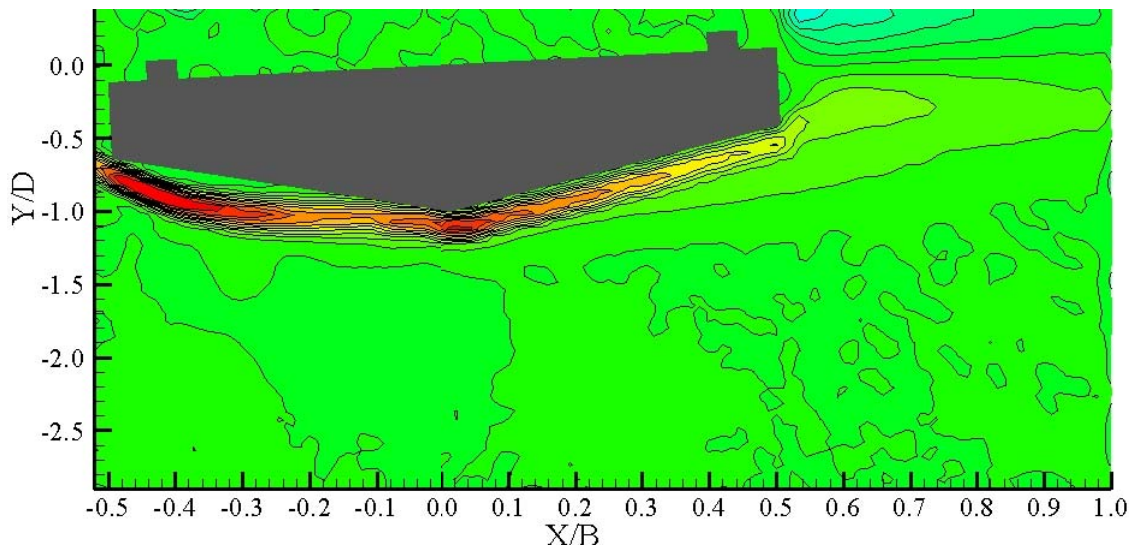


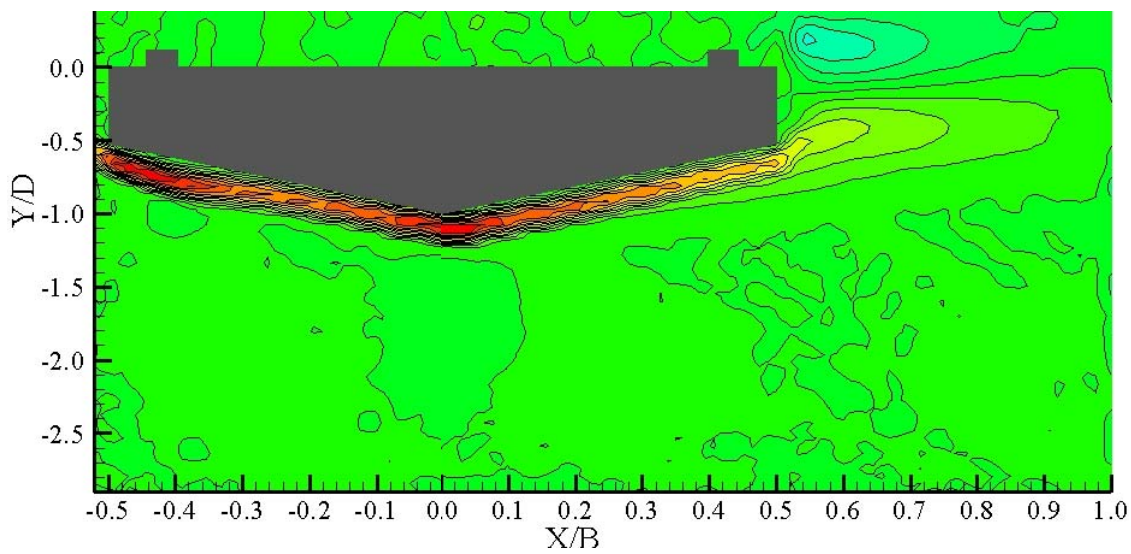
図 5-2-16 上面における渦度分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



(a)  $\alpha = -6^\circ$

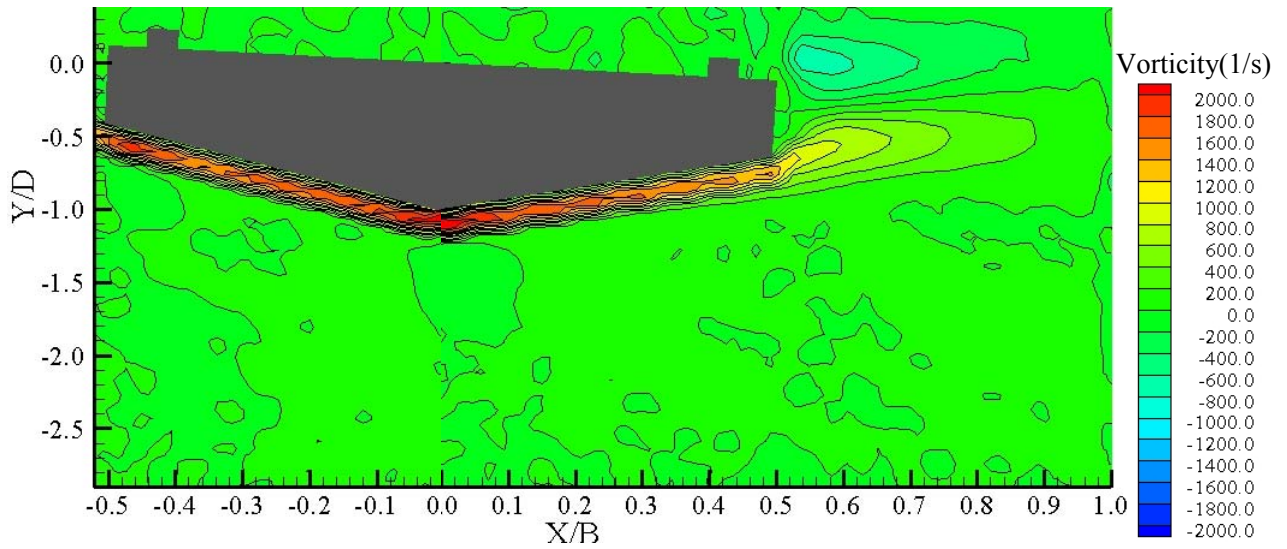


(b)  $\alpha = -3^\circ$

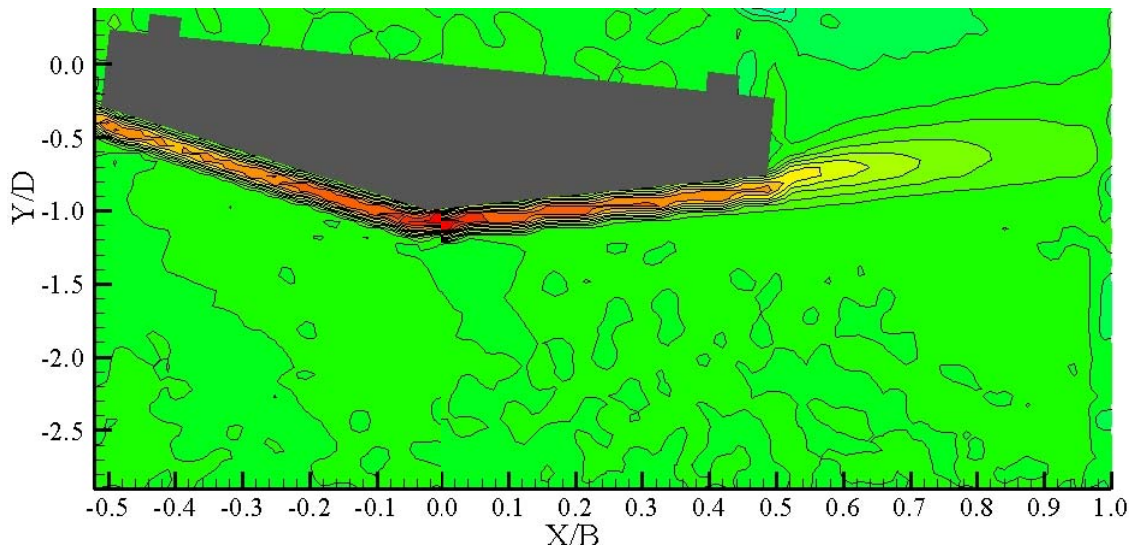


(c)  $\alpha = 0^\circ$

図 5-2-17 底面および後流における渦度分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



(d)  $\alpha=+3^\circ$



(e)  $\alpha=+6^\circ$

図 5-2-17 底面および後流における渦度分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

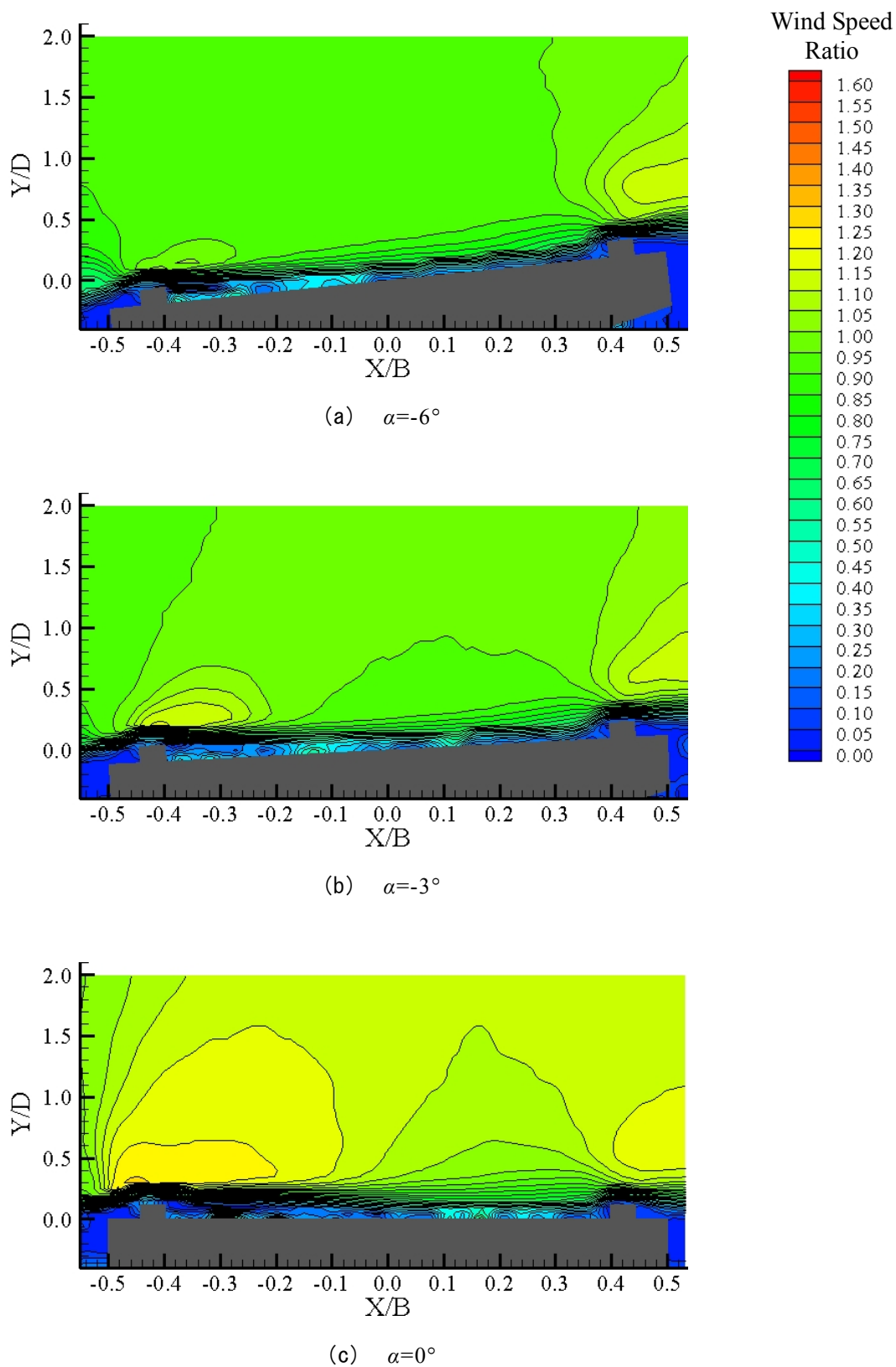


図 5-2-18 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



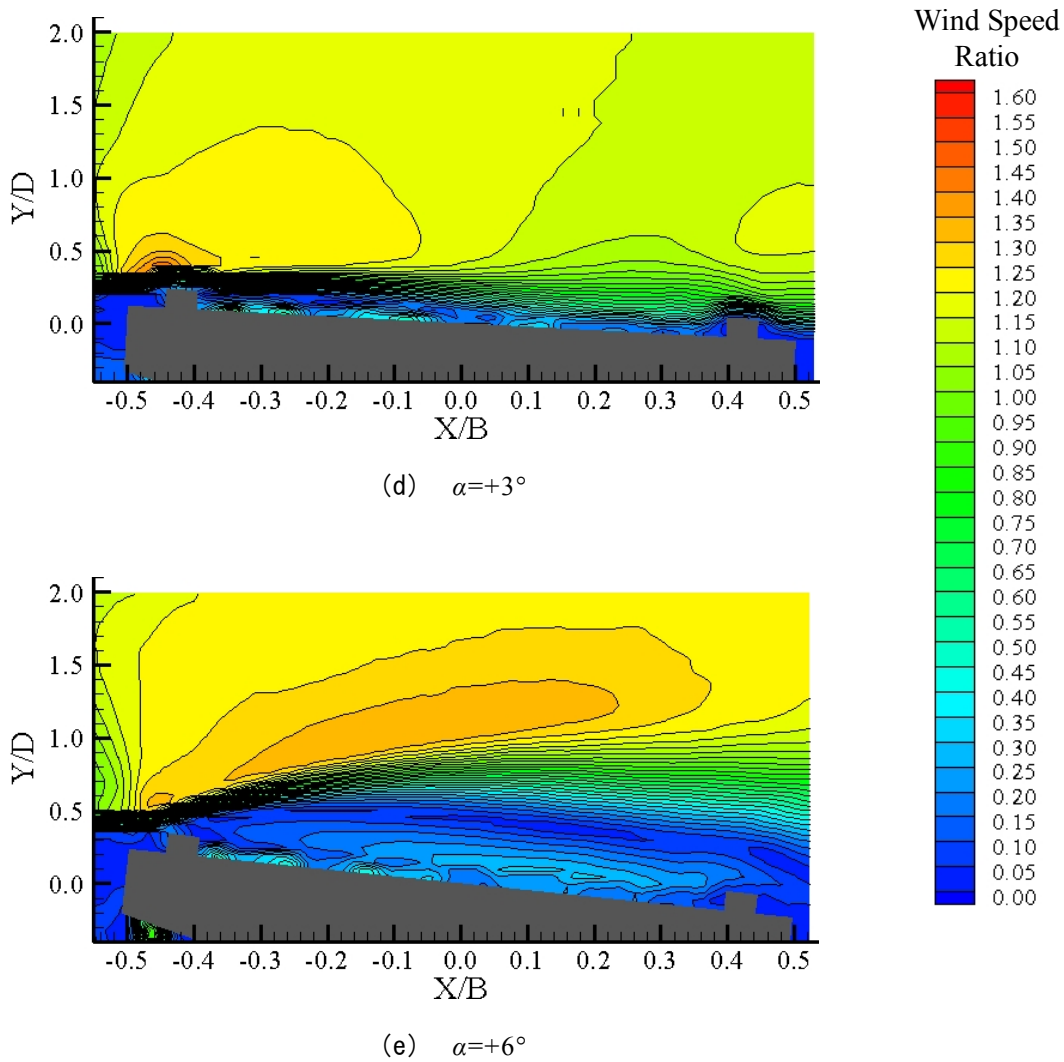
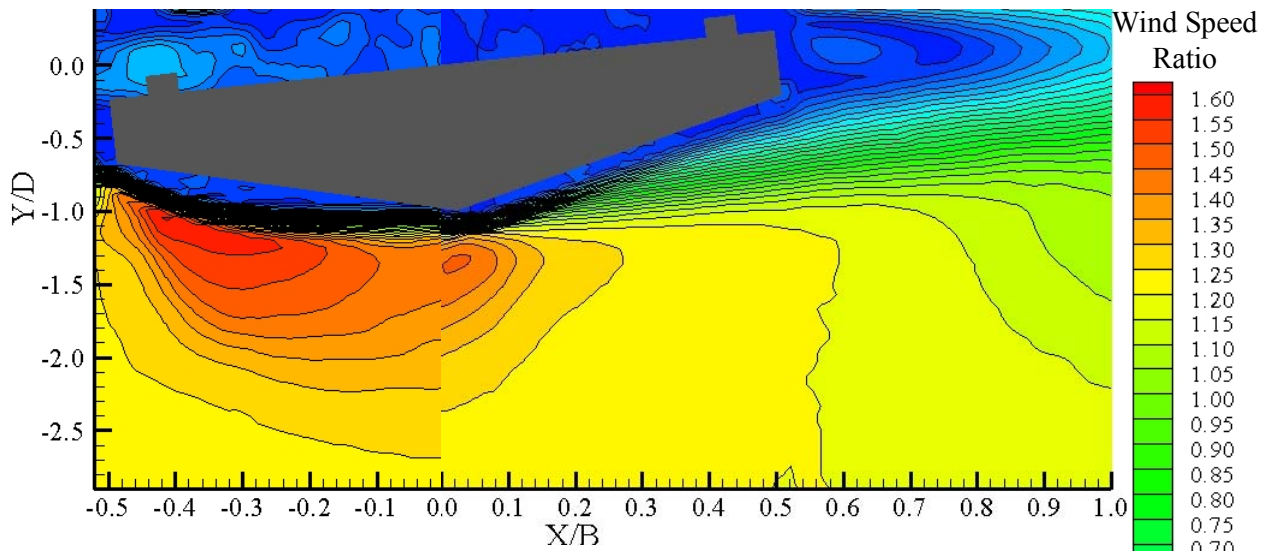
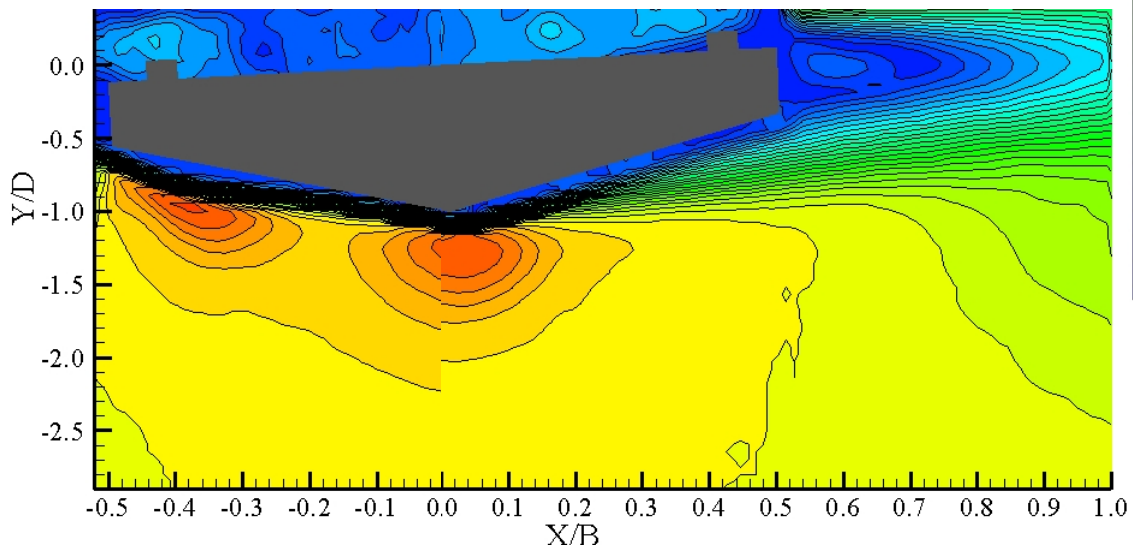


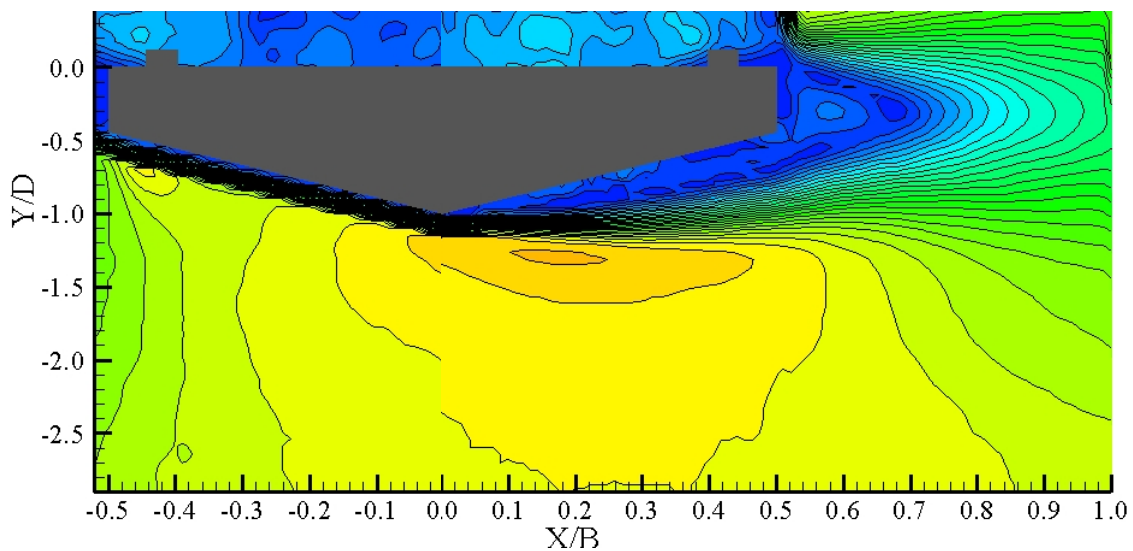
図 5-2-18 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



(a)  $\alpha = -6^\circ$

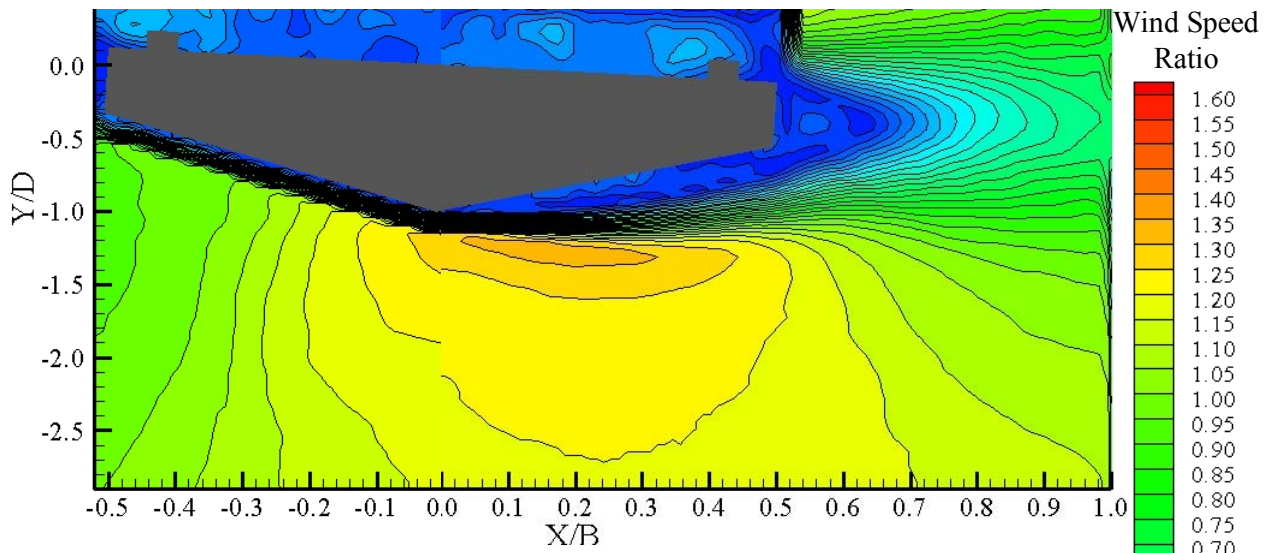


(b)  $\alpha = -3^\circ$

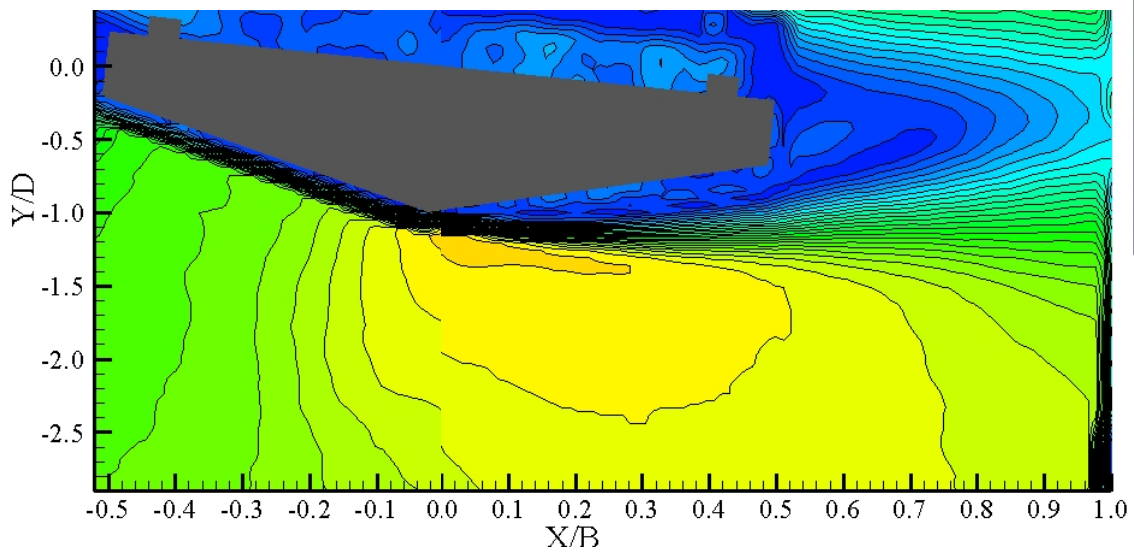


(c)  $\alpha = 0^\circ$

図 5-2-19 底面および後流における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



(d)  $\alpha=+3^\circ$



(e)  $\alpha=+6^\circ$

図 5-2-19 底面および後流における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

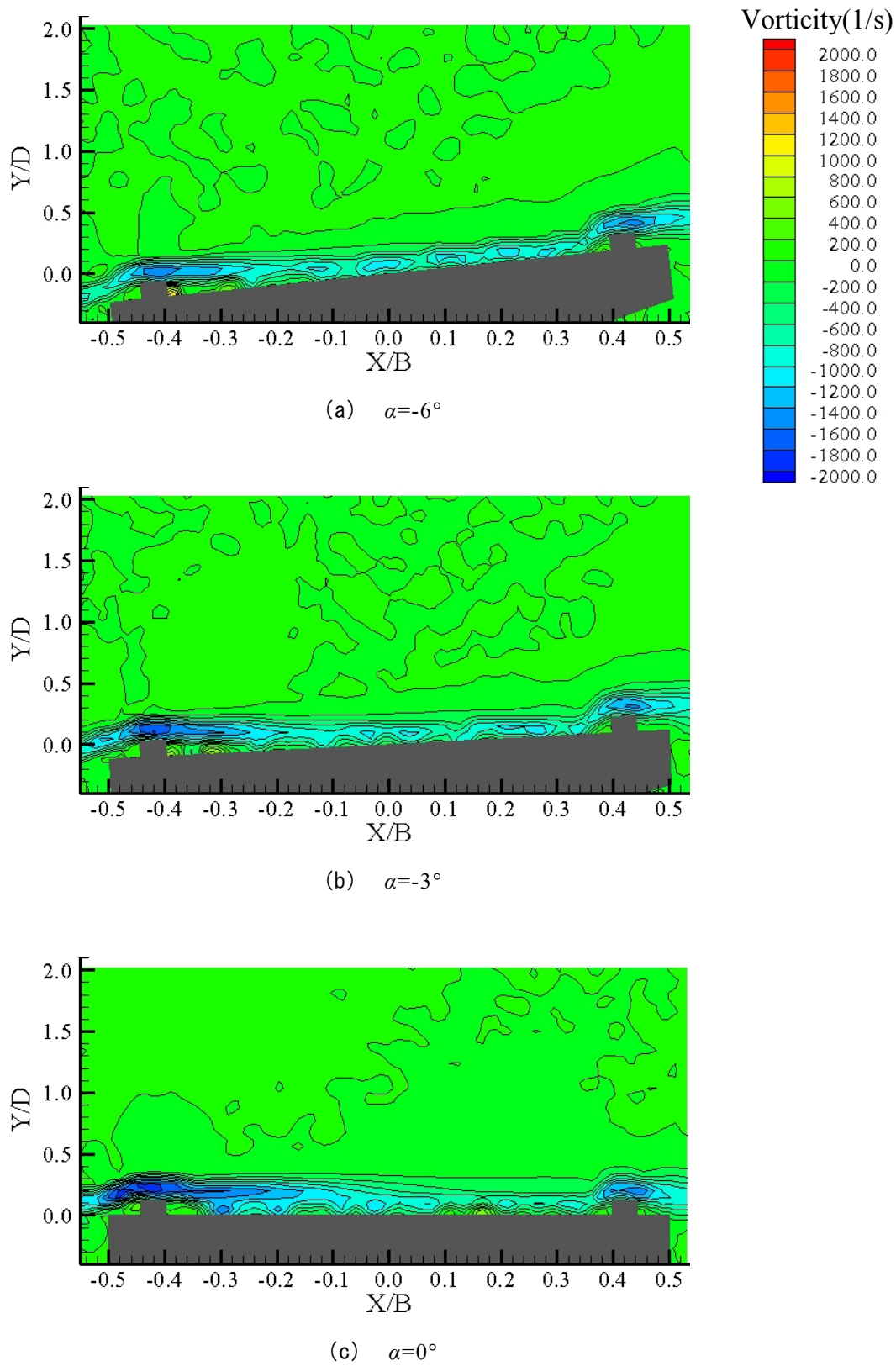


図 5-2-20 上面における渦度分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

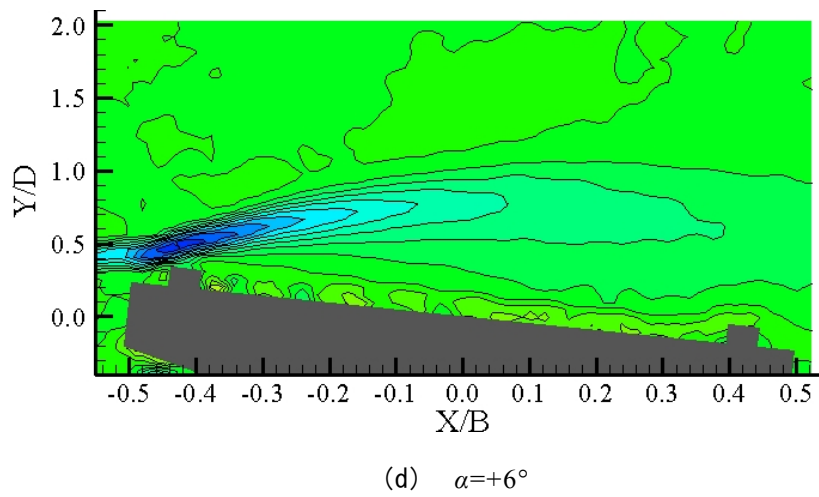
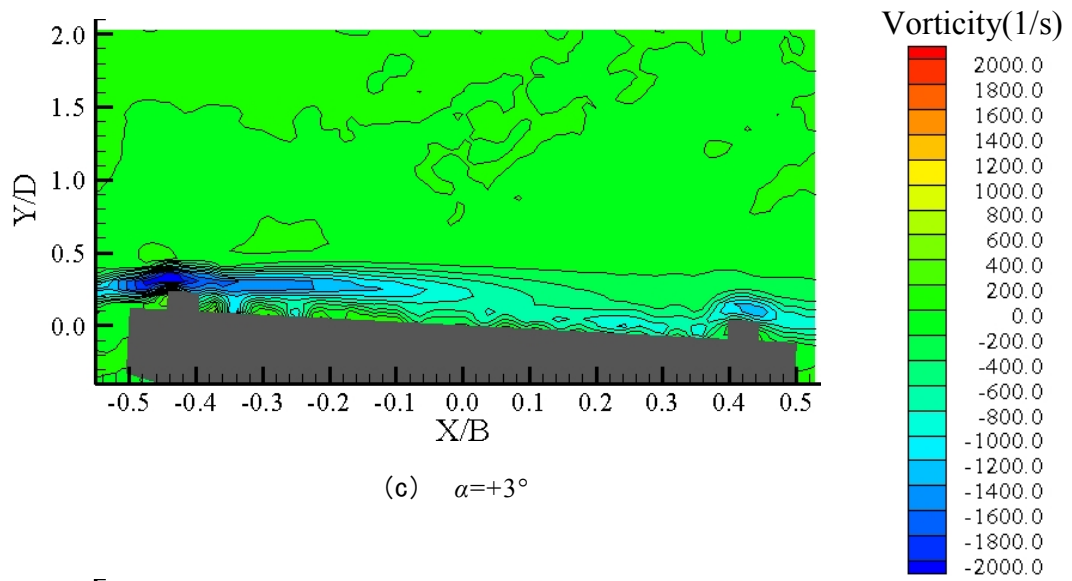
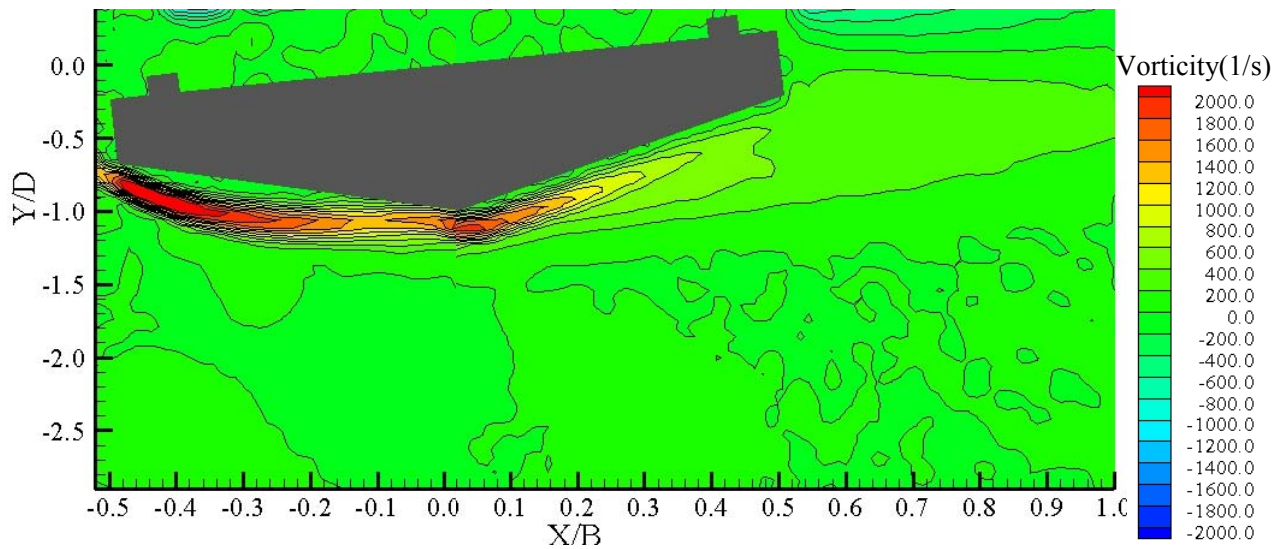
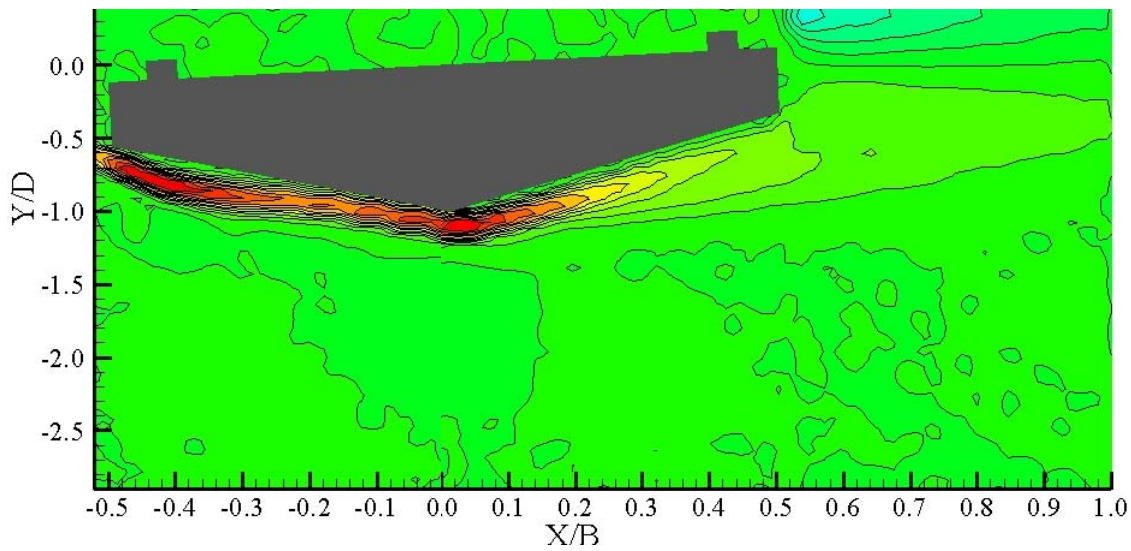


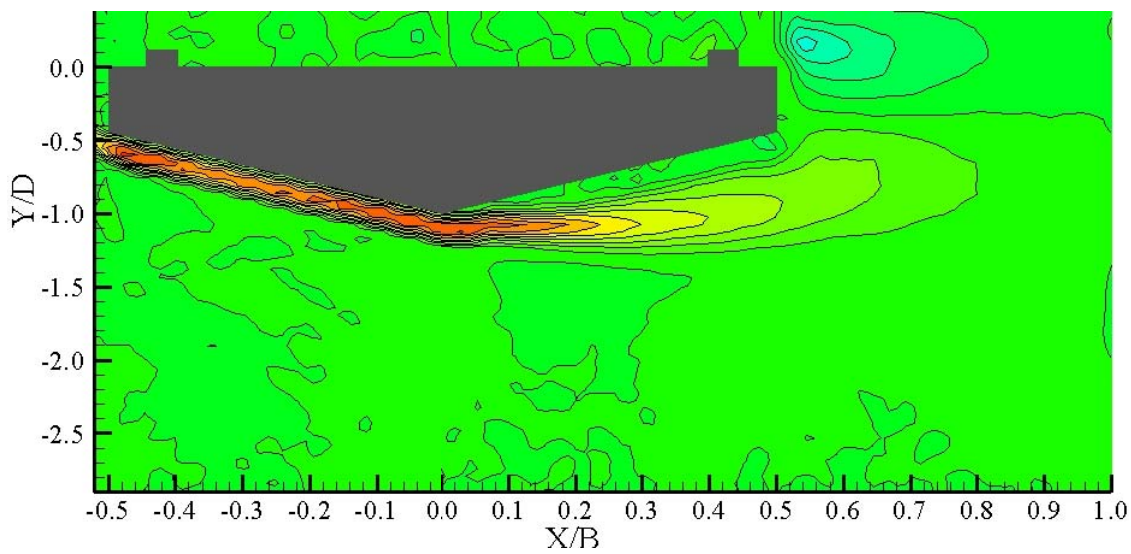
図 5-2-20 上面における渦度分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



(a)  $\alpha = -6^\circ$

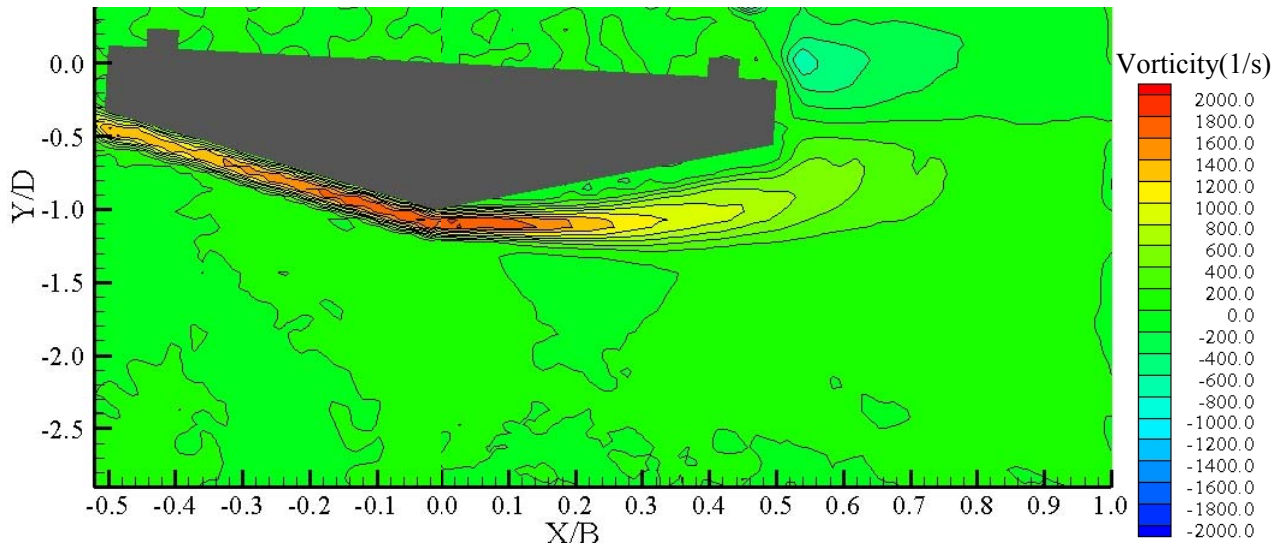


(b)  $\alpha = -3^\circ$

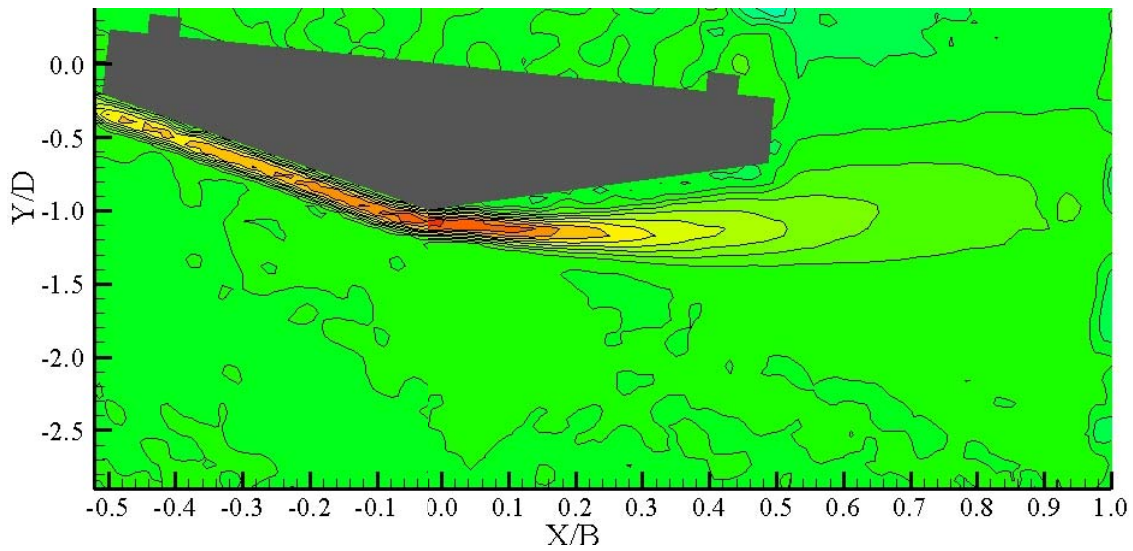


(c)  $\alpha = 0^\circ$

図 5-2-21 底面および後流における渦度分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



(d)  $\alpha=+3^\circ$



(e)  $\alpha=+6^\circ$

図 5-2-21 底面および後流における渦度分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

### 5.3 五角形断面桁の静的空力安定メカニズム

既往の研究により得られている五角形断面桁の静的三分力特性に関する知見や、静止状態における表面圧力測定およびPIVによる流速測定によって得られた結果をもとに、五角形断面桁の静的空力安定メカニズムについてまとめる。

五角形断面桁の底面傾斜角  $\theta$  が異なる場合に、静的空力特性が大きく異なるメカニズムに関する考察を以下にまとめる。

#### (1) 底面傾斜角 $\theta=12^\circ$ の場合

底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合、五角形断面桁周辺の流れ場は以下ようになる(図 5-3-1 参照)。

- ・底面傾斜部の上流端では僅かに剥離し、流速が速くなる。
- ・底面傾斜部の頂点において、気流傾斜角がほぼ  $0^\circ$  であり流速が速くなる。
- ・底面傾斜部の下流側では断面に沿うような流れとなる。
- ・迎角が変化しても底面周辺の流れ場はさほど変化しない。

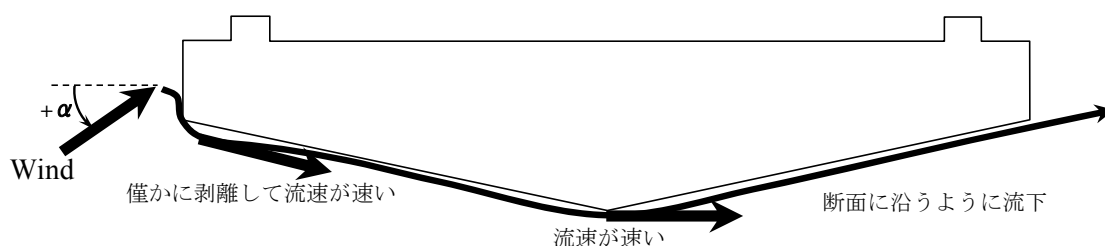


図 5-3-1 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$  の場合の流れ場

以上のような流れ場となることにより、以下のような力が作用する(図 5-3-2 参照)。

- ・底面傾斜部の上流端では流速が速くなることにより、大きな負圧が作用することで、抗力を減少させ、さらに負の揚力を増加させる効果を発揮する。
- ・底面傾斜部の頂点において流速が速くなることにより、大きな負圧が作用し、負の揚力を増加させる。
- ・底面傾斜部の下流側では断面に沿ってスムーズな流れとなるため、背面に作用する負圧が減少し、抗力を減少させる効果を発揮する。
- ・迎角が変化しても底面周辺の流れ場はさほど変化しないため、空気力係数が迎角によって大きく変化しない。

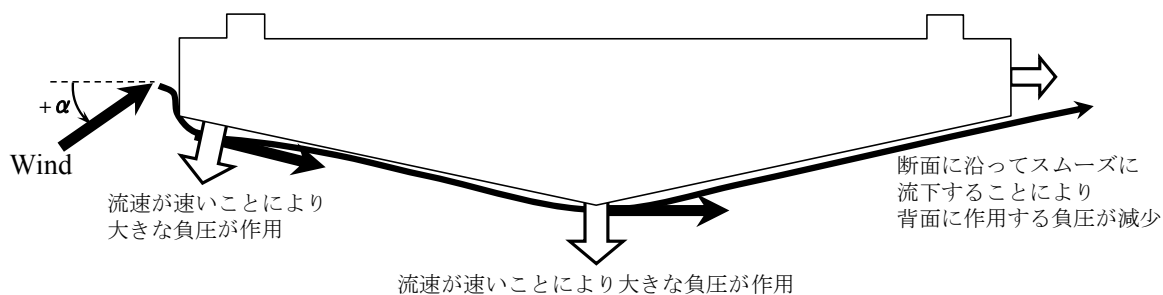


図 5-3-2 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$  の場合に作用する力



(2) 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  の場合

底面傾斜角が  $\theta=14^\circ$  の場合，五角形断面桁周辺の流れ場は以下のようなになる(図 5-3-3 参照).

- ・ 底面傾斜部の上流端では剥離せず，流速はさほど速くならない.
- ・ 底面傾斜部の頂点において，気流傾斜角が下向きに  $10^\circ$  程度となり，僅かではあるが流速が速くなる.
- ・ 底面傾斜部の下流側では頂点から剥離する流れとなる.
- ・ 正の迎角においては上述したような流れ場となるが，負の迎角においては  $\theta=12^\circ$  の場合に類似した流れ場となる.

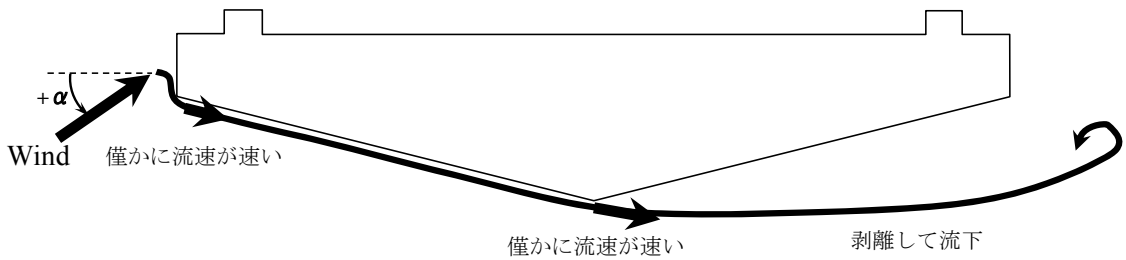


図 5-3-3 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  の場合の流れ場

以上のような流れ場となることにより，以下のような力が作用する(図 5-3-4 参照).

- ・ 底面傾斜部の上流端では僅かながら流速が速くなるが，さほど大きな負圧は作用しない.
- ・ 底面傾斜部の頂点において僅かながら流速が速くなることにより，小さな負圧が作用し，負の揚力を増加させるが， $\theta=12^\circ$  の場合ほどではない.
- ・ 底面傾斜部の下流側では頂点から剥離することにより， $\theta=12^\circ$  の場合よりも大きな負圧が背面に作用する.
- ・ 正の迎角においては上述したような力が作用するが，負の迎角においては  $\theta=12^\circ$  の場合に類似した力が作用する.

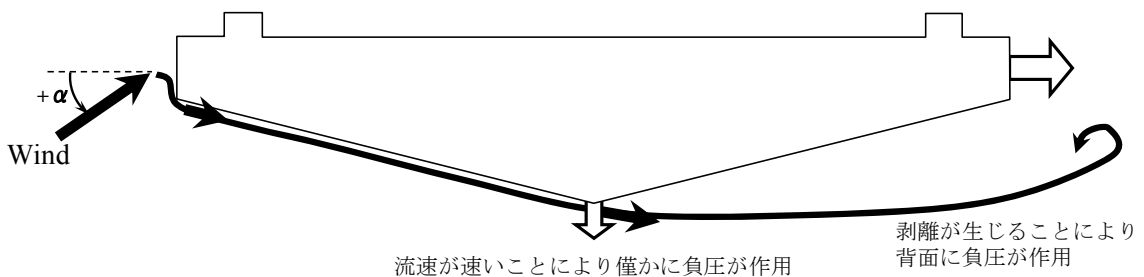


図 5-3-4 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  の場合に作用する力

## 第6章 五角形断面桁の動的空力特性

前章では、静止状態における表面圧力測定および PIV による流速測定を実施し、底面傾斜角によって静的空力特性が大きく異なるメカニズムに関して考察を述べた。本章では高欄を設置した五角形断面桁を対象としてねじれ 1 自由度振動応答実験を実施し、五角形断面桁の振動応答特性を把握するとともに、振動応答実験時に発現した振動現象を対象としたねじれ 1 自由度強制加振状態において表面圧力測定および PIV による流速測定を実施し、動的空力特性に関して検討を行う。さらに、高欄を設置しない五角形断面桁を対象としてねじれ 1 自由度振動応答実験を行い、高欄の有無による振動応答特性の違いについて述べる。

### 6.1 風洞実験における相似則

本実験においては、第3章と同じ相似則に従った(3.1 参照)。

### 6.2 供試模型

各実験で用いた桁断面は、図 6-2-1 に示すような五角形断面で、模型縮尺が  $1/n=1/40\sim 1/50$  に相当する 2 次元剛体模型である。振動応答実験には木製の模型を、PIV による流速測定および表面圧力測定にはアクリル製の模型を用いた。

また、本章では図 6-2-1 に示すように、上面剥離干渉角を  $\beta$ 、底面傾斜角を  $\theta$ 、桁幅員を  $B$ 、桁高を  $D$ 、ウェブ高を  $d$  と定義している。

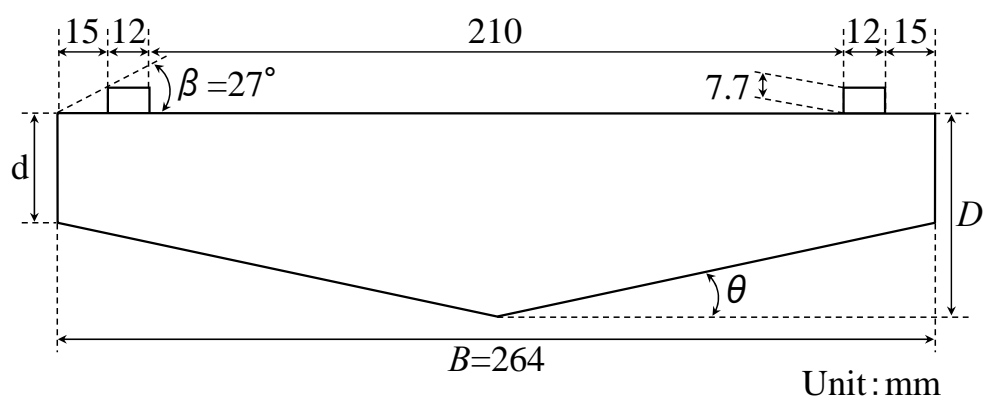


図 6-2-1 供試模型断面概略図

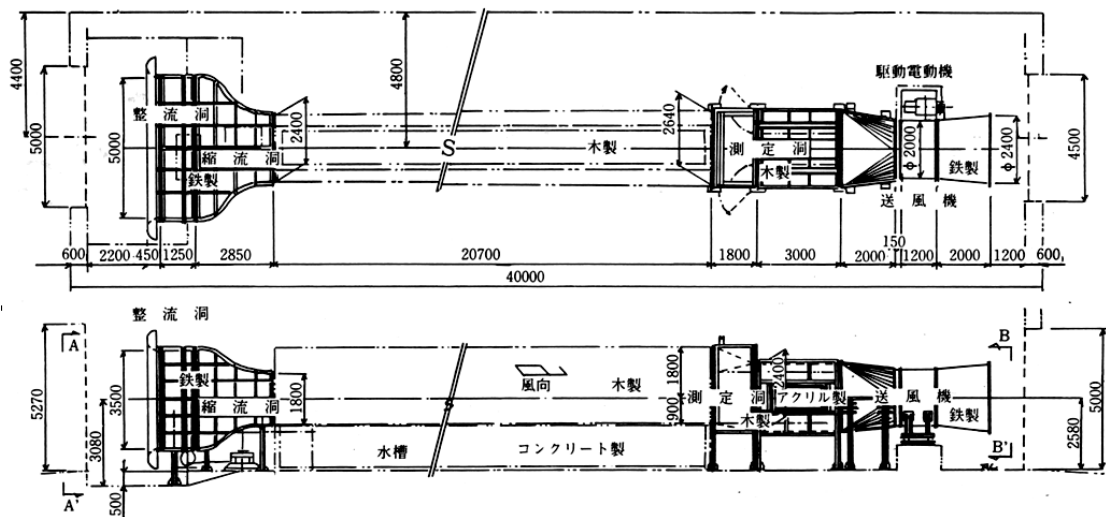
### 6.3 高欄を設置した場合のねじれ 1 自由度振動応答特性

五角形断面桁の振動応答特性を確認するとともに、底面傾斜角  $\theta$ 、桁高  $D$  およびウェブ高  $d$  を変化させた場合の振動応答特性を把握するため、ねじれ 1 自由度振動応答実験を一様流中において行った。

### 6.3.1 実験概要

#### (1) 風洞装置および測定システム

実験は、九州工業大学工学部建設社会工学科所属の境界層型波浪風洞(測定断面：高さ1800mm×幅1100mm)を用いて実施した。風洞の立面図および平面図を図6-3-1に示す。また、図6-3-2に境界層型波浪風洞の測定部の写真を、風洞内の設置状態を図6-3-3に示す。



境界層型波浪風洞

Boundary Layer Wind Tunnel with Wave Tank

〔風洞部〕測定有効断面 幅2.4m, 高さ1.8m (天井高可変), 長さ20.0m, 風速設定範囲0.5~10.0(m/s)

〔波浪水槽部〕測定有効断面 幅1.2m, 深さ1.5m, 長さ20.0m

図6-3-1 境界層型波浪風洞

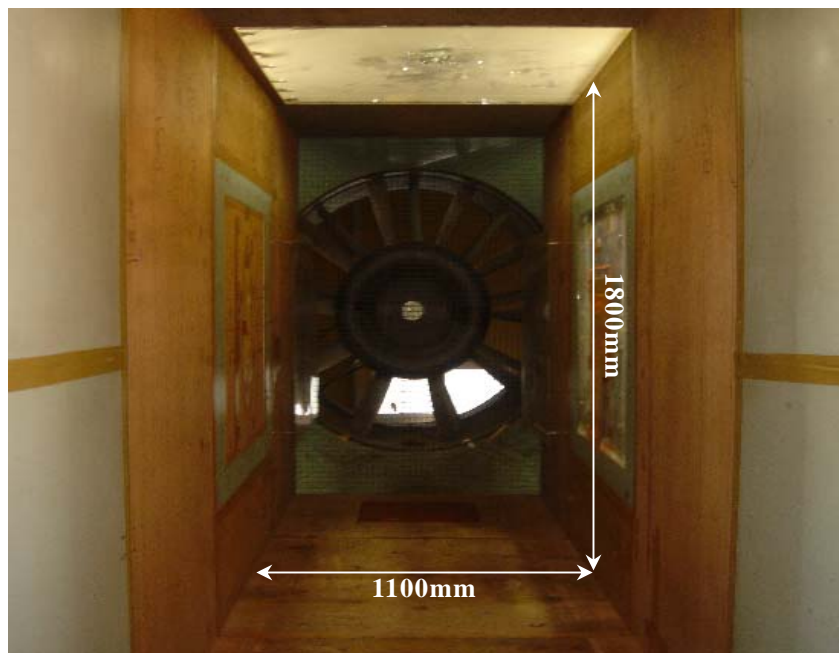


図6-3-2 境界層型波浪風洞の測定部(縮流部) 測定断面：1800mm×1100mm



図 6-3-3 風洞内設置状況

データ解析および処理については，計測制御用ソフトウェア LabVIEW(NATIONAL INSTRUMENTS 社製)を用いた．表 6-3-1 に実験で使用した計測機器仕様一覧を示す．計測システムについては 3.2 と同様である(3.2.1(1)参照)．

表 6-3-1 使用計測機器仕様一覧

機 器 名	台数	型 番	製 造 元
レーザー式変位計	2	LB-1200	KEYENCE
ローパスフィルター	2	MS-521	NF 回路設計
スペクトルアナライザー	1	CF-350	小野測器
デジタルマルチメータ	1	VOCA 7411	岩崎通信
卓上傾斜マノメーター	1	0~100mmH <sub>2</sub> O	岡野製作所
風速測定用微差圧力計	1	MODEL P-70	司測研
微差圧力計用増幅器	1	DPC-1	司測研
コンピューター	1	DIMENSION9100	Dell
AD 変換ボード	1	NI PCI-6032E	NATIONAL INSTRUMENTS
マルチファンクション	1	1920A	N F 回路設計
振動発生機	2	513-A	E M I C
単体電力増幅器	2	F371-A	E M I C
ユニバーサルカウンター	1	TR5821	ADBANTEST

## (2) 実験諸元

振動応答実験に用いる模型は、図 6-3-4 に示す断面を基本断面とし、模型縮尺が  $1/n=1/40\sim 1/50$  に相当し、長さ 833mm の高欄付きの 2 次元剛体模型である。また、表 6-3-2 にねじれ 1 自由度振動応答実験における実験諸元を示す。

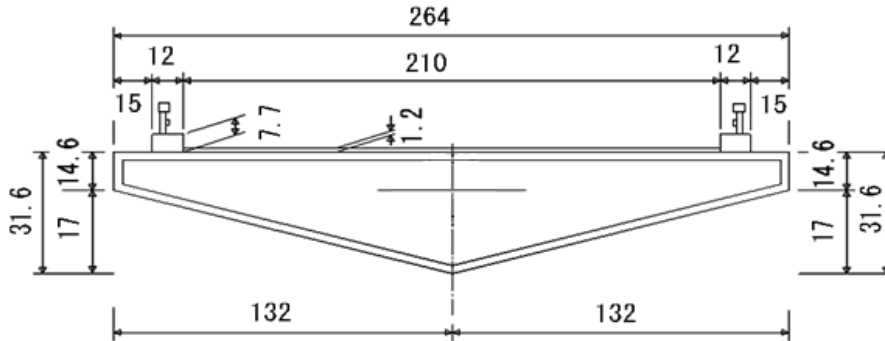


図 6-3-4 模型断面図(高欄有)

表 6-3-2 実験諸元

桁幅 $B$ (m)	0.264
単位長さあたり極慣性モーメント $I_{\phi}$ ( $\text{kgm}^2/\text{m}$ )	0.0462
ねじれ振動数 $f_t$ (Hz)	2.35~2.36
ねじれ構造対数減衰率 $\delta_{st}$	0.003~0.004

## (3) 実験ケース

既往の研究より剥離干渉法の考え方にに基づき、第 1 剥離点と第 2 剥離点を結ぶ上面剥離干渉角  $\beta$  を  $\beta=27^\circ$  に固定した。また、底面傾斜角  $\theta$  については、これまでの検討結果より、明確な違いが見られた  $\theta=12^\circ, 14^\circ$  とし、それぞれの  $\theta$  において幅員桁高比(桁幅  $B$  と桁高  $D$  との比)を  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  と変化させた。本実験では、図 6-3-5 に示すように、模型底面に発泡部材(図内の斜線部)を貼り付けることにより底面傾斜角  $\theta$  および幅員桁高比  $B/D$  の調整を行った。

五角形断面桁は正の迎角において耐風安定性が悪くなることがこれまでの研究で確認されている。そこで、気流迎角  $\alpha$  は、 $\alpha=0^\circ, +3^\circ$  の場合について一様流中にて実験を行った。

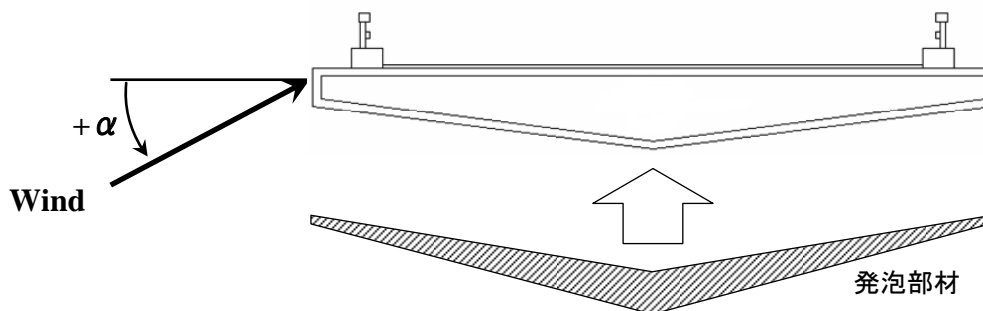


図 6-3-5 底面傾斜角  $\theta$  および幅員桁高比  $B/D$  の調整

### 6.3.2 実験結果と考察

図 6-3-6 に迎角  $\alpha=0^\circ$  におけるねじれ 1 自由度振動応答実験結果をねじれ応答図として示す。応答図は横軸を換算風速  $Vr(=V/f_t B)$ 、 $V$ ：風速、 $f_t$ ：模型の固有振動数、 $B$ ：桁幅)、縦軸を倍振幅  $2\phi$  ( $^\circ$ ) として整理した。これより、底面傾斜角  $\theta$  の違いや桁高  $D$  の違いによって、応答に差が生じていることが分かる。

まず、 $\theta=12^\circ$  の場合について見ると、幅員桁高比  $B/D=5.0$  の場合には振動の発生はほぼ見られない。 $B/D=4.5$  の場合にはねじれフラッターの発現は見られないが、 $Vr=15$  前後において  $2\phi=2^\circ$  前後の応答が生じている。これらに対し、 $B/D=4.0$  の場合には、 $Vr=8$  付近よりねじれフラッターが発現している。一方、 $\theta=14^\circ$  の場合について見ると、全ての  $B/D$  において  $Vr=9$  付近よりねじれフラッターが発現している。ここで、高風速域での振幅に着目すると、 $B/D=4.0$  の場合が最も小さく、 $B/D=5.0$  の場合が最も大きい。

以上の結果より、底面傾斜角  $\theta$  が  $\theta=12^\circ$  の場合には、幅員桁高比  $B/D$  が大きいほど、つまり、桁高が小さいほど耐風安定性に優れている傾向がある。一方、 $\theta=14^\circ$  の場合には、 $B/D$  が小さいほど、つまり、桁高が大きいほど耐風安定性に優れている傾向があり、 $\theta=12^\circ$  の場合とは異なる傾向を示した。

図 6-3-7 に迎角  $\alpha=+3^\circ$  における実験結果をねじれ応答図として示す。これより、全てのケースにおいて  $Vr=6$  付近からねじれフラッターが発現しており、その発現風速に差は見られない。既往の研究でも述べたが、五角形断面桁は高欄を設置した場合、正の迎角においては耐風安定性が極端に悪くなることが確認された。

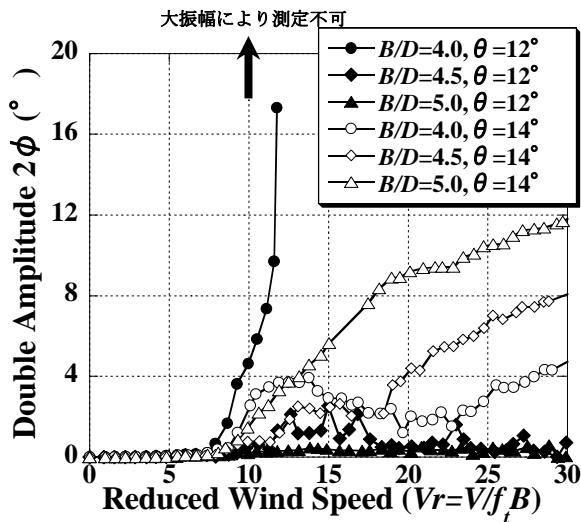


図 6-3-6  $\alpha=0^\circ$  の場合のねじれ応答図

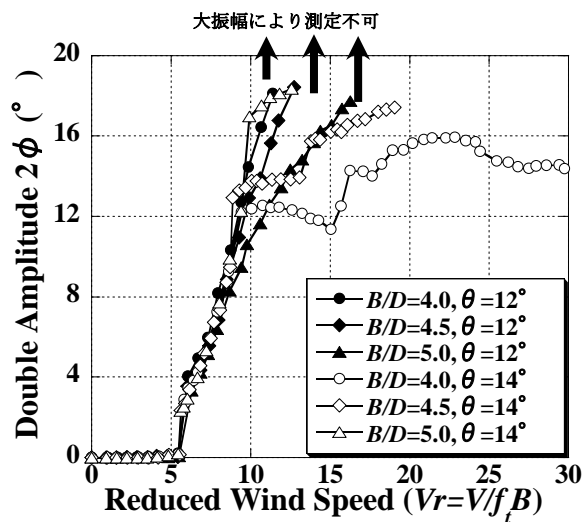


図 6-3-7  $\alpha=+3^\circ$  の場合のねじれ応答図

## 6.4 強制加振状態における五角形断面桁の表面圧力特性

ここでは、6.3の結果を踏まえ、五角形断面桁の基本特性をより詳細に検討するために、高欄を設置していない模型(図 5-1-2 参照)を用いて、振動応答実験時に生じた振動現象を対象としたねじれ1自由度強制加振状態において表面圧力測定実験を実施し、得られた模型表面に作用する表面圧力分布特性について考察する。

### 6.4.1 実験概要

#### (1) 風洞装置および測定システムと模型諸元

本実験では、静止状態における表面圧力測定と同様の風洞装置および測定システム、実験用模型を用いた(5.1.1 参照)。

#### (2) 実験ケースおよび実験諸元

実験ケースは、底面傾斜角  $\theta$  を  $\theta=12^\circ, 14^\circ$  とし、それぞれの  $\theta$  において幅員桁高比  $B/D$  を  $B/D=4.0, 4.5, 5.0$  と変化させたものとした。上面剥干涉離角  $\beta$  を  $\beta=27^\circ$  に固定し、迎角  $\alpha$  については  $\alpha=0^\circ$  とした。

ねじれ強制加振状態の加振振動数は、応答実験における固有振動数  $f_i$  とほぼ同じ  $2.36\text{Hz}$  とし、加振振幅は  $2\phi=4^\circ$  と設定した。測定時の風洞内風速については、 $V_S=3.1\text{m/s}$ (換算風速  $Vr=5$ ,  $\text{Re}=1.09 \times 10^4 \sim 1.36 \times 10^4$ ),  $6.2\text{m/s}$ ( $Vr=10$ ,  $\text{Re}=2.18 \times 10^4 \sim 2.73 \times 10^4$ ),  $9.3\text{m/s}$ ( $Vr=15$ ,  $\text{Re}=3.27 \times 10^4 \sim 4.09 \times 10^4$ ),  $12.4\text{m/s}$ ( $Vr=20$ ,  $\text{Re}=4.36 \times 10^4 \sim 5.46 \times 10^4$ ) とし、一様流中にて測定を行った。

各断面における圧力測定孔の設置位置は静止状態における表面圧力測定と同様(図 4-1-8 参照)であり、圧力測定のサンプリング周波数は  $150\text{Hz}$ 、データ数は  $32768$  個である。

#### (3) 圧力係数の定義

測定された圧力は、電圧(Volt)の時系列データとして記録され、実験風速  $V_S$  時における基準速度圧  $q$  で無次元化し、平均圧力係数  $C_{pm}$  および変動圧力係数  $C_{pf}$  として整理した。平均圧力係数  $C_{pm}$ 、変動圧力係数  $C_{pf}$  は、式(5.1)、(5.2)に示す通りである。

さらに、各圧力測定孔に作用する表面圧力が振動1周期中になす単位面積当たりの無次元仕事は以下の式(6.1)により求めた。

$$w = \int_0^T p(t) \dot{y}(t) dt \quad (6.1)$$

ここで、 $p(t)$  : サンプリング間隔  $\Delta t$  間の表面圧力の時系列データの平均値

$$\left( = \left( \frac{P_i - P_s}{q} + \frac{P_{i+1} - P_s}{q} \right) / 2 \right)$$

$P_i$  : 圧力の時系列データ、 $P_s$  : 風洞内静圧

$q$  : 基準速度圧 ( $=1/2\rho V_S^2$ ,  $V_S$  : 風洞内風速)

$\dot{y}(t)$  : サンプリング間隔  $\Delta t$  間の各圧力測定孔の無次元変位速度

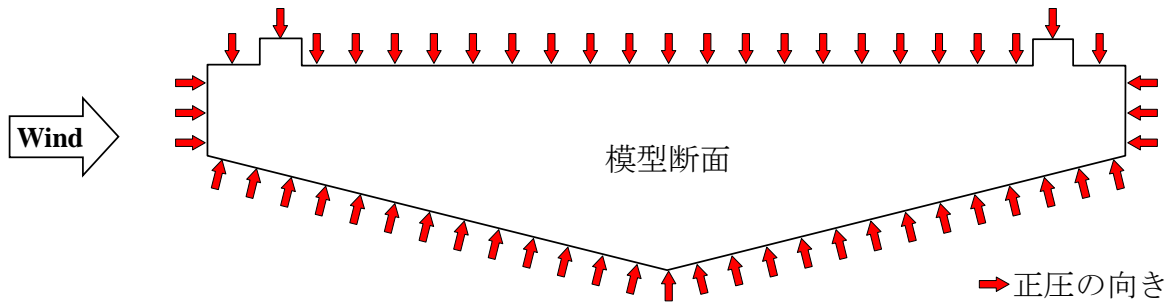
$$\left( = \frac{2\pi l}{B} \cdot \frac{y_{i+1} - y_i}{360} \cdot \frac{1}{\Delta t} \right)$$

$l$  : 回転中心から各圧力測定孔までの距離、 $y_i$  : 変位の時系列データ

### 6.4.2 強制加振状態における表面圧力特性

図 6-4-1 に五角形断面桁周りにおける正圧の向き(概略図：上面は 2 測定点につき矢印 1 つ，側面は  $B/D=5.0$  の場合)を示す．また，座標軸を図 6-4-2 に示すように，五角形断面桁の上面中央を原点とし，流れ主流方向に  $X$  軸，主流直角方向に  $Y$  軸と定義している．

また，図 6-4-3 にねじれ 1 自由度振動応答実験結果とねじれ 1 自由度強制加振状態との対応を示し，表 6-4-1 には自由振動応答実験結果から，強制加振状態の表面圧力測定ケースにおける倍振幅  $4^\circ \leq 2\phi$  となるねじれフラッターの発生の有無に対してまとめたものを示す．



※上面：2 測定点につき矢印 1 つ，側面： $B/D=5.0$  の場合

図 6-4-1 五角形断面桁周りにおける正圧の向き

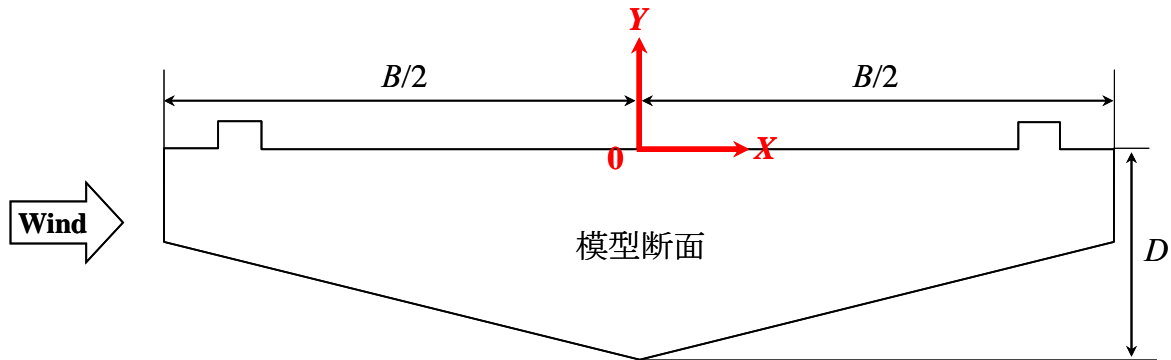


図 6-4-2 座標軸の定義図

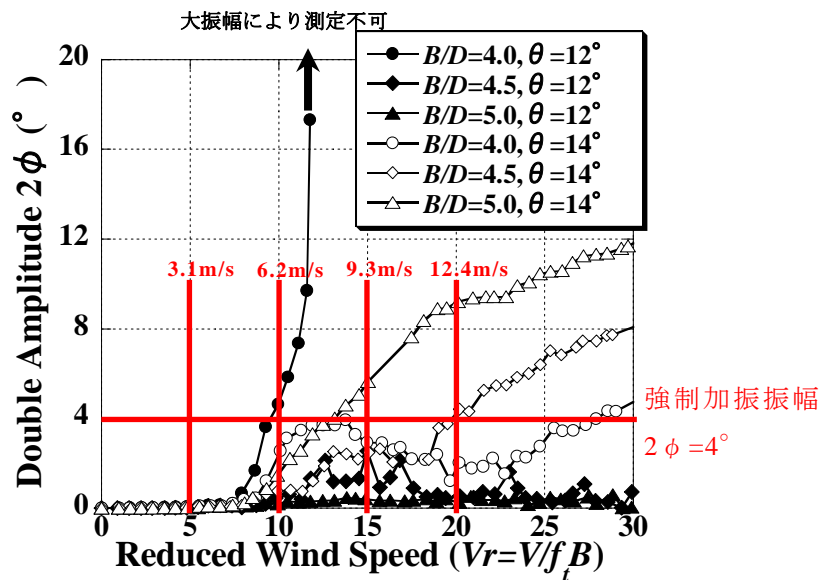


図 6-4-3 強制加振状態における表面圧力測定ケース



表 6-4-1 自由振動応答実験結果によるねじれフラッター発生( $2\phi \geq 4^\circ$ )の有無

測定時の風速 断面形状	$Vr=5$ ( $V_S=3.1\text{m/s}$ )	$Vr=10$ ( $V_S=6.2\text{m/s}$ )	$Vr=15$ ( $V_S=9.3\text{m/s}$ )	$Vr=20$ ( $V_S=12.4\text{m/s}$ )
$B/D=4.0, \theta=12^\circ$	×	○	○	○
$B/D=4.5, \theta=12^\circ$	×	×	×	×
$B/D=5.0, \theta=12^\circ$	×	×	×	×
$B/D=4.0, \theta=14^\circ$	×	×	×	×
$B/D=4.5, \theta=14^\circ$	×	×	×	○
$B/D=5.0, \theta=14^\circ$	×	×	○	○

×：フラッター発生無，○：フラッター発生有

### (1) ねじれ 1 自由度強制加振時に五角形断面桁に作用する表面圧力特性

ここでは、ねじれ 1 自由度強制加振させた場合の表面圧力分布を静止時と同様に平均圧力係数  $C_{pm}$  として求め、結果を図 6-4-4~7 に  $Vr=5, Vr=10, Vr=15, Vr=20$  の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布を示す。それぞれ、(a)に断面の前面、(b)に背面、(c)に上面、(d)に底面を示している。前面および背面に関しては、縦軸を断面上面からの鉛直距離  $Y$  を桁高  $D$  で除した  $Y/D$ 、横軸を平均圧力係数  $C_{pm}$  で整理している。上面および底面に関しては、縦軸を平均圧力係数  $C_{pm}$ 、横軸を上面中央からの水平距離  $X$  を桁幅  $B$  で除した  $X/B$  で整理している。

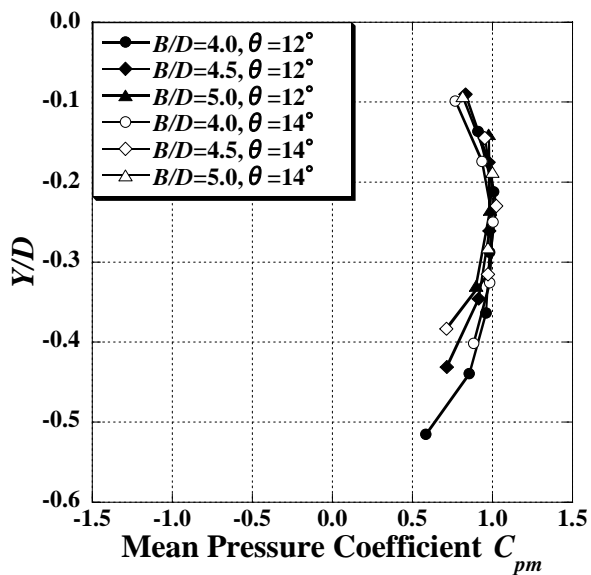
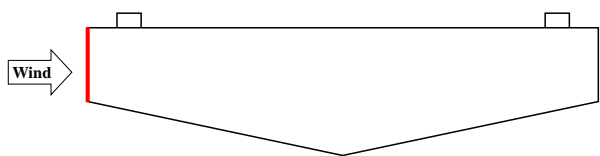
図 6-4-4~7 より、強制加振状態における平均圧力係数  $C_{pm}$  は静止状態における平均圧力係数  $C_{pm}$  とほぼ等しい分布特性を示しており、前面においては断面の違いや換算風速  $Vr$  の違いによる差異は見られない。

背面においては、いずれの  $B/D$  においても  $\theta=14^\circ$  の場合の方が  $\theta=12^\circ$  の場合よりも負圧の絶対値が大きいが、換算風速  $Vr$  の違いによる差異は見られない。

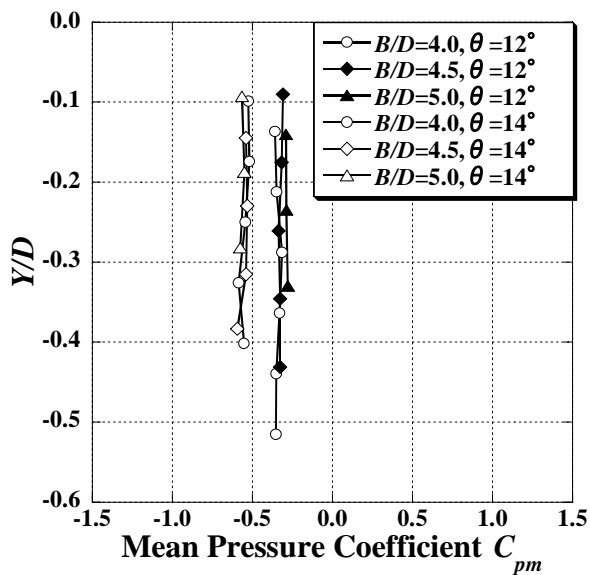
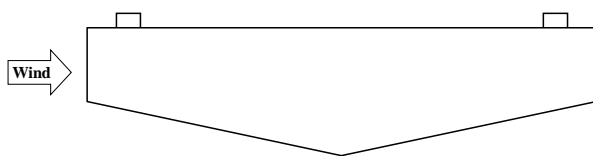
上面においては、上流端付近での平均圧力係数  $C_{pm}$  はどちらの  $\theta$  においても  $B/D$  が小さくなるに従い負圧の絶対値が大きくなる傾向があるが、上流端以外の部分ではさほど大きな差異は見られず、換算風速  $Vr$  の違いによる差異も見られない。

底面においては  $\theta$  の違いによる差が顕著に現れ、 $\theta=12^\circ$  の場合、上流端付近で  $C_{pm}=-1.41\sim-1.23$ 、底面傾斜部の頂点で  $C_{pm}=-2.43\sim-1.92$  と負圧の絶対値が特に大きい値を示している。また、換算風速が  $Vr=5$  の場合は、頂点における平均圧力係数は  $C_{pm}=-1.92$  程度であるが、 $Vr=20$  の場合には  $C_{pm}=-2.43$  程度と、 $Vr$  が大きくなるに従って、平均圧力係数  $C_{pm}$  は大きくなる傾向にある。底面傾斜部の下流側においては、 $\theta=12^\circ$  の場合は負圧が回復する傾向にあるが、 $\theta=14^\circ$  の場合は  $C_{pm}=-0.80$  程度の負圧が作用する。

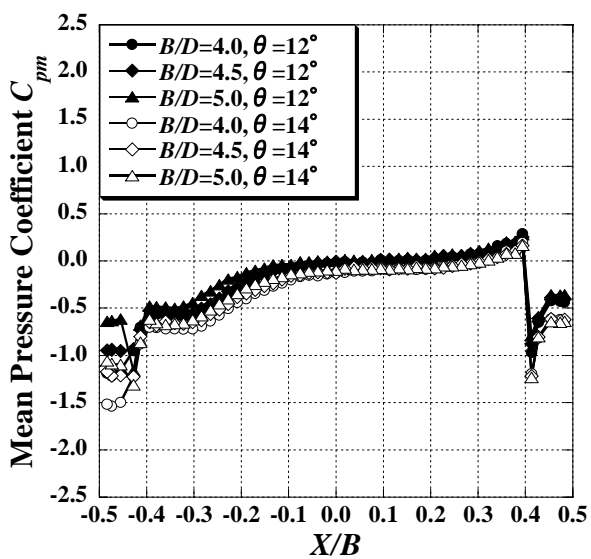
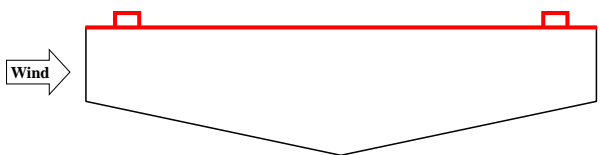
以上のことより、ねじれ 1 自由度強制加振状態においても平均的な流れ場は、静止状態の場合と同様に  $\theta=12^\circ$  の場合には底面に沿うような流れ場となるため、底面上流端および頂点付近の流速が速くなり、換算風速が高いほど上記の傾向が強まるといことが考えられる。しかし、表 6-4-1 で示したねじれフラッター発生の有無との関連性は見られない。



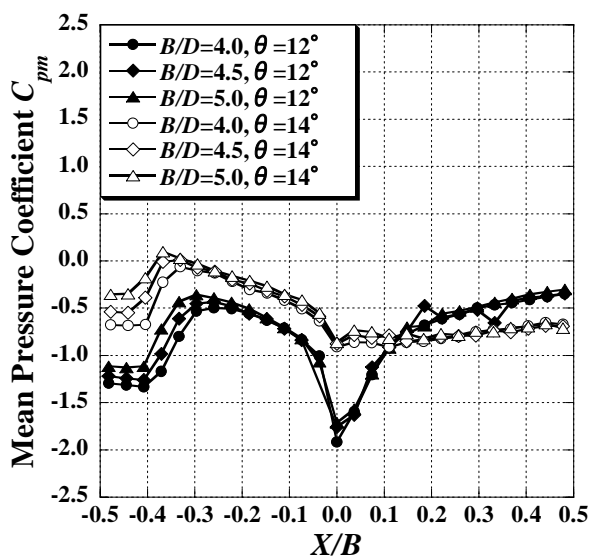
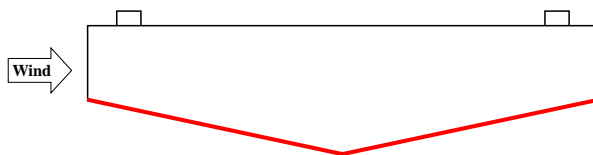
(a) 前面



(b) 背面

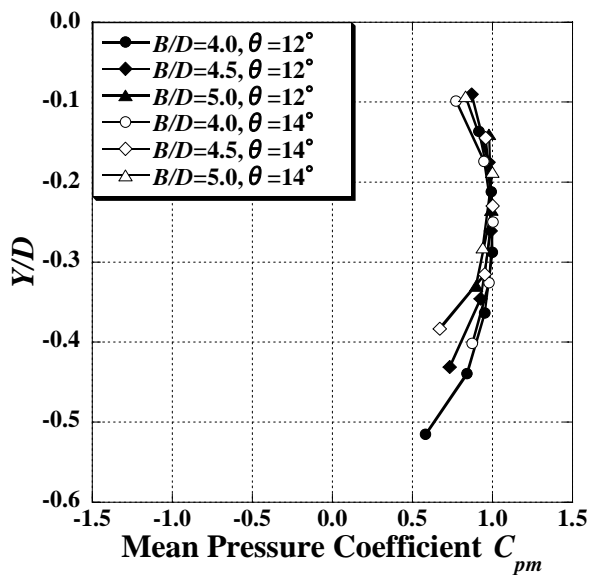
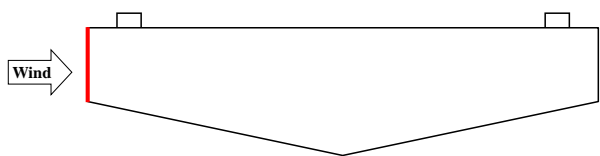


(c) 上面

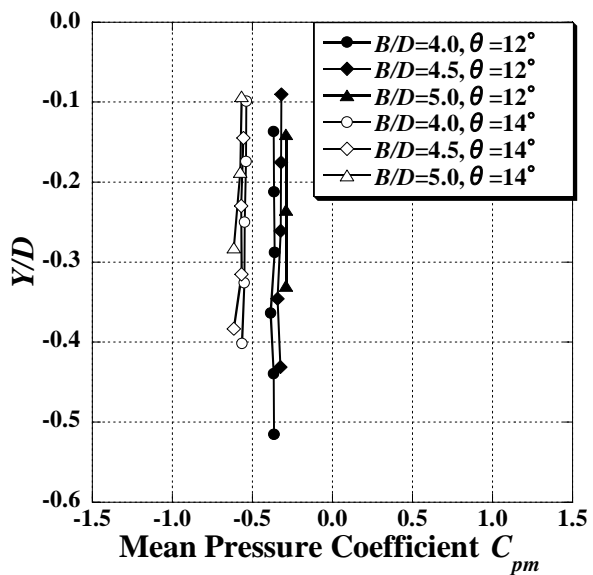
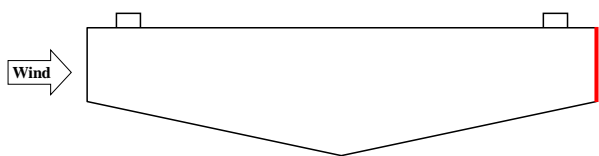


(d) 底面

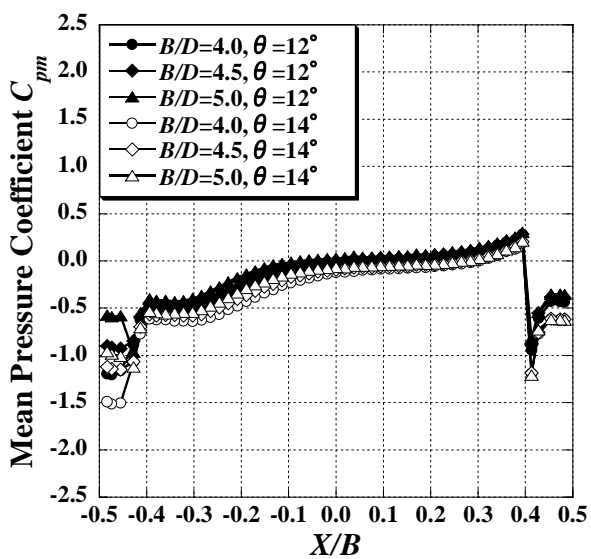
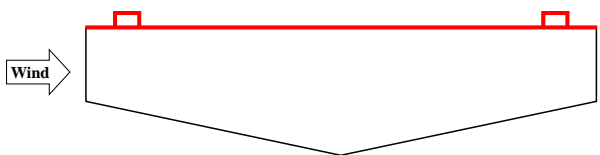
图 6-4-4 平均压力系数  $C_{pm}$  分布图 ( $Vr=5$ )



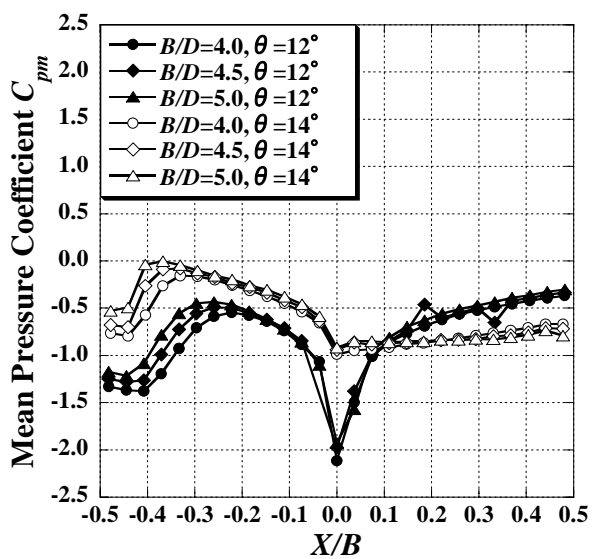
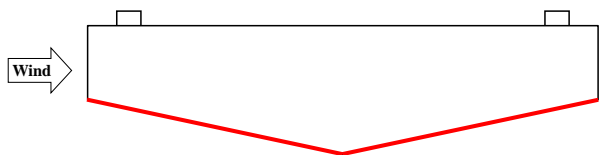
(a) 前面



(b) 背面

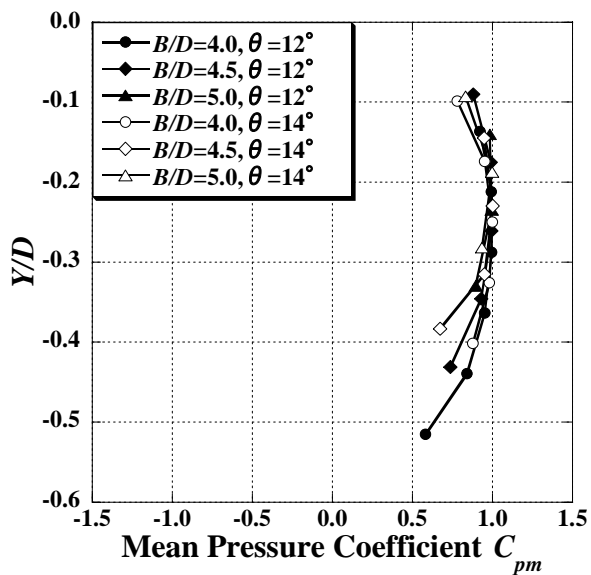
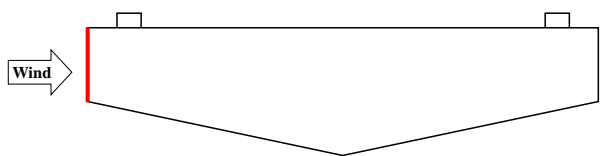


(c) 上面

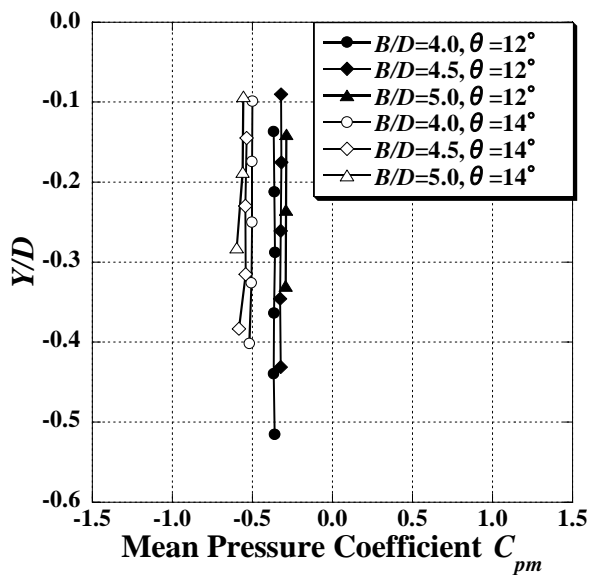
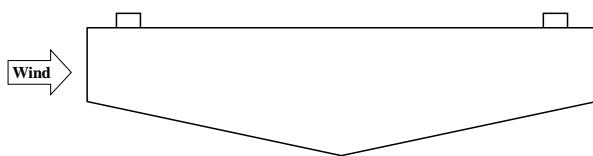


(d) 底面

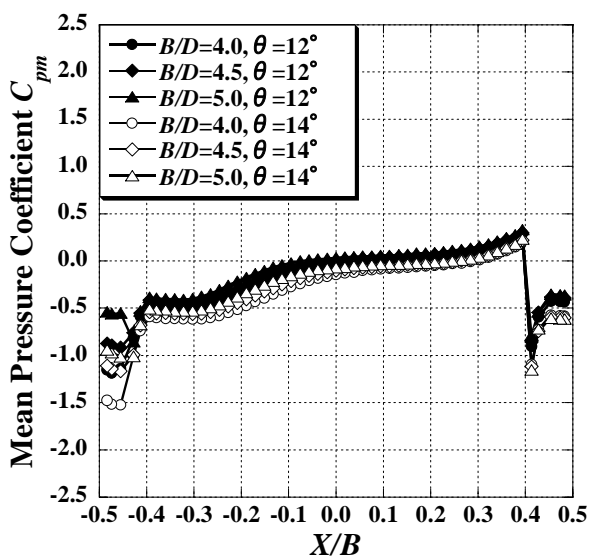
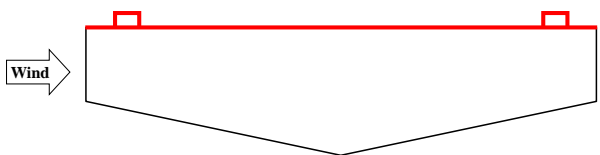
图 6-4-5 平均压力系数  $C_{pm}$  分布图 ( $Vr=10$ )



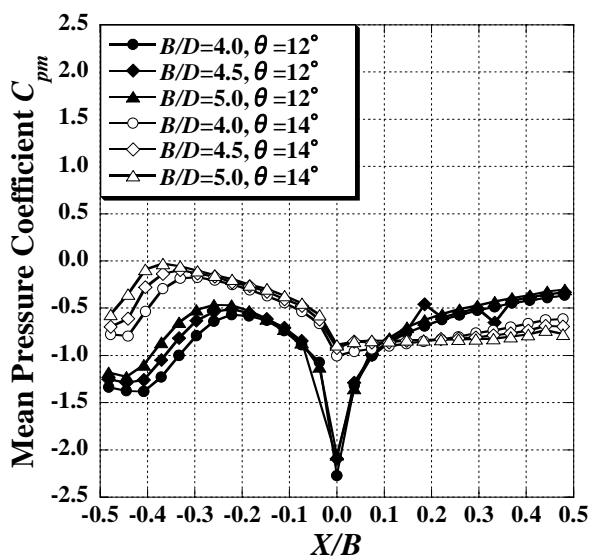
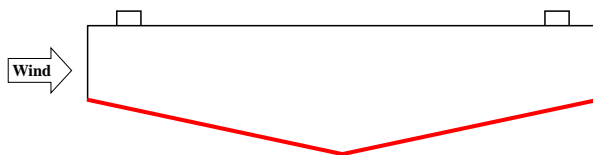
(a) 前面



(b) 背面

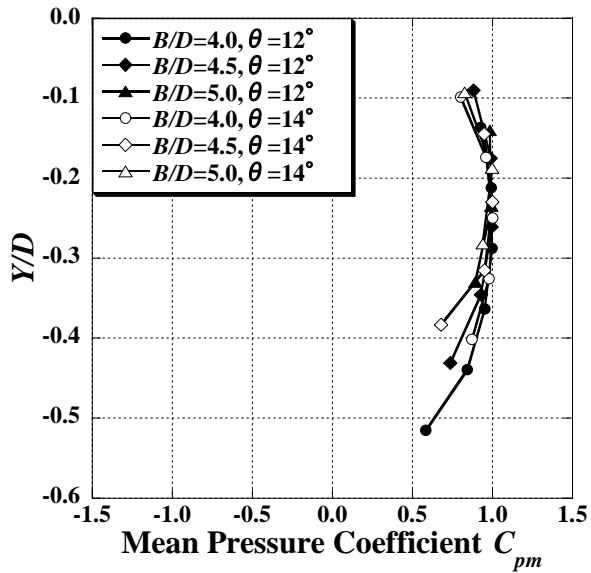
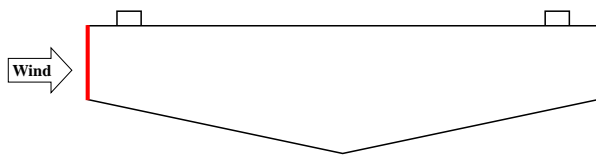


(c) 上面

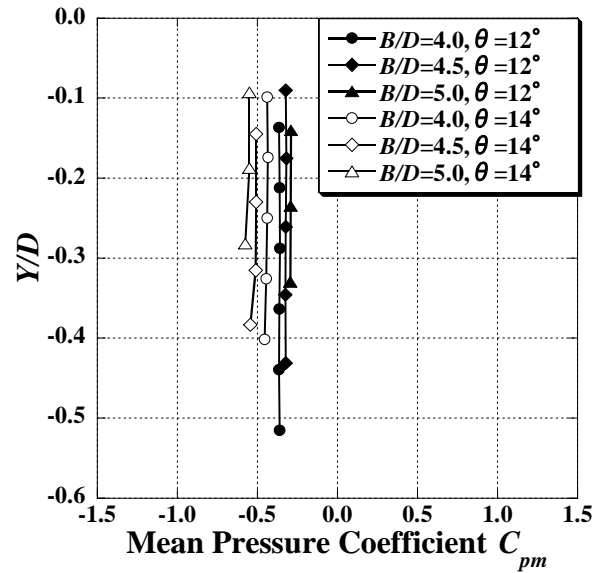
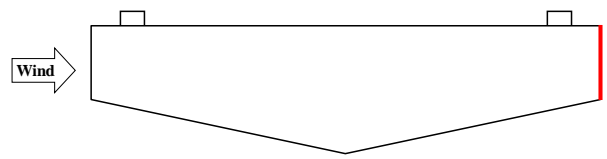


(d) 底面

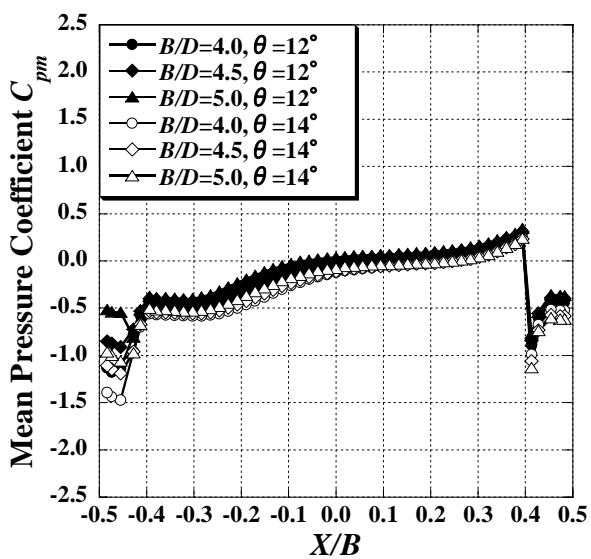
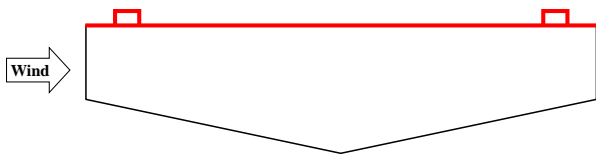
图 6-4-6 平均压力系数  $C_{pm}$  分布图 ( $Vr=15$ )



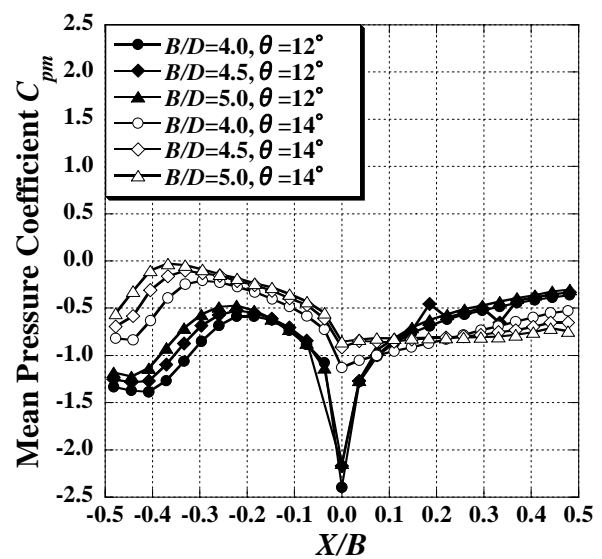
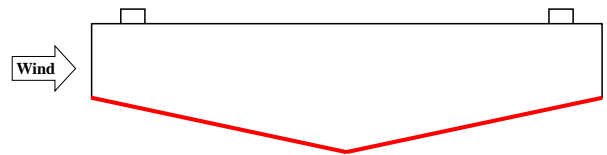
(a) 前面



(b) 背面



(c) 上面



(d) 底面

图 6-4-7 平均压力系数  $C_{pm}$  分布图 ( $Vr=20$ )

## (2) ねじれ1自由度強制加振状態における表面圧力

ねじれ1自由度強制加振状態における表面圧力の平均圧力係数  $C_{pm}$  とねじれ1自由度振動応答実験結果によるフラッター発現の有無との関連性は確認されなかった。ここでは図6-4-8に示すように、強制加振1周期を Phase0°, Phase90°, Phase180°, Phase270°の4つのPhaseに分割し、各点において平均処理した結果を示す。

図6-4-9~16に、平均処理した上面および底面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布を示す。それぞれ(a)に Phase0°, (b)に Phase90°, (c)に Phase180°, (d)に Phase270°を示している。また、それぞれの図は縦軸を平均圧力係数  $C_{pm}$ 、横軸を  $X/B$  で整理している。

図6-4-9~16より、上面および底面ともに、位相平均処理しない場合の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布と同様の傾向を示している。

上面においては、いずれのPhaseにおいても底面傾斜角  $\theta$  の違いによる差はほぼなく、上流端付近において  $B/D$  が小さくなるに従って負圧の絶対値が大きくなる傾向がある。Phase毎にみると、底面傾斜角  $\theta$  や  $B/D$  に関わらず Phase0°および Phase180°においては、位相平均処理しない場合の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布とほぼ同じ値を示す。Phase90°においては上流側の負圧の絶対値が Phase0°および Phase180°と比較して大きくなり、Phase270°においては上流側の負圧の絶対値は小さくなる傾向がある。上面の下流側では全てのPhaseでほぼ同じ値を示している。

底面においては、位相平均処理しない場合の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布と同様に、 $\theta=12^\circ$  の場合には上流端付近および底面傾斜部の頂点付近で負圧の絶対値が特に大きい値を示す傾向がある。Phase毎にみると、 $\theta=12^\circ$  の場合は、 $B/D$  に関わらず Phase0°および Phase180°においては上流端付近の負圧の最大値は  $C_{pm}=-1.42\sim-1.14$  と位相平均処理しない場合とほぼ同じ値を示し、Phase90°においては負圧の最大値は  $C_{pm}=-1.14\sim-0.82$  と Phase0°および Phase180°と比較して小さくなり、Phase270°においては負圧の最大値は  $C_{pm}=-1.70\sim-1.47$  と大きくなる。また、底面傾斜部の頂点における負圧の絶対値は  $Vr$  が大きくなるに従って大きくなる傾向にあり、下流側では  $B/D$  に関わらず、全てのPhaseにおいて位相平均処理しない場合の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布とほぼ同じ値を示している。

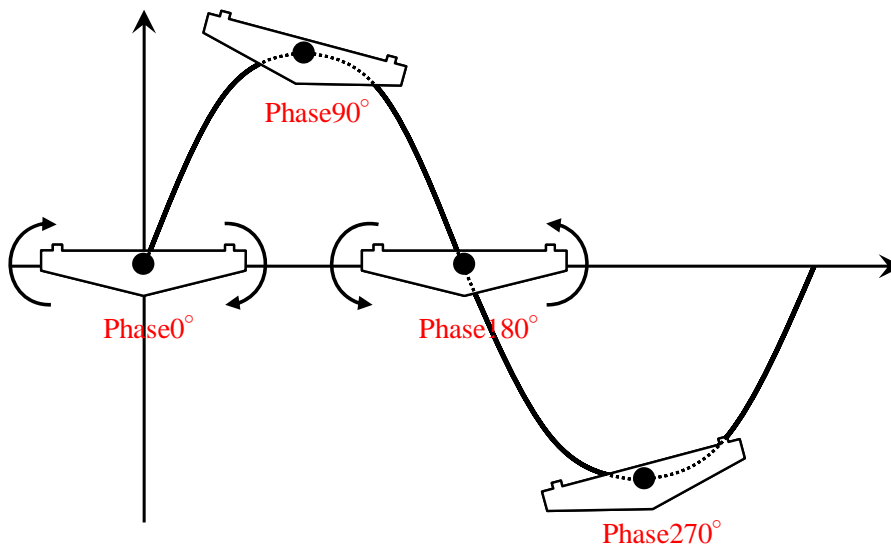
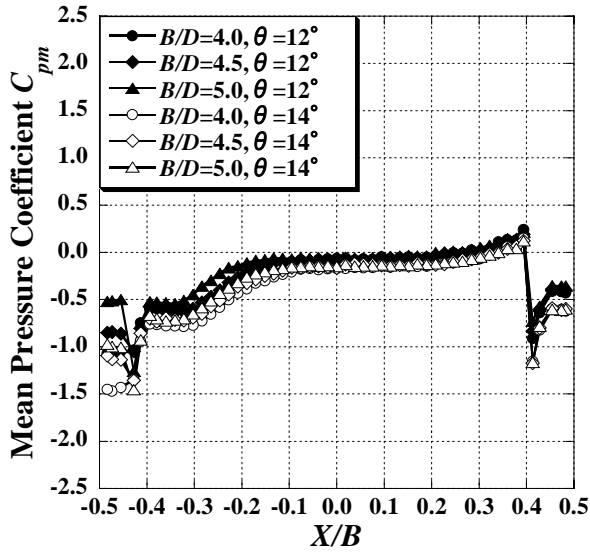
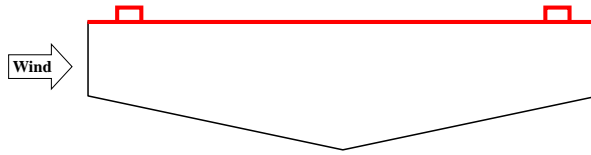


図6-4-8 ねじれ1自由度強制加振状態における表面圧力の位相平均処理点

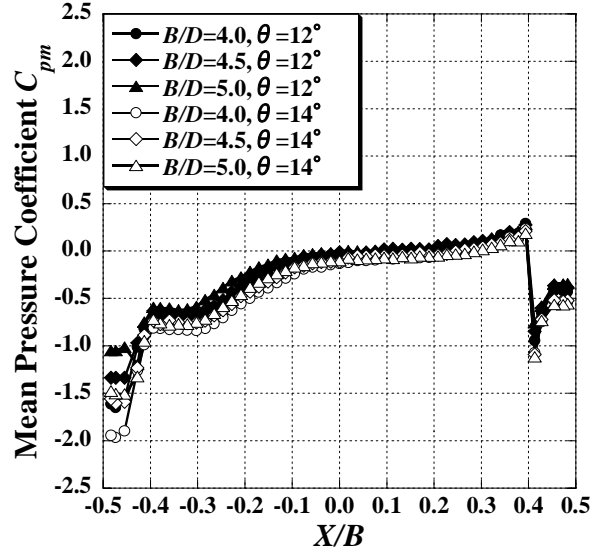
一方  $\theta=14^\circ$  の場合には、上流端に作用する負圧の絶対値は  $\theta=12^\circ$  の場合と同様に、 $B/D$  に関わらず **Phase**0°および **Phase**180°においては上流端付近の負圧の最大値は位相平均処理しない場合とほぼ同じ値を示し、**Phase**90°においては負圧の最大値は **Phase**0°および **Phase**180°と比較すると小さく、**Phase**270°においては負圧の最大値は大きくなる傾向がある。また、下流側では  $B/D$  に関わらず、**Phase**0°および **Phase**90°においては **Phase**180°および **Phase**270°と比較すると  $\theta=12^\circ$  の場合の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布に近づく傾向にあり、**Phase**0°および **Phase**90°においては流れ場が  $\theta=12^\circ$  の場合のように断面に沿っているということが考えられる。

以上のことより、ねじれ 1 自由度強制加振状態では、上面においては底面傾斜角  $\theta$  や  $B/D$  に関わらず各 **Phase** の平均圧力係数  $C_{pm}$  分布はほぼ同様であるため、ねじれ 1 自由度強制加振中における上面周辺の流れ場は、**Phase** が異なっても変化しないと考えられる。また底面においては、 $\theta=12^\circ$  の場合は **Phase** によって平均圧力係数  $C_{pm}$  の値は異なるものの表面圧力分布特性はほぼ同様であり、ねじれ 1 自由度強制加振中における底面周辺の流れ場は位相が異なっても変化しないと考えられる。一方  $\theta=14^\circ$  の場合は、上流側においては **Phase** によって平均圧力係数  $C_{pm}$  の値は異なるものの表面圧力分布特性はほぼ同様であり、**Phase** が異なっても流れ場は変化しないと考えられるが、下流側においては、**Phase**0°および **Phase**90°の表面圧力分布特性は  $\theta=12^\circ$  の場合の分布特性に近づく傾向にあり、流れ場が  $\theta=12^\circ$  の場合のように断面に沿っているということが考えられる。

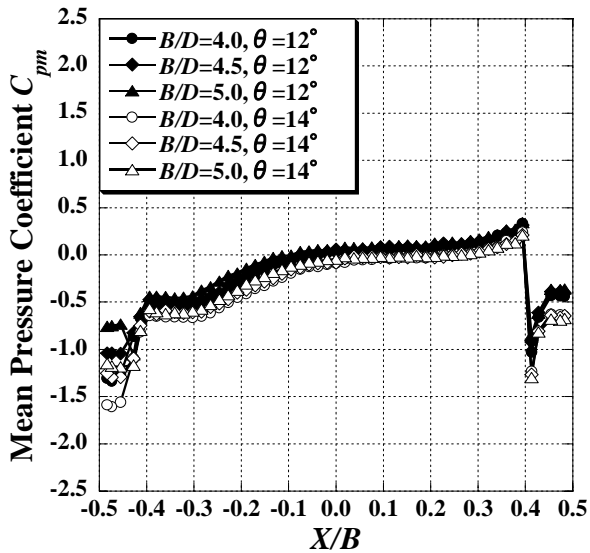
しかし、上述した傾向は換算風速  $V_r$  に関わらず同じ傾向にあり、換算風速  $V_r$  の違いによる平均圧力係数  $C_{pm}$  の値に大きな差異はみられない。つまり、表 6-4-1 で示したねじれフラッター発生の有無との関連性は確認できなかった。



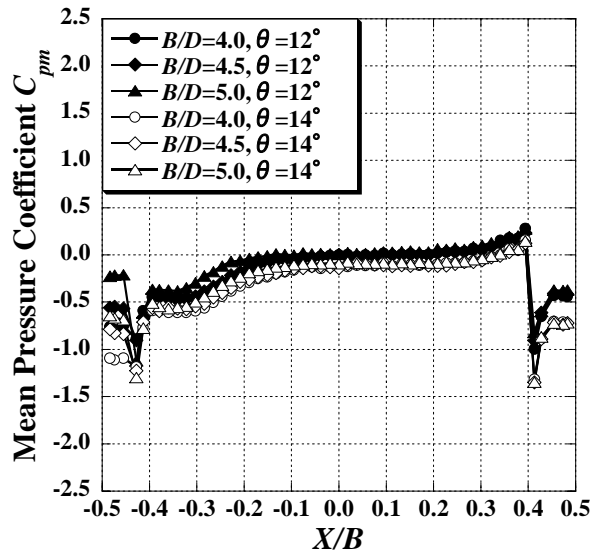
(a) Phase  $0^\circ$



(b) Phase  $90^\circ$



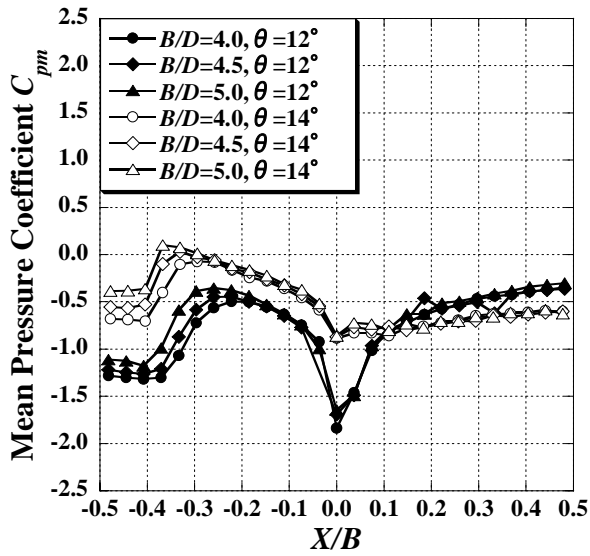
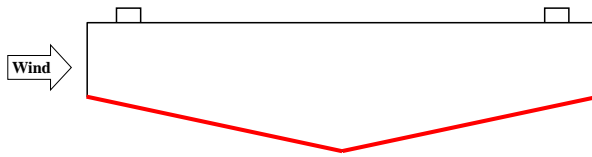
(c) Phase  $180^\circ$



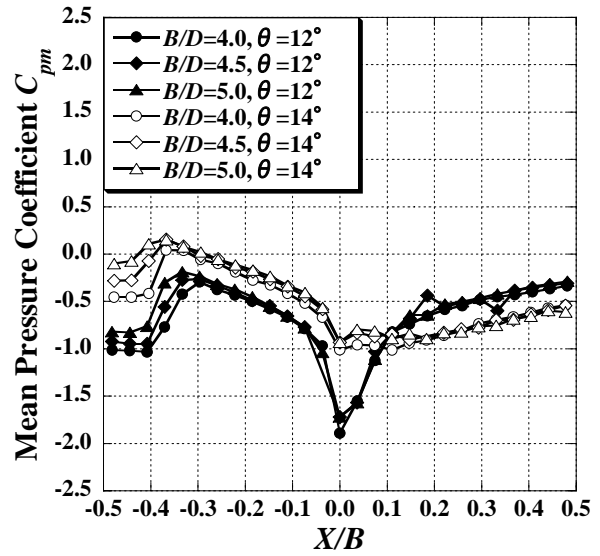
(d) Phase  $270^\circ$

図 6-4-9 上面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $Vr=5$ )

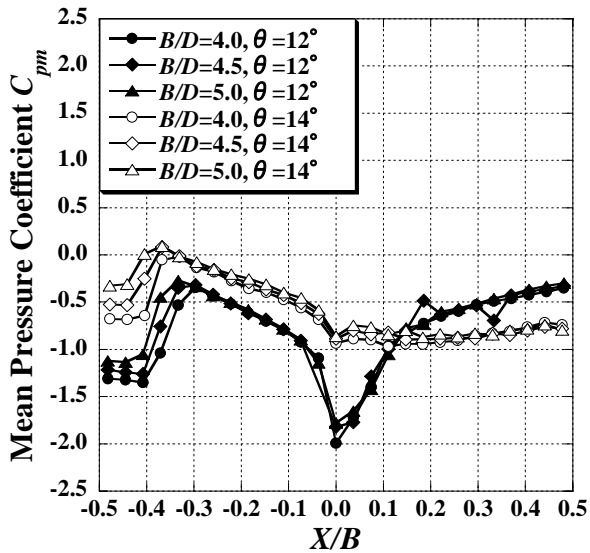




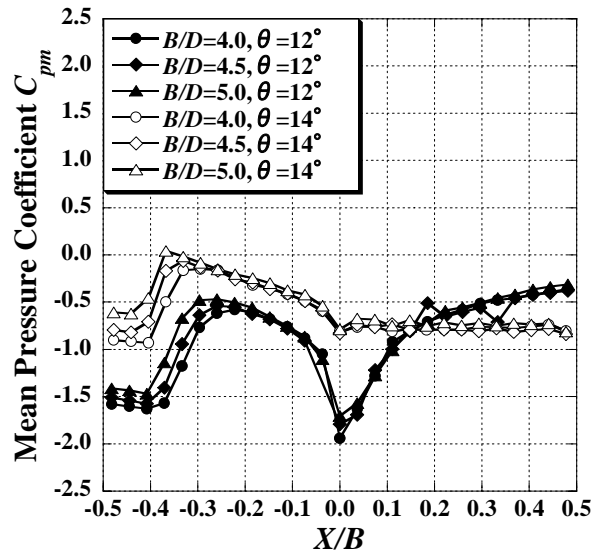
(a) Phase  $0^\circ$



(b) Phase  $90^\circ$

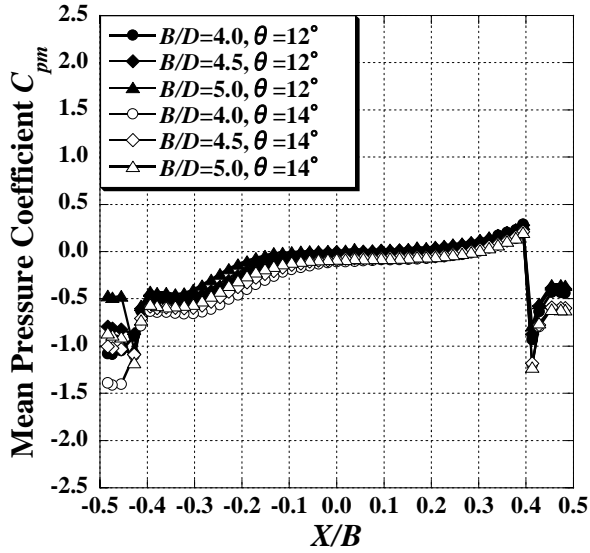
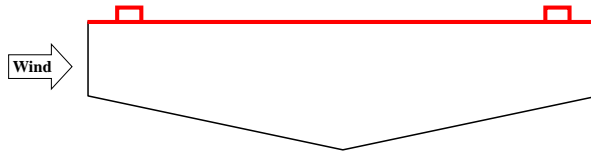


(c) Phase  $180^\circ$

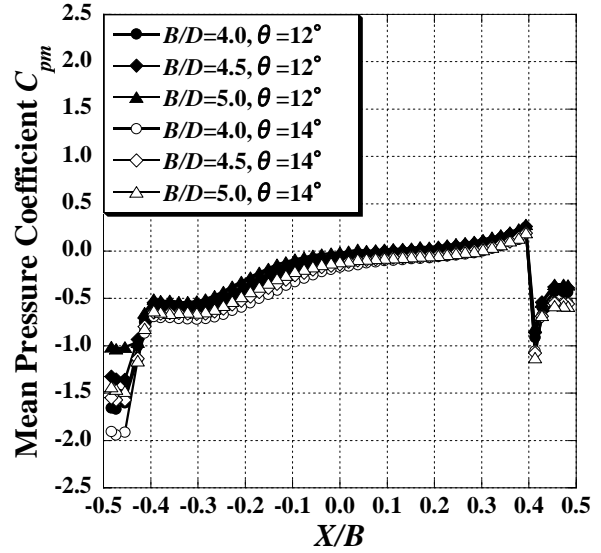


(d) Phase  $270^\circ$

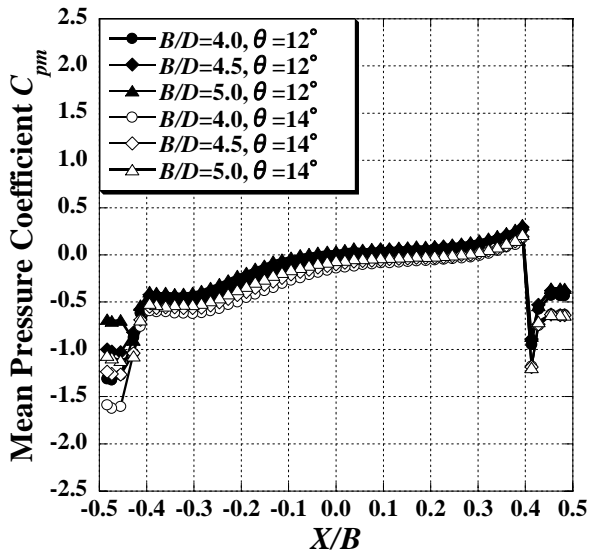
図 6-4-10 底面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $V_r=5$ )



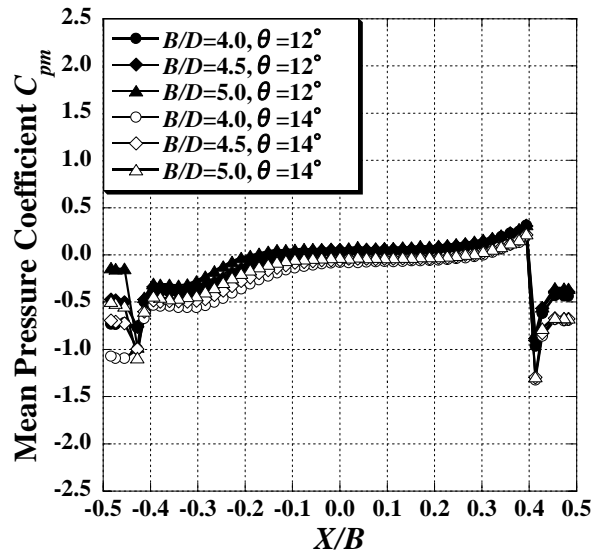
(a) Phase  $0^\circ$



(b) Phase  $90^\circ$

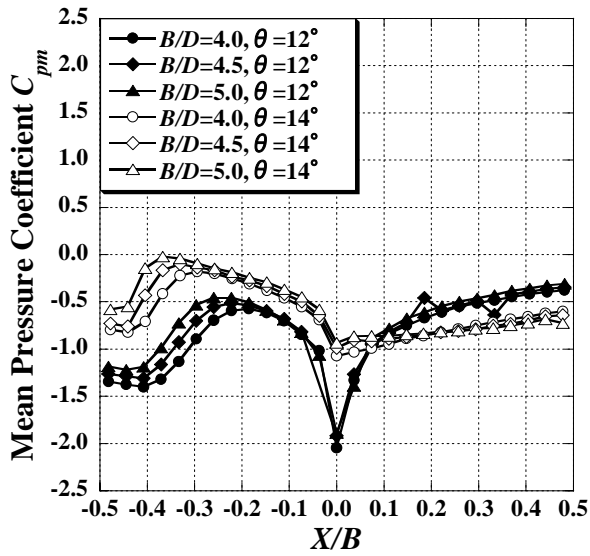
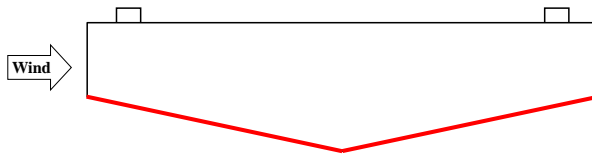


(c) Phase  $180^\circ$

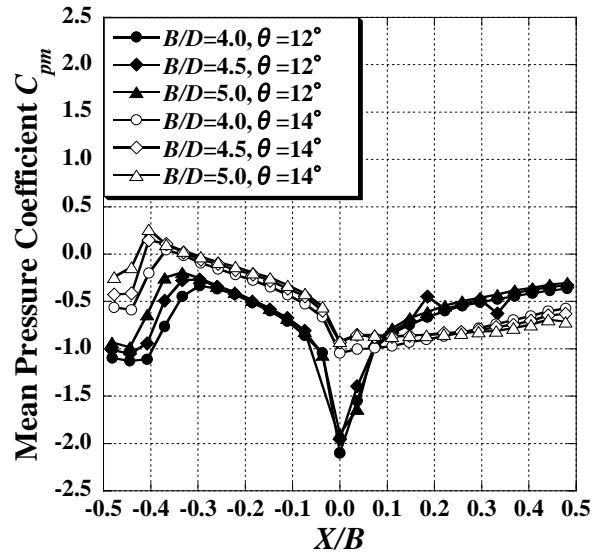


(d) Phase  $270^\circ$

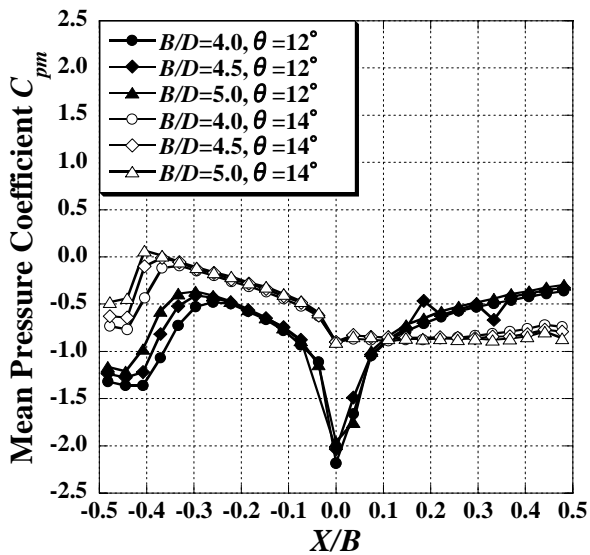
図 6-4-11 上面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $Vr=10$ )



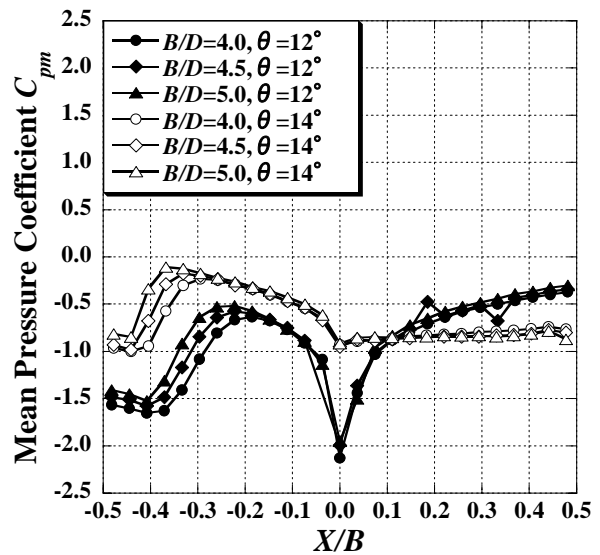
(a) Phase  $0^\circ$



(b) Phase  $90^\circ$

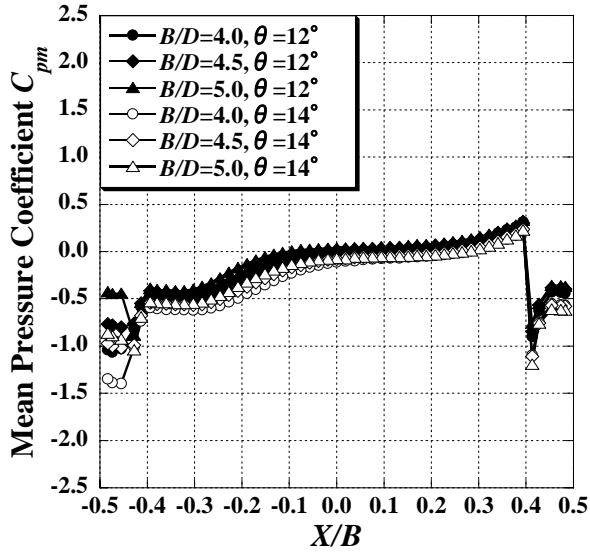
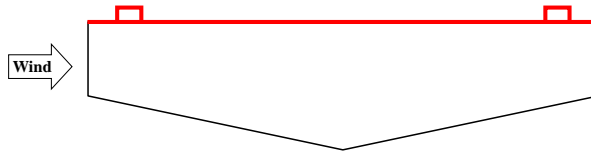


(c) Phase  $180^\circ$

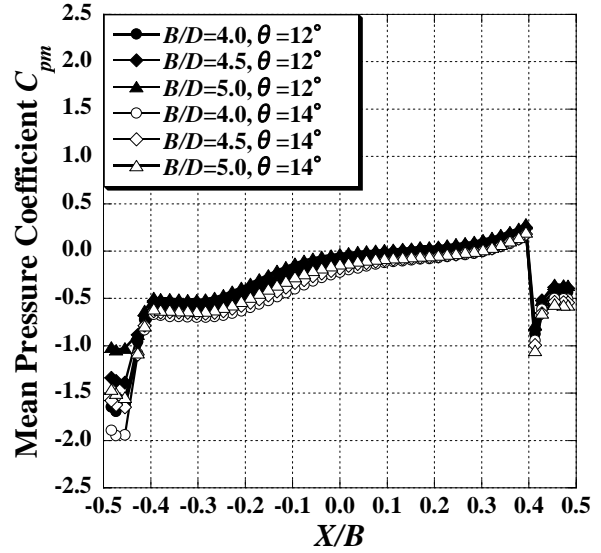


(d) Phase  $270^\circ$

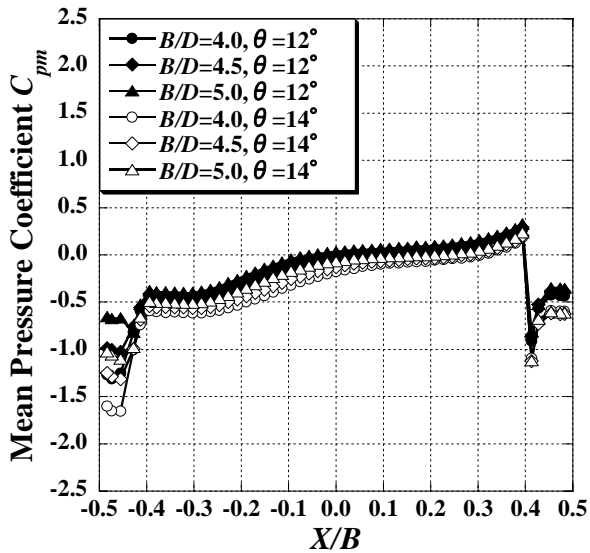
図 6-4-12 底面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $Vr=10$ )



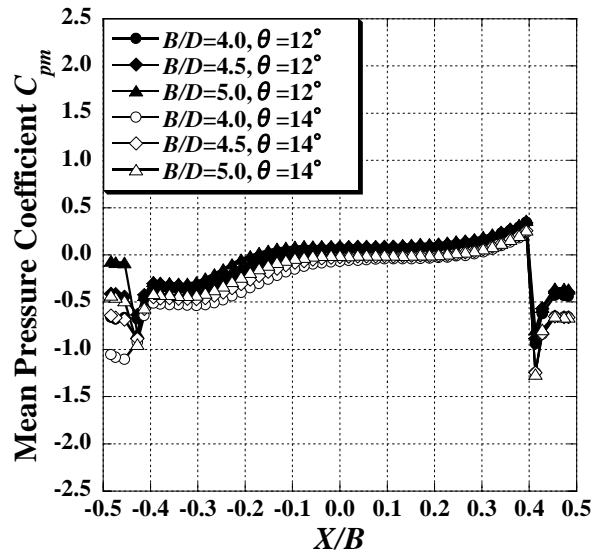
(a) Phase $0^\circ$



(b) Phase $90^\circ$

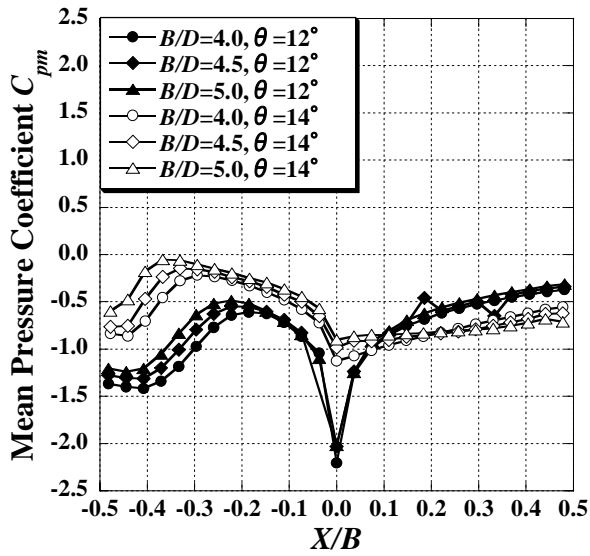
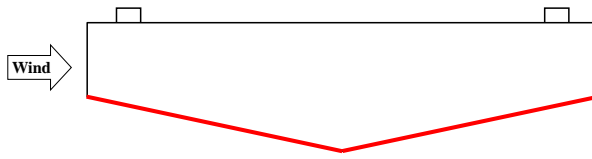


(c) Phase $180^\circ$

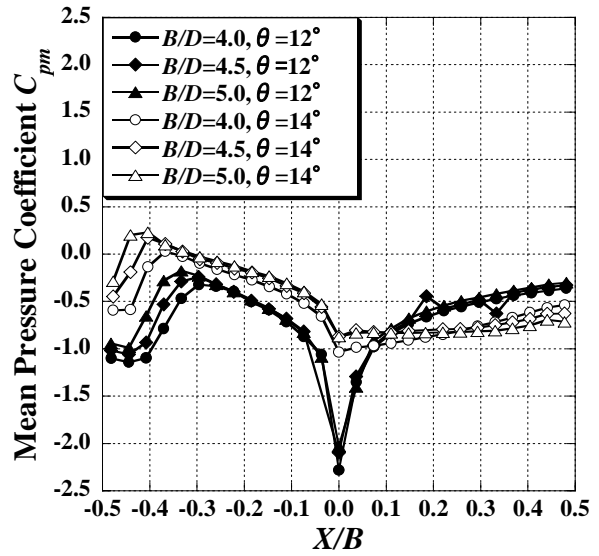


(d) Phase $270^\circ$

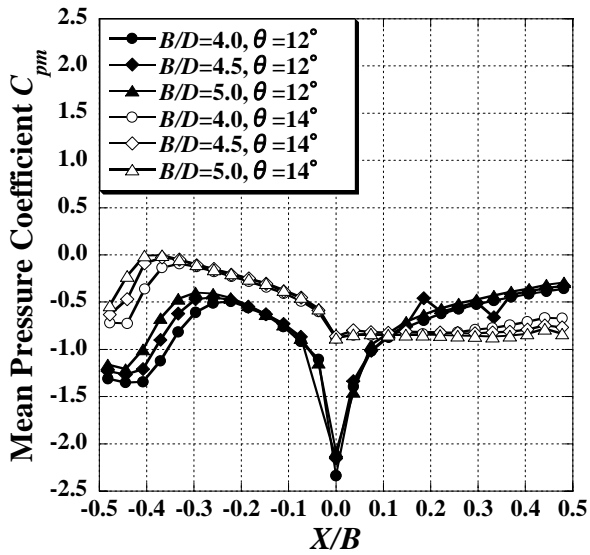
図 6-4-13 上面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $Vr=15$ )



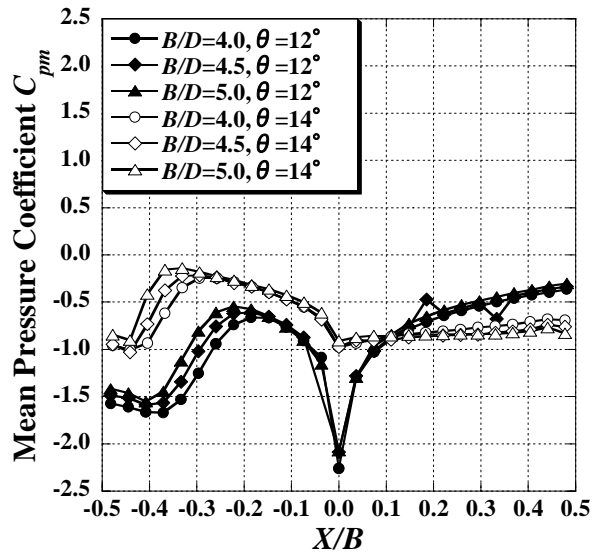
(a) Phase $0^\circ$



(b) Phase $90^\circ$

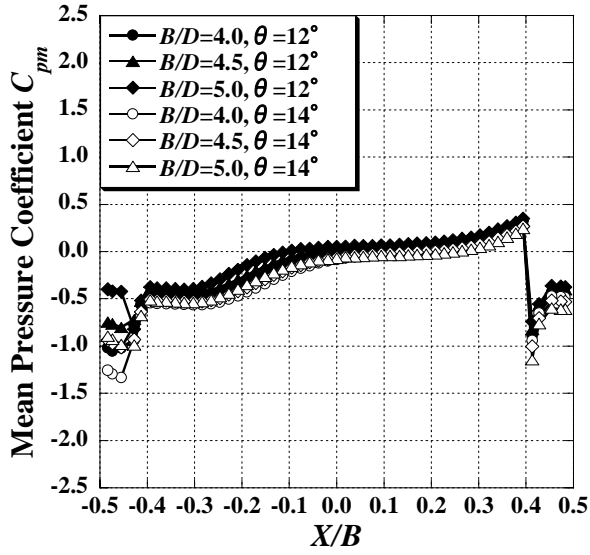
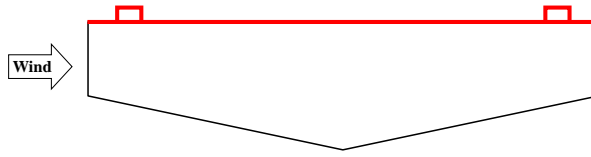


(c) Phase $180^\circ$

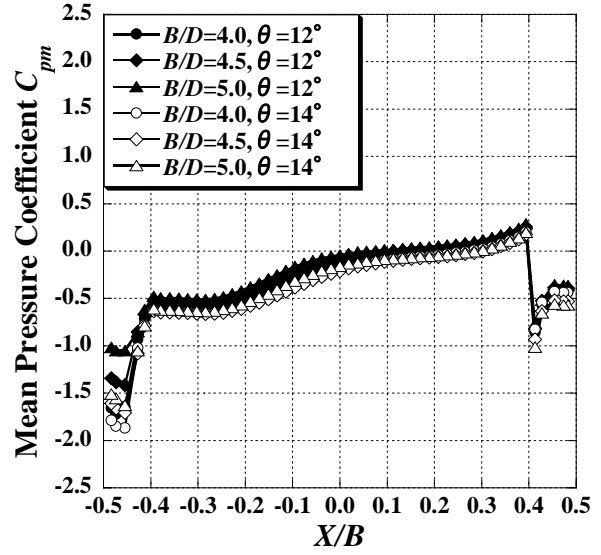


(d) Phase $270^\circ$

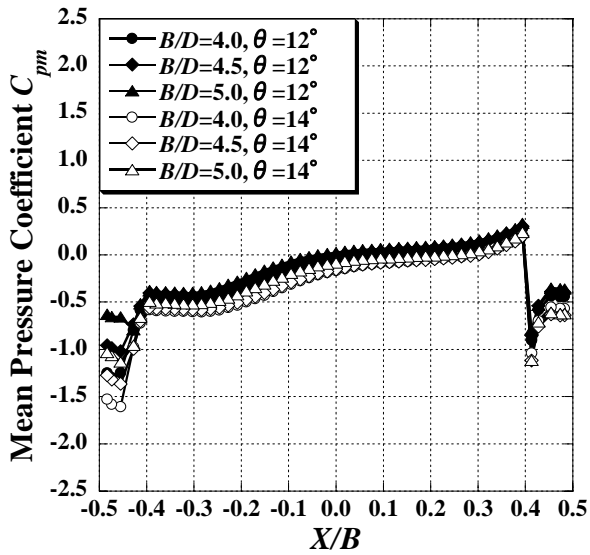
図 6-4-14 底面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $Vr=15$ )



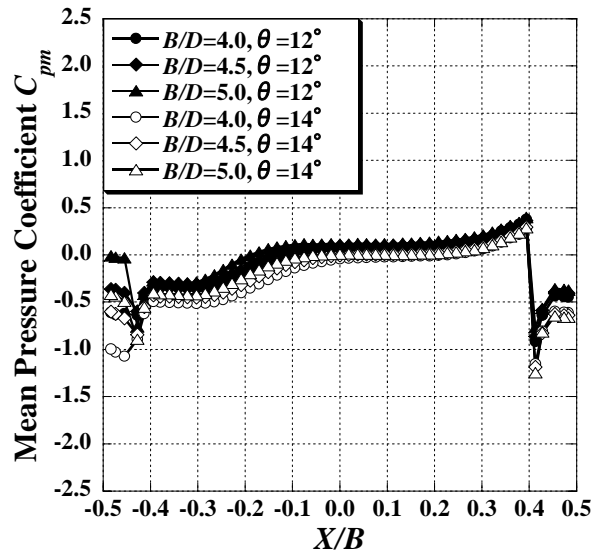
(a) Phase $0^\circ$



(b) Phase $90^\circ$

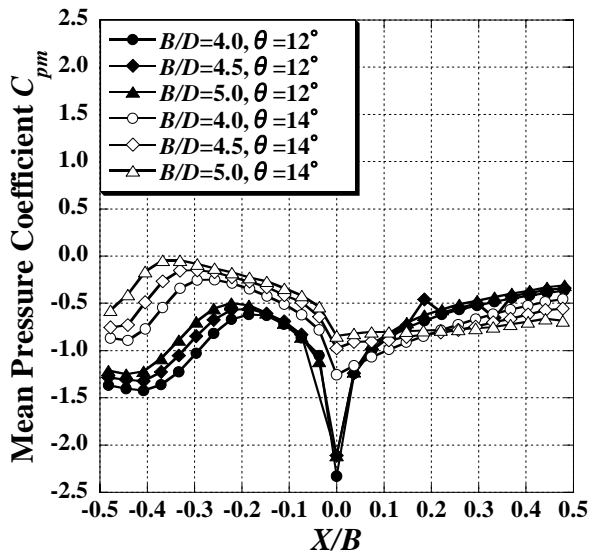
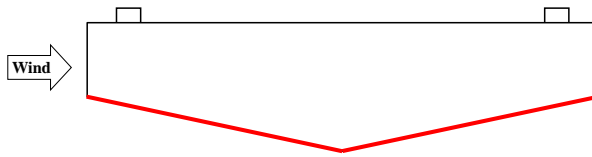


(c) Phase $180^\circ$

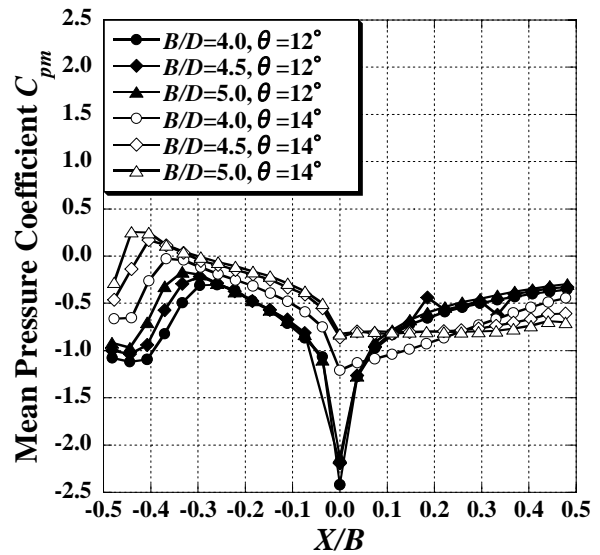


(d) Phase $270^\circ$

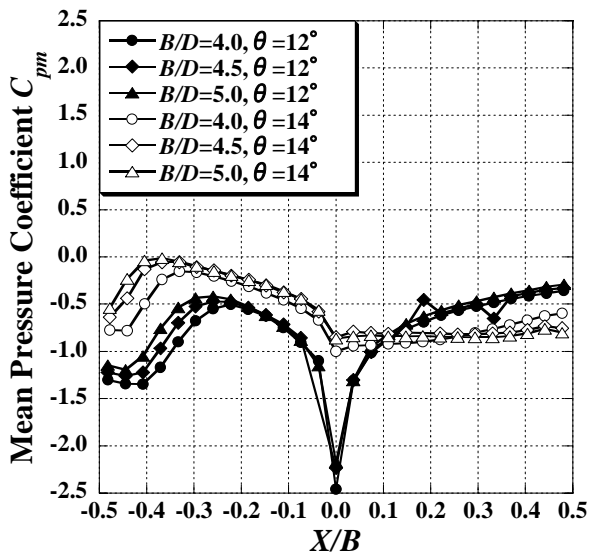
図 6-4-15 上面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $Vr=20$ )



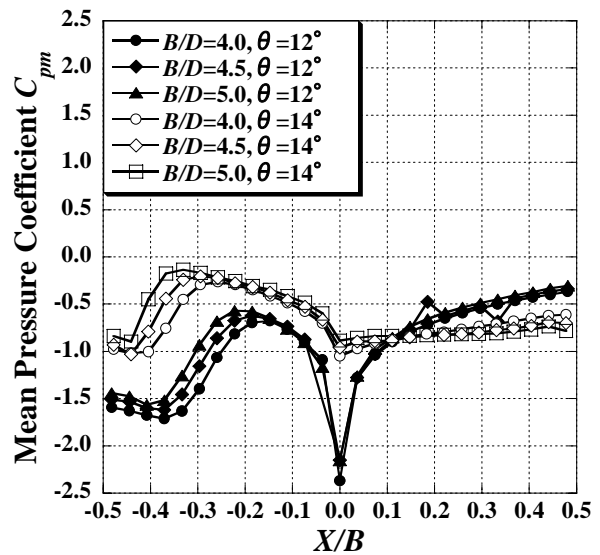
(a) Phase  $0^\circ$



(b) Phase  $90^\circ$



(c) Phase  $180^\circ$



(d) Phase  $270^\circ$

図 6-4-16 底面における平均圧力係数  $C_{pm}$  分布図 ( $Vr=20$ )

### (3) 強制加振時に五角形断面桁に作用する変動圧力および位相差と振動1周期になす仕事

五角形断面桁に生じるねじれフラッターに直接的に関与する空気力は、固有振動数に近い変動圧力である。本研究においてはねじれ1自由度応答実験で測定された固有振動数  $f_i=2.36\text{Hz}$  を強制加振の振動数としており、加振振動数成分の変動圧力が直接的に関与する空気力と考えられる。ここでは、平均圧力と同時に測定された変動圧力および強制加振振動変位に対する位相差に着目して、ねじれフラッターの発生メカニズムについて検討する。

変動圧力は式(4.2)により無次元化された変動圧力係数  $C_{pf}$  とし、位相差は上流端の変位(上向きを正)と非定常圧力(正圧の方向は図 6-4-1 参照)の時系列データにおいて、非定常圧力の位相が進んでいる場合、位相差を正と定義する。ここで、強制加振変位に対する、変動圧力が持つ位相差の定義について図 6-4-17 に示す。図 6-4-1 に示したように正圧の方向を定義すると、加振変位に対する各圧力の測定点における変動圧力の位相差は次のように考えられる。上面の上流側および底面傾斜部の下流側においては、位相差が  $0^\circ \leq \gamma \leq 180^\circ$  の範囲ではねじれ振動に対して減衰力として作用して、 $\gamma=90^\circ$  の場合に最大減衰力が作用し、位相差が  $-180^\circ \leq \gamma \leq 0^\circ$  の範囲ではねじれ振動に対して励振力として作用して、 $\gamma=-90^\circ$  の場合に最大励振力が作用する。一方、上面の下流側および底面傾斜部の上流側においては、位相差が  $-180^\circ \leq \gamma \leq 0^\circ$  の範囲ではねじれ振動に対して減衰力として作用して、 $\gamma=-90^\circ$  の場合に最大減衰力が作用し、位相差が  $0^\circ \leq \gamma \leq 180^\circ$  の範囲ではねじれ振動に対して励振力として作用して、 $\gamma=90^\circ$  の場合に最大励振力が作用する。

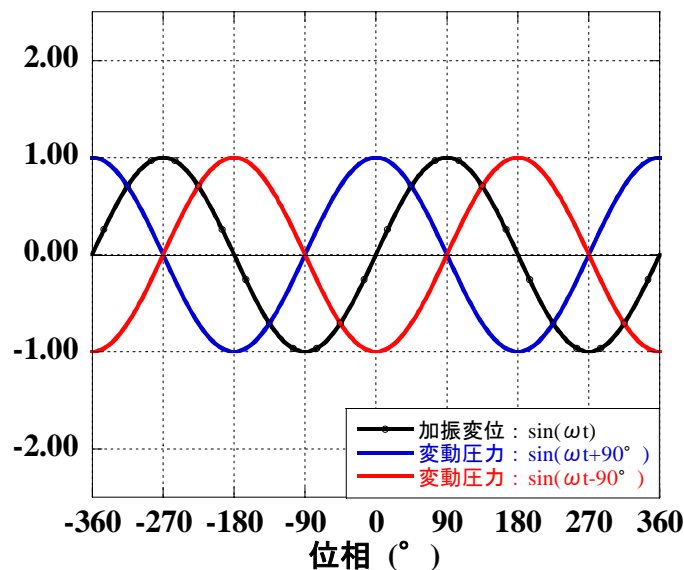


図 6-4-17 強制加振変位に対して変動圧力がもつ位相差の定義

図 6-4-18～25 に変動圧力係数  $C_{pf}$  分布および加振振動変位に対する位相差  $\gamma$  を示す。それぞれ縦軸を変動圧力係数  $C_{pf}$  または位相差  $\gamma$ 、横軸を  $X/B$  で整理している。

図 6-4-18～25 より、断面の上面および底面に作用する変動圧力がどの程度なのか、また、変動圧力が減衰力または励振力のどちらとして作用するのかが明確であるが、変動圧力がどの程度の減衰力または励振力として五角形断面桁に作用するのかが不明確である。

そこで、ねじれ1自由度強制加振時に作用する表面圧力が振動1周期中になす仕事について検討することとした。ねじれ1自由度強制加振時に作用する表面圧力が振動1周期中になす仕



事を, 圧力測定孔毎に式(6.1)を用いて単位幅当たりの無次元仕事  $w$  として求め, 結果を図 6-4-26 ~ 29 に示す. 図 6-4-26 ~ 29 は縦軸を無次元仕事  $w$ , 横軸を  $X/B$  で整理している. なお, 表面圧力のなす仕事は外力のなす仕事であるため, 正である場合を励振力が作用しているものとする.

図 6-4-26 (a) より  $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合の上面においては, 換算風速  $Vr=5$  では, 上流端 ( $X/B=-0.50\sim-0.45$ ) において変動圧力のなす仕事は負の値を示しており, 減衰力が作用していると考えられる. これは剥離干渉法の効果によるものと推察される<sup>14)</sup>.  $X/B=-0.45\sim-0.20$  においては, 変動圧力は正の仕事を示しており, 励振力が作用していると考えられ,  $X/B=-0.20\sim 0.00$  では仕事はほぼ 0 となっている. また, 上面の下流側においては,  $X/B=0.00\sim 0.40$  では負の仕事をしており,  $X/B=0.40\sim 0.50$  では正の仕事をしている.  $Vr=10, 15, 20$  ではほぼ同じ仕事分布となっている. 上流端 ( $X/B=-0.50\sim-0.45$ ) においては負の仕事をしており,  $X/B=-0.40\sim 0.40$  では仕事はほぼ 0,  $X/B=0.40\sim 0.50$  では正の仕事をしている.

図 6-4-26 (b) より  $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合の底面においては, いずれの換算風速  $Vr$  においても  $X/B=-0.40\sim-0.20$  付近で変動圧力のなす仕事は負の値を示しており, 減衰力が作用していると考えられ, その値は  $Vr$  が大きくなるほど絶対値が小さくなる傾向にある. また,  $Vr=5$  の場合は, 下流側においても負の仕事をしているが,  $Vr=10, 15, 20$  では仕事はほぼ 0 を示している.

図 6-4-27, 28 より  $B/D=4.5$  および  $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合は, 上面, 底面ともに同様の傾向を示している. (a) より上面では, 上流端 ( $X/B=-0.50\sim-0.45$ ) において僅かに負の仕事をしているが, 上流端以外の部分では仕事は 0 に近い値となっている. (b) より底面では,  $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合と同様に, いずれの換算風速  $Vr$  においても  $X/B=-0.40\sim-0.20$  付近で変動圧力のなす仕事は負の値を示しており減衰力が作用していると考えられるが,  $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合と比較すると減衰力は小さい. また,  $X/B=0.00\sim 0.10$  付近において変動圧力は負の仕事をしている.

図 6-4-29 (a) より  $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合の上面においては,  $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合と同様の傾向にある. 図 6-4-29 (b) より底面においては, 上流側では  $\theta=12^\circ$  の場合と同様に, いずれの換算風速  $Vr$  においても  $X/B=-0.40\sim-0.20$  付近で変動圧力のなす仕事は負の値を示しており減衰力が作用していると考えられる. 下流側においては, 変動圧力は負の仕事をしており,  $X/B$  が大きくなるほど絶対値が大きくなる傾向にある.

図 6-4-30, 31 より  $B/D=4.5$  および  $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合は, 上面, 底面ともに同様の傾向を示している. (a) より上面において変動圧力のなす仕事は,  $B/D=4.5$  および  $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$  とほぼ同じ分布をなっている. また (b) より, 底面の上流側においては, 他のケースと同様に  $X/B=-0.40\sim-0.20$  付近では変動圧力は負の仕事をしているが, 絶対値は小さい. また, 下流側においては  $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合と同様に変動圧力は負の仕事をしており,  $X/B$  が大きくなるほど絶対値が大きくなる傾向にあるが, その値は  $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合よりも小さい.

以上の結果より, 上面における変動圧力のなす仕事は底面傾斜角  $\theta$  よりも幅員桁高比  $B/D$  によって傾向が異なっており, 上面に作用する表面圧力特性は幅員桁高比  $B/D$  に依ると考えられ, 上流端付近 ( $X/B=-0.50\sim-0.45$ ) に作用する減衰力は  $B/D=4.0$  の場合の方が  $B/D=4.5$ ,  $B/D=5.0$  の場合よりも大きくなっている. これが剥離干渉法の効果によるものと考えれば, 本研究では上面剥離干渉角  $\beta$  を幅員桁高比  $B/D$  に関わらず  $\beta=27^\circ$  としているが, それぞれの幅員桁高比  $B/D$  に対して最適な上面剥離干渉角  $\beta$  が存在すると考えられる. 一方, 底面における変動圧力のなす仕事は底面傾斜角  $\theta$  によって傾向は異なっているが, いずれの場合においても底面全体とし

ては減衰力が作用している。

ここで式(6.2)に示すように、各圧力測定孔に作用する表面圧力のなす仕事  $w$  を五角形断面桁周りに積分し断面周長で無次元化したものを、五角形断面桁に作用する表面圧力が振動 1 周期中になす単位長さ当たりの無次元仕事  $W$  として表した結果を表 6-4-2 に示す。これによって断面全体に作用する表面圧力が減衰力として作用しているか、励振力として作用しているかを判断することができ、ねじれフラッター発生の有無と比較することができる。

$$W = \left\{ \int_{-\frac{B}{2}}^{\frac{B}{2}} w(x)|_{Upper} x dx + \int_{-\frac{B}{2}}^{\frac{B}{2}} w(x)|_{Lower} \frac{x}{\cos \theta} dx + \int_{-d}^0 w(y)|_{Front} y dy + \int_{-d}^0 w(y)|_{Back} y dy \right\} / \left\{ B + 2d + \frac{B}{\cos \theta} \right\} \quad (6.2)$$

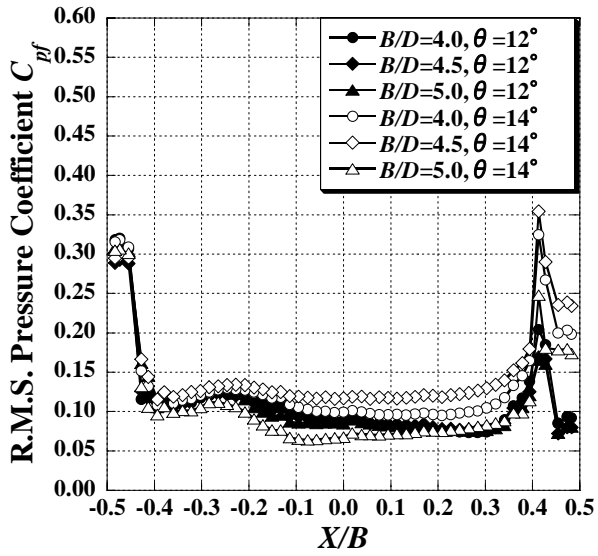
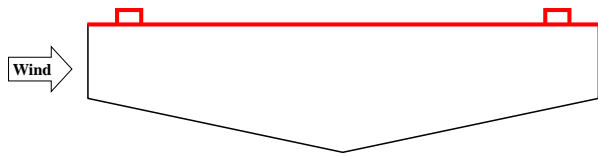
表 6-4-2 を見ると、全ての断面形状において、表面圧力測定時の全風速に対して五角形断面桁に作用する変動圧力のなす仕事  $W$  は負の値を示しており、減衰力が作用していると考えられる。また  $W$  の値を比較すると、 $B/D=4.0$  の場合には全ての風速において絶対値が大きく、 $B/D=4.5$ 、 $\theta=12^\circ$  の場合には  $Vr=20$  において比較的絶対値が大きい。つまり、ねじれ 1 自由度振動応答実験において、上述の断面形状および風速における減衰力が大きいと考えられる。

しかし、表 6-4-1 に示したように、ねじれ 1 自由度振動応答実験の結果では、ねじれフラッターの発生が確認されており、表面圧力測定結果と一致しない結果となった。

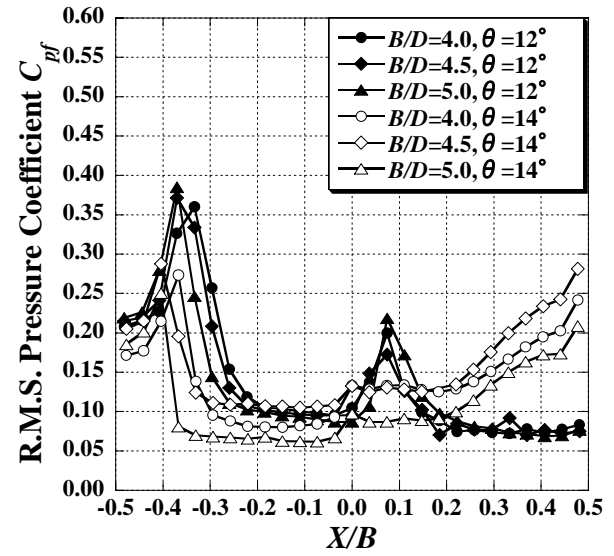
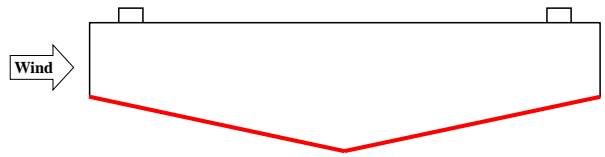
この原因として、実験に用いた模型の断面形状の違いが考えられる。つまり、ねじれ 1 自由度振動応答実験には高欄を設置した五角形断面桁の模型を用いたが、表面圧力測定には高欄を設置していない模型を用いたため、実験結果が一致しない結果となったと考えられる。よって、ここで述べた表面圧力測定の結果を用いて、五角形断面桁の振動応答メカニズムに関して考察を行うには、高欄を設置していない五角形断面桁の模型を用いてねじれ 1 自由度振動応答実験を行い、その振動応答特性を把握することが必要である。

表 6-4-2 五角形断面桁に作用する変動圧力が振動 1 周期中になす単位長さ当たりの無次元仕事  $W$

測定時の風速 断面形状	$Vr=5$ ( $V_S=3.1\text{m/s}$ )	$Vr=10$ ( $V_S=6.2\text{m/s}$ )	$Vr=15$ ( $V_S=9.3\text{m/s}$ )	$Vr=20$ ( $V_S=12.4\text{m/s}$ )
$B/D=4.0, \theta=12^\circ$	-0.00056	-0.00053	-0.00055	-0.00054
$B/D=4.5, \theta=12^\circ$	-0.00024	-0.00023	-0.00022	-0.00043
$B/D=5.0, \theta=12^\circ$	-0.00022	-0.00022	-0.00021	-0.00021
$B/D=4.0, \theta=14^\circ$	-0.00053	-0.00058	-0.00071	-0.00078
$B/D=4.5, \theta=14^\circ$	-0.00021	-0.00020	-0.00025	-0.00028
$B/D=5.0, \theta=14^\circ$	-0.00017	-0.00016	-0.00017	-0.00016

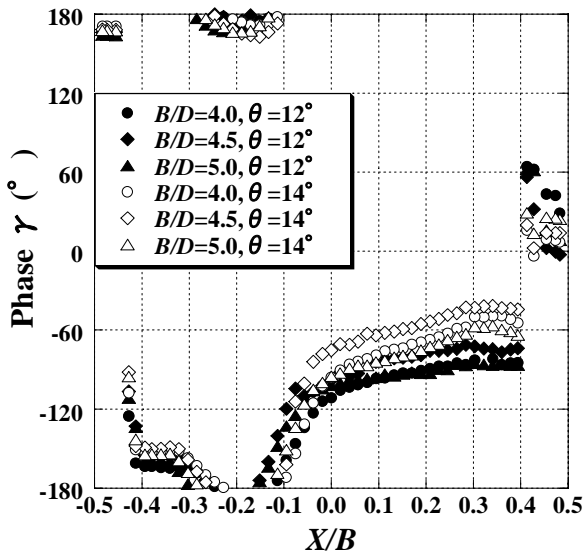


(a) 上面

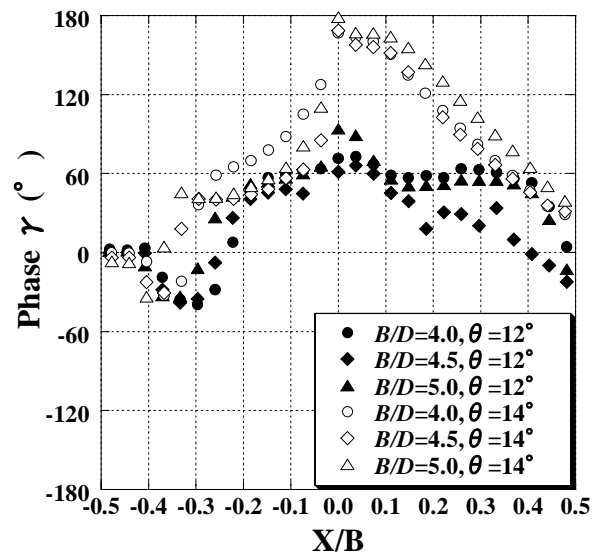


(b) 底面

図 6-4-18 変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $Vr=5$ )

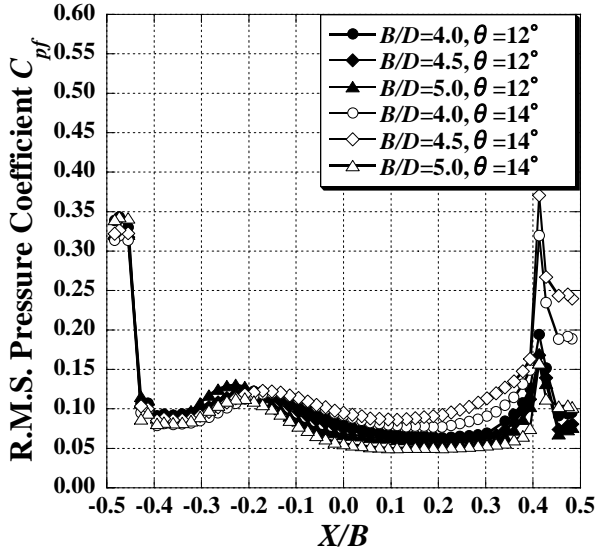
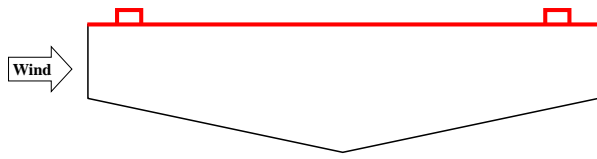


(a) 上面

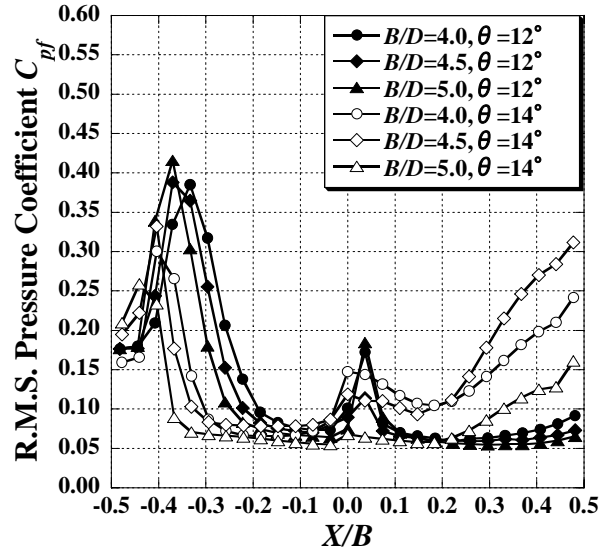
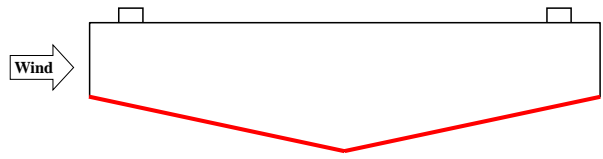


(b) 底面

図 6-4-19 変動圧力の加振振動変位に対する位相差 ( $Vr=5$ )

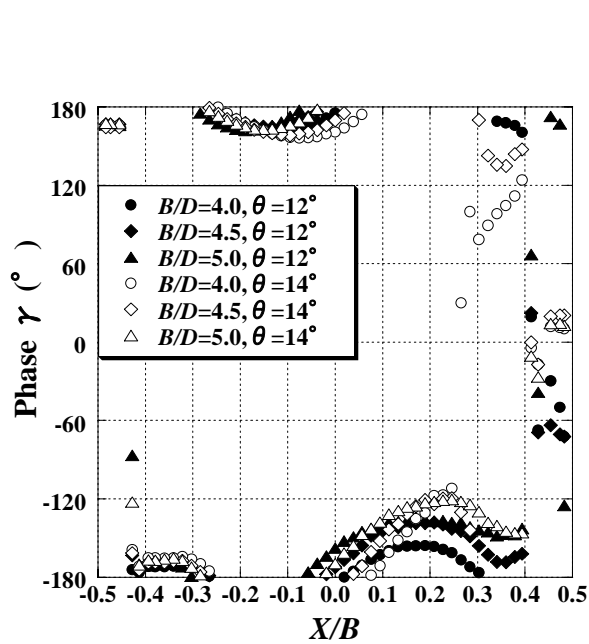


(a) 上面

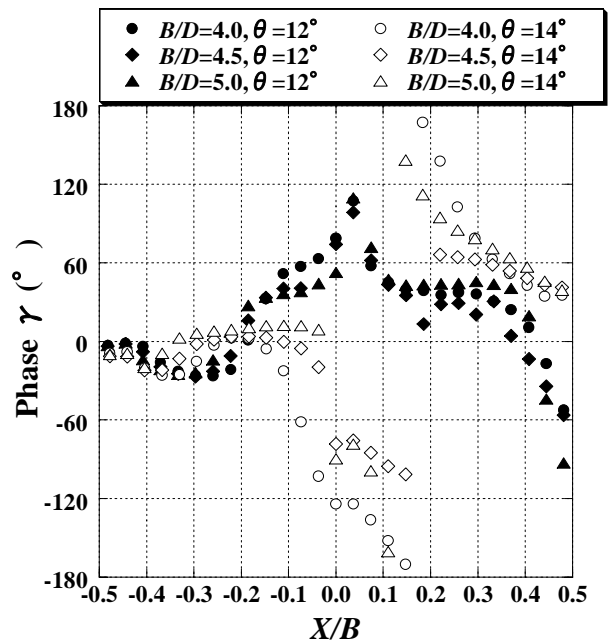


(b) 底面

図 6-4-20 変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $Vr=10$ )

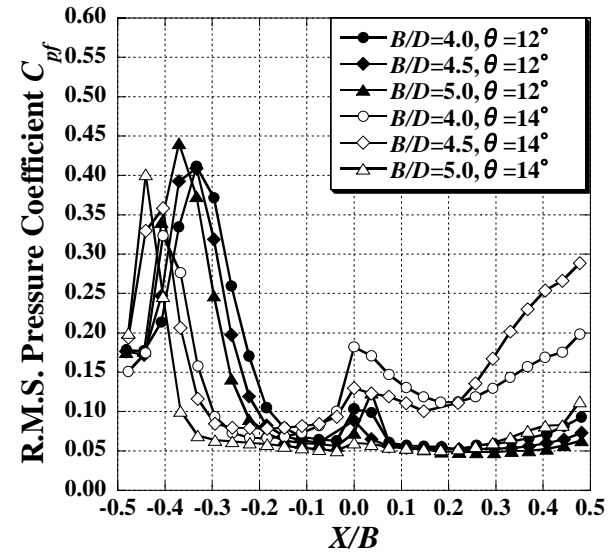
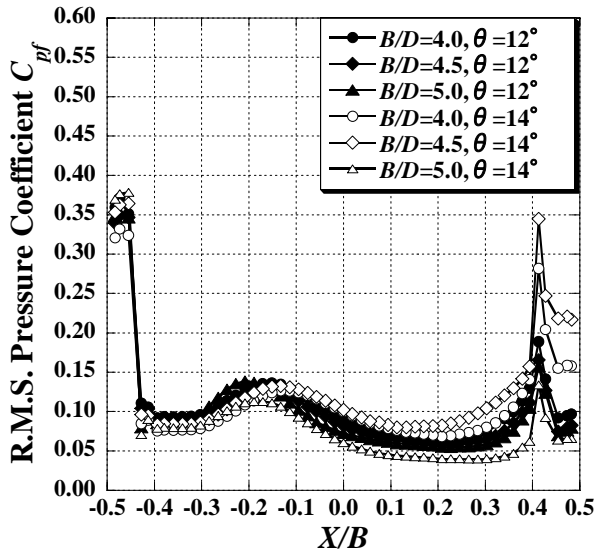
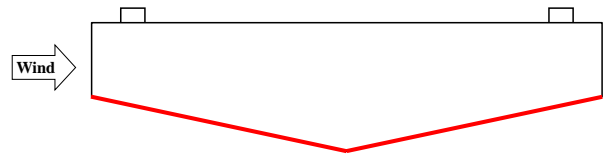
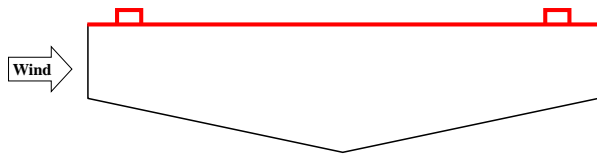


(a) 上面



(b) 底面

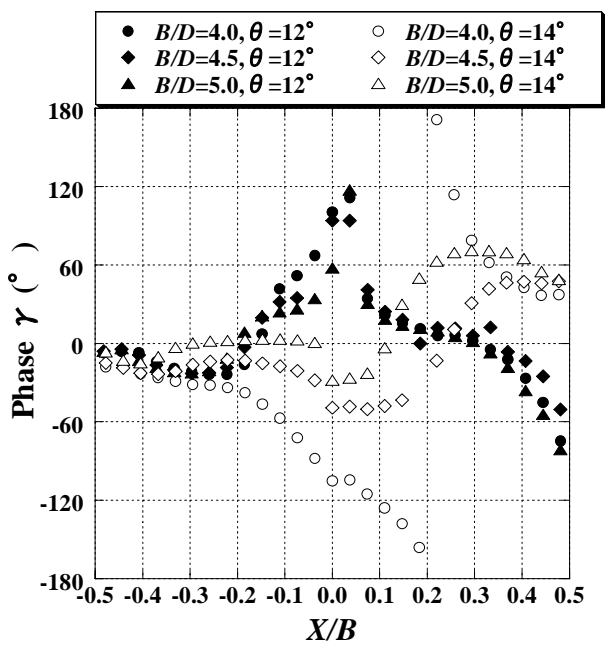
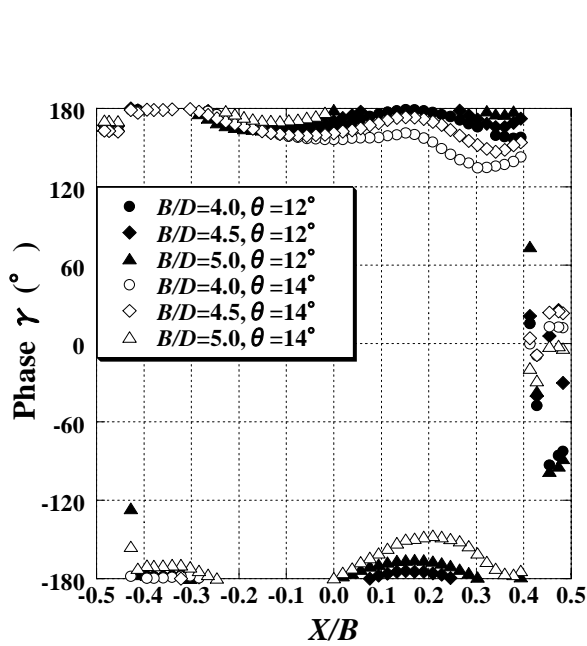
図 6-4-21 変動圧力の加振振動変位に対する位相差 ( $Vr=10$ )



(a) 上面

(b) 底面

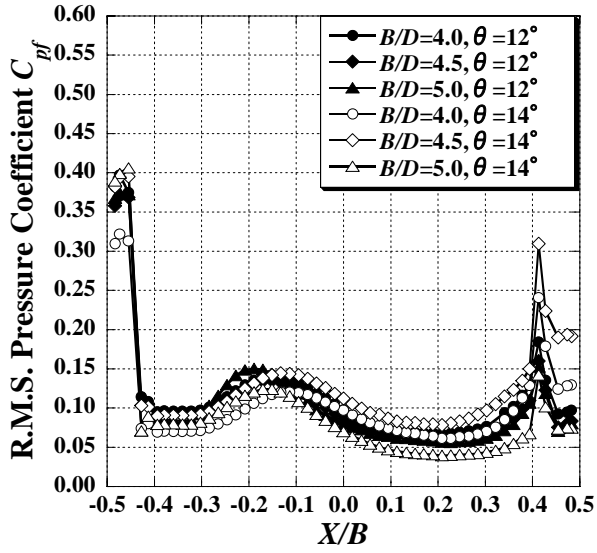
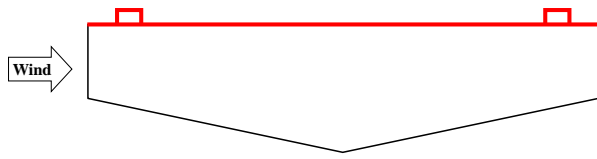
図 6-4-22 変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $Vr=15$ )



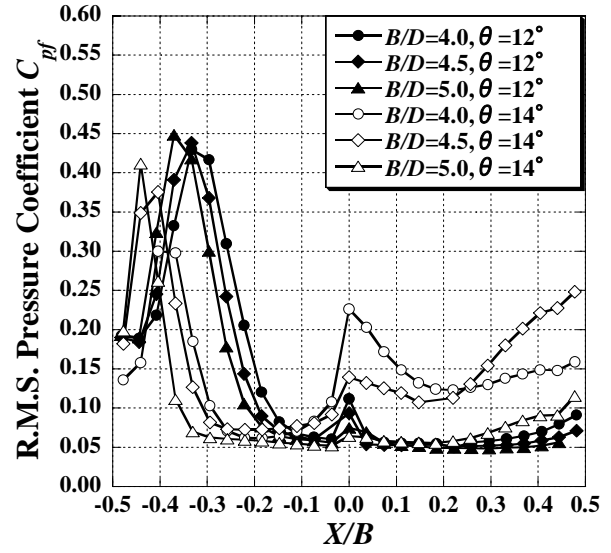
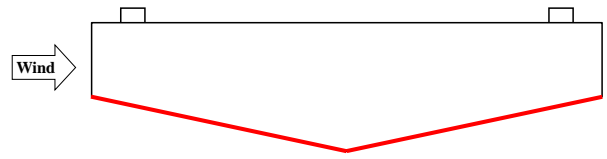
(a) 上面

(b) 底面

図 6-4-23 変動圧力の加振振動変位に対する位相差 ( $Vr=15$ )

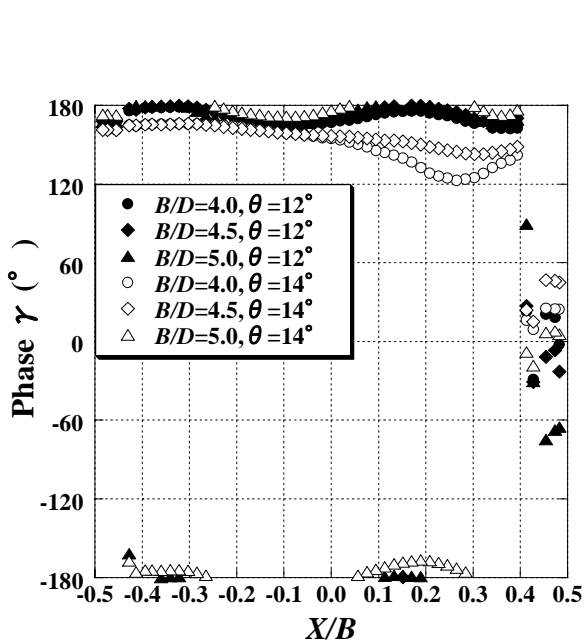


(a) 上面

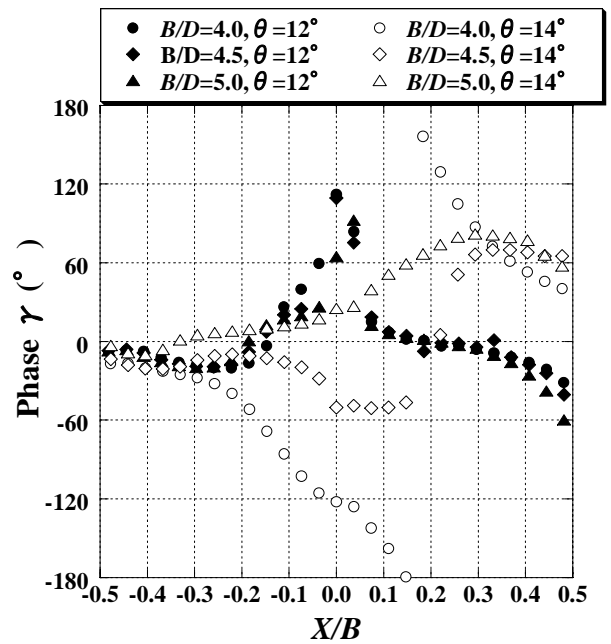


(b) 底面

図 6-4-24 変動圧力係数  $C_{pf}$  分布図 ( $Vr=20$ )

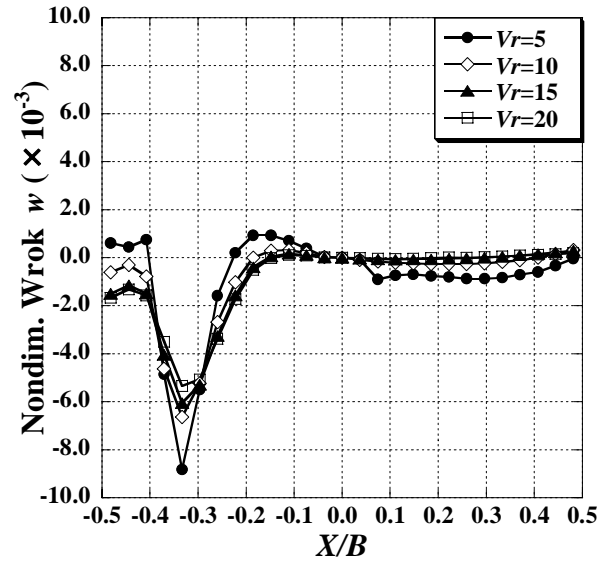
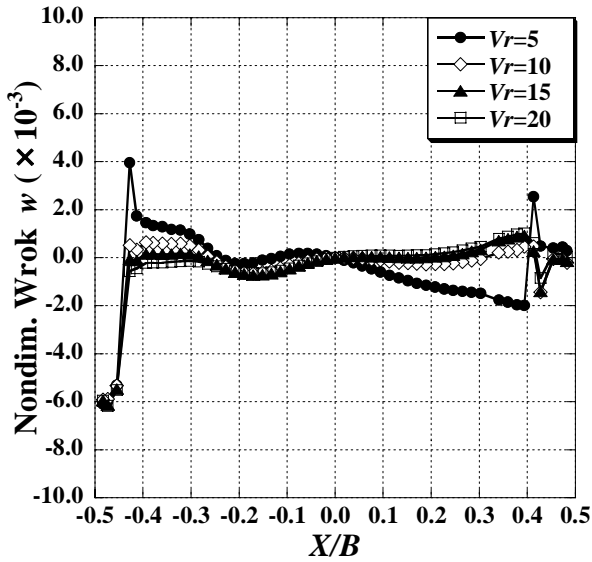
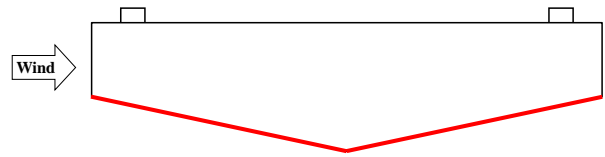
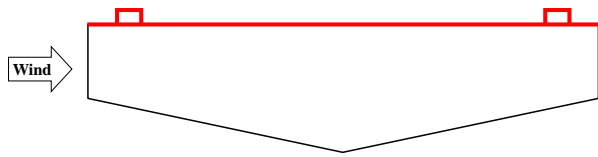


(a) 上面



(b) 底面

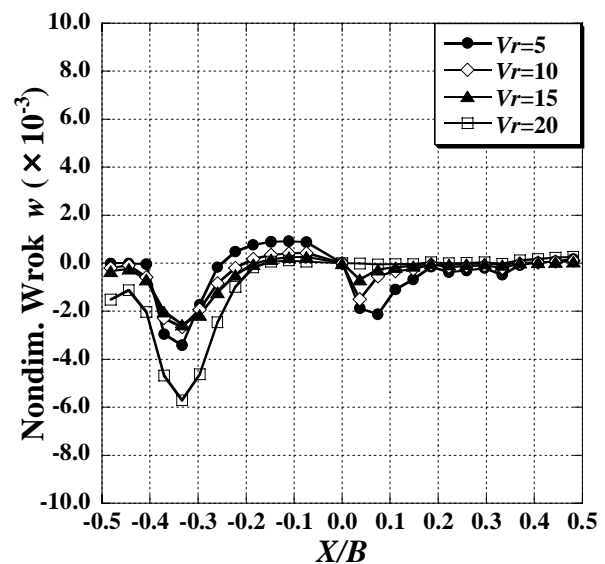
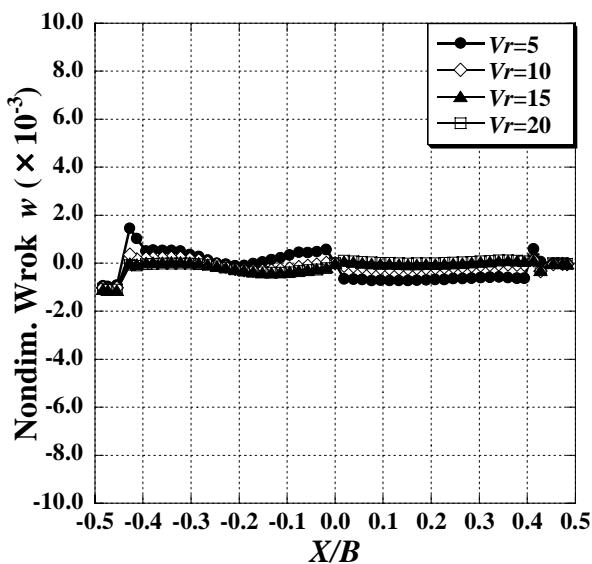
図 6-4-25 変動圧力の加振振動変位に対する位相差 ( $Vr=20$ )



(a) 上面

(b) 底面

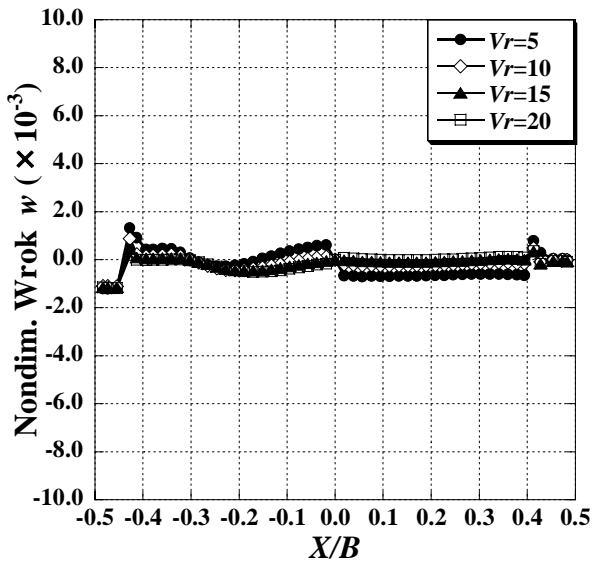
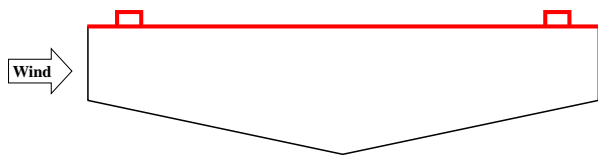
図 6-4-26 各圧力測定孔の無次元仕事( $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$ )



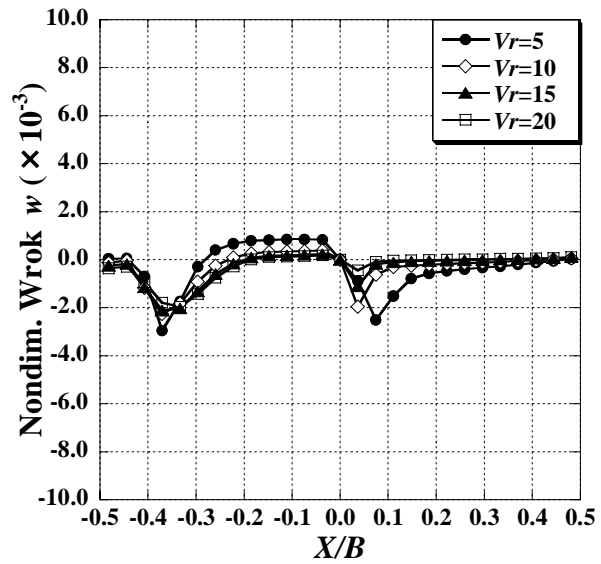
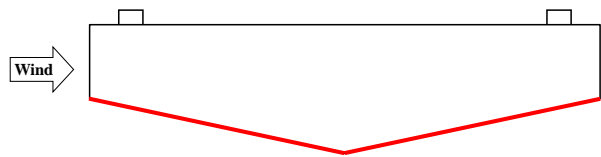
(a) 上面

(b) 底面

図 6-4-27 各圧力測定孔の無次元仕事( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )

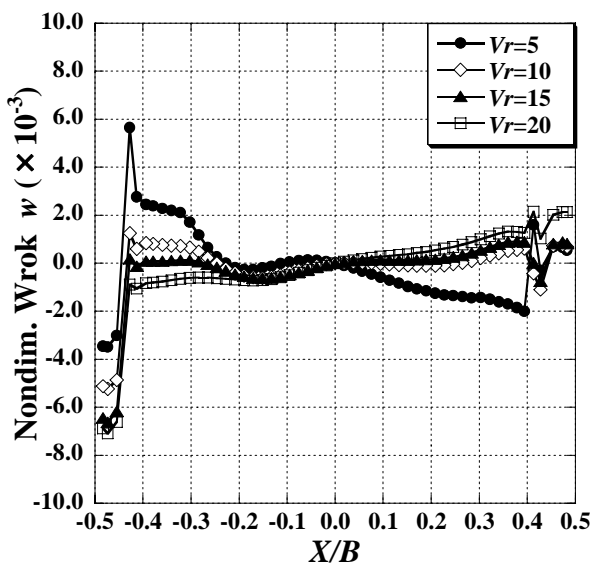


(a) 上面

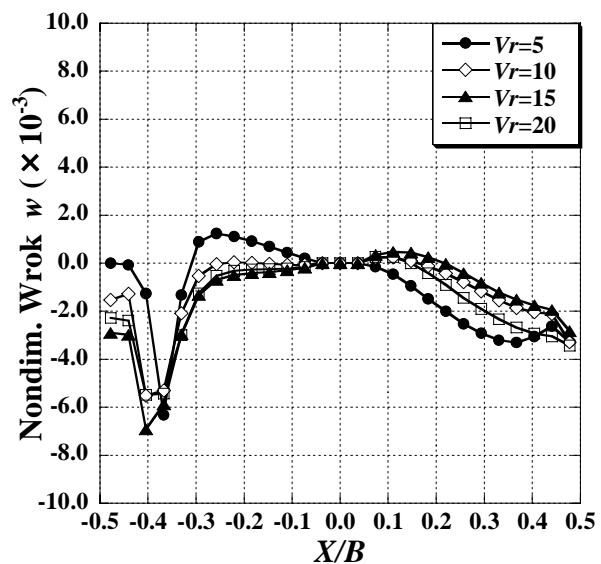


(b) 底面

図 6-4-28 各圧力測定孔の無次元仕事( $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$ )



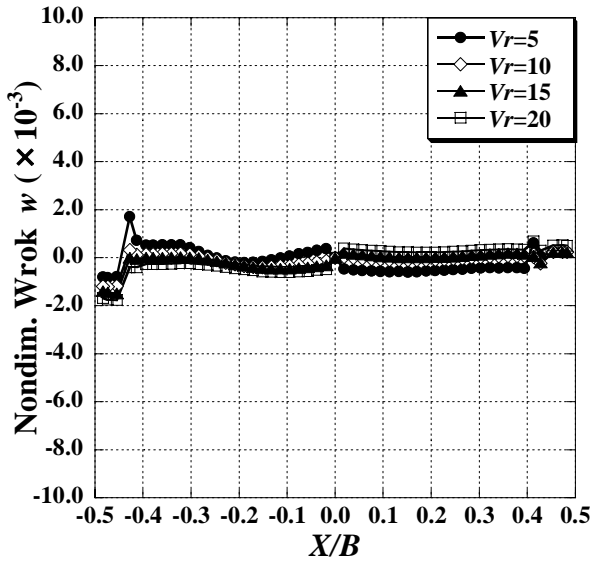
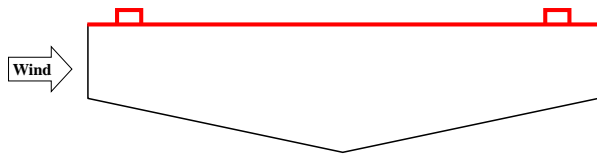
(a) 上面



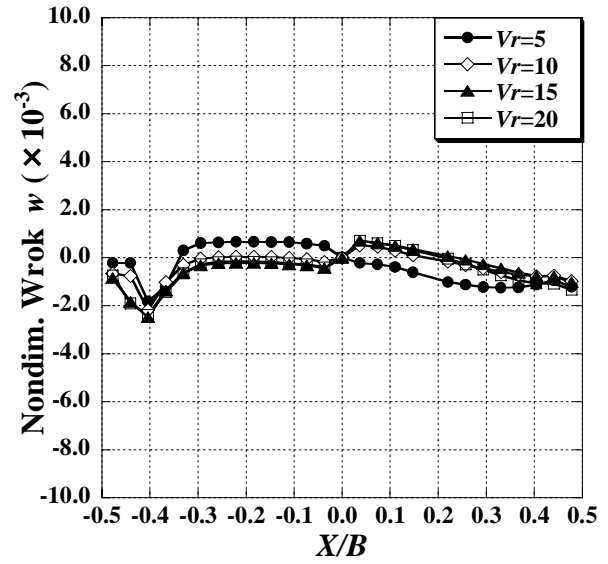
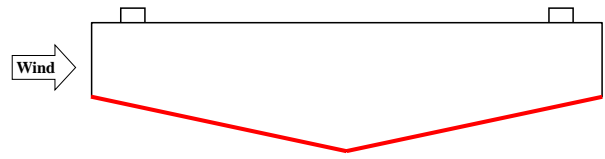
(b) 底面

図 6-4-29 各圧力測定孔の無次元仕事( $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$ )



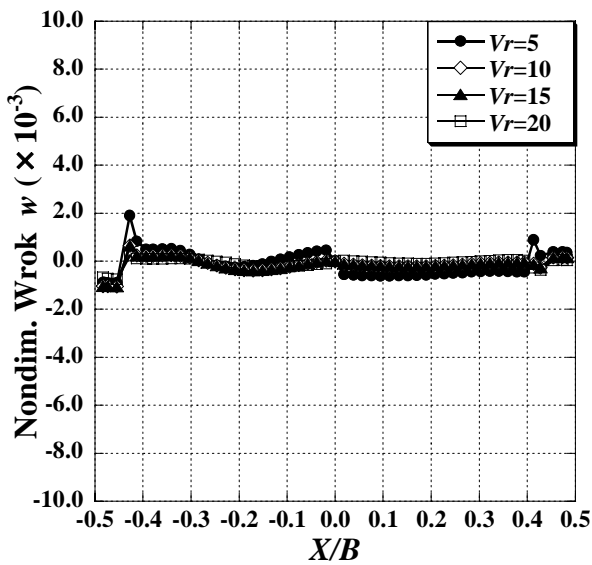


(a) 上面

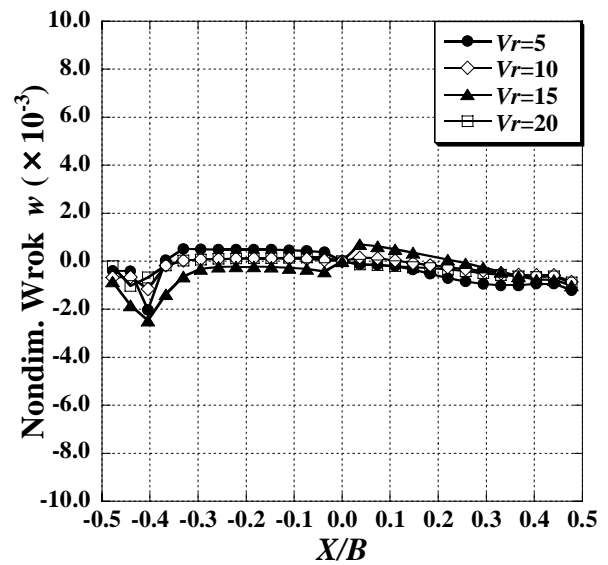


(b) 底面

図 6-4-30 各圧力測定孔の無次元仕事( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



(a) 上面



(b) 底面

図 6-4-31 各圧力測定孔の無次元仕事( $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$ )

## 6.5 強制加振状態における五角形断面桁周辺の流れ場特性

本節では、6.3の結果を踏まえ、振動応答実験時に生じた振動現象を対象としたねじれ1自由度強制加振状態においてPIV(Particle Image Velocimetry：粒子画像流速測定法)による周辺の流れ場の測定を行い、五角形断面桁周辺の流れ場の詳細な挙動について検討する。

### 6.5.1 実験概要

#### (1) 風洞装置および測定システムと模型諸元

本実験では、静止状態におけるPIVによる流速測定と同じ風洞装置および測定システム、模型を用いた(5.2.1参照)。

#### (2) 実験ケース

実験ケースは、底面傾斜角 $\theta$ を $\theta=12^\circ, 14^\circ$ とし、それぞれの $\theta$ において幅員桁高比 $B/D$ を $B/D=4.0, 4.5, 5.0$ と変化させた。上面剥干涉離角 $\beta$ を $\beta=27^\circ$ に固定し、迎角 $\alpha$ については $\alpha=0^\circ$ とした。

ねじれ1自由度強制加振状態の加振振動数は、応答実験における固有振動数 $f_i$ とほぼ同じ2.36Hzとし、加振振幅は $2\phi=4^\circ$ と設定した。測定時の風速については、 $V_s=3.1\text{m/s}$ (換算風速 $V_r=5$ ,  $\text{Re}=1.09\times 10^4\sim 1.36\times 10^4$ ),  $12.4\text{m/s}$ ( $V_r=20$ ,  $\text{Re}=4.36\times 10^4\sim 5.46\times 10^4$ )とし、一様流中にて測定を行った。

強制加振状態での撮影においては、図6-5-1に示すように強制加振1周期を4分割し、それぞれPhase $0^\circ$ , Phase $90^\circ$ , Phase $180^\circ$ , Phase $270^\circ$ として、各Phaseにおいて撮影を行った。

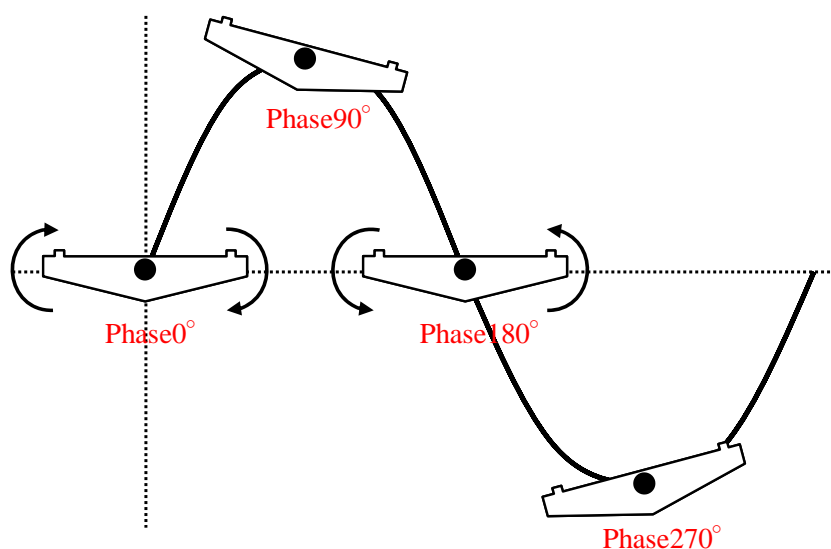


図 6-5-1 強制加振状態において画像を取得する位相

### 6.5.2 強制加振状態における周辺の流れ場特性

ここでは、座標軸を図 6-5-2 に示すように、五角形断面桁の上面中央を原点とし、水平方向を  $X$  軸、鉛直方向を  $Y$  軸、また、風速の水平成分を  $U(\text{m/s})$ 、鉛直成分を  $V(\text{m/s})$  と定義している。

また、図 6-5-3 にねじれ 1 自由度振動応答実験結果とねじれ 1 自由度強制加振状態との対応を示し、表 6-5-1 には、自由振動応答実験結果より、強制加振状態の測定ケースにおける倍振幅  $4^\circ \leq 2\phi$  となるねじれフラッターの発生の有無に対してまとめたものを示す。

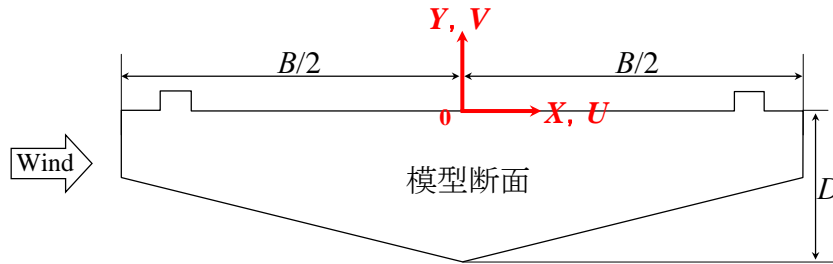


図 6-5-2 座標軸の定義図

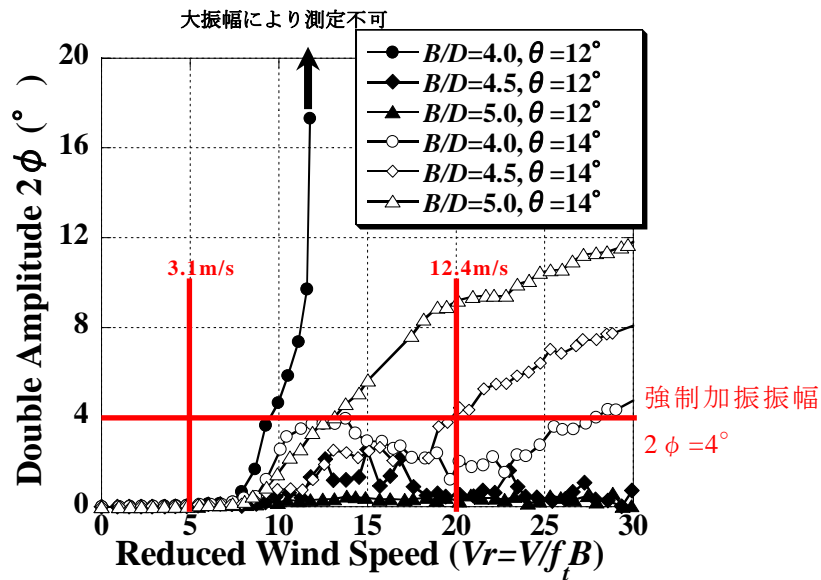


図 6-5-3 強制加振状態における表面圧力測定ケース

表 6-5-1 自由振動応答実験結果によるねじれフラッター発生 ( $2\phi \geq 4^\circ$ ) の有無

測定時の風速	$V_r=5$	$V_r=20$
断面形状	( $V_S=3.1\text{m/s}$ )	( $V_S=12.4\text{m/s}$ )
$B/D=4.0, \theta=12^\circ$	×	○
$B/D=4.5, \theta=12^\circ$	×	×
$B/D=5.0, \theta=12^\circ$	×	×
$B/D=4.0, \theta=14^\circ$	×	×
$B/D=4.5, \theta=14^\circ$	×	○
$B/D=5.0, \theta=14^\circ$	×	○

×：フラッター発生無，○：フラッター発生有

### (1) 底面傾斜角 $\theta$ および桁高 $D$ が異なる場合の周辺の流れ場特性

図 6-5-4~27 に各実験ケースの上面側および底面側の平均風速比分布図を示す。それぞれ、(a)に Phase $0^\circ$ 、(b)に Phase $90^\circ$ 、(c)に Phase $180^\circ$ 、(d)に Phase $270^\circ$ の各 Phase において撮影して得られた結果を示す。ここで、風速比とは風速の水平成分  $U(\text{m/s})$ と鉛直成分  $V(\text{m/s})$ を合成したものを、基準風速  $V_S$ (ここでは、 $V_S=3.1\text{m/s}$  または  $12.4\text{m/s}$ )で除して無次元化したものである。また、平均風速比分布図の縦軸は断面上面からの鉛直距離  $Y$ を桁高  $D$ で除した  $Y/D$ 、横軸は上面中央からの水平距離  $X$ を桁幅  $B$ で除した  $X/B$ を示している。

図 6-5-4, 5 より  $B/D=4.0$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合の上面においては、Phase に関わらず上流端付近において風速比が大きくなる傾向があり、Phase $90^\circ$ の場合に風速比は最も大きくなっている。これは剥離干渉法の効果によるものと推察される<sup>14)</sup>。上流端以外では平均風速比にさほど大きな差はない。また、換算風速  $Vr=5$ の場合と  $Vr=20$ の場合とを比較すると、平均風速比の分布に大きな差はない。

図 6-5-6, 7 より  $B/D=4.0$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合の底面においては、Phase に関わらず上流端付近および底面傾斜部の頂点付近で流速が速くなっている。上流端付近の流速が速い領域に着目すると、Phase $270^\circ$ において風速比は 1.50 程度と最も大きく領域は広がっており、続いて Phase $0^\circ$ 、Phase $180^\circ$ 、Phase $90^\circ$ の順に風速比は大きく領域は広い。底面傾斜部の頂点付近の流速が速い領域に着目するといずれの Phase においても風速比は 1.45 程度の値となっており、強制加振振動状態においては、底面傾斜部の頂点付近で常に流速が速くなっていると考えられる。底面の下流側ではいずれの Phase においても風速比が小さくなる領域は見られず、常に断面に沿う流れ場となっていると考えられる。また、換算風速  $Vr=5$ の場合と  $Vr=20$ の場合とを比較すると、上面と同様に底面においても平均風速比の分布に大きな差はない。

図 6-5-8, 9 より  $B/D=4.5$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合の上面においては、 $B/D=4.0$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合と同様の傾向にあり、Phase に関わらず剥離干渉法を適用している上流端付近において風速比が大きく、Phase $90^\circ$ の場合に風速比は最も大きい。が、 $B/D=4.0$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合と比較すると風速比は小さい。上流端以外では平均風速比にさほど大きな差異はない。また、換算風速  $Vr=5$ の場合と  $Vr=20$ の場合を比較すると、平均風速比の分布に大きな差はない。

図 6-5-10, 11 より  $B/D=4.5$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合の底面においては、 $B/D=4.0$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合と同様の傾向にあるが、上流端付近および底面傾斜部の頂点付近における流速が速い領域の風速比は 1.40 程度と  $B/D=4.0$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合と比較すると小さく、領域は狭くなっている。また換算風速  $Vr=5$ の場合と  $Vr=20$ の場合を比較すると、 $Vr=20$ の方が上流端付近の流速が速い領域の風速比は 1.50 程度、底面傾斜部の頂点付近の流速が速い領域の風速比は 1.45 程度と僅かに大きく領域は広がっている。

図 6-5-12, 13 より  $B/D=5.0$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合も上面においては、 $B/D=4.0$ および  $B/D=4.5$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合と同様の傾向にあり、風速比の大きさや流速が速い領域の広さは  $B/D=4.5$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合とほぼ等しくなっている。また、換算風速  $Vr=5$ の場合と  $Vr=20$ の場合を比較すると、平均風速比の分布に大きな差はない。

図 6-5-14, 15 より  $B/D=5.0$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合の底面においては、 $B/D=4.0$ および  $B/D=4.5$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合と同様の傾向にあるが、上流端付近の流速が速い領域の風速比は 1.40 程度と  $B/D=4.0$ の場合と比較すると小さく、領域は  $B/D=4.0$ および  $B/D=4.5$ の場合よりも狭くなっている。上流端付近よりも下流側の風速比や流速が速い領域の広さは  $B/D=4.5$ 、 $\theta=12^\circ$ の場合とほぼ等しくな

っている。また換算風速  $Vr=5$  の場合と  $Vr=20$  の場合を比較すると、 $Vr=20$  の方が流速が速い領域の風速比は 1.45 程度であり僅かに大きく領域は広がっている。

図 6-5-16, 17 より  $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合の上面においては、 $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合と同様の傾向にあり、風速比の大きさや流速が速い領域の広さもほぼ等しい。また換算風速  $Vr=5$  の場合と  $Vr=20$  の場合を比較すると、平均風速比の分布に大きな差はない。

図 6-5-18, 19 より  $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合の底面においては、 $\theta=12^\circ$  の場合と同様に上流端付近において流速が速くなるが、 $\theta=12^\circ$  の場合と比較すると風速比は最大で 1.25 程度であり小さい。また、底面傾斜部の頂点付近の流速が速い領域については、いずれの Phase においても換算風速  $Vr=5$  では風速比は 1.25 程度であり、下流側では風速比が非常に小さい領域が存在し、頂点から剥離するような流れ場となっていることが考えられる。換算風速  $Vr=20$  では、Phase $0^\circ$  および Phase $90^\circ$  においては風速比が 1.45 程度と大きく、Phase $180^\circ$  および Phase $270^\circ$  においても風速比が 1.35 程度であり、下流側の流速が遅い領域は狭くなっている。つまり換算風速  $Vr=20$  では、下流側では頂点からの剥離が抑えられて断面に沿う流れ場に近くなっているということが考えられる。

図 6-5-20, 21 より  $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合の上面においては、 $B/D=4.5$  および  $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合と同様の傾向にあり、風速比の大きさや流速が速い領域の広さもほぼ等しくなっている。また、換算風速  $Vr=5$  と  $Vr=20$  の場合を比較すると、平均風速比の分布に大きな差はない。

図 6-5-22, 23 より  $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合の底面においては、 $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合と同様に上流端付近において流速が速くなっており、換算風速  $Vr=5$  では風速比は Phase $270^\circ$  のときに最大で 1.20 程度と小さいが、換算風速  $Vr=20$  では風速比は Phase $270^\circ$  のときに最大で 1.40 程度と  $\theta=12^\circ$  の場合と同等の値となっている。また、底面傾斜部の頂点付近の流速が速い領域については、 $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合と同様の傾向がある。いずれの Phase においても換算風速  $Vr=5$  では風速比は 1.20~1.25 程度であり、下流側では風速比が非常に小さい領域が存在し、頂点から剥離するような流れ場となっていることが考えられる。換算風速  $Vr=20$  では、いずれの Phase においても風速比が 1.45 程度と大きく、下流側の流速が遅い領域は狭くなっており、換算風速  $Vr=20$  では、下流側では頂点からの剥離が抑えられ断面に沿う流れ場に近くなっていることが考えられる。

図 6-5-24, 25 より  $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合の上面においては、 $B/D=4.5$  および  $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$  の場合や  $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合と同様の傾向にあり、風速比の大きさや流速が速い領域の広さもほぼ等しくなっている。また、換算風速  $Vr=5$  の場合と  $Vr=20$  の場合を比較すると、平均風速比の分布に大きな差はない。

図 6-5-26, 27 より  $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の場合の底面では、いずれの換算風速  $Vr$  においても上流端付近の流速が速い領域はほぼない。また、底面傾斜部の頂点付近の流速が速い領域については、換算風速  $Vr=5$  ではいずれの Phase においても風速比は 1.20 程度、換算風速  $Vr=20$  では風速比は 1.25 程度であり、下流側では風速比が非常に小さい領域が存在し、頂点から剥離するような流れ場となっていることが考えられる。

以上の結果をまとめると、五角形断面桁の上面での流れ場特性はいずれの断面形状においても同様な傾向を示しているが、上流端付近の流速が速い領域は  $B/D=4.0$  の場合に  $B/D=4.5$ ,  $B/D=5.0$  の場合よりも風速比が大きくなっている。この上流端付近の流速が速い領域は剥離干渉法の効果によるものと考え、6.4.2 でも述べたように、本研究では上面剥離干渉角  $\beta$  を

幅員桁高比  $B/D$  に関わらず  $\beta=27^\circ$ としているが、それぞれの幅員桁高比  $B/D$  に対して最適な上面剥離干渉角  $\beta$  が存在すると考えられる。

五角形断面桁の底面における流れ場特性は、底面傾斜角  $\theta$  が  $\theta=12^\circ$  の場合は、幅員桁高比  $B/D$  に関わらず、本研究で測定した風速においては常に断面に沿う流れ場となっていると考えられる。 $\theta=14^\circ$  の場合は、幅員桁高比  $B/D$  に関わらず、換算風速  $Vr=5$  では、底面傾斜部の頂点から剥離する流れ場となっていることが考えられ、換算風速  $Vr=20$  では、 $B/D=4.0$  および  $B/D=4.5$  の場合には下流側では頂点からの剥離が抑えられ断面に沿う流れ場に近くなっているが、 $B/D=5.0$  の場合には底面傾斜部の頂点から剥離する流れ場となっていることが考えられる。

上述した結果について五角形断面桁の表面圧力特性と合わせて考察すると、上面においては上流端付近における風速比が大きくなっており、表面圧力は負の値を示していることから、剥離干渉法の効果によって、上流端付近に大きな減衰力が作用していると考えられる。底面の上流側においては、上流端付近の流速が速い領域と大きな減衰力が作用する位置がほぼ一致しており、上流端付近において流速が速くなることにより減衰力が作用していると考えられる。底面の下流側においては、底面傾斜角  $\theta$  が  $\theta=12^\circ$  の場合は、底面傾斜部の頂点付近の流速が速い領域の直後に減衰力が作用しており、底面傾斜角  $\theta$  が  $\theta=14^\circ$  の場合は、頂点から剥離した後の下流側で減衰力が作用している。つまり、底面傾斜部の頂点から剥離しない場合も剥離する場合も減衰力が作用している。

ここで、表 6-5-1 に示したねじれ 1 自由度振動応答実験の結果との関連性について考察すると、換算風速  $Vr=5$  では全ての断面形状でねじれフラッターは発現していないが、換算風速  $Vr=20$  では  $\theta=12^\circ$  の場合は  $B/D=4.0$ 、 $\theta=14^\circ$  の場合は  $B/D=4.5$  および  $B/D=5.0$  の断面においてねじれフラッターが発現しており、ねじれフラッターの発現との関連性はみられない。6.4.2 でも述べたように、本測定で用いた模型には高欄を設置していないため、本測定の結果を用いて、五角形断面桁の振動応答メカニズムに関して考察を行うには、高欄を設置していない五角形断面桁の模型を用いてねじれ 1 自由度振動応答実験を行い、その振動応答特性を把握することが必要である。

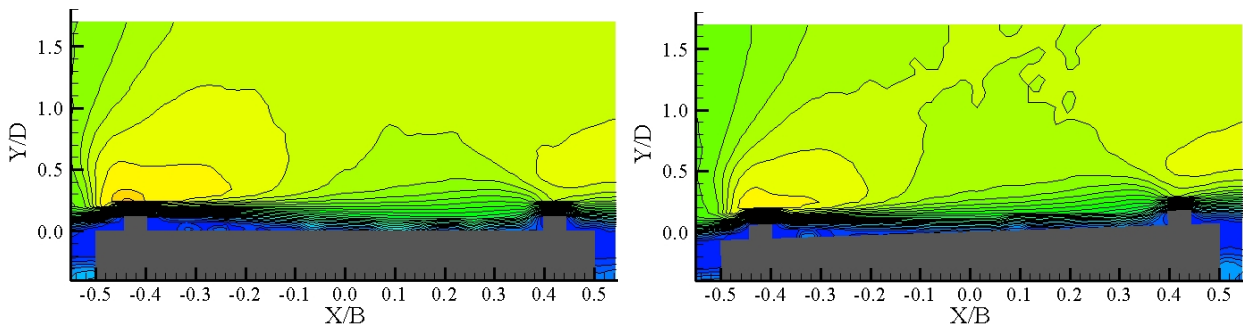
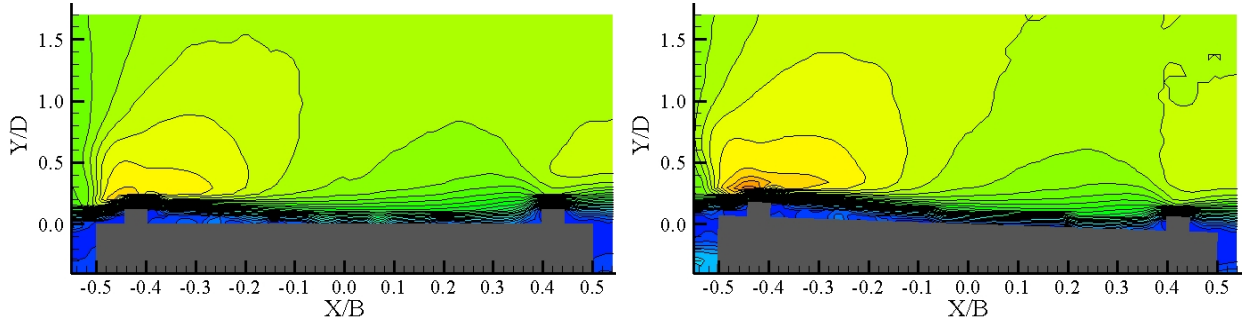
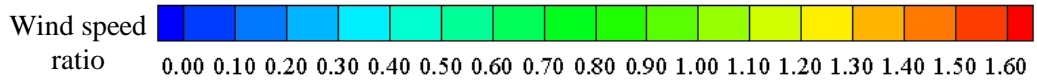


図 6-5-4 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=5$ )

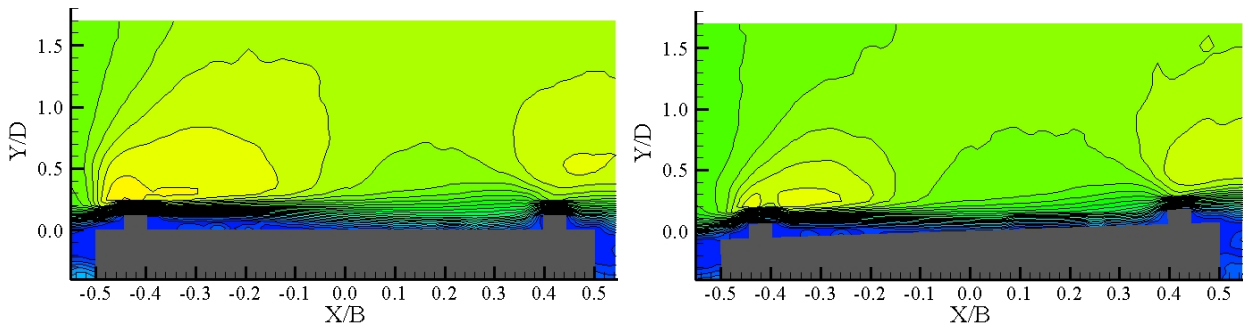
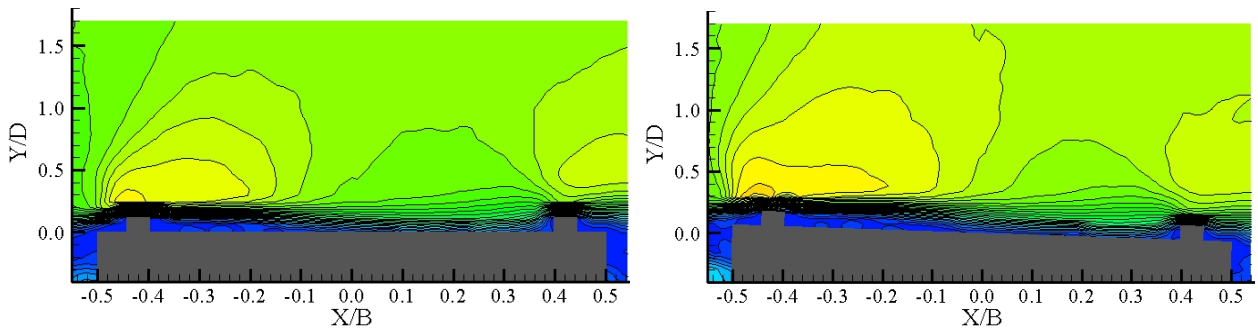


図 6-5-5 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=20$ )

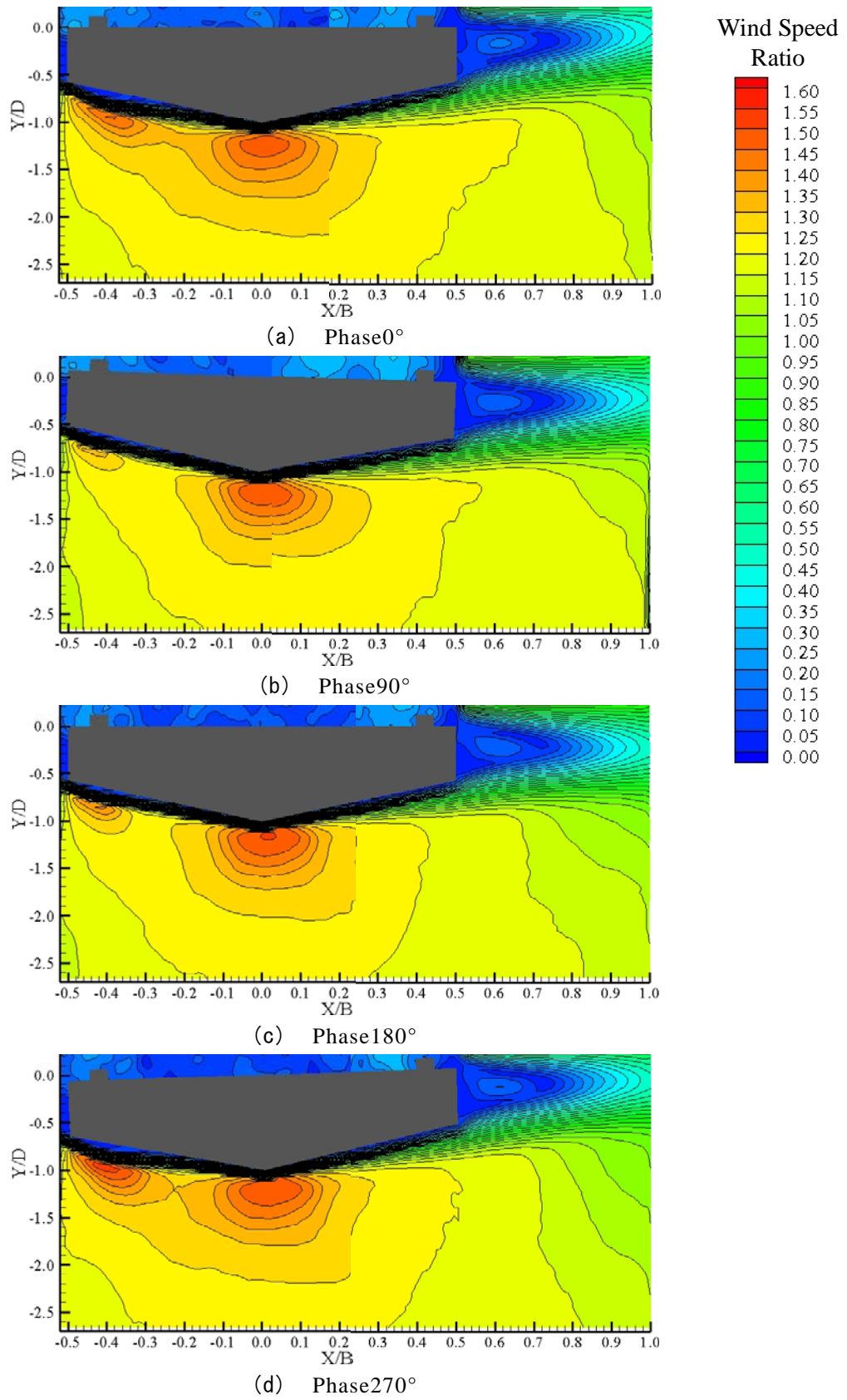


図 6-5-6 底面における平均風速比分布図( $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=5$ )



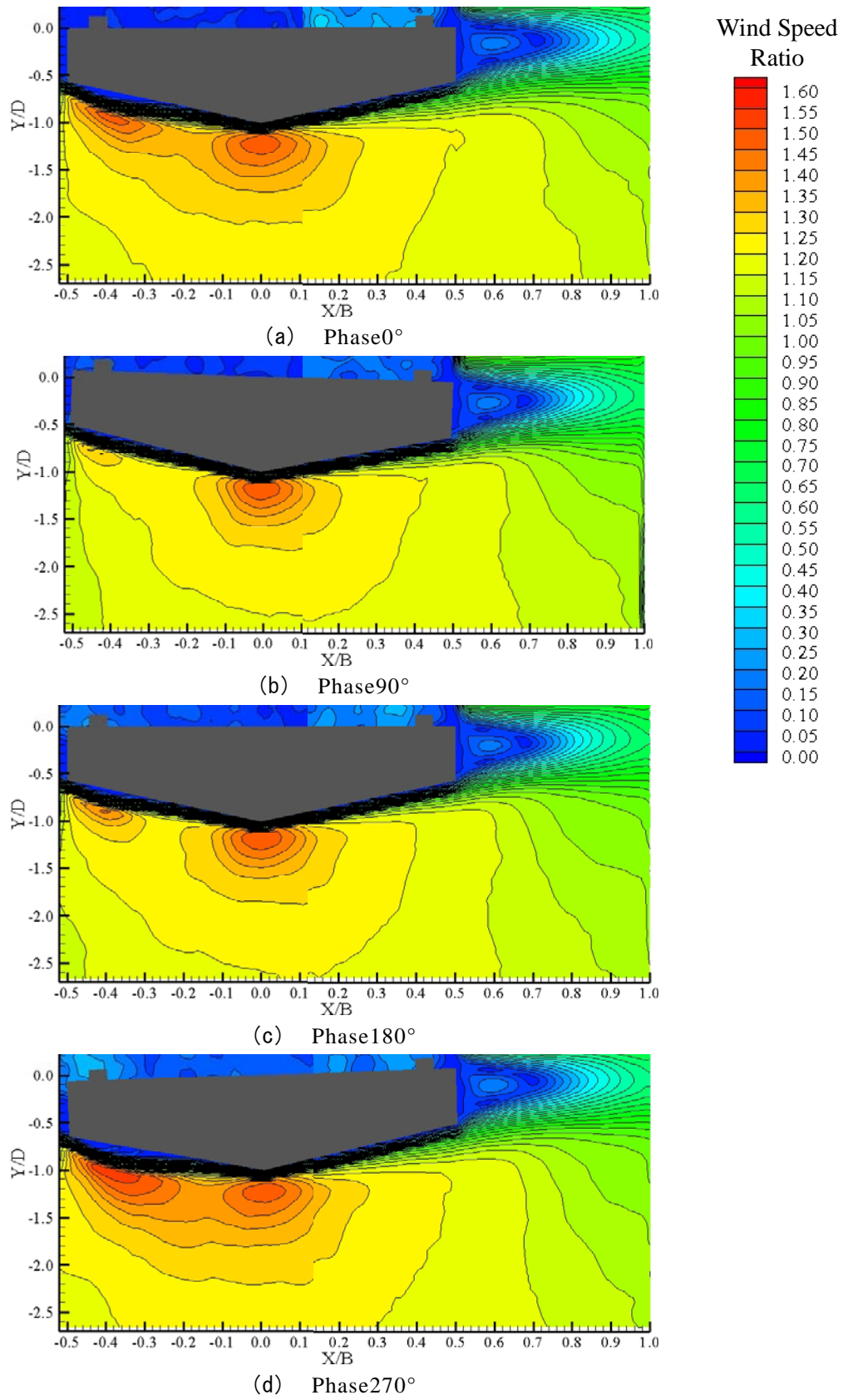


図 6-5-7 底面における平均風速比分布図( $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=20$ )

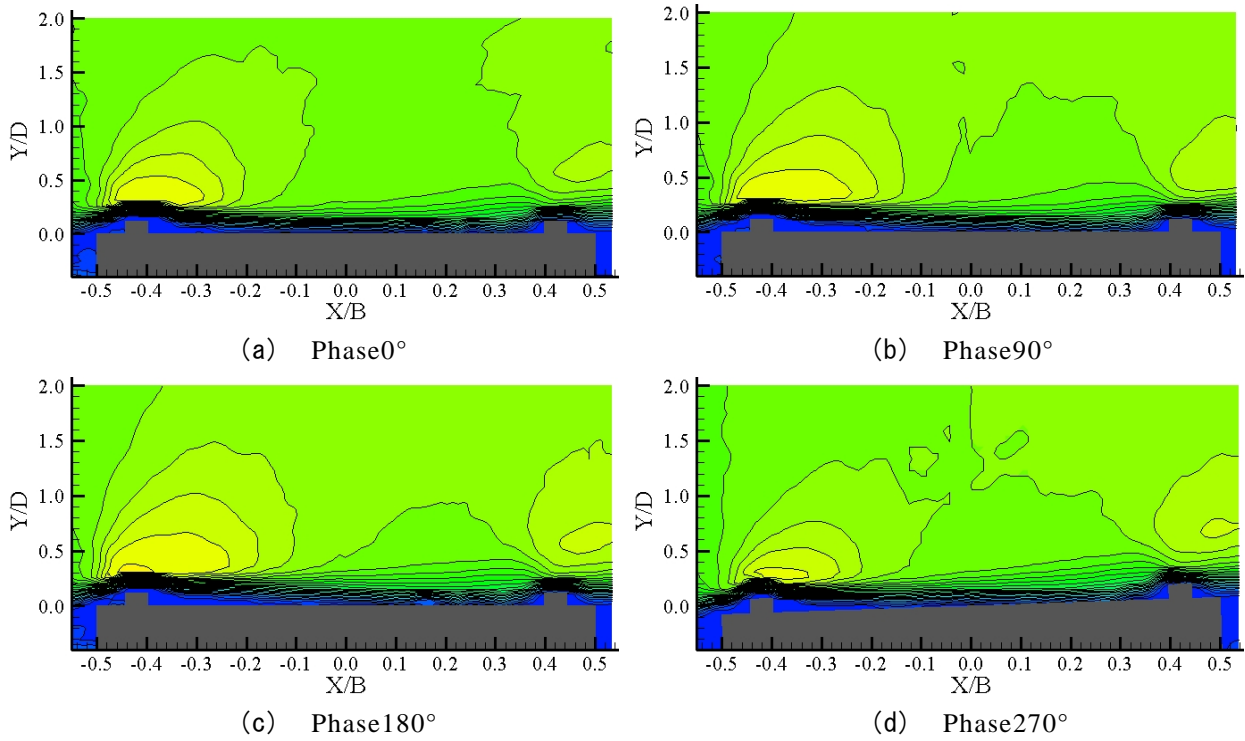
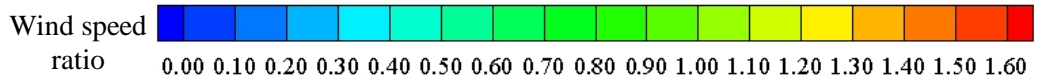


図 6-5-8 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=5$ )

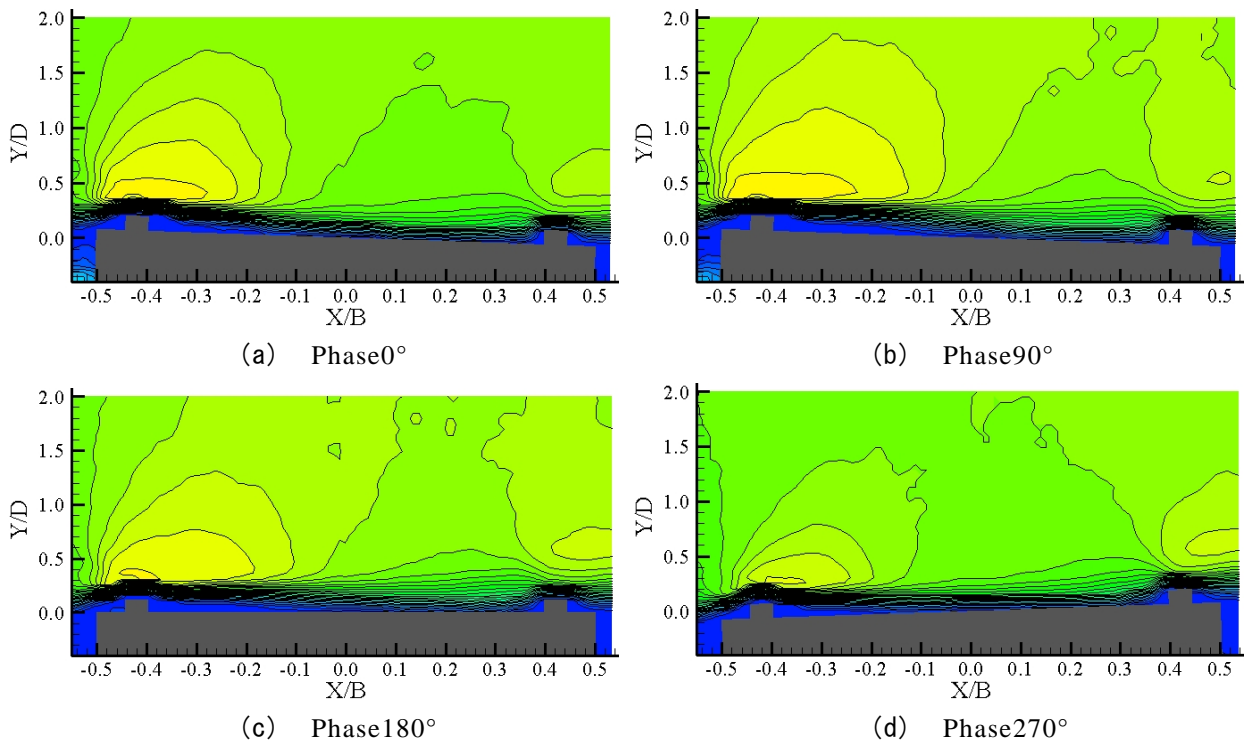


図 6-5-9 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=20$ )

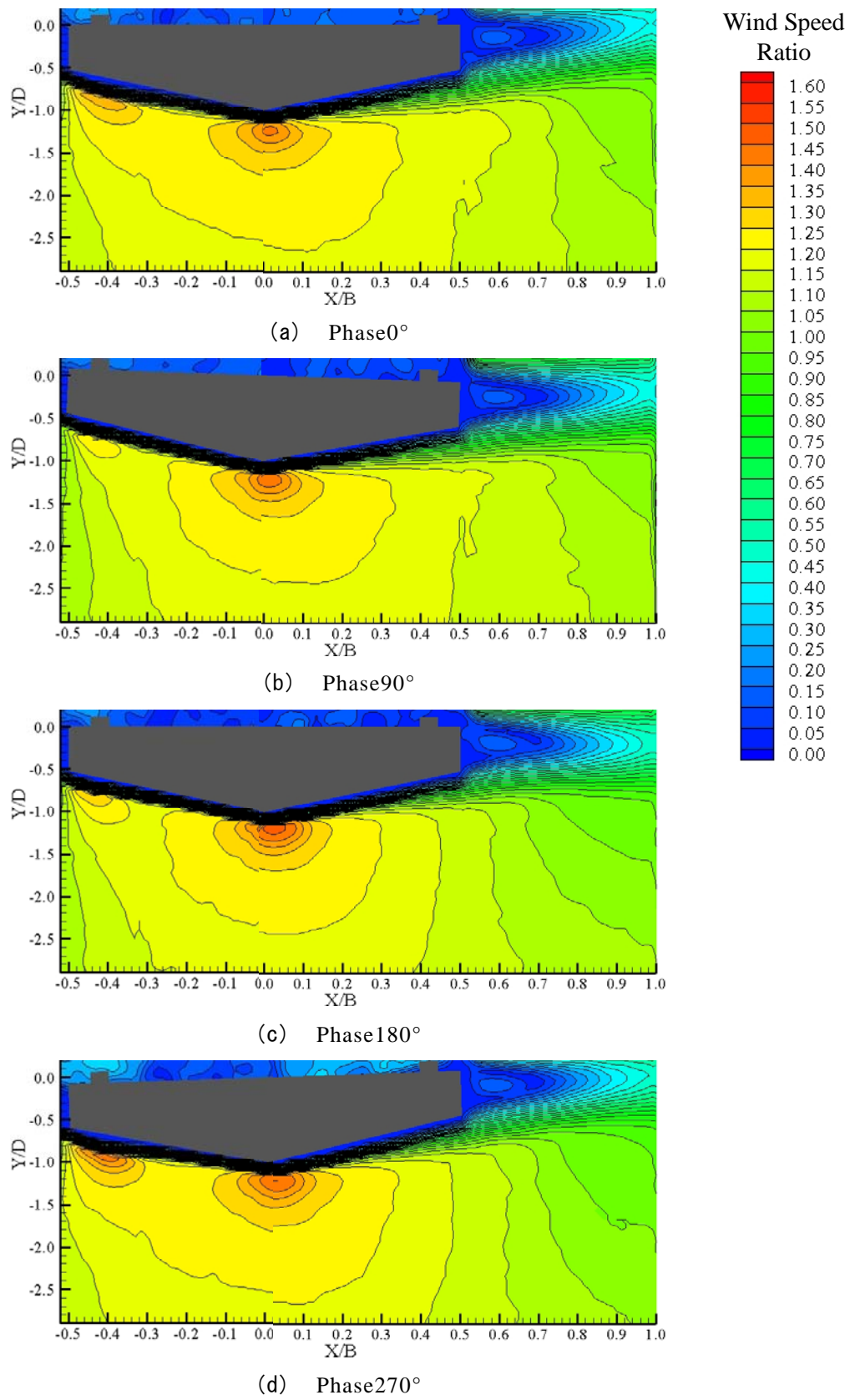


図 6-5-10 底面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=5$ )

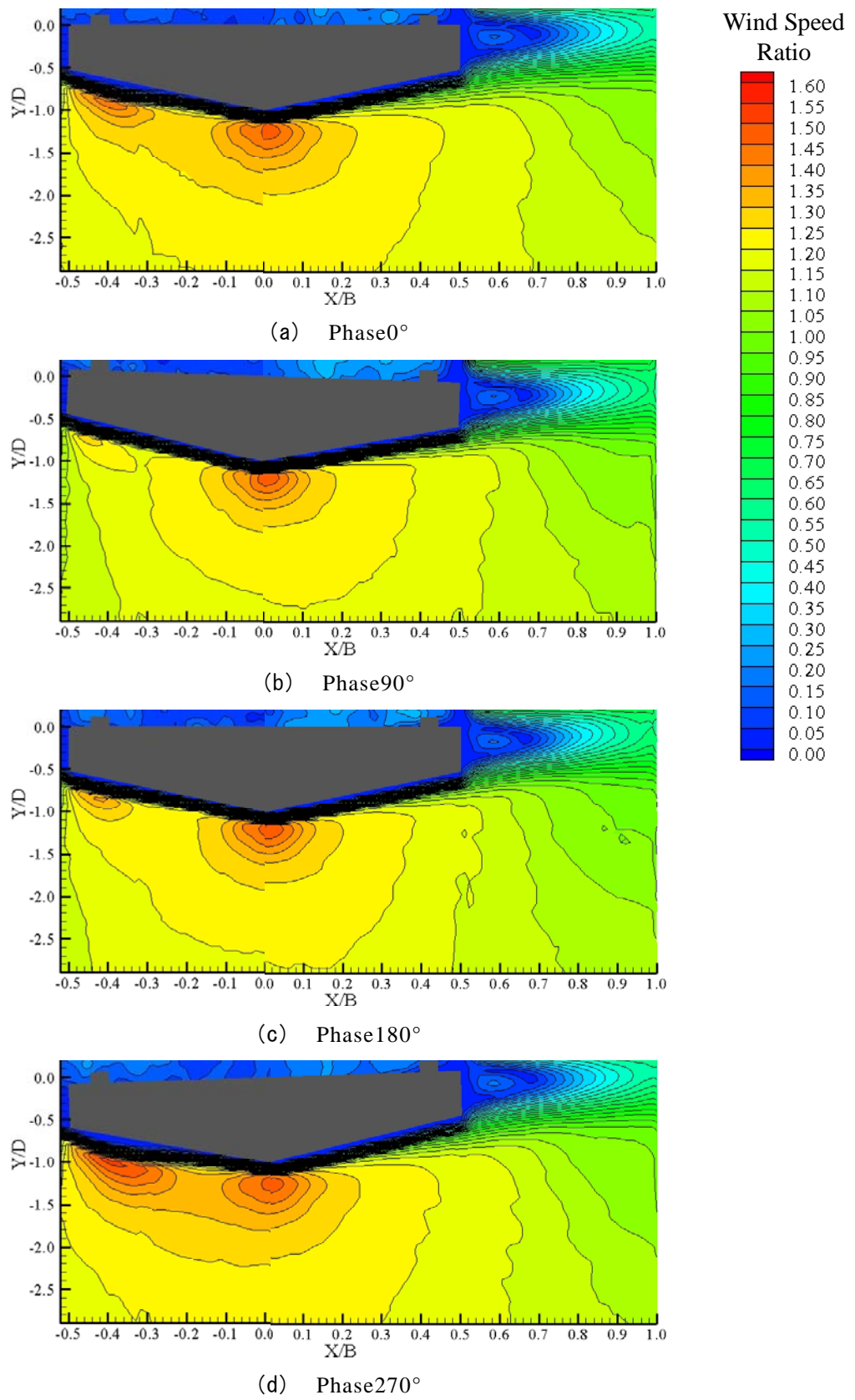


図 6-5-11 底面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=20$ )

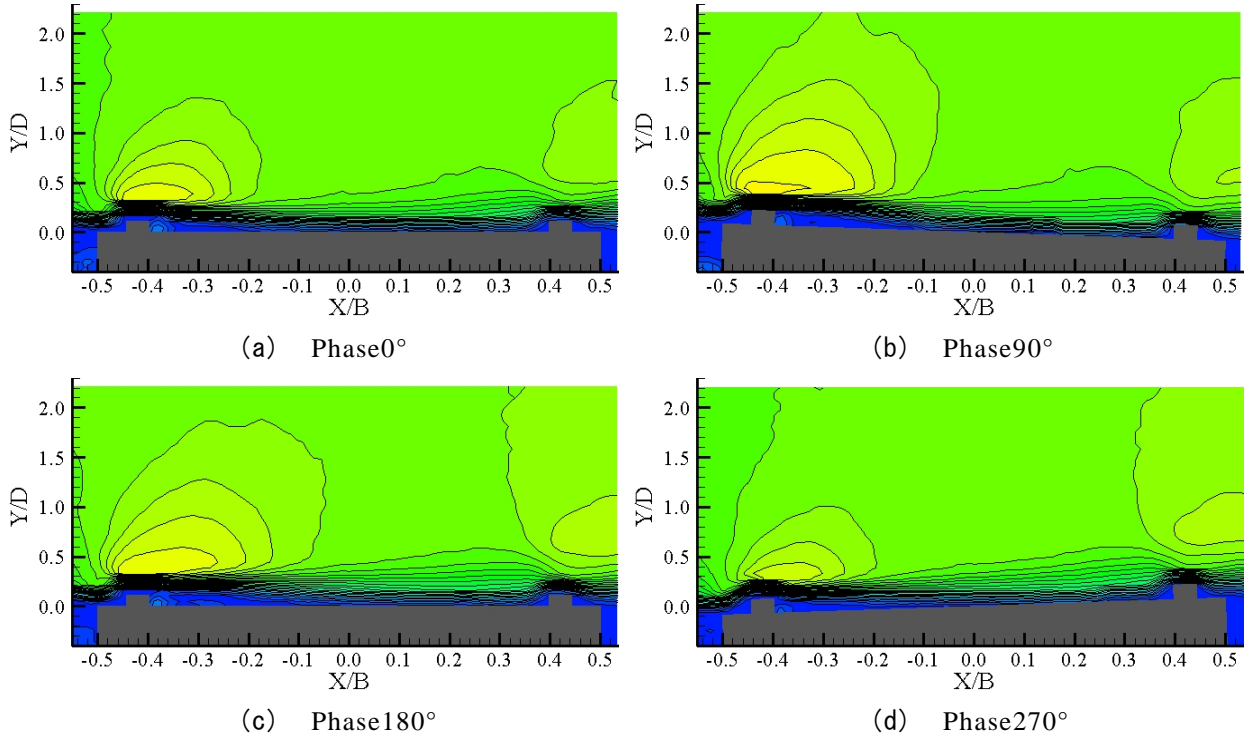
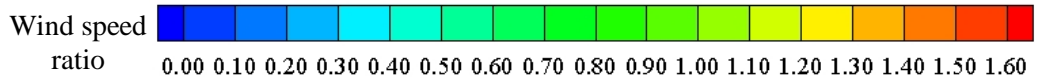


図 6-5-12 上面における平均風速比分布図( $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=5$ )

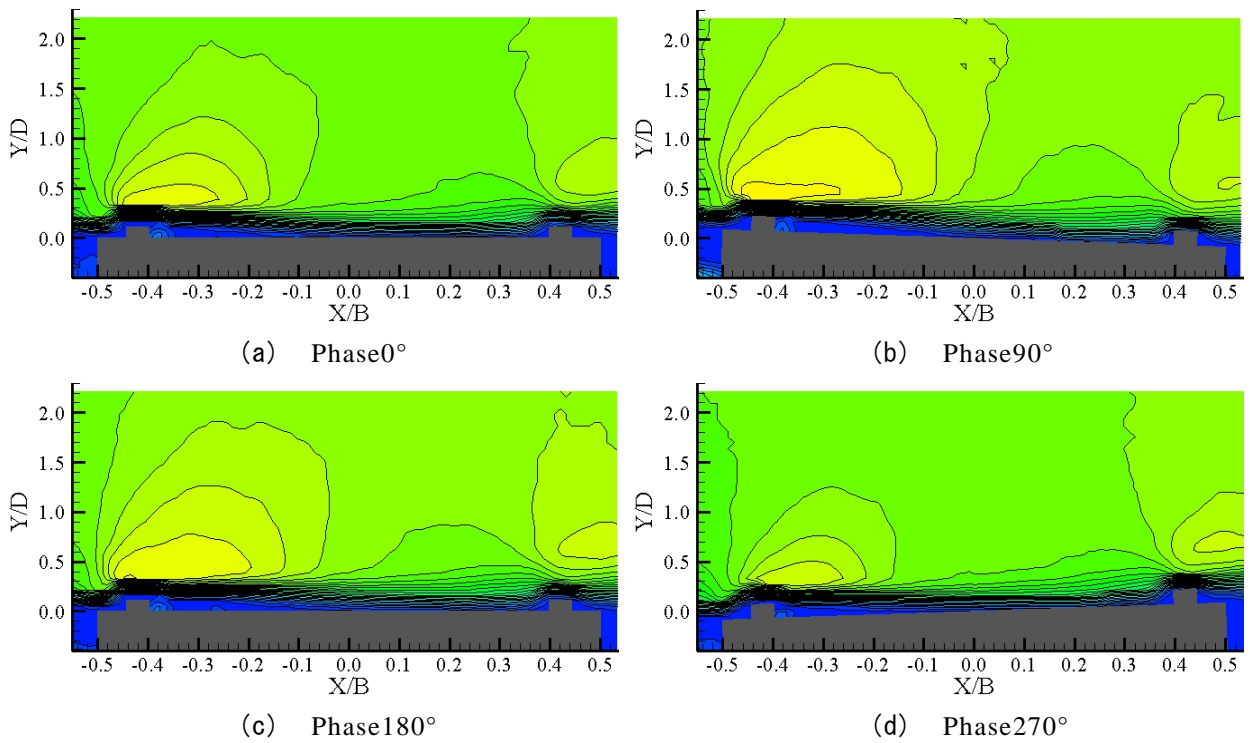


図 6-5-13 上面における平均風速比分布図( $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=20$ )

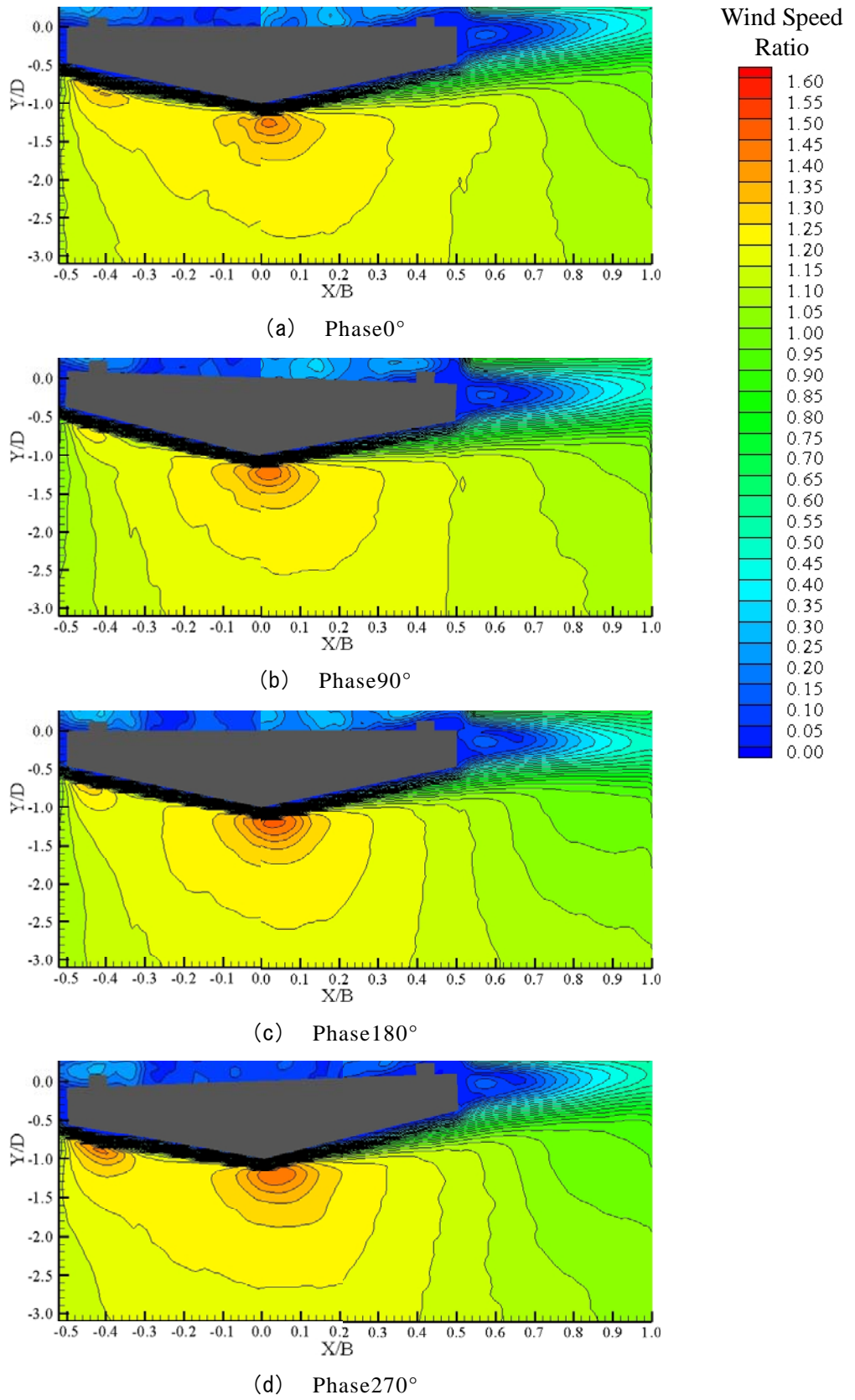


図 6-5-14 底面における平均風速比分布図( $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=5$ )

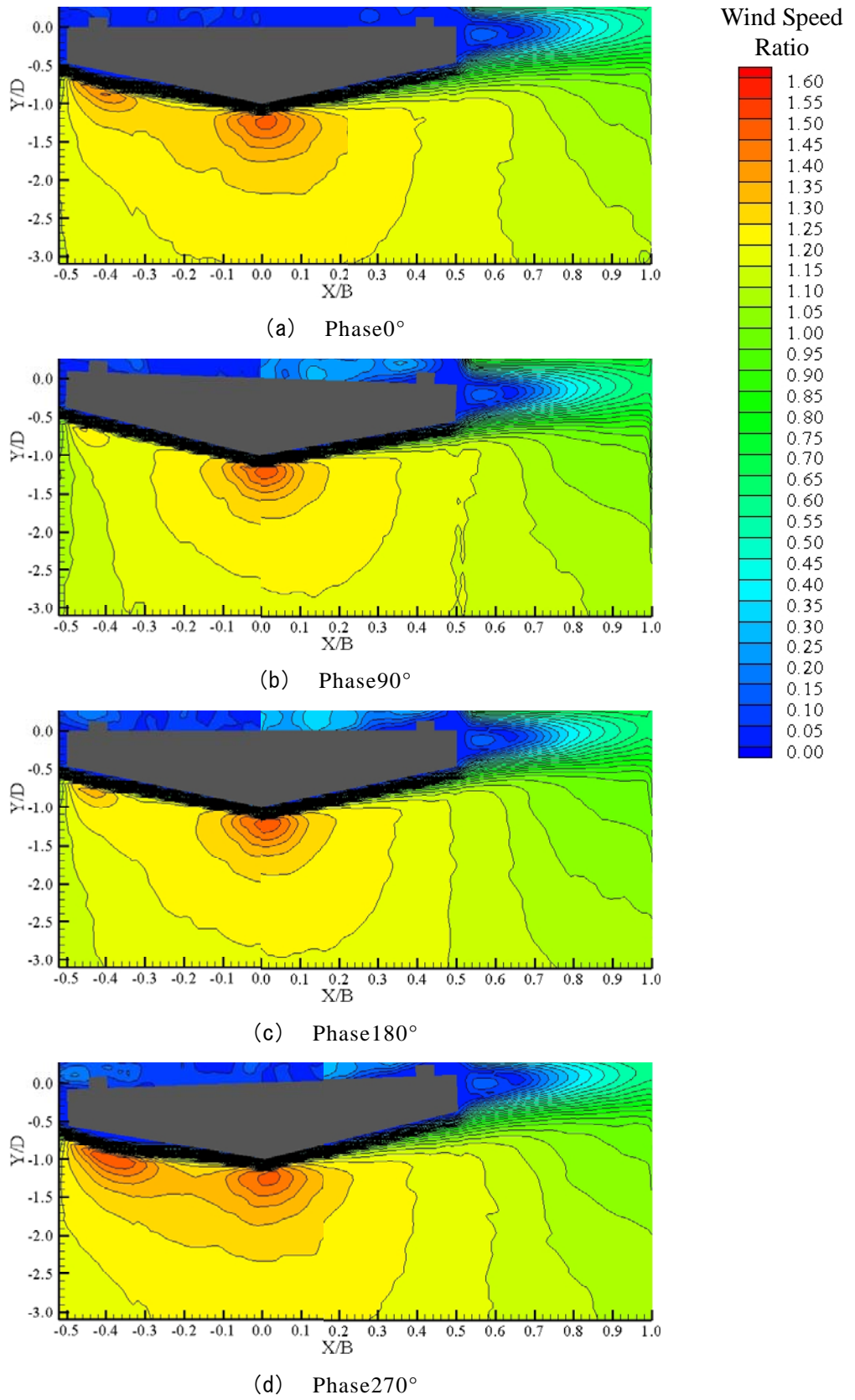


図 6-5-15 底面における平均風速比分布図( $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$ ,  $Vr=20$ )

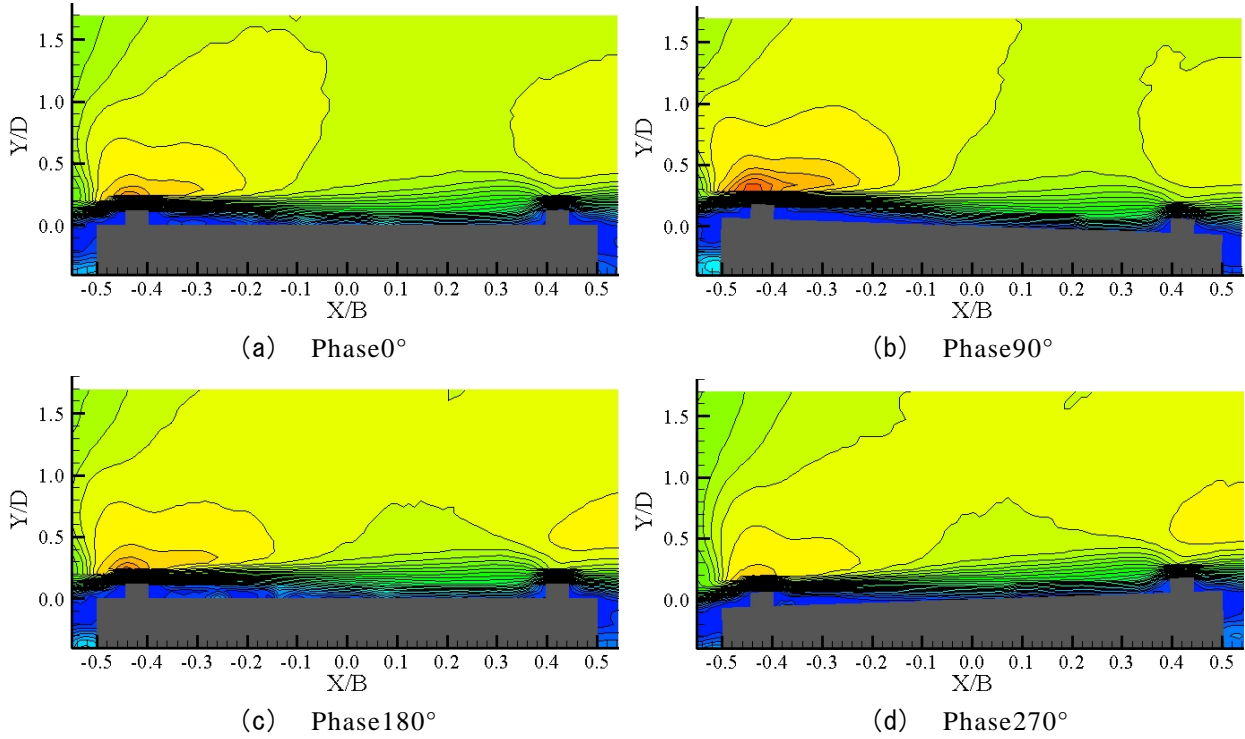
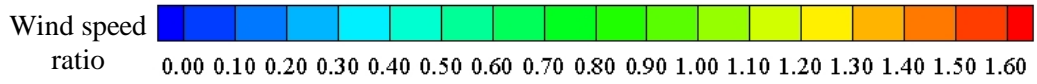


図 6-5-16 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=5$ )

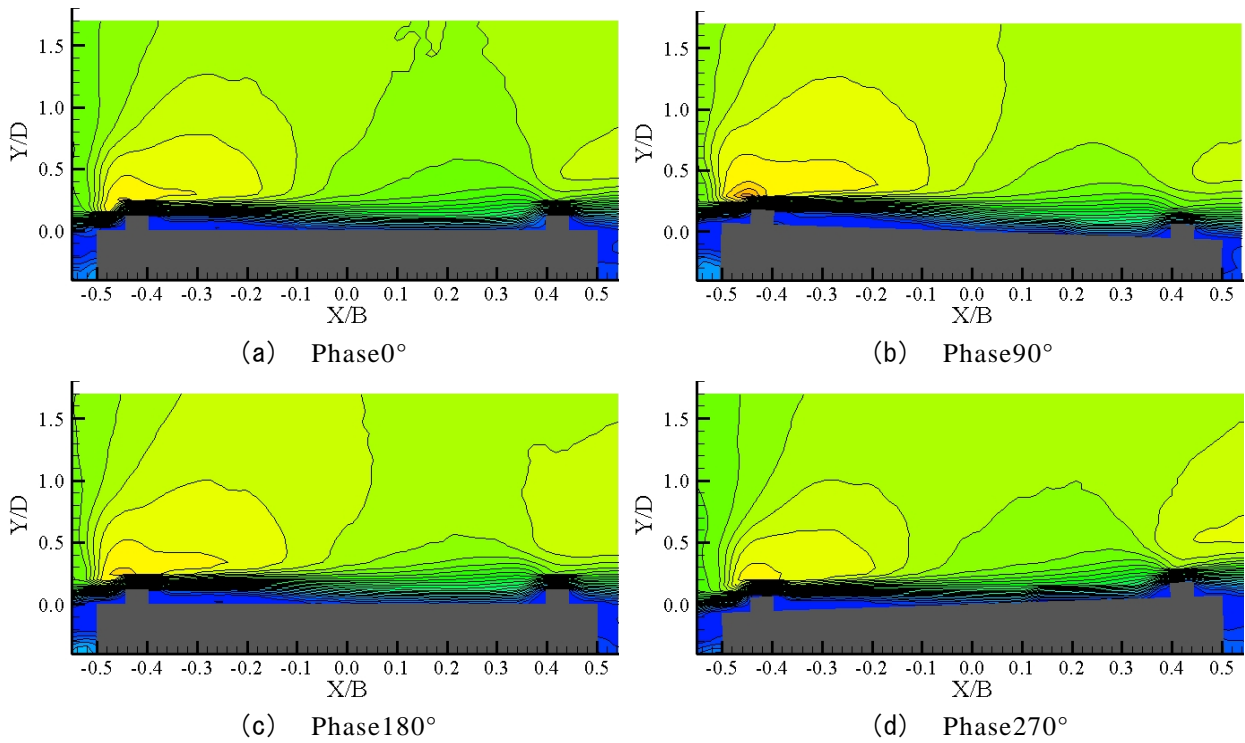


図 6-5-17 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=20$ )



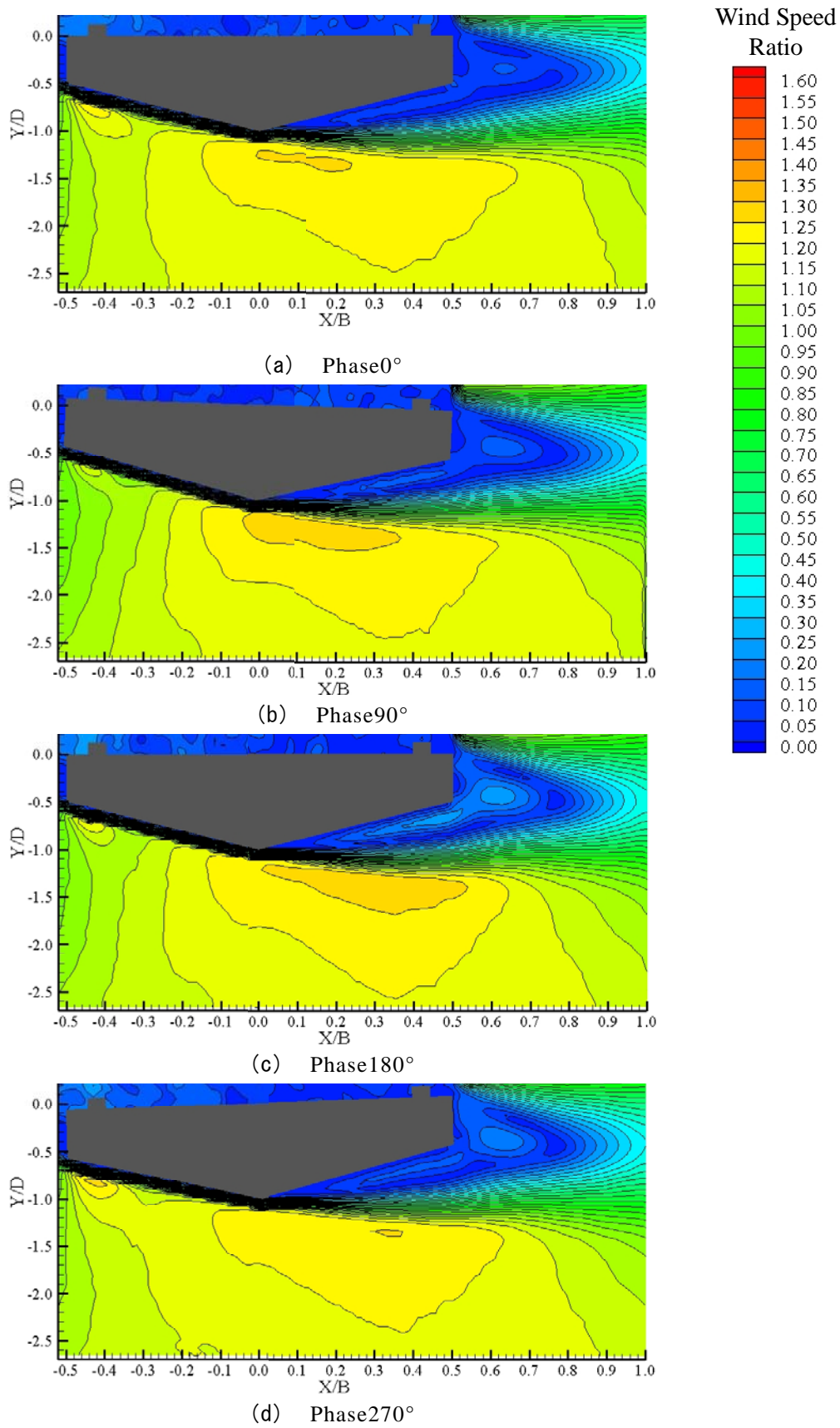


図 6-5-18 底面における平均風速比分布図( $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=5$ )

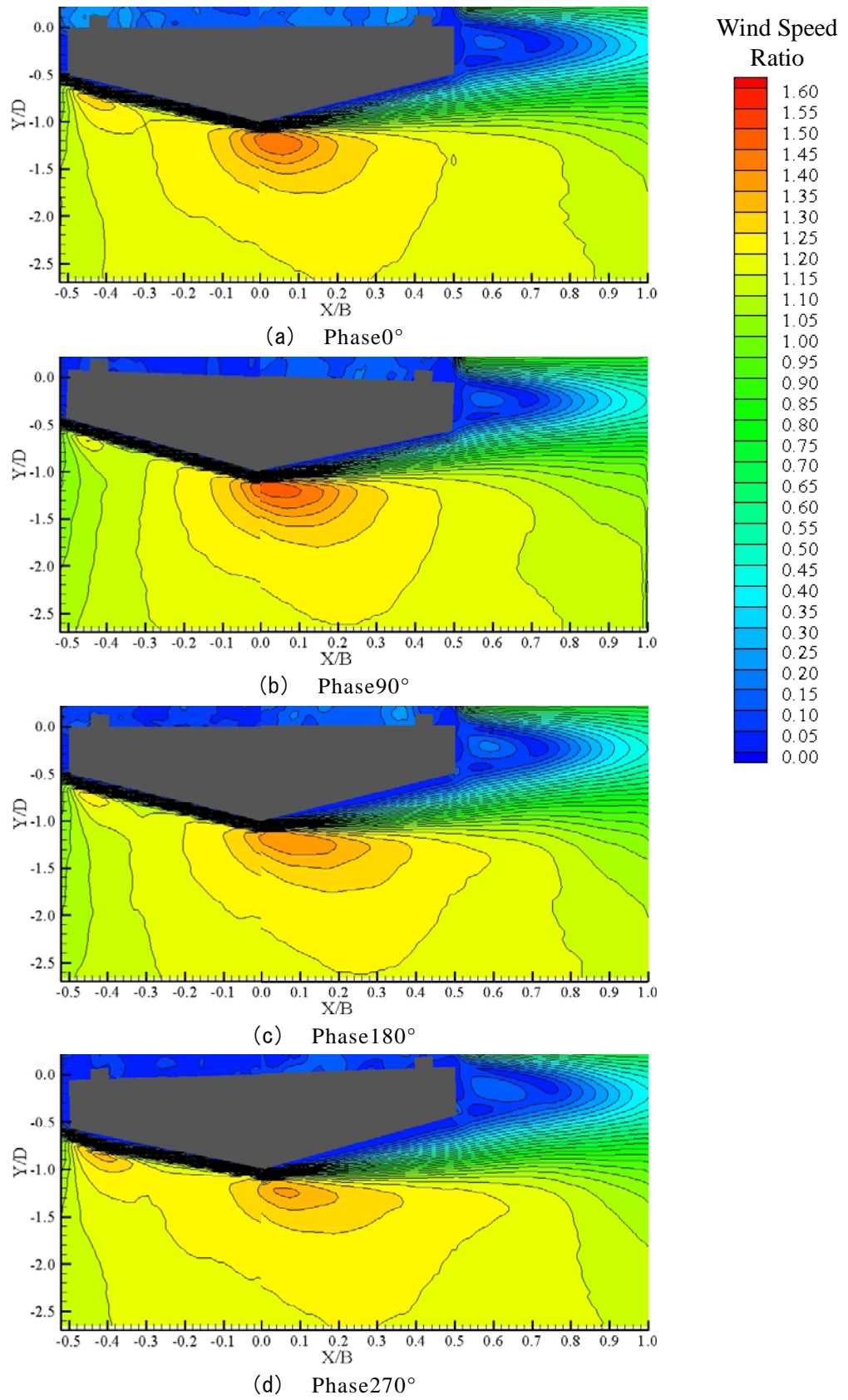


図 6-5-19 底面における平均風速比分布図( $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=20$ )

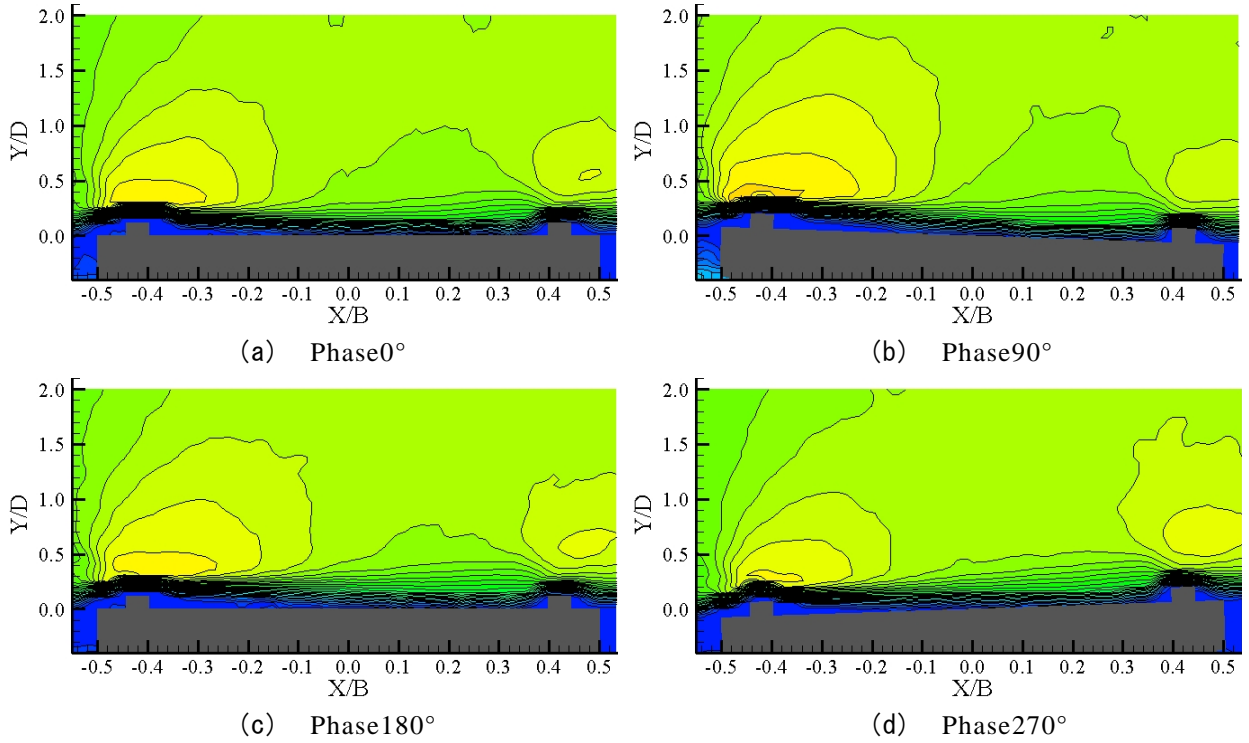
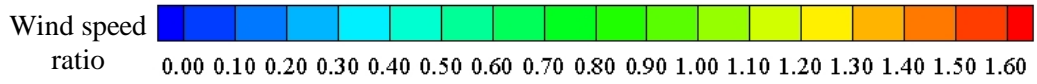


図 6-5-20 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=5$ )

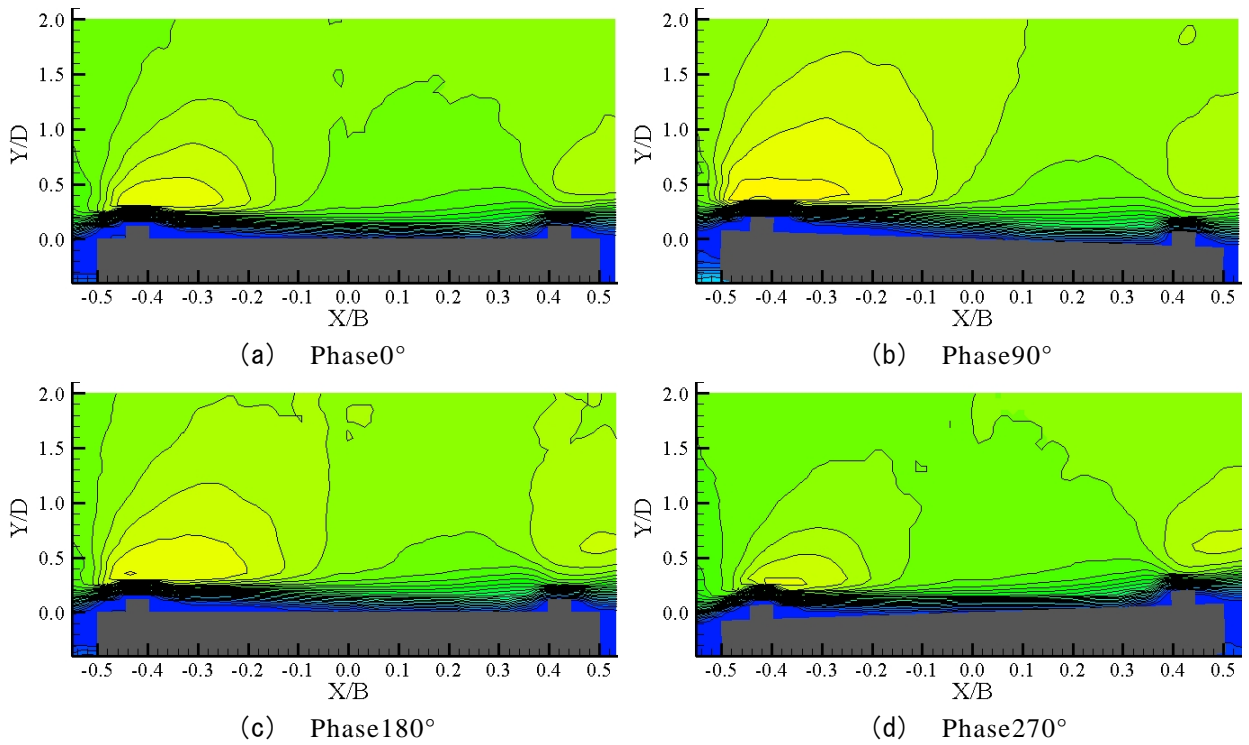


図 6-5-21 上面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=20$ )

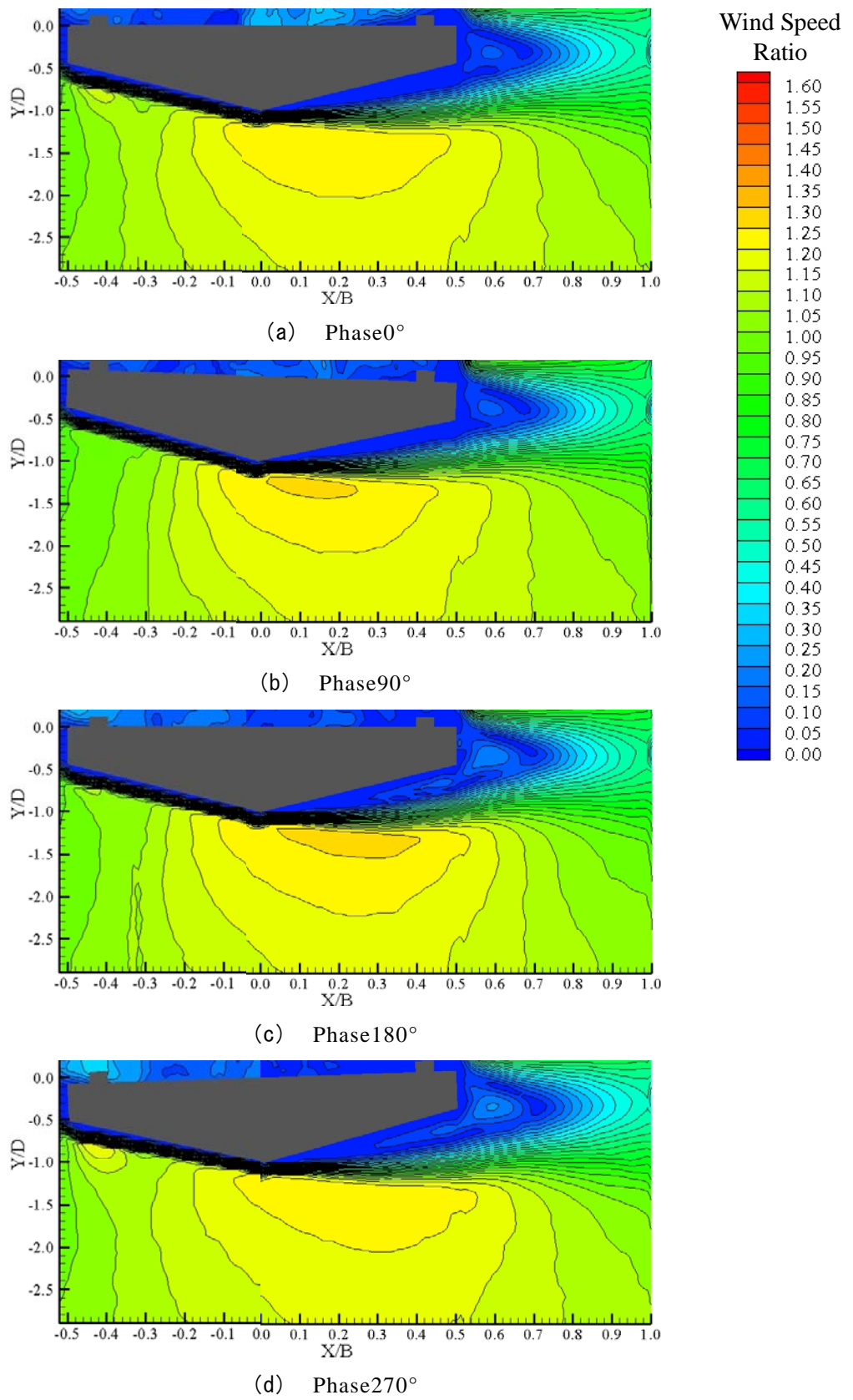


図 6-5-22 底面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=5$ )

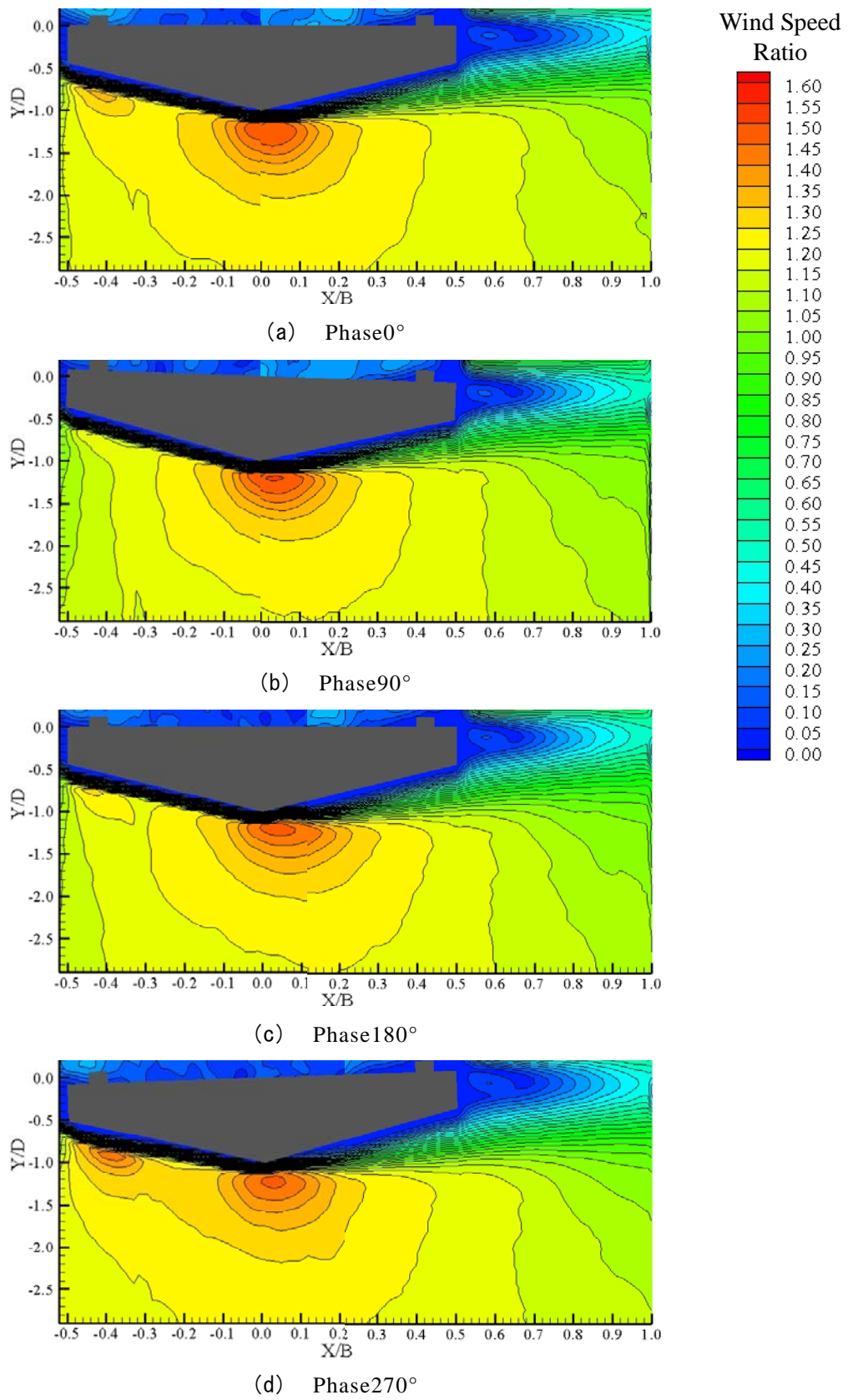
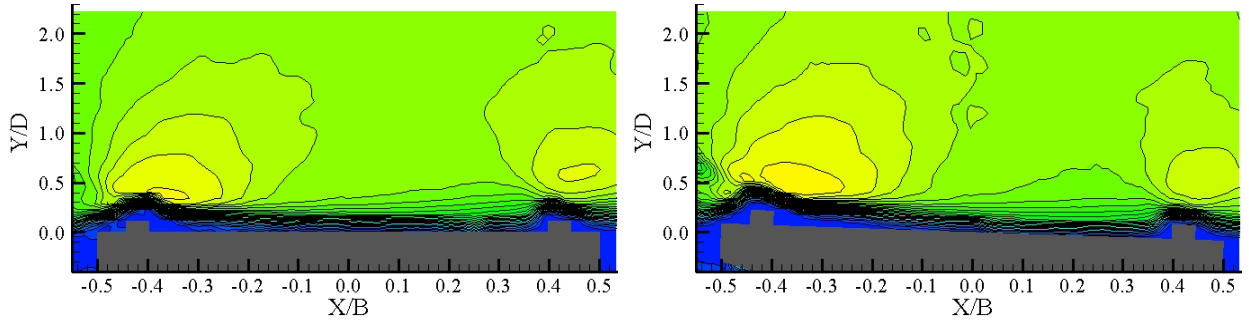
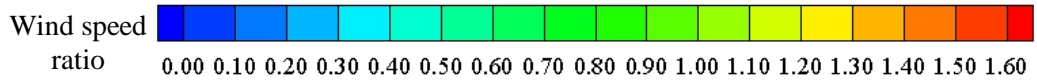
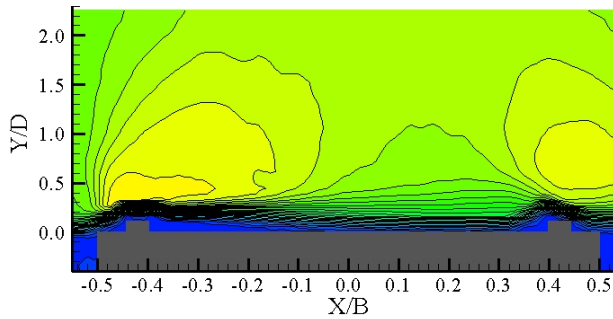


図 6-5-23 底面における平均風速比分布図( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=20$ )

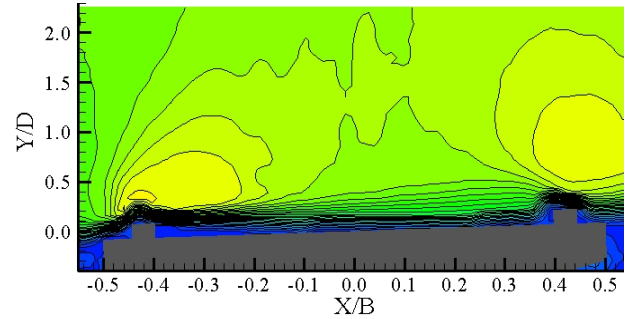


(a) Phase0°

(b) Phase90°

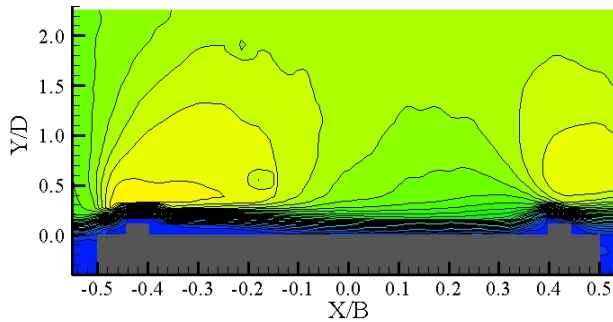


(c) Phase180°



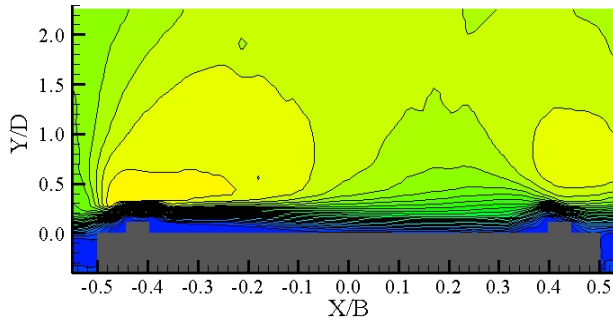
(d) Phase270°

図 6-5-24 上面における平均風速比分布図( $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=5$ )

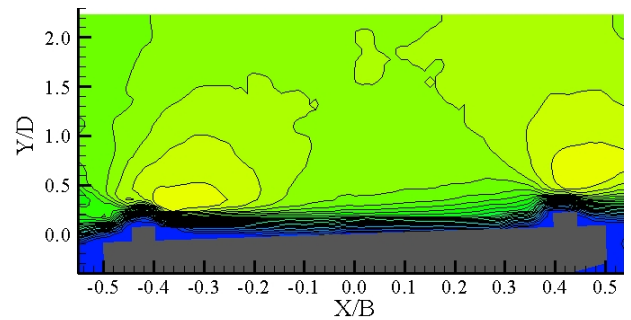


(a) Phase0°

(b) Phase90°



(c) Phase180°



(d) Phase270°

図 6-5-25 上面における平均風速比分布図( $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=20$ )

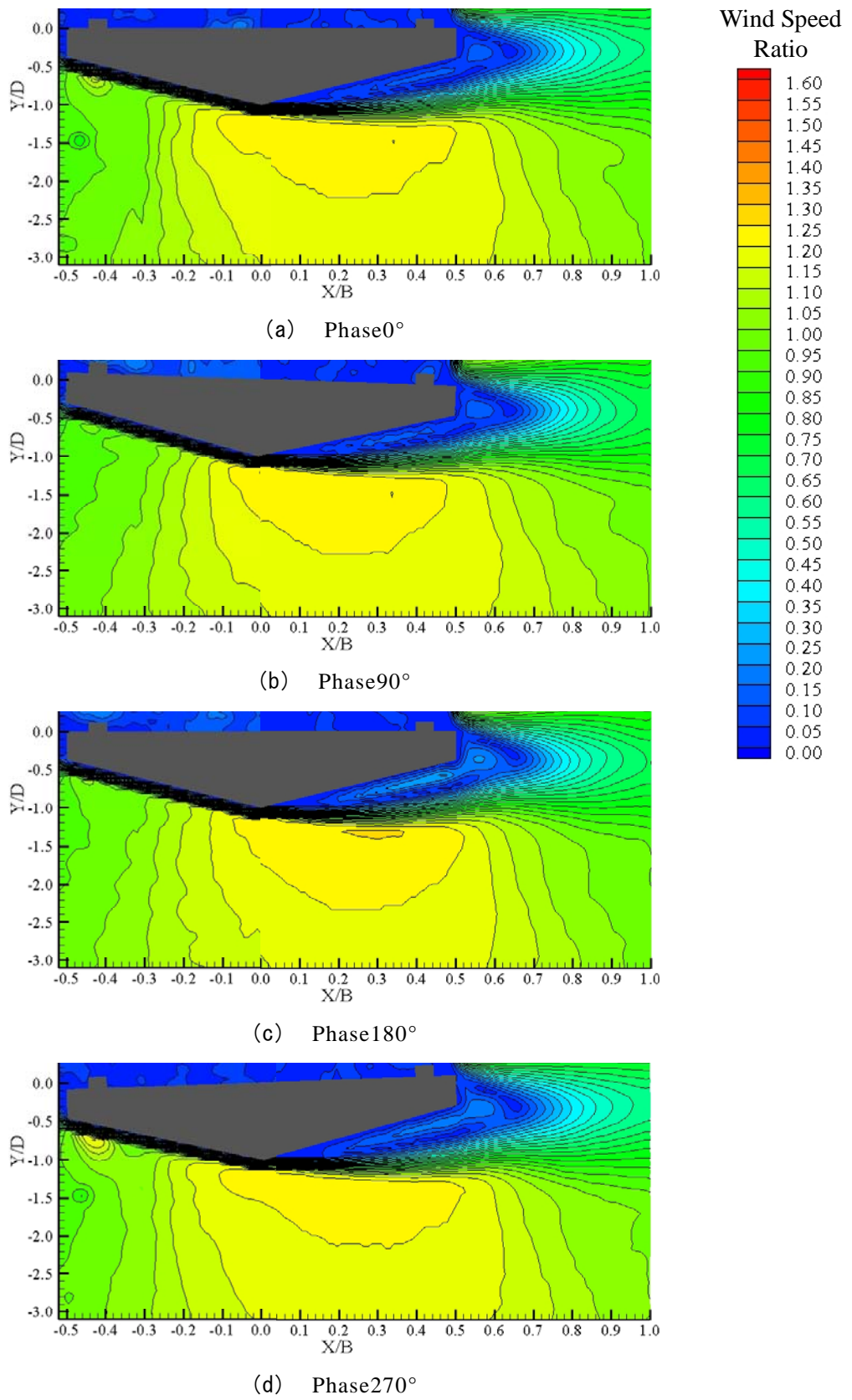


図 6-5-26 底面における平均風速比分布図( $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=5$ )

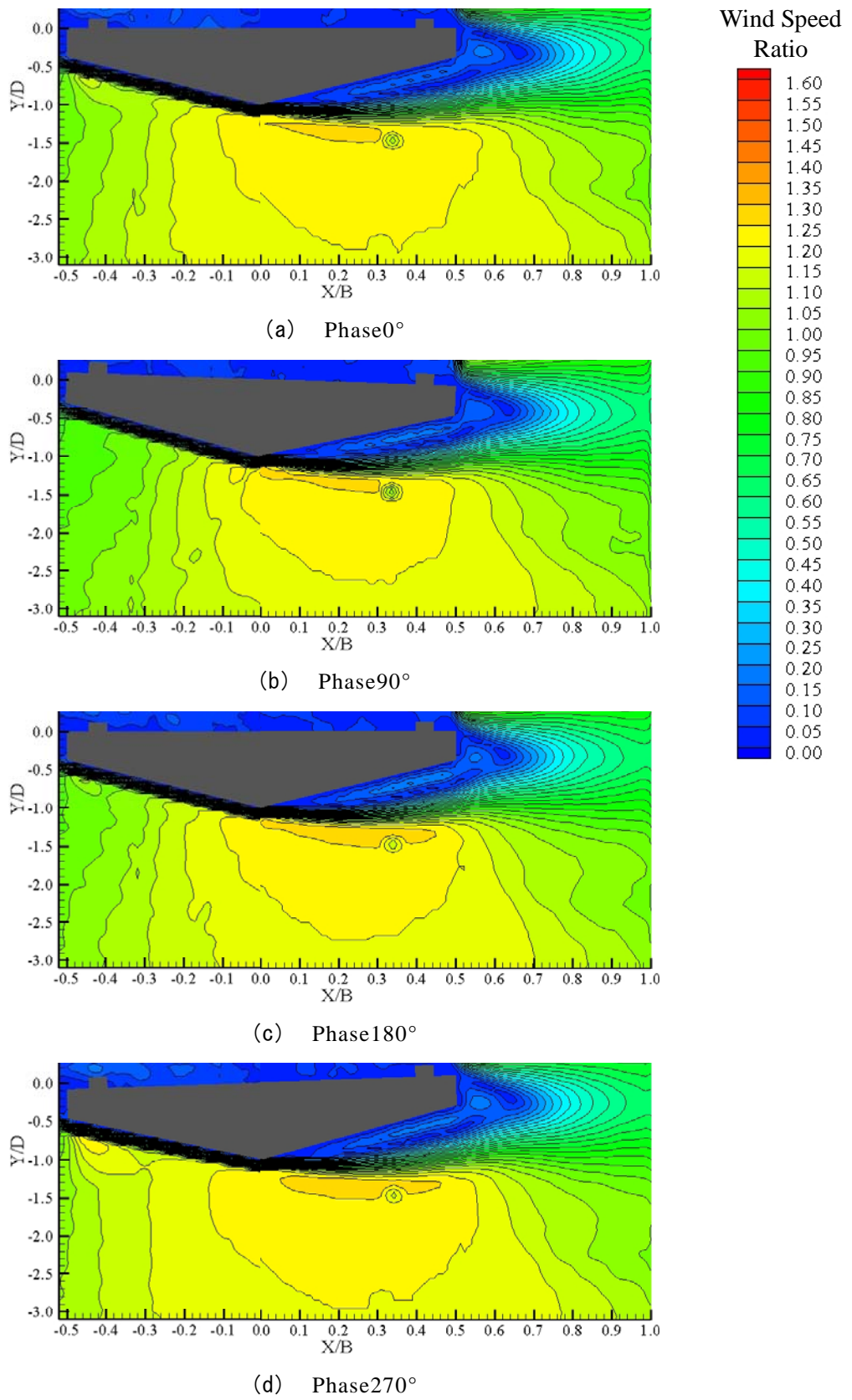


図 6-5-27 底面における平均風速比分布図( $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$ ,  $Vr=20$ )



## 6.6 高欄を設置しない場合のねじれ 1 自由度振動応答特性

前節までの検討より、ねじれ 1 自由度振動応答実験の結果と強制加振状態における表面圧力測定および PIV による流速測定の結果との関連性が見られなかった。この原因として、高欄の設置の影響が考えられる。そこで、高欄を設置しない状態の五角形断面桁を対象としてねじれ 1 自由度振動応答実験を行い、その振動応答特性の確認を行った。

### 6.6.1 実験概要

#### (1) 風洞装置および測定システム

本実験では、6.3 と同じ風洞装置および測定システムを用いた(6.3.1(1)参照)。

#### (2) 実験諸元

振動応答実験に用いる模型は、図 6-6-1 に示す高欄を設置していない五角形断面を基本断面とする 2 次元剛体模型である。模型縮尺およびスパン長さは 6.3 と同じである。また、表 6-6-1 にねじれ 1 自由度振動応答実験における実験諸元を示す。

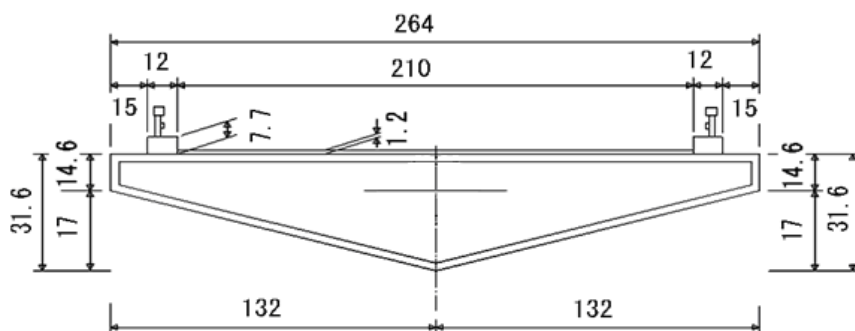


図 6-6-1 模型断面図(高欄無)

表 6-6-1 実験諸元

桁幅 $B$ (m)	0.264
単位長さあたり極慣性モーメント $I_{\phi}$ ( $\text{kgm}^2/\text{m}$ )	0.0438
ねじれ振動数 $f_i$ (Hz)	2.21~2.23
ねじれ構造対数減衰率 $\delta_{st}$	0.004~0.005

#### (3) 実験ケース

実験ケースについては、6.3 と同様に、上面剥離干渉角  $\beta$  は  $\beta=27^\circ$  に固定し、底面傾斜角  $\theta$  については、 $\theta=12^\circ$ 、 $14^\circ$  の場合とし、それぞれの  $\theta$  において幅員桁高比(桁幅  $B$  と桁高  $D$  との比)を  $B/D=4.0$ 、 $4.5$ 、 $5.0$  と変化させた。なお、迎角  $\alpha$  は  $\alpha=0^\circ$  とし、一様流中にて実験を行った。

## 6.6.2 実験結果および考察

図 6-6-2, 3 にそれぞれ  $\theta=12^\circ$ ,  $14^\circ$  の場合の迎角  $\alpha=0^\circ$  におけるねじれ 1 自由度振動応答実験結果をねじれ応答図として示す。応答図は横軸を換算風速  $Vr(=V/f_i B$ ,  $V$ : 風洞風速,  $f_i$ : 模型の固有振動数,  $B$ : 桁幅), 縦軸を倍振幅  $2\phi$  ( $^\circ$ ) として整理している。

図 6-6-2 より,  $\theta=12^\circ$  の場合においてはねじれフラッターの発現は見られない。また図 6-6-3 より,  $\theta=14^\circ$  の場合においては,  $B/D=4.0$  および  $4.5$  の断面ではねじれフラッターの発現は見られないが,  $B/D=5.0$  の断面では換算風速  $Vr=24$  付近よりねじれハードフラッターの発現が確認され, 図中に破線で示すような不安定なリミットサイクルが存在していることが明らかとなった。このリミットサイクルとは, 減衰と発散が分かれる境界線で, 模型をある振幅以上で加振させるとそのまま発散し, それ以下では減衰するといった状態にある。以上の結果は, 高欄を設置した五角形断面桁の振動応答特性とは大きく異なり, 高欄が桁断面の振動応答特性に与える影響が大きいことがわかる。

ここで, 図 6-6-4 に高欄を設置しない場合におけるねじれ 1 自由度振動応答実験結果とねじれ 1 自由度強制加振状態との対応を示し, 表 6-6-2 には自由振動応答実験結果から, 強制加振状態の測定ケースにおける倍振幅  $4^\circ \leq 2\phi$  となるねじれフラッターの発生の有無に対してまとめたものを示す。表 6-6-2 より換算風速  $Vr=20$  以下においてはねじれフラッターなどの空力弾性振動の発生はなく, 表 6-4-2 に示す強制加振時に五角形断面桁に作用する変動圧力が振動 1 周期になす仕事の計算結果とよく一致する。

以上の結果より,  $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$  の断面においてはねじれハードフラッターが発現しており, 空力的に不安定であることが確認できたが, 他の断面においては振動現象が生じておらず, それぞれの断面の動的空力特性について検討することができなかった。そこで, 空力減衰率を測定することにより検討を試みた。ここで, 空力減衰率  $\delta_a$  とは, 所定の風速域で模型を強制的に加振して自由減衰させた場合の対数減衰率  $\delta$  から, 模型の対数構造減衰率  $\delta_s$  を差し引いたものである。つまり, 空力減衰率  $\delta_a$  は,  $\delta_a = \delta - \delta_s$  より求めたものである。換算風速  $Vr$  が 5, 10, 15, 20, 25 付近における振幅-空力減衰率図を図 6-6-4~8 に示す。振幅-空力減衰率図は横軸に倍振幅  $2\phi$  ( $^\circ$ ), 縦軸に空力減衰率  $\delta_a$  として整理している。

図 6-6-4~6 の換算風速  $Vr$  が 5, 10, 15 付近での空力減衰率に着目すると, 底面傾斜角  $\theta$  や幅員桁高比  $B/D$  の違いによる空力減衰率にさほど大きな差異は見られない。図 6-6-7, 8 の  $Vr$  が 20, 25 付近での空力減衰率に着目すると,  $\theta=12^\circ$  の場合の全ての  $B/D$  および  $\theta=14^\circ$  の  $B/D=4.0$  の断面においては正の空力減衰率が大きい,  $\theta=14^\circ$  の場合の  $B/D=4.5$  および  $5.0$  の断面においては正の空力減衰率はそれほど大きくない。つまり,  $\theta=12^\circ$  の場合の全ての  $B/D$  および  $\theta=14^\circ$  の場合の  $B/D=4.0$  の断面の方が, 空力的により安定であると考えられる。ここで表 6-4-2 より, 換算風速  $Vr=20$  での変動圧力がなす仕事  $W$  の値に着目すると,  $\theta=12^\circ$  の  $B/D=4.0$  および  $B/D=4.5$  の場合,  $\theta=14^\circ$  の  $B/D=4.0$  の場合において負の絶対値が大きく, 減衰力が大きいと考えられ, 上述の結果と概ね一致している。

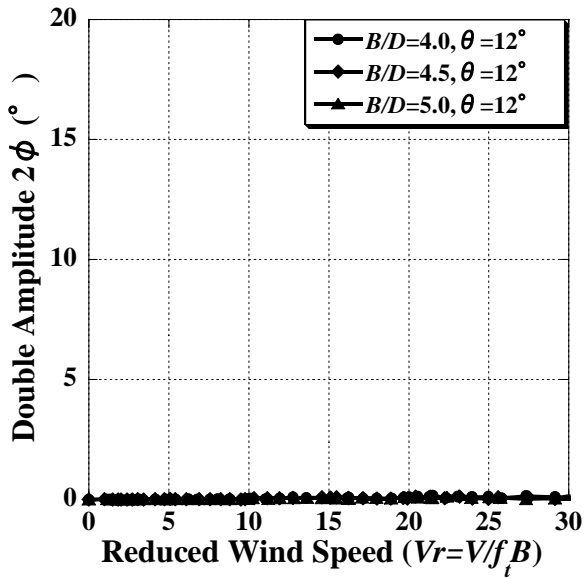


図 6-6-2 θ=12°のねじれ応答図(高欄無)

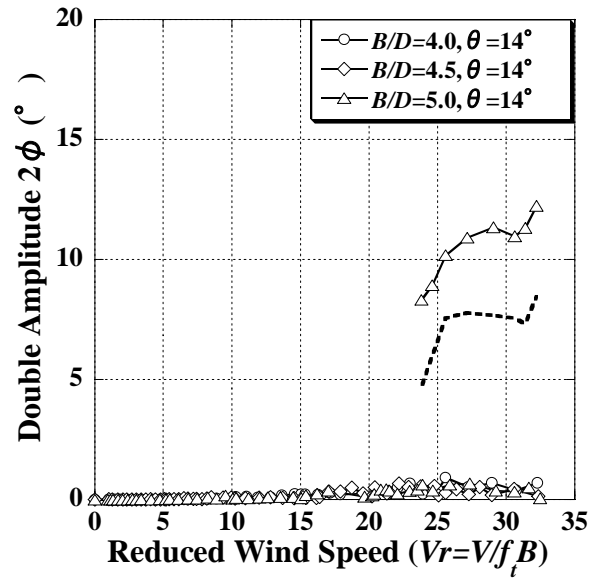


図 6-6-3 θ=14°のねじれ応答図(高欄無)

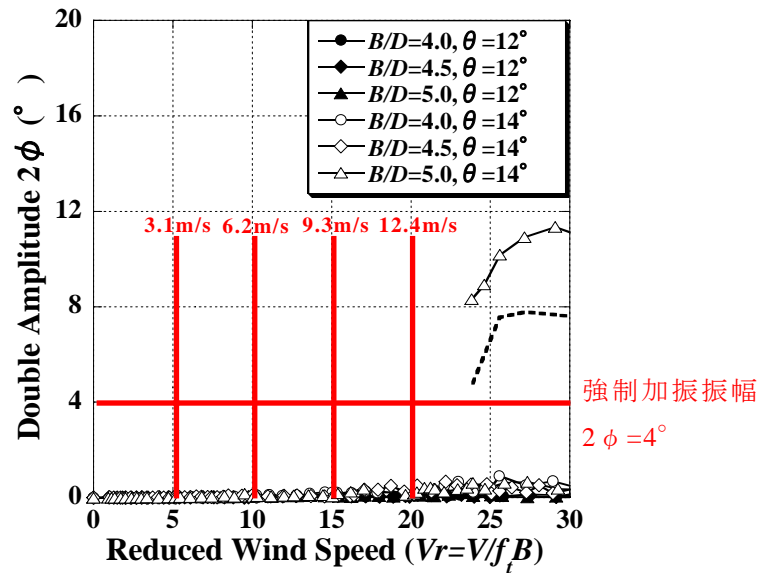


図 6-6-3 強制加振状態における表面圧力測定ケース

表 6-6-2 自由振動応答実験結果(高欄無)によるねじれフラッター発生(2φ ≥ 4°)の有無

測定時の風速 断面形状	$V_r=5$ ( $V=3.1\text{m/s}$ )	$V_r=10$ ( $V=6.2\text{m/s}$ )	$V_r=15$ ( $V=9.3\text{m/s}$ )	$V_r=20$ ( $V=12.4\text{m/s}$ )
$B/D=4.0, \theta=12^\circ$	×	×	×	×
$B/D=4.5, \theta=12^\circ$	×	×	×	×
$B/D=5.0, \theta=12^\circ$	×	×	×	×
$B/D=4.0, \theta=14^\circ$	×	×	×	×
$B/D=4.5, \theta=14^\circ$	×	×	×	×
$B/D=5.0, \theta=14^\circ$	×	×	×	×

× : フラッター発生無, ○ : フラッター発生有

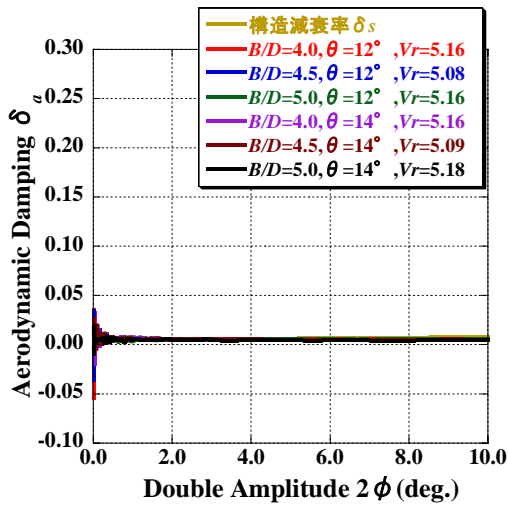


图 6-6-4 振幅-空力减衰率图( $V_r=5$  付近)

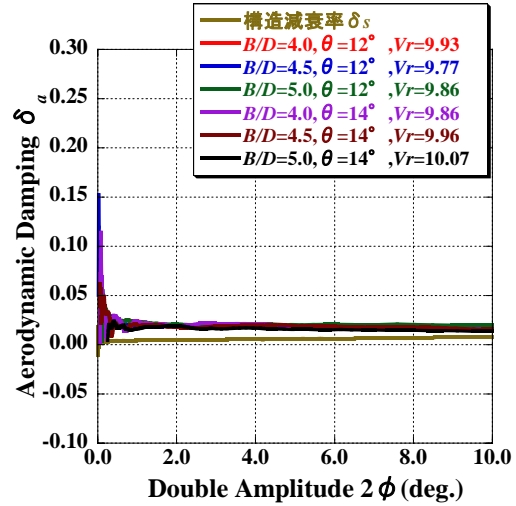


图 6-6-5 振幅-空力减衰率图( $V_r=10$  付近)

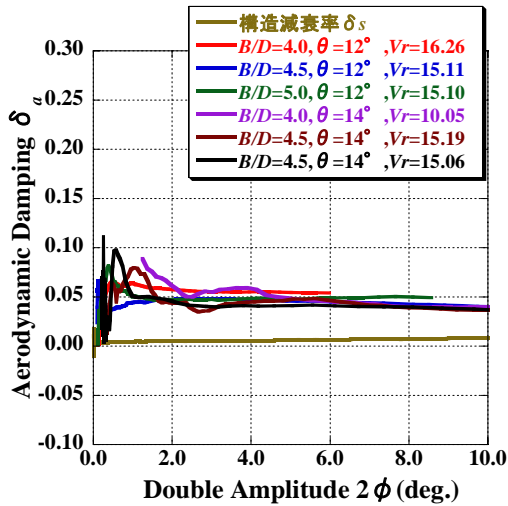


图 6-6-6 振幅-空力减衰率图( $V_r=15$  付近)

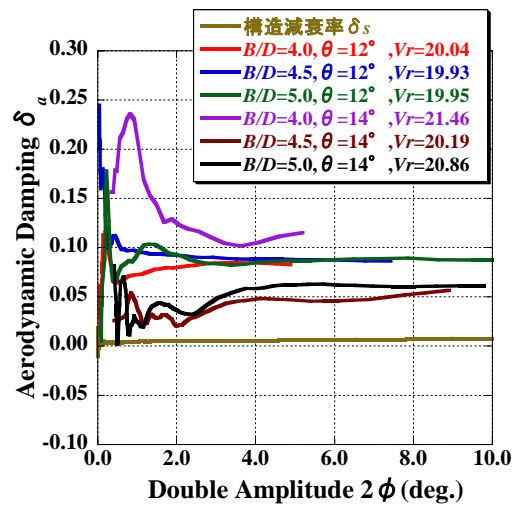


图 6-6-7 振幅-空力减衰率图( $V_r=20$  付近)

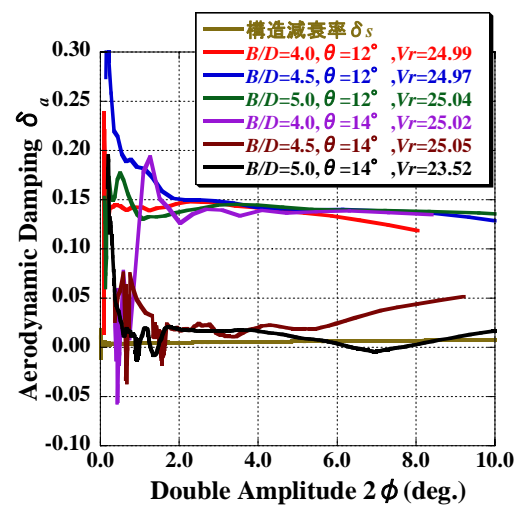


图 6-6-8 振幅-空力减衰率图( $V_r=25$  付近)

## 6.7 五角形断面桁の動的空気安定メカニズム

五角形断面桁を対象としたねじれ1自由度振動実験(高欄有および高欄無), ねじれ1自由度強制加振状態における表面圧力測定およびPIVによる流速測定により得られた結果をもとに, 五角形断面桁(高欄無)の動的空気安定メカニズムに関する考察をまとめる.

### (1) 底面傾斜角 $\theta=12^\circ$ の場合

底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合, 桁高や風速に関わらず, 五角形断面桁周辺の流れ場は以下のようになる(図6-7-1参照).

- ・ 上面の上流端においては, 剥離干渉法の効果により流速が速くなる.
- ・ 底面傾斜部の上流端においては, 静止状態と同様に流速が速くなる.
- ・ 底面傾斜部の頂点において流速が速くなる.
- ・ 底面傾斜部の下流側では断面に沿うような流れ場となる.

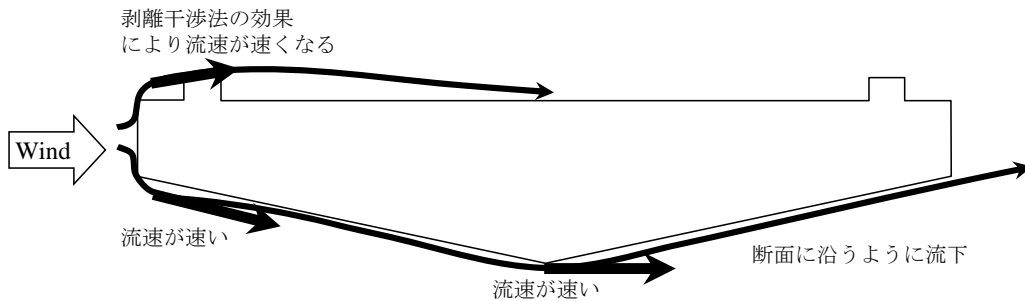


図 6-7-1 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$  の場合の流れ場

以上のような流れ場となることにより, 以下のような力が作用する(図6-7-2参照).

- ・ 上面の上流端においては, 剥離干渉法の効果により減衰力が作用し, 2次剥離点より下流側では振動に寄与する空気力は発生しない.
- ・ 底面傾斜部の上流端では流速が速くなることにより負圧が発生し, 振動に対しては減衰力として作用する.
- ・ 底面傾斜部の頂点付近において流速が速くなることにより負圧が発生し, 頂点の下流側において減衰力として作用する.
- ・ 底面傾斜部の下流側では断面に沿う流れ場となり, 振動に寄与する空気力は発生しない.

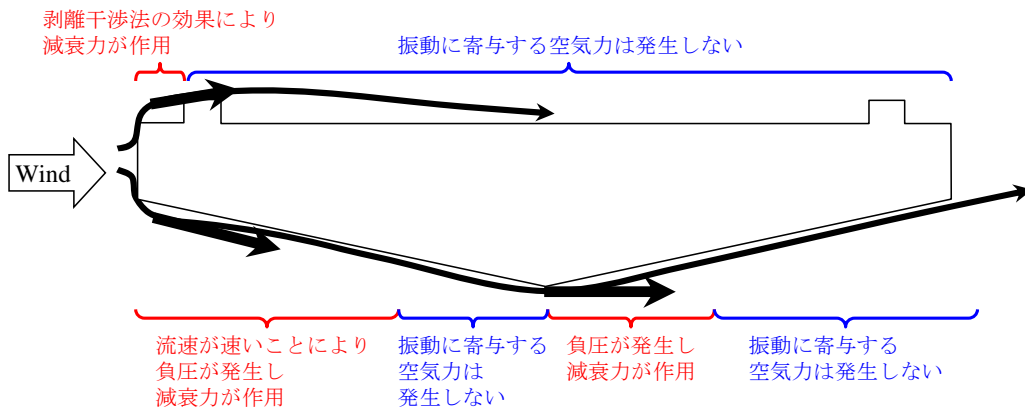


図 6-7-2 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$  の場合の動的空気安定メカニズム

(2) 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  の場合

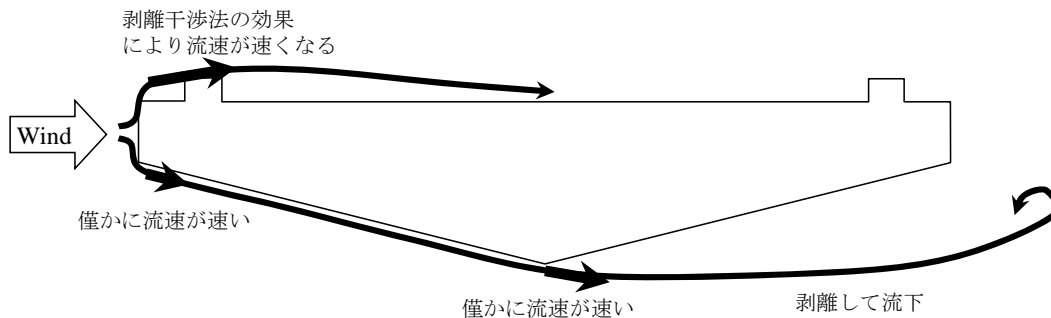
底面傾斜角が  $\theta=14^\circ$  の場合、桁高や風速によって五角形断面桁周辺の流れ場は以下のようになる(図 6-7-3 参照).

(a) 低風速域(換算風速  $Vr=5$  程度)および桁高が低い場合( $B/D=5.0$  程度)の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)

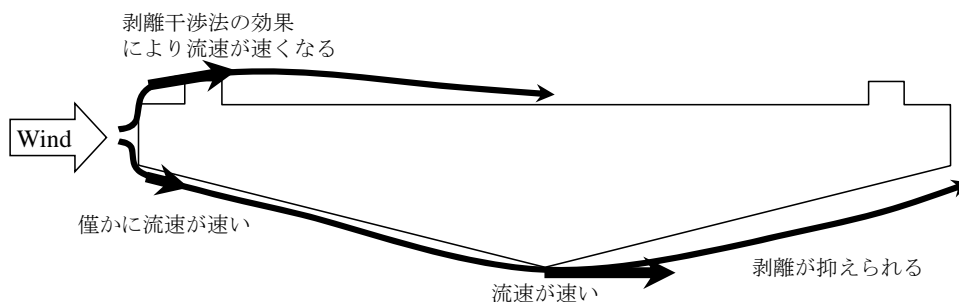
- ・上面の上流端においては、 $\theta=12^\circ$  の場合と同様に剥離干渉法の効果により流速が速くなる.
- ・底面傾斜部の上流端においては、僅かではあるが流速が速くなる.
- ・底面傾斜部の頂点において、僅かに流速が速くなる.
- ・底面傾斜部の下流側では、底面傾斜部の頂点から剥離する流れ場となる.

(b)  $B/D=4.0$  および  $B/D=4.5$  の場合の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)

- ・上面の上流端においては、 $\theta=12^\circ$  の場合と同様に剥離干渉法の効果により流速が速くなる.
- ・底面傾斜部の上流端においては、僅かではあるが流速が速くなる.
- ・底面傾斜部の頂点において、僅かに流速が速くなる.
- ・底面傾斜部の下流側においては、底面傾斜部の頂点からの剥離が抑えられる.



(a) 低風速域(換算風速  $Vr=5$  程度)および桁高が低い場合( $B/D=5.0$  程度)の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)



(b) 桁高が高い場合( $B/D=4.0, 4.5$  程度)の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)

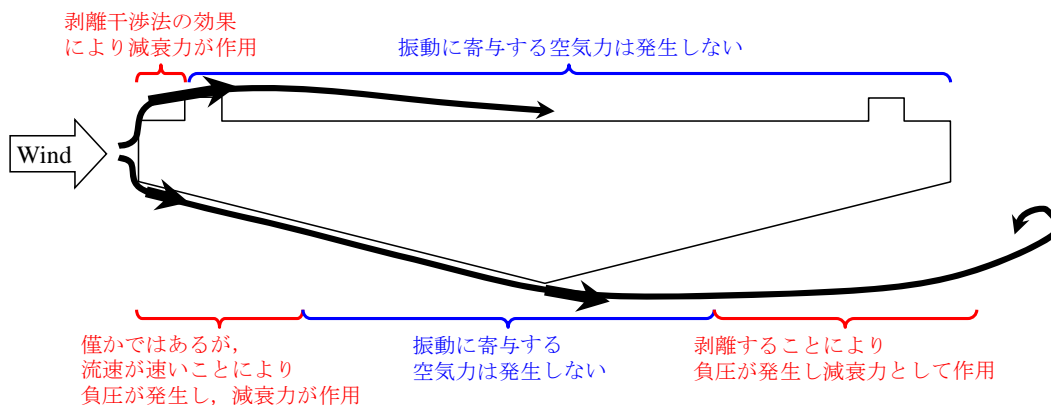
図 6-7-3 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  の場合の流れ場

以上のような流れ場となることにより、以下のような力が作用する(図 6-7-4 参照).

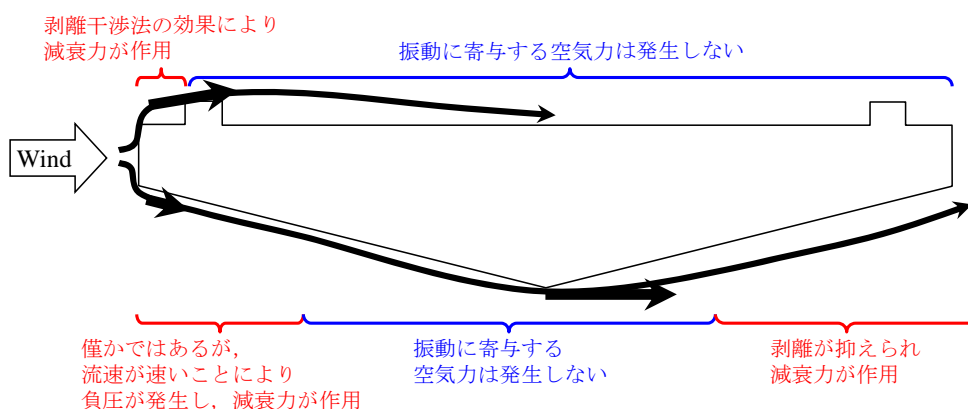
(a) 低風速域(換算風速  $Vr=5$  程度)および桁高が低い場合( $B/D=5.0$  程度)の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)

- ・上面の上流端においては、剥離干渉法の効果により減衰力が作用し、2次剥離点より下流側では振動に寄与する空気力は発生しない.

- ・底面傾斜部の上流端では僅かではあるが流速が速くなることにより負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。
  - ・底面傾斜部の頂点においては流速が速くなるが、さほど速くないため振動に寄与する空気力は発生しない。
  - ・底面傾斜部の下流側では、底面傾斜部の頂点から剥離する流れとなることにより、負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。
- (b)  $B/D=4.0$  および  $B/D=4.5$  の場合の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)
- ・上面の上流端においては、剥離干渉法の効果により減衰力が作用し、2次剥離点より下流側では振動に寄与する空気力は発生しない。
  - ・底面傾斜部の上流端では僅かではあるが流速が速くなることにより負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。
  - ・底面傾斜部の頂点においては流速が速くなるが、さほど速くないため振動に寄与する空気力は発生しない。
  - ・底面傾斜部の下流側においては、頂点からの剥離が抑えられるが負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。



(a) 低風速域(換算風速  $Vr=5$  程度)および桁高が低い場合( $B/D=5.0$  程度)の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)



(b) 桁高が高い場合( $B/D=4.0, 4.5$  程度)の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)

図 6-7-4 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  の場合の動的空気安定メカニズム

## 第7章 五角形断面桁の2自由度振動応答特性

前章までに、五角形断面桁の静的空力特性および静的空力安定性に寄与するメカニズム、ねじれ1自由度振動の動的空力特性および動的空力安定性に寄与するメカニズムを明確にしてきた。また、高欄が設置してあるか否かによって、五角形断面桁のねじれ1自由度振動応答特性は異なることを明らかにした。

本章では、五角形断面桁の実用化へ向けた検討を行う前に、五角形断面桁の基本的な空力特性をより詳細に検討するために、高欄を設置しない五角形断面桁を対象として、2自由度振動応答実験を実施した結果について述べる。さらに、やじろべえを用いた非定常空気力測定により得られた非定常空気力を用いて、高風速域における2自由度振動応答推定を行い、これまでに検討されていない高風速域での五角形断面桁の2自由度振動応答特性について検討した結果を示す。

### 7.1 高欄を設置しない場合の2自由度振動応答特性

橋梁の耐風性の検討に際して特に重要となるのは、橋梁に破壊的な影響を与えるフラッター現象である。橋梁の長大化に伴い補剛桁の断面形状によっては、曲げとねじれの連性フラッターが設計風速以下で発生することもある。ここでは、五角形断面桁を対象として2自由度振動応答実験を一様流中において行った。

#### 7.1.1 実験概要

##### (1) 風洞装置および測定システム

実験は、図7-1-1に示す九州工業大学建設社会工学科所属の回流式空力弾性試験用風洞を用いて行った。測定は1階測定部(測定断面：1070mm×1070mm)で行った。図7-1-2に回流式空力弾性試験用風洞の測定部の写真を示す。

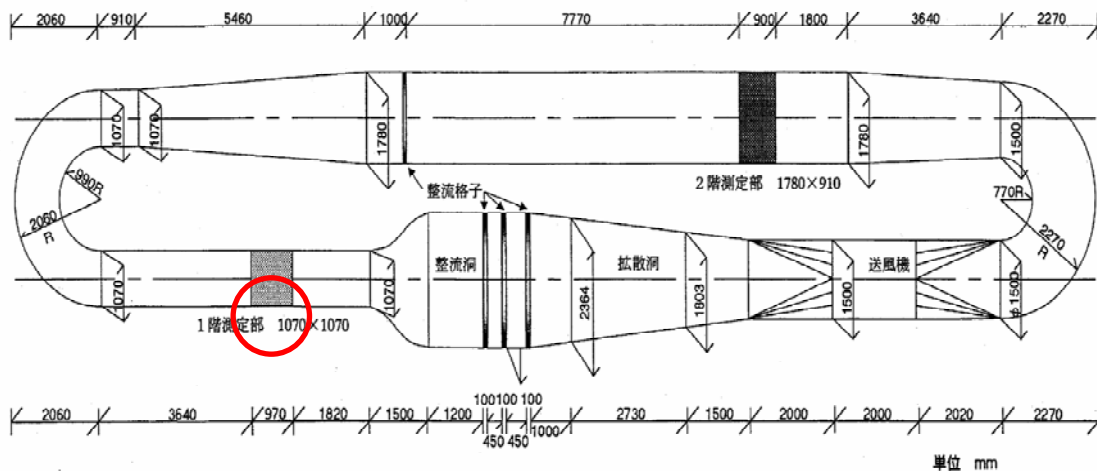


図7-1-1 回流式空力弾性試験用風洞



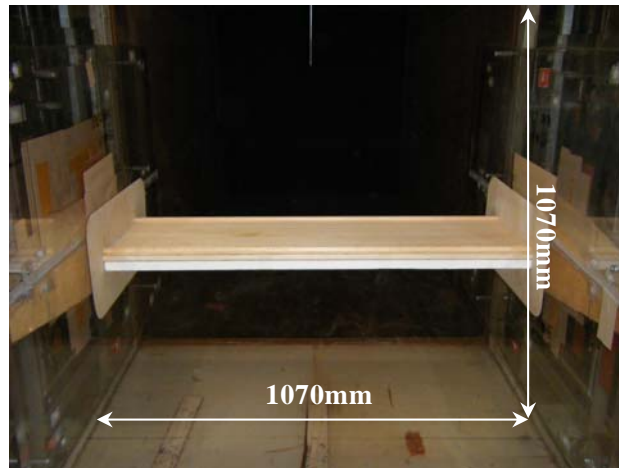


図 7-1-2 空力弾性試験用風洞の測定部(測定断面：1070mm×1070 mm)

2自由度振動応答実験では、図 7-1-3 に示すように、片側4本、計8本のコイルスプリングで模型を支持することにより、鉛直(たわみ)方向と回転(ねじれ)方向の振動が可能となる。また、流れ止めを設置することにより、風の流下方向への静的変形および振動を拘束した。2自由度応答実験の支持装置まわりの状態と模型設置状況を図 7-1-4 に示す。また、風洞内の設置状態を図 7-1-5 に示す。

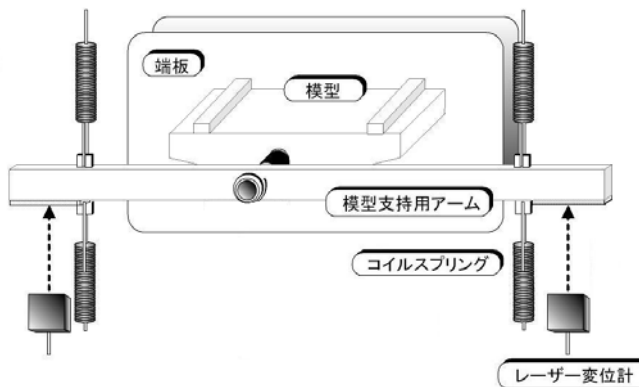


図 7-1-3 2自由度振動支持装置概略図

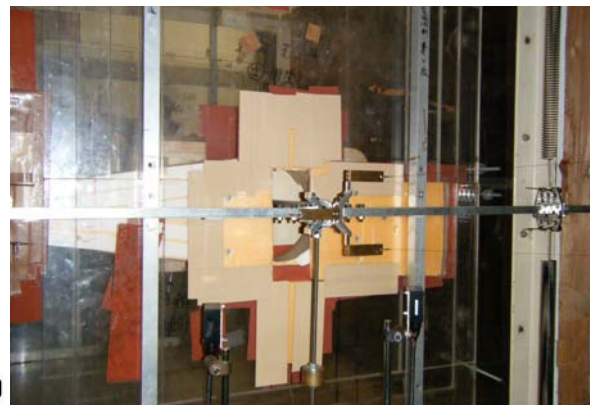


図 7-1-4 模型設置状況



図 7-1-5 風洞内設置状況

データ解析および処理については、計測制御用ソフトウェア LabVIEW(NATIONAL INSTRUMENTS 社製)を用いた。表 7-1-1 に使用した計測機器仕様一覧を示す。計測システムについては 3.2 と同様である(3.2.1(1)参照)。

表 7-1-1 使用計測機器仕様一覧

機器名	台数	型番	製造元
レーザー式変位計	4	LB-1200	KEYENCE
ローパスフィルター	4	MS-521	NF 回路設計
スペクトルアナライザー	1	CF-350	小野測器
デジタルマルチメータ	1	VOCA 7411	岩崎通信
卓上傾斜マノメーター	1	0~100mmH <sub>2</sub> O	岡野製作所
風速測定用微差圧力計	1	MODEL P-70	司測研
微差圧力計用増幅器	1	DPC-1	司測研
コンピューター	1	DIMENSION9100	Dell
AD 変換ボード	1	NI PCI-6032E	NATIONAL INSTRUMENTS
マルチファンクション	1	1920A	NF 回路設計
振動発生機	2	513-A	EMIC
単体電力増幅器	2	F371-A	EMIC
ユニバーサルカウンター	1	TR5821	ADBANTEST

## (2) 実験諸元

2自由度振動応答実験には 6.6 と同じ模型を用いた(6.6.1(2)参照)。また、表 7-1-2 に実験諸元を示す。

## (3) 実験ケース

実験ケースについては、第 5 章で行った各種風洞実験と同様に、第 1 剥離点と第 2 剥離点を結ぶ上面剥離干渉角  $\beta$  を  $\beta=27^\circ$  に固定し、底面傾斜角  $\theta$  が  $\theta=12^\circ$ ,  $14^\circ$  のそれぞれの場合において、幅員桁高比(桁幅員  $B$  と桁高  $D$  との比)を  $B/D=4.0$ ,  $4.5$ ,  $5.0$  と変化させた。なお、迎角  $\alpha$  は  $\alpha=0^\circ$  とした。

表 7-1-2 実験諸元

桁高 $D(m)$	0.00528~0.00660
桁幅 $B(m)$	0.264
単位長さあたり質量 $m(kg/m)$	3.54
単位長さあたり極慣性モーメント $I_\phi(kgm^2/m)$	0.017
たわみ振動数 $f_h(Hz)$	2.12~2.13
ねじれ振動数 $f_t(Hz)$	4.59~4.60
たわみ対数構造減衰率 $\delta_{sh}$	0.0034~0.0037
ねじれ対数構造減衰率 $\delta_{st}$	0.0018~0.0021

## 7.1.2 実験結果および考察

以下に2自由度振動応答実験により得られた、五角形断面桁のたわみ振動応答特性およびねじれ振動応答特性について述べる。

### (1) たわみ振動応答特性

2自由度振動応答実験により得られた結果について、たわみ振動応答図として図7-1-6に示す。また、図7-1-7に渦励振域を拡大した図を示す。たわみ振動応答図は横軸を換算風速  $Vr(=V/f_h D)$ 、 $V$ ：風速、 $f_h$ ：たわみ振動数、 $D$ ：桁高)、縦軸を無次元倍振幅  $2A/D$  として整理している。

図7-1-6、7より、底面傾斜角  $\theta$  や幅員桁高比  $B/D$  に関わらず  $Vr=5$  付近において渦励振が発現している。この渦励振の振幅に着目すると、 $\theta$  や  $B/D$  による傾向が見られない。ここで、渦励振域において最大振幅となった風速での空力減衰率を図7-1-8に振幅-空力減衰率図として示す。振幅-空力減衰率図は横軸に無次元倍振幅  $2A/D$ 、縦軸に空力減衰率  $\delta_a$  として整理している。図7-1-8より、 $\theta$  に関わらず  $B/D=4.0$  の場合、 $2A/D \leq 0.1$  の低振幅において負減衰が小さい。つまり、渦励振域における耐風安定性は、底面傾斜角  $\theta$  よりも  $B/D$  に依存しており、上面の流れ場が大きく影響することが考えられる。このことより、本実験では上面剥離干渉角を  $\beta=27^\circ$  に固定しているが、それぞれの  $B/D$  に対して最適な  $\beta$  が存在すると考えられる。また、この渦励振は想定される構造減衰率が  $\delta_a=0.02$  程度であっても発現するが、 $\beta$  について最適化を行うことで改善できる可能性がある。

一方、図7-1-6の高風速域に着目すると、 $\theta=12^\circ$  の場合には、振動は生じていないが、 $\theta=14^\circ$  の場合は振動が生じている。ここで、 $Vr=30$  付近における空力減衰率について、図7-1-9に振幅-空力減衰率図として示す。図7-1-9より、いずれの  $\theta$  においても空力減衰率は正の値を示しているが、 $\theta=12^\circ$  の場合の方が  $\theta=14^\circ$  の場合よりも正の空力減衰率が大きく、 $\theta=12^\circ$  の場合の方が安定である。本実験では、 $Vr=30$  よりも高風速においても空力減衰率の測定を試みたが、減衰が大きく、測定が困難であった。

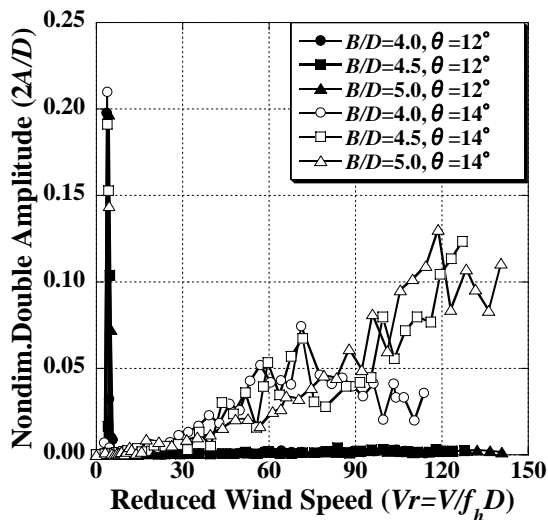


図 7-1-6 たわみ振動応答図

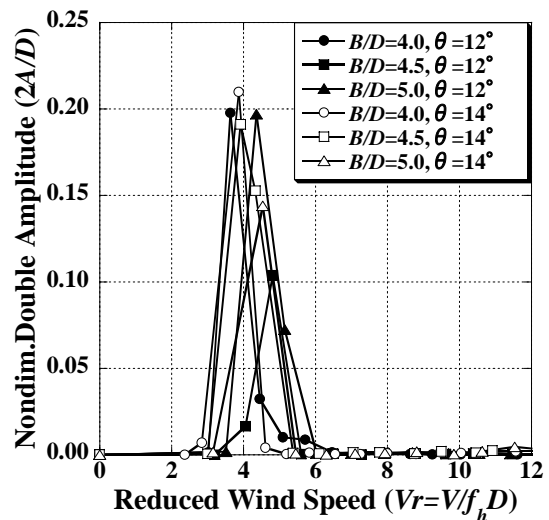


図 7-1-7 たわみ振動応答図(渦励振域拡大)

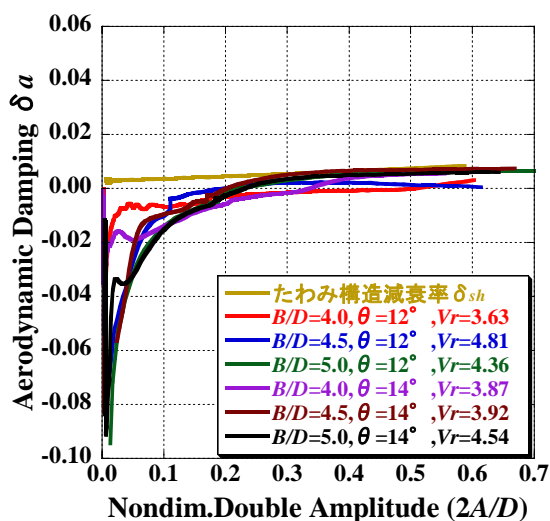


図 7-1-8 振幅－空力減衰率図(渦励振域)

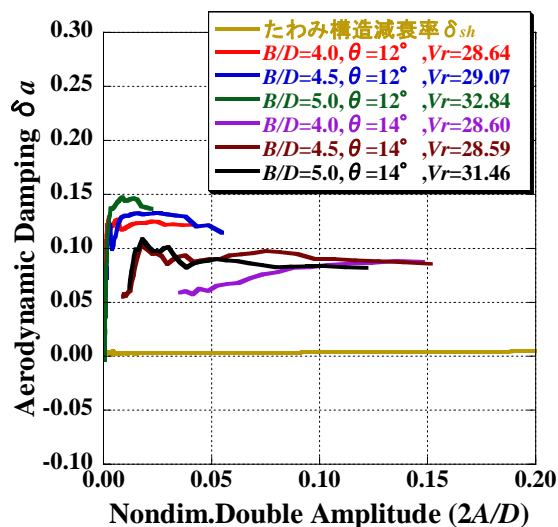


図 7-1-9 振幅－空力減衰率図( $V_r=30$  付近)

## (2) ねじれ振動応答特性

2 自由度振動応答実験により得られた結果について、ねじれ振動応答図として図 7-1-10 に示す。また、図 7-1-11 に渦励振域を拡大した図を示す。ねじれ振動応答図は横軸を換算風速  $V_r (=V/f_i B)$ 、 $V$  : 風速、 $f_i$  : ねじれ振動数、 $B$  : 桁幅)、縦軸を倍振幅  $2\phi$  (°)として整理している。

図 7-1-10, 11 より、底面傾斜角  $\theta$  や幅員桁高比  $B/D$  に関わらず  $V_r=1$  付近において渦励振が発現している。渦励振の振幅に着目すると、 $\theta=12^\circ$  の場合の方が  $\theta=14^\circ$  の場合よりも振幅が小さく空力的に安定である。ここで、渦励振域において最大振幅となった風速での空力減衰率を図 7-1-12 に振幅－空力減衰率図として示す。振幅－空力減衰率図は縦軸を倍振幅  $2\phi$  (°)、縦軸に空力減衰率  $\delta_a$  として整理している。図 7-1-12 より、大振幅においては  $\theta$  による違いは見られないが、低振幅においては、 $\theta=12^\circ$  の場合の方が  $\theta=14^\circ$  の場合よりも負の空力減衰率は絶対値が小さい。よって、空力減衰率からも  $\theta=12^\circ$  の場合の方が安定である。また、この渦励振は想定される構造減衰率が  $\delta_a=0.02$  程度であれば、発現はしないと考えられる。

一方、図 7-1-10 の高風速域に着目すると、たわみ振動応答と同様に、 $\theta=12^\circ$  の場合は、振動は生じていないが、 $\theta=14^\circ$  の場合は  $V_r=6$  付近より、振動が生じている。ここで、 $V_r=3, 6, 9$  付近における空力減衰率について、図 7-1-13～15 に振幅－空力減衰率図として示す。図 7-1-13～15 より、どちらの  $\theta$  も振動が生じていない  $V_r=3$  付近の空力減衰率にはさほど差はないが、 $V_r=6$  付近においては  $2\phi < 1.5^\circ$  の振幅域、 $V_r=9$  付近では全ての振幅域において  $\theta=12^\circ$  の場合の方が正の空力減衰率が大きい値を示している。

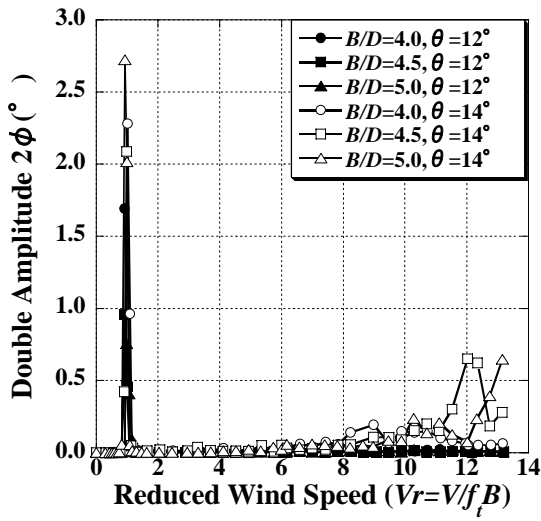


図 7-1-10 ねじれ振動応答図

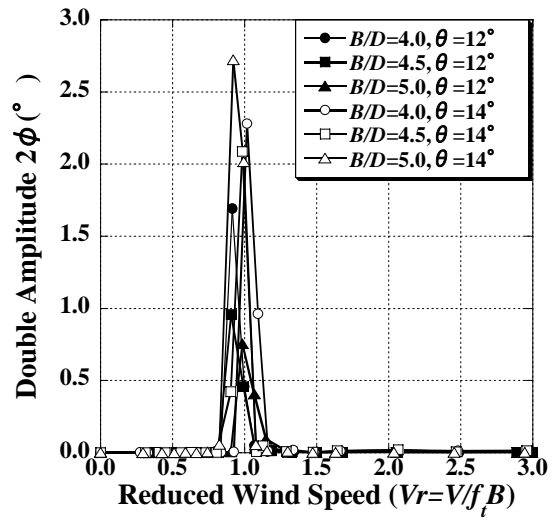


図 7-1-11 ねじれ振動応答図(渦励振域拡大)

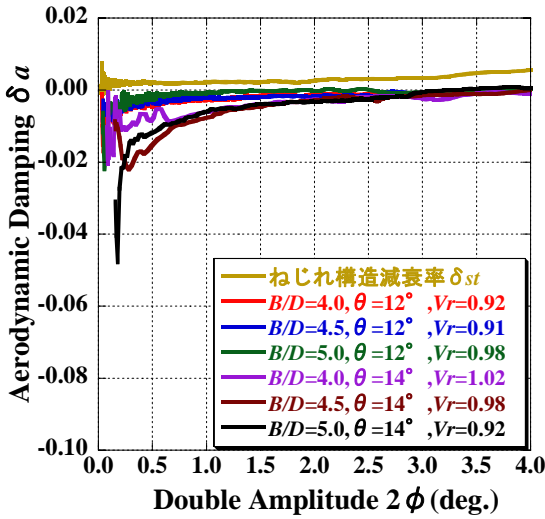


図 7-1-12 振幅-空力減衰率図(渦励振域)

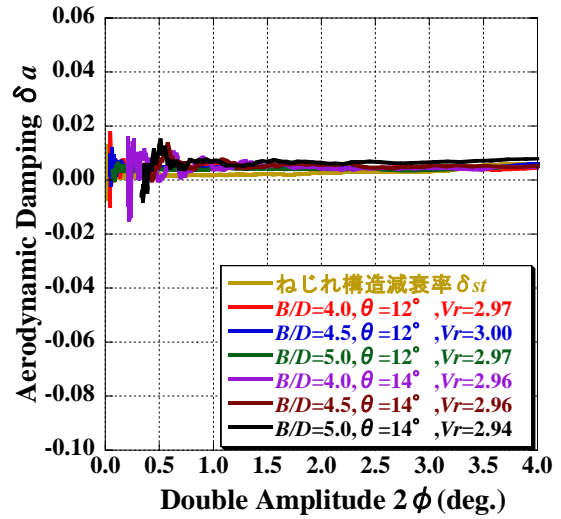


図 7-1-13 振幅-空力減衰率図(Vr=3 付近)

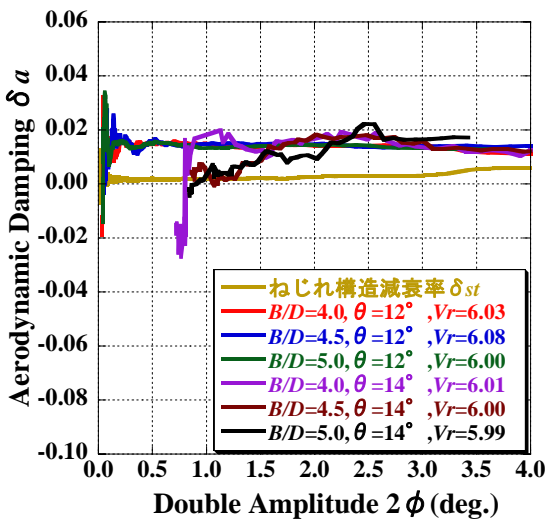


図 7-1-14 振幅-空力減衰率図(Vr=6 付近)

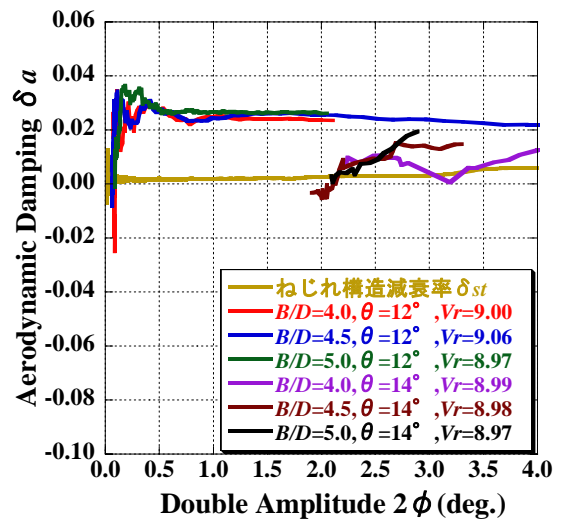


図 7-1-15 振幅-空力減衰率図(Vr=9 付近)

以上の実験結果より，五角形断面桁は底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合，本実験で測定した風速範囲においては空力的に安定である。

ここで，風による振動問題を扱う場合，風速は式(7.1)に示す換算風速  $V_r$  で表される。

$$V_r = \frac{V}{f_i \cdot B} \left( = \frac{V}{f_h \cdot D} \right) \quad (7.1)$$

本研究で対象としている 1000m 程度の主径間長を有する狭幅員吊橋について考えると，実橋におけるたわみ振動数は  $f_h=0.09\text{Hz}$  程度，ねじれ振動数は  $f_i=0.33\text{Hz}$  程度となる。また，本研究で提案する五角形断面桁の寸法は実橋では，桁高は  $D=2.72\text{m}$  程度 ( $B/D=4.5$  の場合)，桁幅は  $B=12.25\text{m}$  程度となる。つまり，実橋における照査風速が  $70\sim 80\text{m/s}$  である場合，これを換算風速  $V_r$  で表すと，照査風速はたわみ振動に対しては  $V_r=288\sim 330$ ，ねじれ振動に対しては  $V_r=17\sim 20$  となる。本実験において測定した風速範囲はたわみ振動に対しては  $V_r=0\sim 100$  程度，ねじれ振動に対しては  $V_r=0\sim 13$  程度であり，さらに高風速において測定を行う必要がある。

ここで式(7.1)より，さらなる高風速での測定の実現には，風速  $V$  を大きくする方法，または固有振動数  $f_h$  および  $f_i$  を小さくする方法が考えられる。前者に関しては使用した風洞の制限により不可能である。また，後者に関しては，7.1.1(1)で述べたように，本実験ではコイルスプリングで模型を支持する方法を用いているため，コイルスプリングのバネ定数を小さくすると模型を支持することが不可能になる。つまり，本実験で用いている風洞装置および実験方法では，さらなる高風速における空力応答特性の把握は不可能である。

## 7.2 非定常空気力を用いた2自由度振動応答推定

前節で述べたように、コイルスプリングで模型を支持する2自由度振動応答実験では高風速における空力応答特性の把握が不可能である。そこで、非定常空気力を用いた2自由度振動応答推定法に着目する。本研究では、2.4で示した久保が開発したやじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法<sup>19)</sup>を用いる。やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法では、強制加振状態において非定常空気力を測定するため、前節で述べたような固有振動数 $f_n$ および $f_f$ に制限がない。

ここでは、低振動数においてやじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法により非定常空気力を測定し、測定された非定常空気力を用いて高風速における2自由度振動応答推定を行い、五角形断面桁の2自由度振動応答特性について検討した結果について述べる。

### 7.2.1 やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定概要

測定法の原理については2.4に示した通りである。ここでは、やじろべえの原理を用いた非定常空気力測定法の測定概要について述べる。測定装置の模式図を図7-2-1に示す。

#### (1) 風洞装置

実験に用いた風洞装置は、7.1と同じである(7.1.1(1)参照)。

#### (2) 実験諸元

やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定には、6.6と同じ模型を用いた(6.6.1(2)参照)。

#### (3) 計測機器

実験で使用した計測機器仕様一覧を表7-2-1に示す。

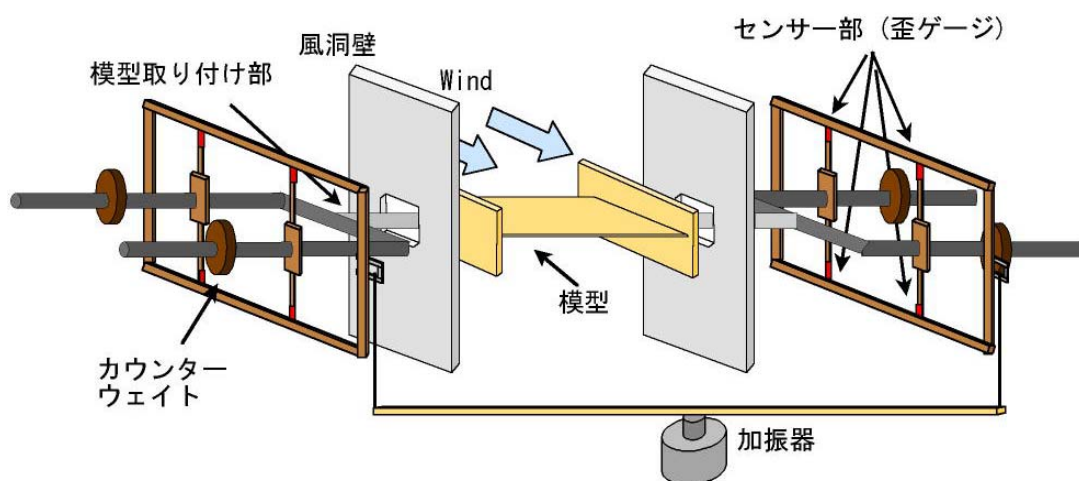


図 7-2-1 測定装置の模式図

表 7-2-1 使用計測機器仕様一覧

機 器 名	台数	型 番	製 造 元
動ひずみ計	4	DA-16A	東京測器研究所
ブリッジボックス	4	SB-120B	東京測器研究所
直流型信号増幅器	2	3123 DC AMPLIFIER	横河電機株式会社
レーザー式変位計	1	LB-1200	KEYENCE
スペクトルアナライザー	1	CF-350	小野測器
デジタルマルチメータ	1	VOCA 7411	岩崎通信
卓上傾斜マノメーター	1	0~100mmH <sub>2</sub> O	岡野製作所
風速測定用微差圧力計	1	MODEL P-70	司測研
微差圧力計用増幅器	1	DPC-1	司測研
コンピューター	1	DIMENSION E521	Dell
AD 変換ボード	1	NI PCI-6281	NATIONAL INSTRUMENTS
ユニバーサルカウンター	1	TR5821	ADBANTEST

(4) 非定常空気力測定装置

非定常空気力測定装置を図 7-2-2 に示す。

測定装置各部の寸法を、図 7-2-3 に示す。非定常空気力は、力を測定する部分(検出柱)のひずみの変化より測定される。そのため、検出柱の寸法を厚さ 3mm としてひずみを検出しやすくし、またストレンゲージを貼り付けられるものとしている。

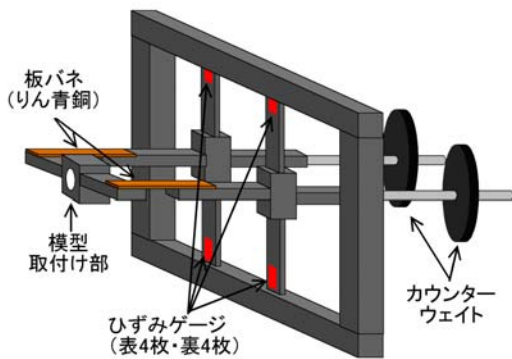


図 7-2-2 非定常空気力測定装置

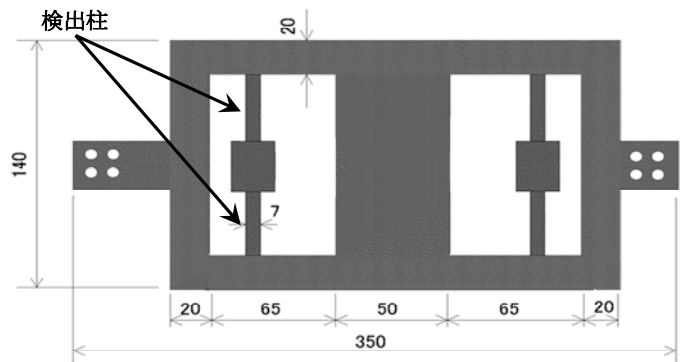


図 7-2-3 測定装置カウンター部分寸法図(mm)

(5) 強制加振装置

強制加振装置の概略を図 7-2-4 に示す。たわみおよびねじれ振動時のカウンターウェイトの設置状況を図 7-2-5 に示す。



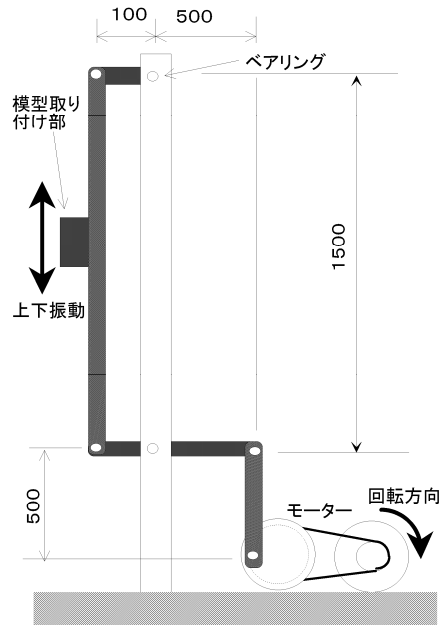


図 7-2-4 強制加振装置概略図



(a) たわみ加振時設置状況



(b) ねじれ加振時設置状況

図 7-2-5 カウンターウェイト設置状況

## (6) 測定システムの検出機構

本測定装置は、非定常空気力をセンサー部のひずみから求める機構である。図 7-2-6 にひずみゲージの結線を示す。模型に外力が作用した場合に、圧縮、引張となるひずみゲージを LEFT 側上流、LEFT 側下流、RIGHT 側上流、RIGHT 側下流ごとにホイートストンブリッジで組み合わせ、これらのブリッジの和をとる場合を揚力とした。また、上流側のブリッジから下流側のブリッジの差をとる場合を空力モーメントとした。このように 4 アクティブゲージ法を用いることで出力が 4 倍となり、16 枚のゲージで揚力およびモーメントを評価する。センサー部に生じるひずみは、曲げによるひずみと軸力によるひずみの和である。センサー部の圧縮側ひずみゲージと引張側ひずみゲージを組み合わせることで軸力は除去できるが、仮に模型の設置などが微妙にずれた場合には 1 つのセンサー部だけでは除去できないと考えられる。8 つのセンサー部で模型に作用する力を分配しているため、8 つのセンサー部すべてを力の計測に当てることになる。本測定に用いた結線は、同時に揚力およびモーメントを測定でき、さらに軸力の影響を受けないと考えたひずみゲージの組み方である。

本実験の検出システムを図 7-2-7 に示す。本実験では、ブリッジボックスから出力された時系列データの和や差をとるため、すべてのデータにフィルターを通していない。波形をフィルターに通すと、波形は調整されて位相差が変化して、正確なデータを抽出できないためである。

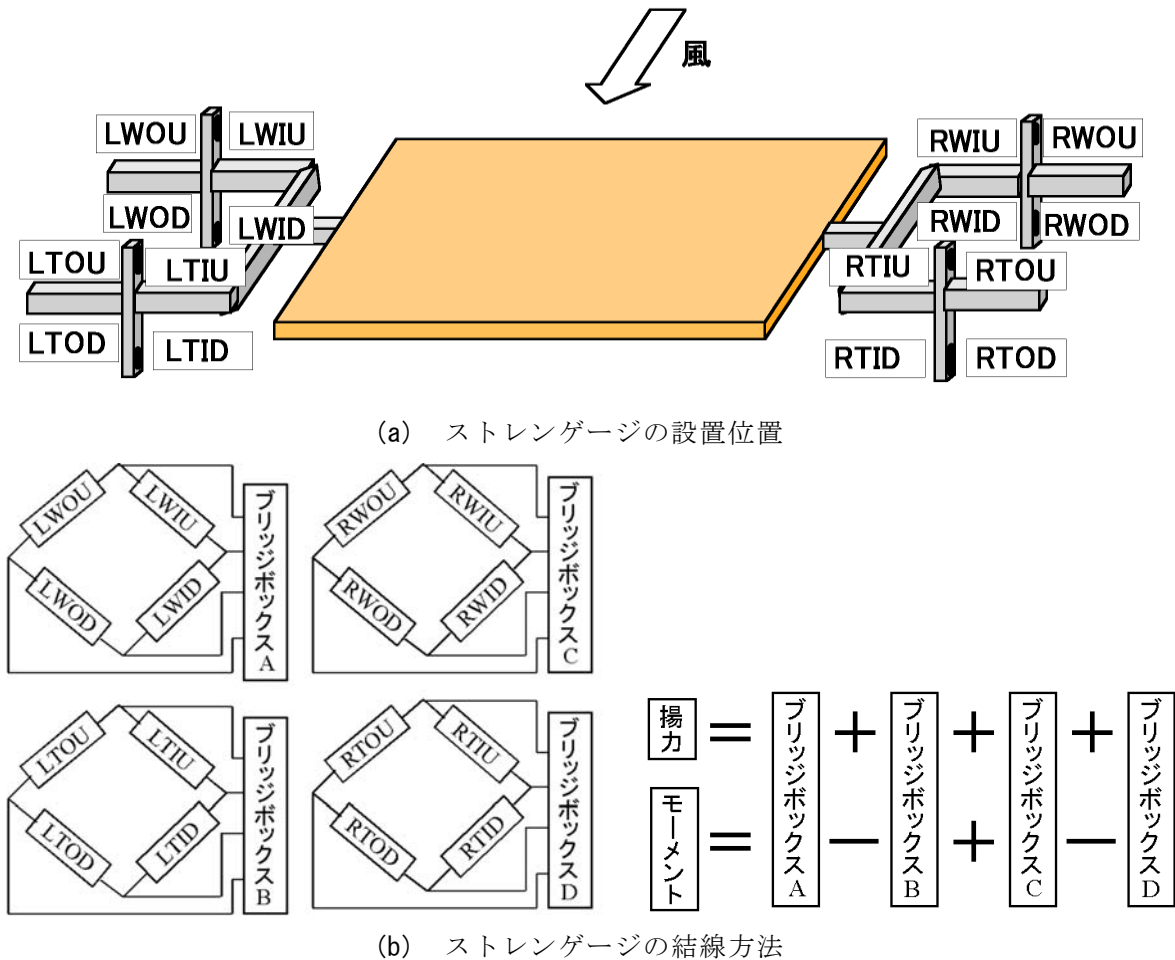


図 7-2-6 ストレンゲージの結線図

本測定システムでは動ひずみ計の出力信号とレーザー変位計の出力信号を同時に取り込み、二つの信号波形の位相のずれにより非定常空気力の位相差を算出する。レーザー変位計の出力が動ひずみ計の出力よりはるかに大きいため、AD 変換ボードの信号取り込み幅をレーザー変位計に合わせる必要がある。よって、非定常空気力の測定精度が低下することが考えられる。そこで、測定精度を向上させるため、直流型信号増幅器を用いて両測定器の出力を調整し、同レベルに合わせることで、AD 変換ボードのゲインを最大にしている。AD 変換ボードは 16bit のものを使用した。

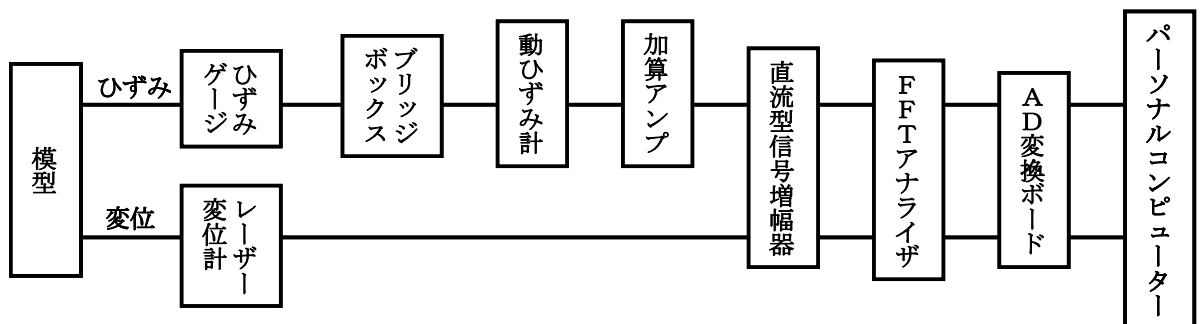


図 7-2-7 非定常空気力の検出システム

### (7) キャリブレーション

模型に力が作用した時に検出されるひずみとその力の大きさの関係をj知るために静的キャリブレーションを行なう。揚力のキャリブレーション値(Volt/N)は、模型の中心に分銅をのせて、ひずみ(Volt)と揚力(N)の関係を求める。空力モーメントのキャリブレーション値(N/Nm)は、分銅の重量(N)と模型の中心から模型軸直角方向の距離(m)を調整し、ひずみ(Volt)とモーメント(Nm)の関係を求める。なお、本実験でのひずみとひずみの出力(電圧)の関係は  $50(\mu\text{V}/\text{Volt})$  とする。

前述した測定システムでひずみゲージの静的キャリブレーションを行った。図 7-2-8 に揚力のキャリブレーション結果を示す。ひずみからの出力(Volt)と負荷荷重(N)の関係は比例関係となり、揚力のキャリブレーション値は  $0.352(\text{Volt}/\text{N})$  である。図 7-2-9 に空力モーメントのキャリブレーション結果を示す。空力モーメントのキャリブレーション値は  $4.87(\text{Volt}/\text{Nm})$  である。

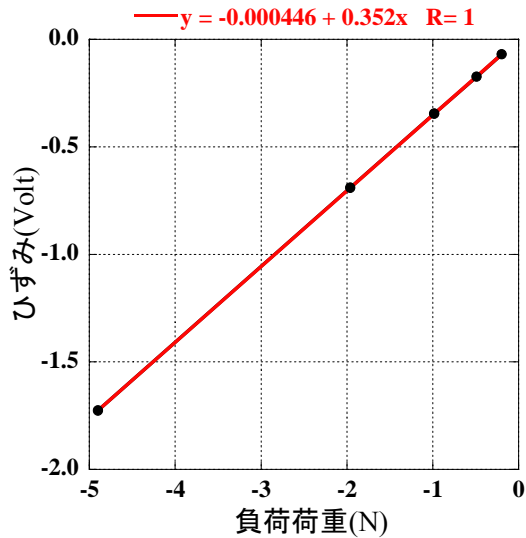


図 7-2-8 揚力のキャリブレーション

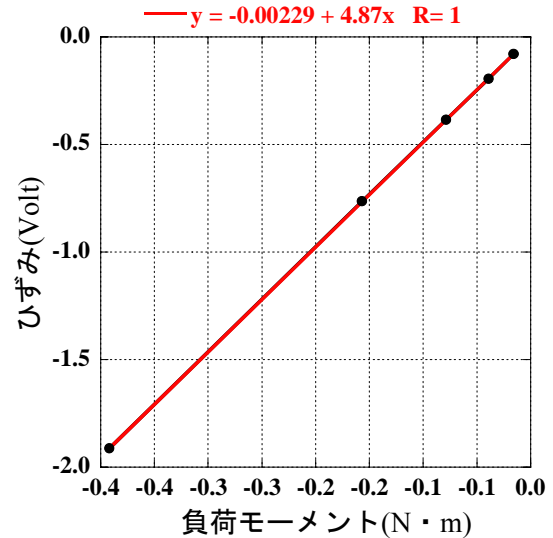


図 7-2-9 空力モーメントのキャリブレーション

### (8) 実験ケース

実験ケースについては、7.1 と同様に、第 1 剥離点と第 2 剥離点を結ぶ上面剥離干渉角  $\beta$  を  $\beta=27^\circ$  に固定し、底面傾斜角  $\theta$  が  $\theta=12^\circ$ 、 $14^\circ$  のそれぞれの場合において、幅員桁高比(桁幅  $B$  と桁高  $D$  との比)を  $B/D=4.0$ 、 $4.5$ 、 $5.0$  と変化させた。なお、迎角  $\alpha$  は  $\alpha=0^\circ$  とし、一様流中にて実験を行った。

測定振幅に関しては、たわみ強制加振時においては、たわみ加振振動数を  $f_h=0.60\text{Hz}$  とし、加振無次元倍振幅  $2A/D=0.05$ 、 $0.10$ 、 $0.15$ 、 $0.20$ 、 $0.25$ 、 $0.30$  の 6 つの振幅について実験を行った。また、ねじれ強制加振時においては、ねじれ加振振動数を  $f_r=2.20\text{Hz}$  とし、加振倍振幅  $2\phi=0.5$ 、 $1.0$ 、 $2.0$ 、 $3.0$ 、 $4.0$ 、 $5.0$ 、 $6.0$ ( $^\circ$ ) の 7 つの振幅について実験を行った。

### (9) カウンターウェイトのキャンセル位置決定方法

模型の慣性力を機械的に取り除くために、模型の慣性力をキャンセルできるカウンターウェイト位置の確認を行った。確認方法は図 7-2-10 に示すように、カウンターウェイトの位置を移動させて、強制加振させた時のセンサー部に作用するカウンターウェイトの慣性力のモーメントを変化させる。模型の慣性力によるモーメントとカウンターウェイトの慣性力によるモーメントを足し合わせたモーメントによる動的なひずみ(強制加振振動数成分)を測定し、そのひずみが 0 の時の状態を模型の慣性力のキャンセル位置とした。

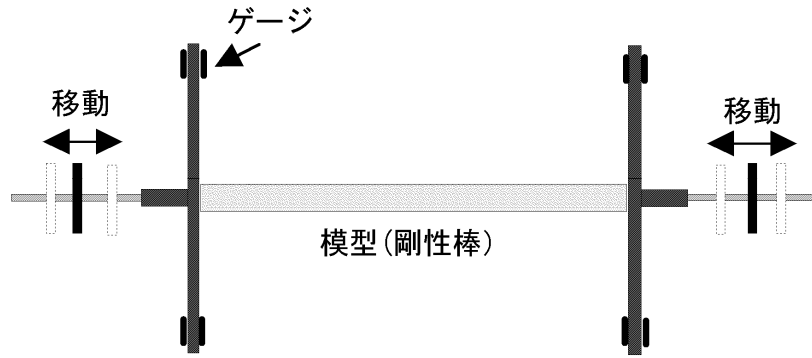


図 7-2-10 模型の慣性力キャンセルのためのカウンターウェイト位置決定法

(a) たわみ強制加振時

無風時においても、強制加振された橋桁模型には加振に伴う空気力が作用する。特にたわみ強制加振時には、大きな空気力が作用するため、模型の慣性力のみについてのカウンターウェイトのキャンセル位置を求めることができない。そこで、図 7-2-11 に示すひし形平板模型に質量補正を施し、カウンターウェイトのキャンセル位置を決定する。慣性力のキャンセルを確実に行うためには、ひし形模型と橋梁模型の剛性および質量分布が等しい必要がある。そのためには、模型は剛性棒を模型全体に通す必要があり、図 7-2-11 に示すように幅が 300mm、中心部厚さが 30mm と中央部が厚く、縁部が薄いひし形となっている。

キャンセル時は図 7-2-12 に示すように、ひし形平板模型を鉛直に設置し、空気力の作用を受けず慣性力のみがセンサー部に伝わるようにした。測定時は、ひし形平板模型と橋梁模型を置き換えることによって、橋桁模型の慣性力が除去された状態で測定できると考えられる。

まず、橋梁模型と同質量のひし形平板模型を用いて、模型の慣性力をキャンセルするカウンターウェイトの位置を決定する。その後、ひし形平板模型と橋梁模型を取り替えて非定常空気力測定を行う。橋梁模型測定の概略図を図 7-2-13 に示す。

カウンターウェイトのキャンセル位置は、カウンターウェイトの自重および位置をモーメントで表現し、カウンターウェイトの自重によるモーメントと各ゲージの動的ひずみの加振振動数成分との関係をグラフ化して回帰直線より算出した。たわみ振動時慣性力のキャンセル位置を示す回帰直線の一例を図 7-2-14 に示す。

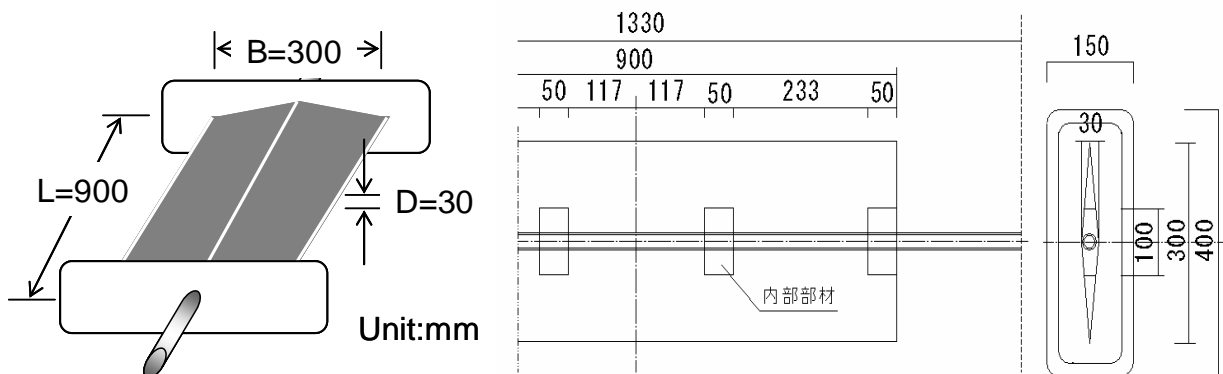


図 7-2-11 ひし形平板模型諸元



図 7-2-12 たわみ強制加振慣性力キャンセル時のひし形平板模型設置状況

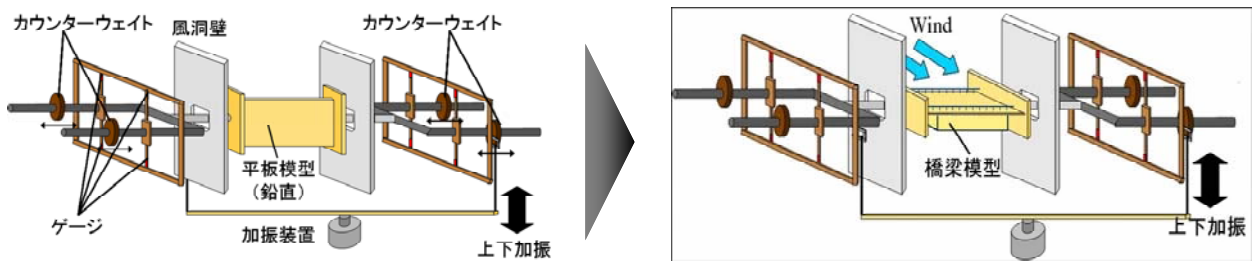


図 7-2-13 橋梁模型測定概要

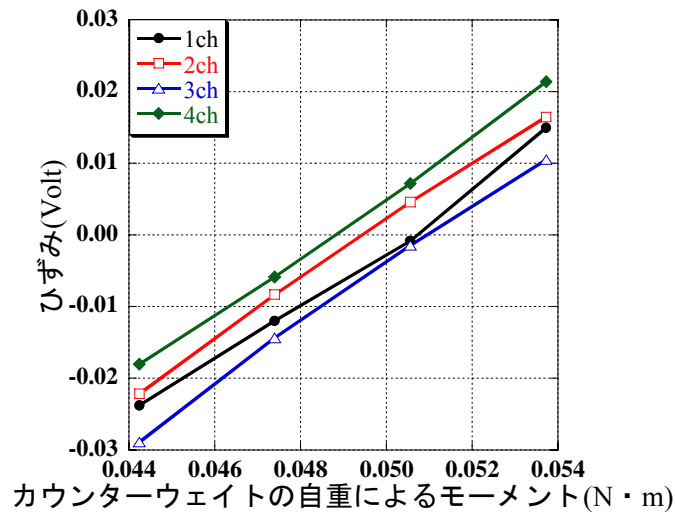


図 7-2-14 たわみ強制加振慣性力キャンセル時の各ゲージの動的ひずみの加振振動数成分

(b) ねじれ強制加振時

ねじれ強制加振時においては、橋桁断面は複雑な形状をしているため、模型と同じ極慣性モーメントが得られるダミーモデルの製作が非常に難しい。また、ねじれ振動の場合無風時で、空気力によって生じる極慣性モーメントがたわみ振動時よりも小さいことから、無風時の空気力を無視した状態でねじれ振動時に生じる模型質量による極慣性モーメントの除去を行った。

カウンターウェイトのキャンセル位置は，カウンターウェイトの自重および位置をモーメントで表現し，カウンターウェイトの自重によるモーメントと各ゲージの動的ひずみの加振振動数成分との関係をグラフ化して回帰直線より算出する．ねじれ振動時慣性力のキャンセル位置を示す回帰直線の一例を図 7-2-15 に示す．図より各ゲージの動的ひずみの加振振動数成分の振幅が 0 となるキャンセル位置が存在しない．

そこで，図 7-2-16，17 にカウンターウェイトの自重によるモーメントと動的ひずみから算出した揚力の加振振動数成分および空力モーメントの加振振動数成分との関係をグラフ化したものを示す．これらの図より，空力モーメントの加振振動数成分が 0 となるキャンセル位置は存在するが，そのときの揚力は 0 となっていない．本実験では，ねじれ振動においては空力モーメントが支配的であると考える．空力モーメントの加振振動数成分が 0 となる位置をキャンセル位置とし，揚力の加振振動数成分については式(7.2)の連立方程式を解くことで求めることとした．

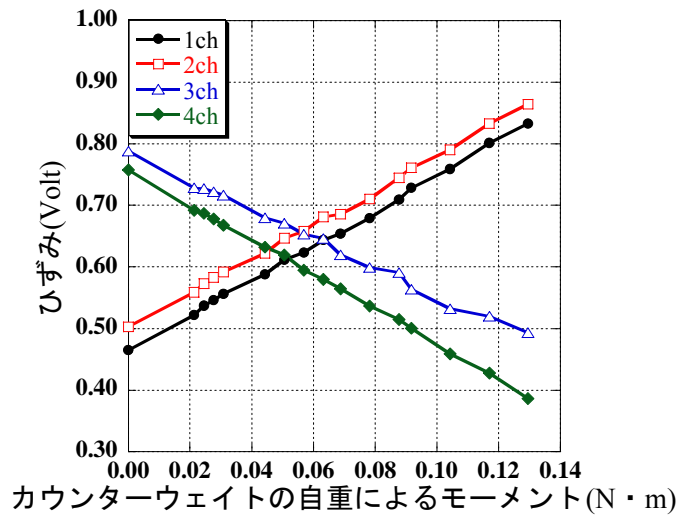


図 7-2-15 ねじれ強制加振慣性力キャンセル時の各ゲージの動的ひずみの加振振動数成分

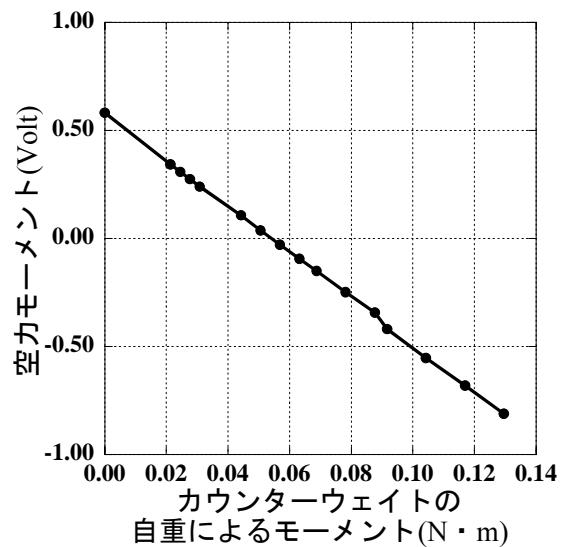
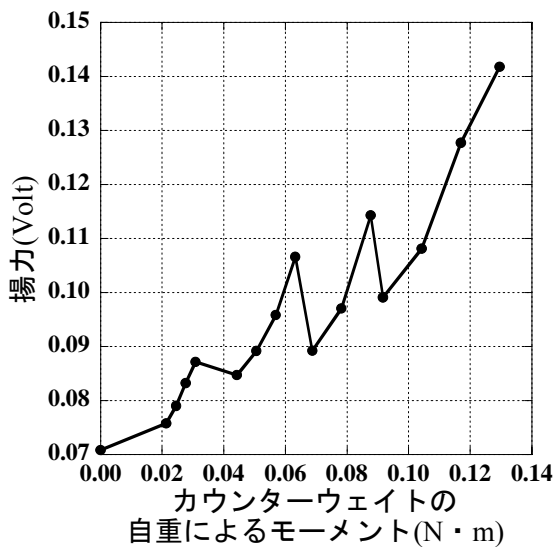


図 7-2-16 ねじれ強制加振慣性力キャンセル時の揚力の加振振動数成分

図 7-2-17 ねじれ強制加振慣性力キャンセル時の空力モーメントの加振振動数成分

$$\begin{cases} F = F_0 \cos(\omega t + \gamma) \\ F_I = F_{I0} \cos(\omega t + \gamma_I) \\ F_a = F_{a0} \cos(\omega t + \gamma_a) \end{cases}$$

ここに、 $F$ ：測定された空気力、 $F_I$ ：模型の慣性力、  
 $F_a$ ：非定常空気力、 $\gamma$ ：それぞれの空気力の位相差

$$\begin{aligned} F &= F_I + F_a \\ &= F_{I0} \cos(\omega t + \gamma_I) + F_{a0} \cos(\omega t + \gamma_a) \\ &= F_{I0} \cos \omega t \cos \gamma_I - F_{I0} \sin \omega t \sin \gamma_I + F_{a0} \cos \omega t \cos \gamma_a - F_{a0} \sin \omega t \sin \gamma_a \\ &= \sqrt{(F_{I0} \cos \gamma_I + F_{a0} \cos \gamma_a)^2 + (-F_{I0} \sin \gamma_I - F_{a0} \sin \gamma_a)^2} \cos(\omega t - \zeta) \end{aligned}$$

$$\text{ただし、} \tan \zeta = \frac{-F_{I0} \sin \gamma_I - F_{a0} \sin \gamma_a}{F_{I0} \cos \gamma_I + F_{a0} \cos \gamma_a}$$

以上より、

$$\begin{cases} F_0 = \sqrt{(F_{I0} \cos \gamma_I + F_{a0} \cos \gamma_a)^2 + (-F_{I0} \sin \gamma_I - F_{a0} \sin \gamma_a)^2} \\ \tan \gamma = \frac{F_{I0} \sin \gamma_I + F_{a0} \sin \gamma_a}{F_{I0} \cos \gamma_I + F_{a0} \cos \gamma_a} \end{cases} \quad (7.2)$$

## (10) データ解析方法

測定により検出した値(Volt)は、非定常空気力のみによるものである。ひずみの波形をスペクトル解析して求めた加振振動数成分のひずみを、キャリブレーション値で除して非定常空気力の揚力成分と空力モーメント成分の絶対値を算出する。式に示すと次のような形になる。

$$\begin{aligned} \varepsilon &= a \sin(\omega t + \gamma) \\ |\varepsilon| &= a \end{aligned}$$

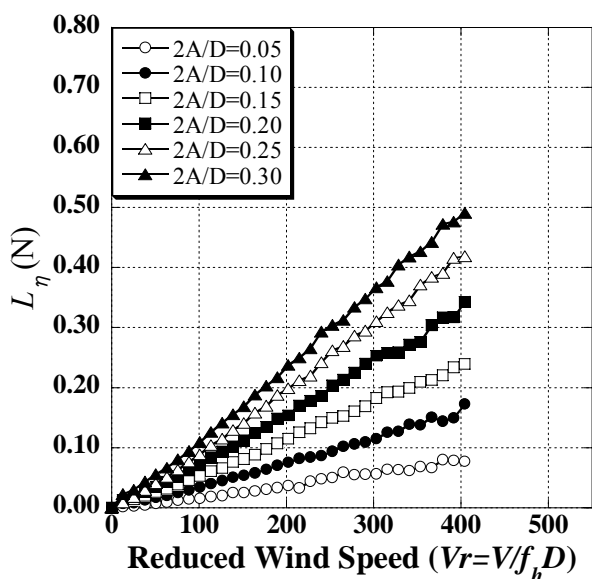
よって、

$$F = a/C \quad (7.3)$$

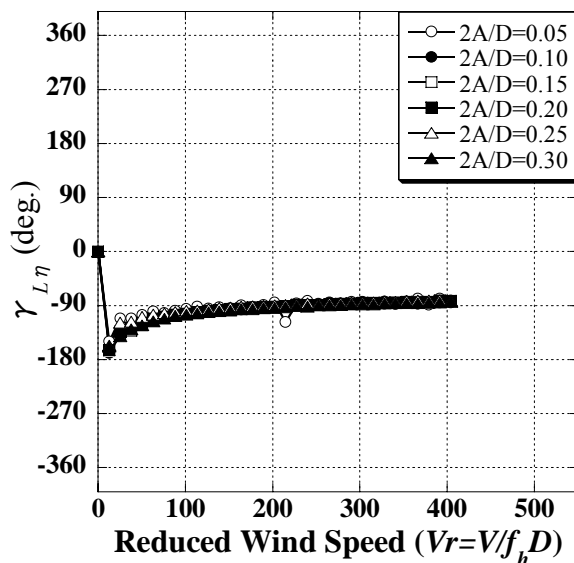
$\varepsilon$ ：測定された加振成分のひずみ(Volt)       $a$ ：測定されたひずみの加振振動数成分振幅(Volt)  
 $\omega$ ：角速度(rad/s)       $\gamma$ ：測定されたひずみの位相差(rad)  
 $F$ ：測定された非定常空気力(N, Nm)       $C$ ：キャリブレーション値(Volt/N, Volt/Nm)

### 7.2.2 非定常空気力測定結果

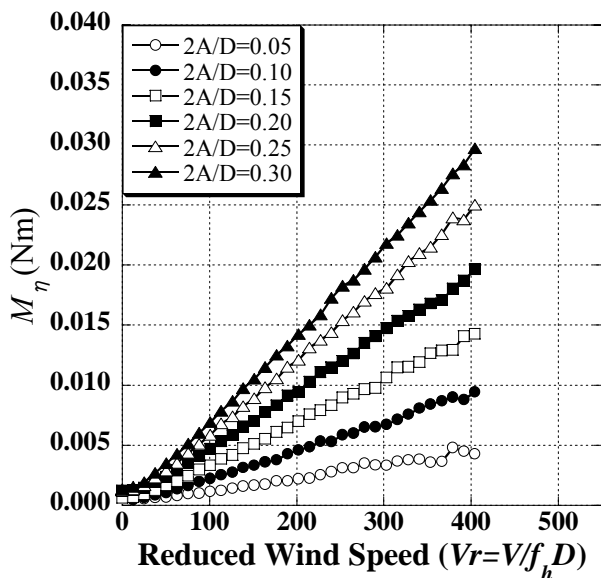
やじろべえの原理を応用した非定常空気力測定法を用いて、無風時および一様流中にて、たわみおよびねじれ強制加振時において五角形断面桁に作用する非定常空気力を測定した。非定常空気力は、揚力成分と空力モーメント成分の空気力の絶対値およびその位相差として検出した。その結果を図 7-2-18～29 に断面毎に示す。



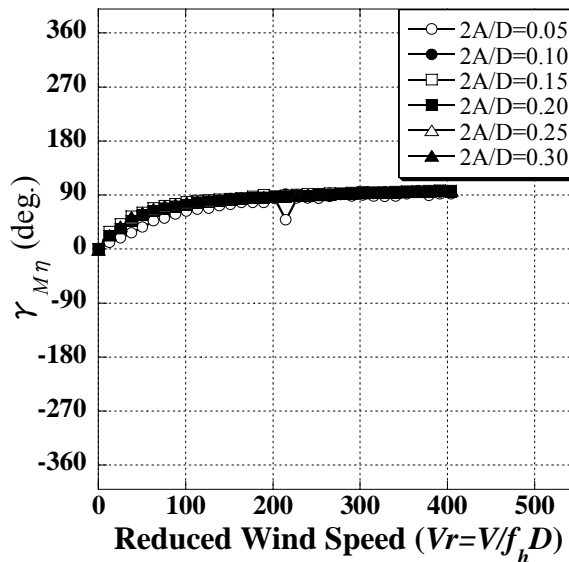
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差



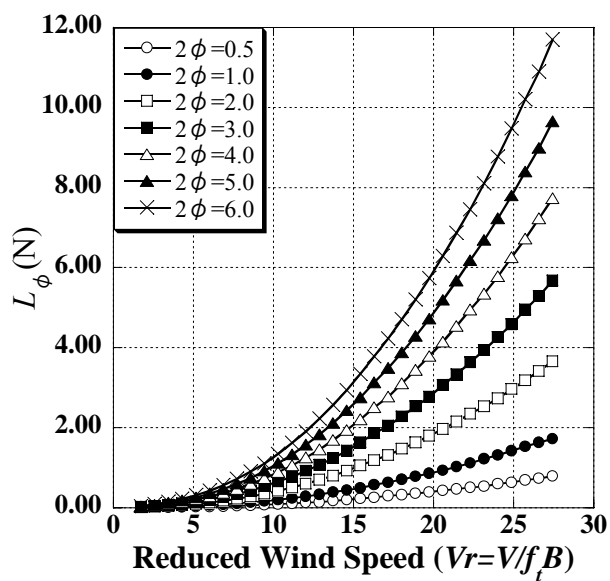
(c) 空力モーメント成分



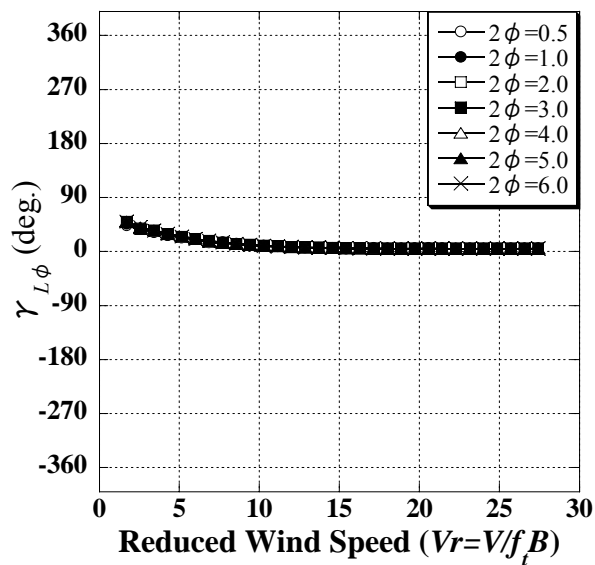
(d) 空力モーメント成分の位相差

図 7-2-18 たわみ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$ )

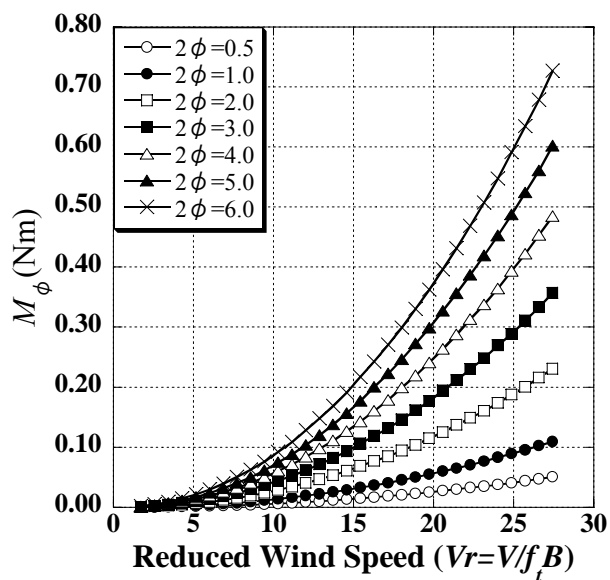




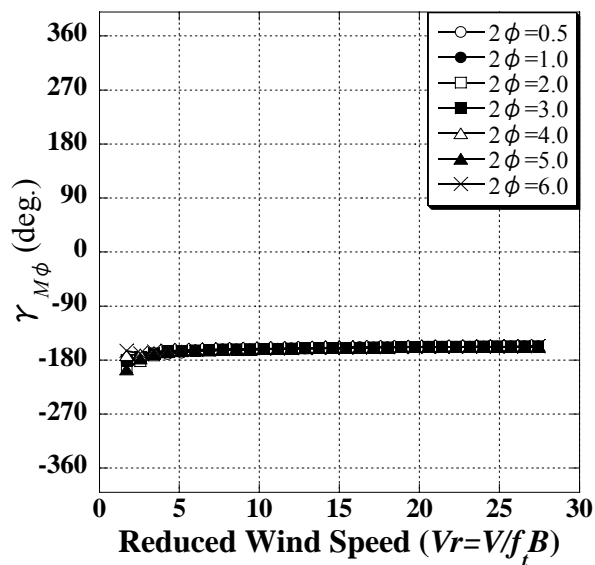
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

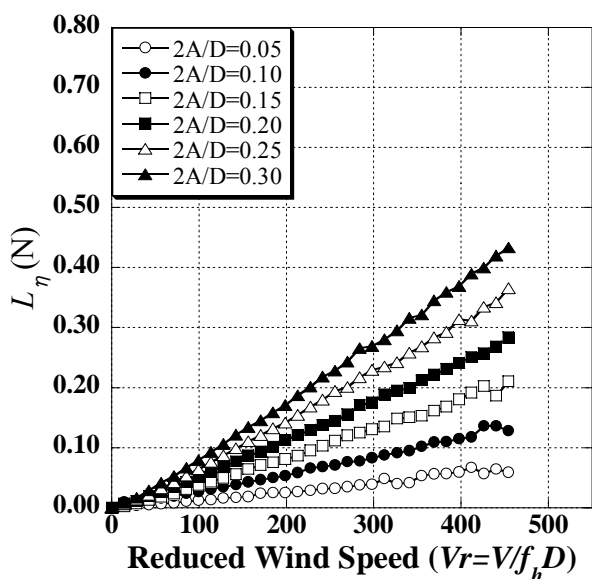


(c) 空力モーメント成分

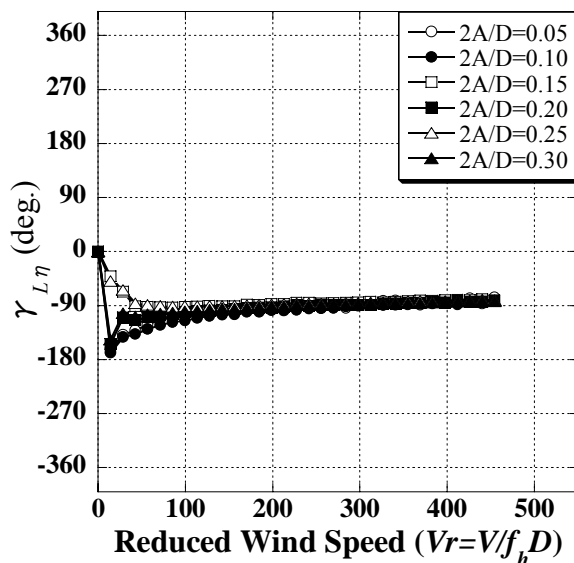


(d) 空力モーメント成分の位相差

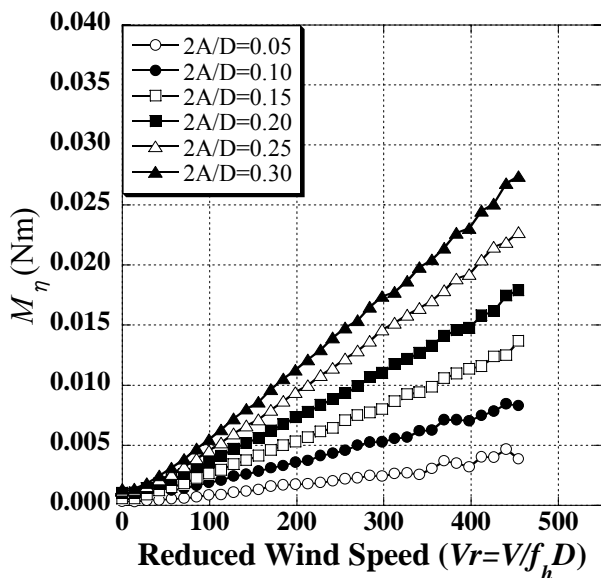
図 7-2-19 ねじれ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=4.0$ ,  $\theta=12^\circ$ )



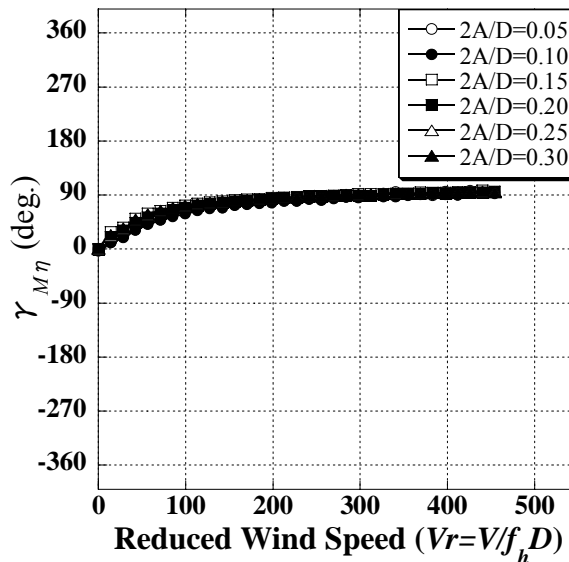
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

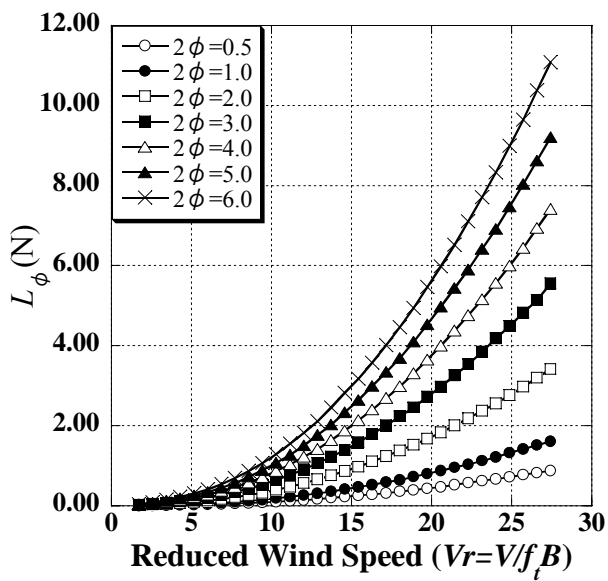


(c) 空力モーメント成分

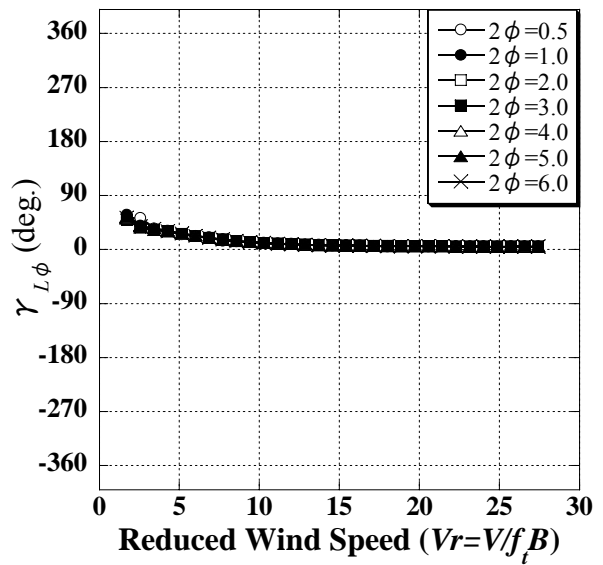


(d) 空力モーメント成分の位相差

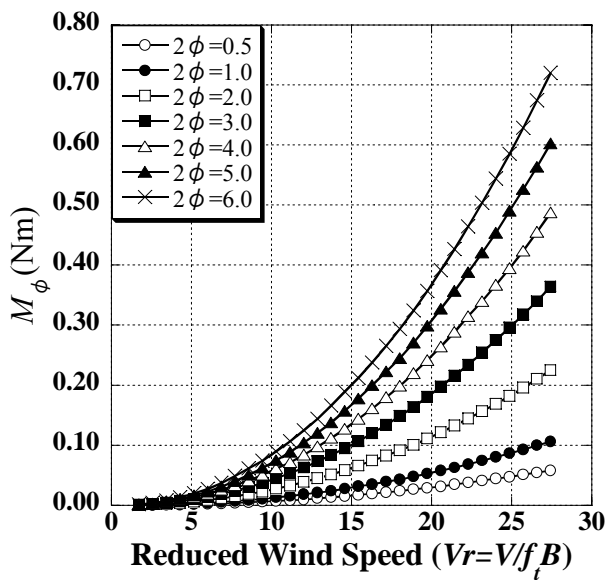
図 7-2-20 たわみ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



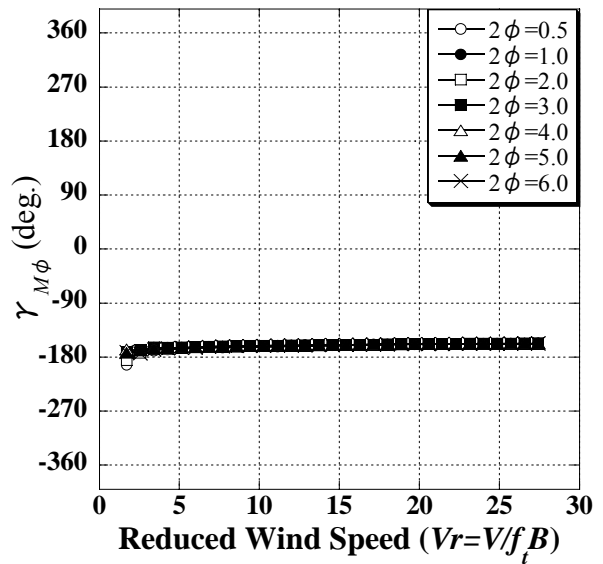
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

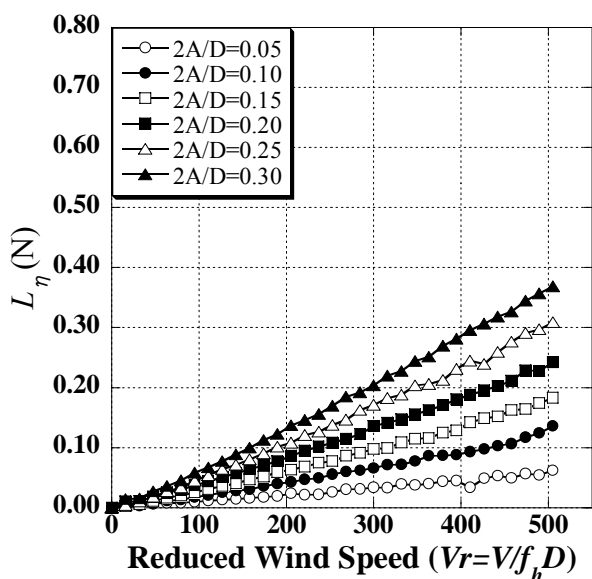


(c) 空力モーメント成分

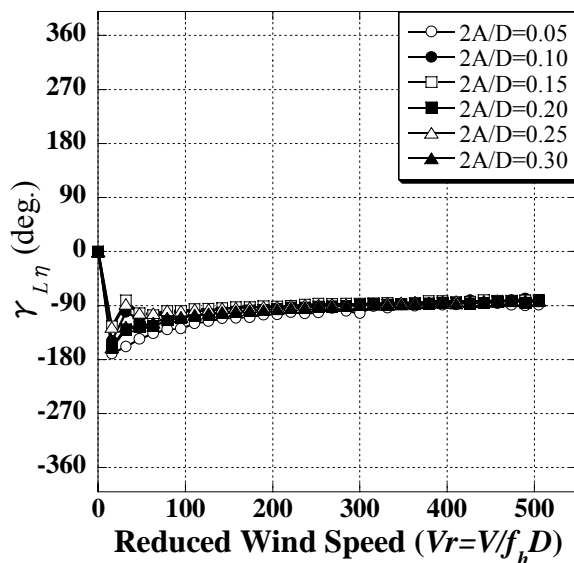


(d) 空力モーメント成分の位相差

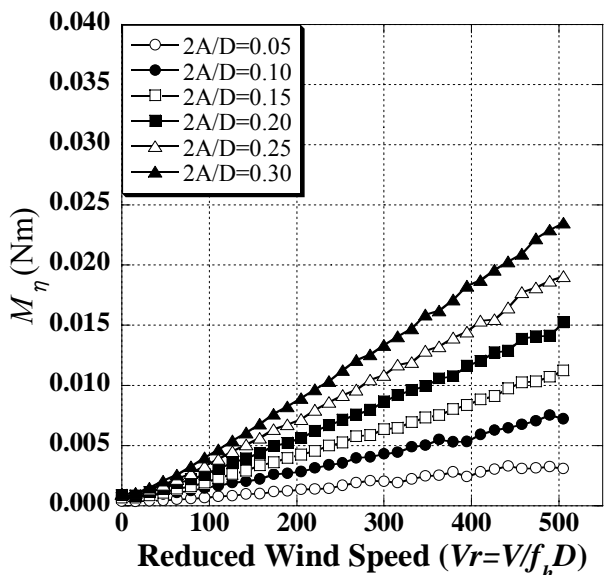
図 7-2-21 ねじれ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=4.5$ ,  $\theta=12^\circ$ )



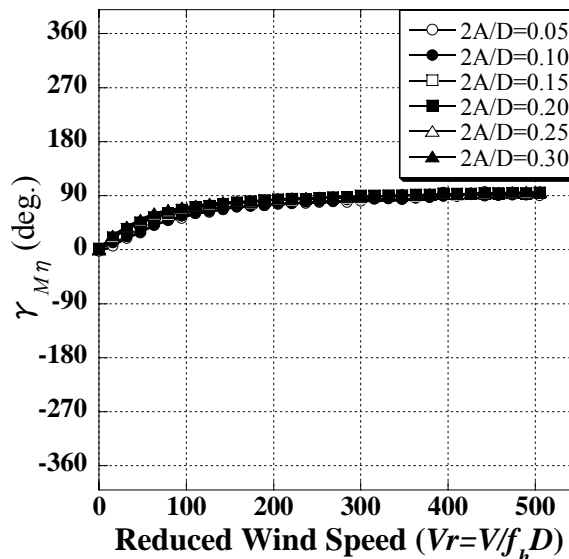
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

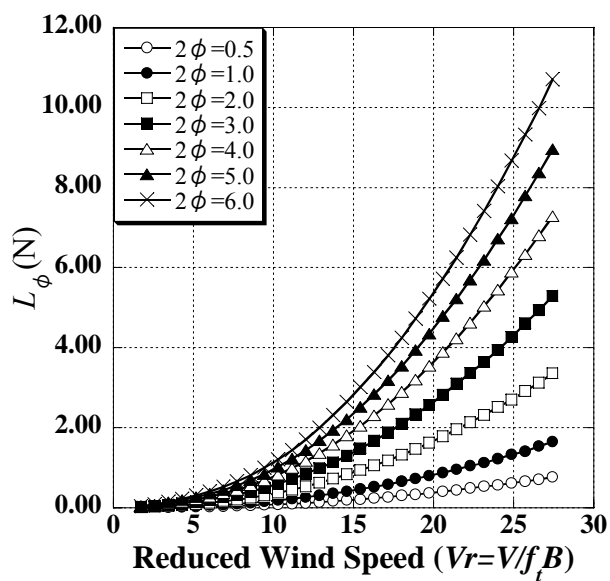


(c) 空力モーメント成分

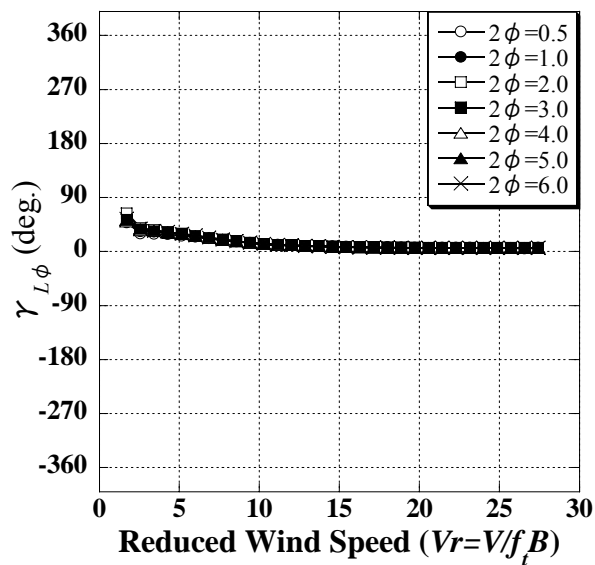


(d) 空力モーメント成分の位相差

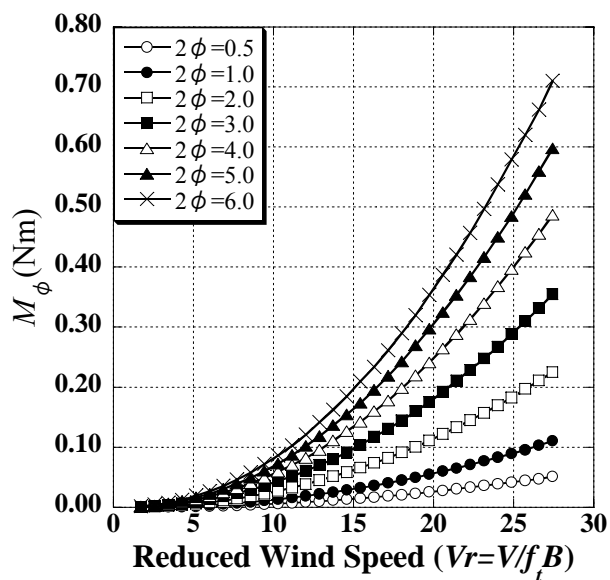
図 7-2-22 たわみ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$ )



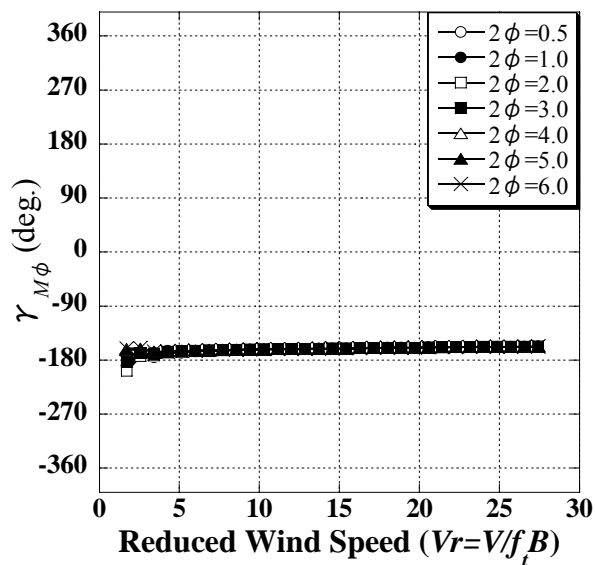
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

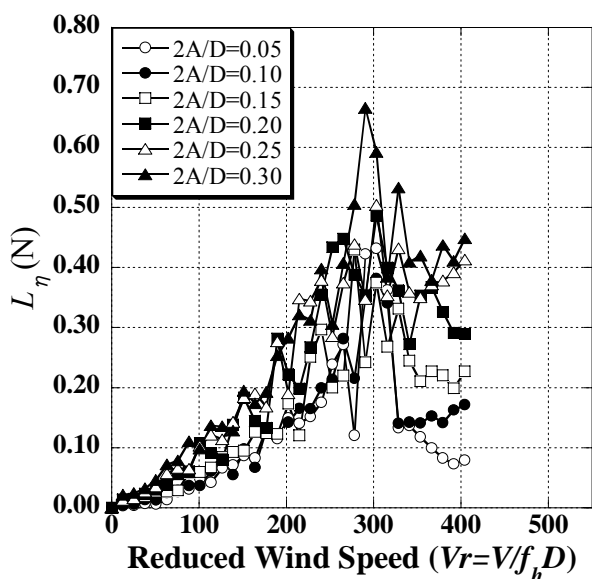


(c) 空力モーメント成分

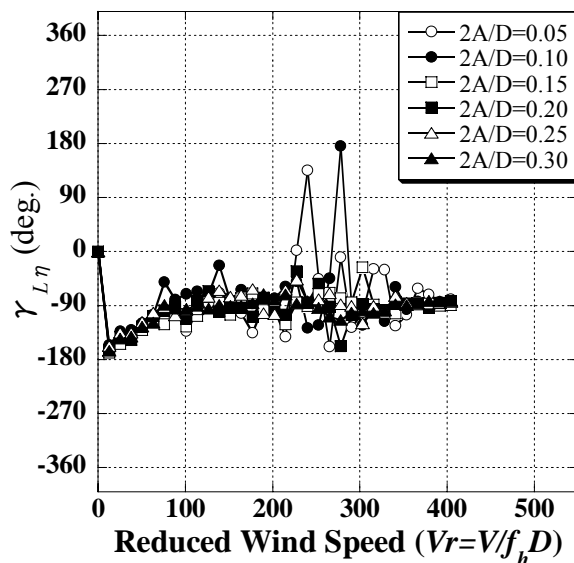


(d) 空力モーメント成分の位相差

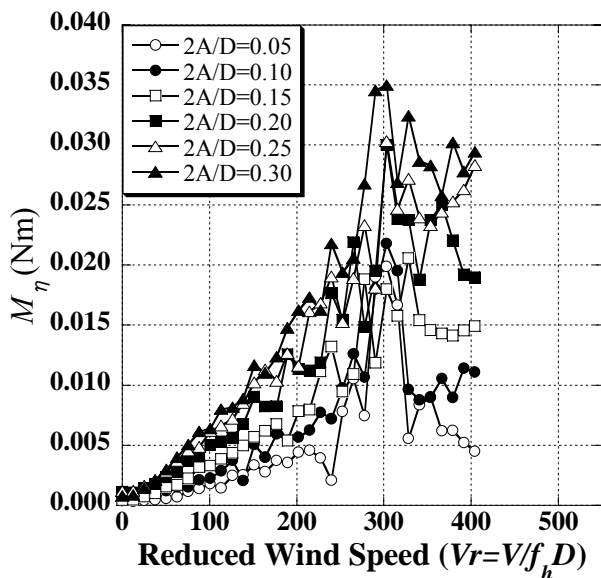
図 7-2-23 ねじれ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=5.0$ ,  $\theta=12^\circ$ )



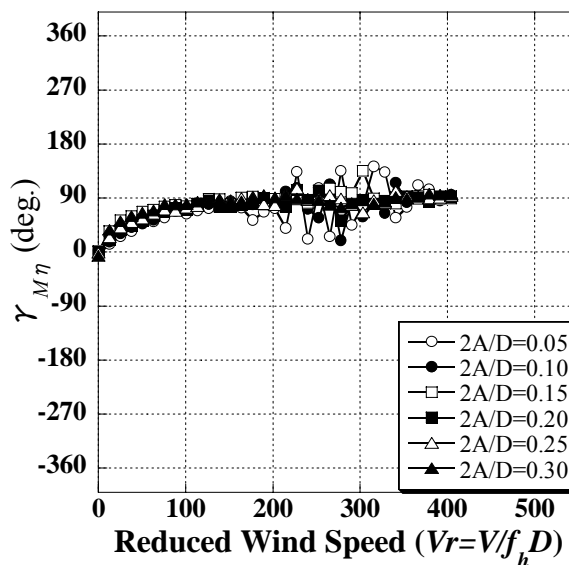
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

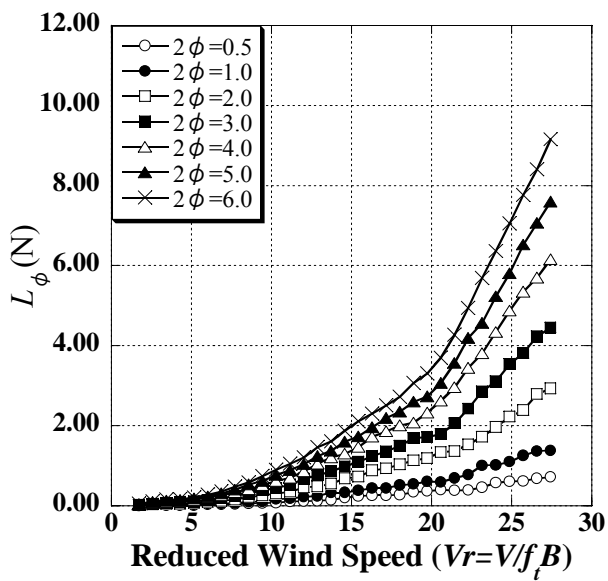


(c) 空力モーメント成分

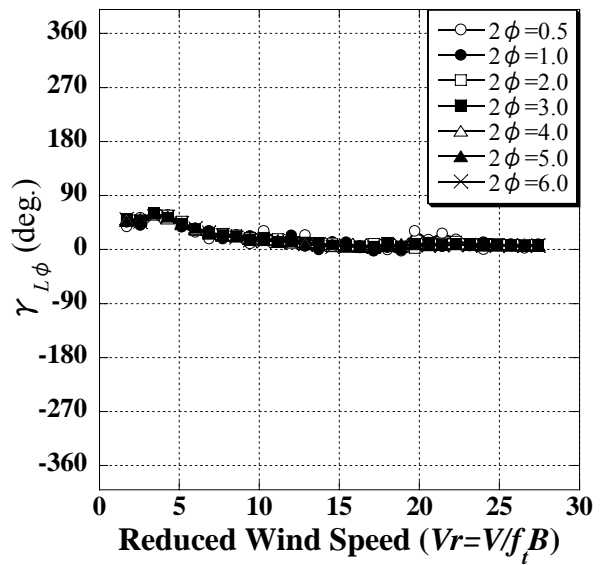


(d) 空力モーメント成分の位相差

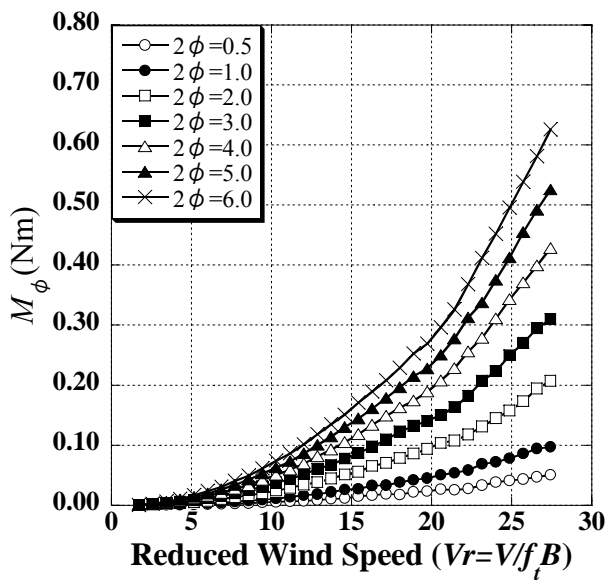
図 7-2-24 たわみ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$ )



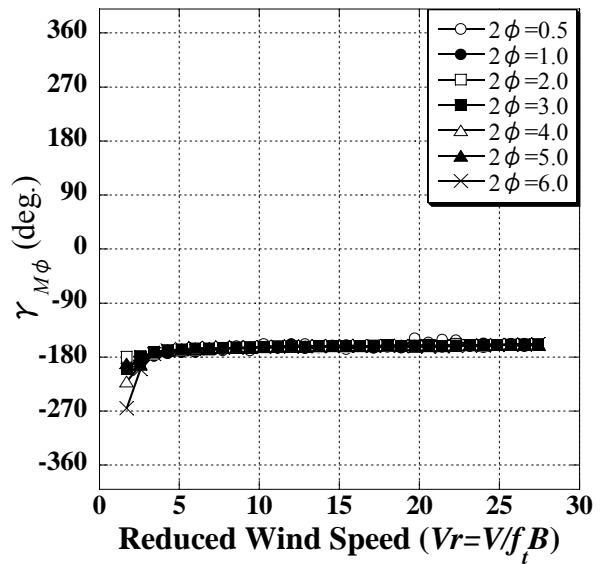
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

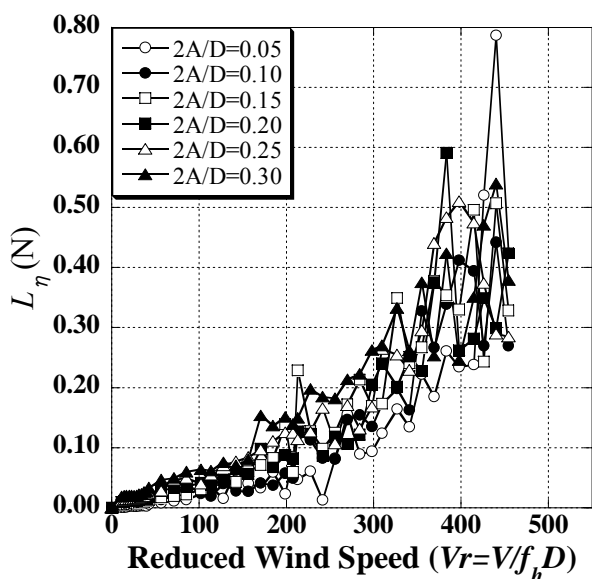


(c) 空力モーメント成分

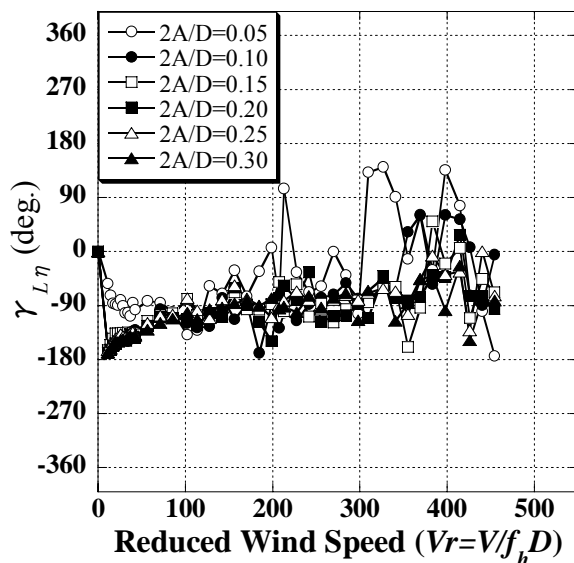


(d) 空力モーメント成分の位相差

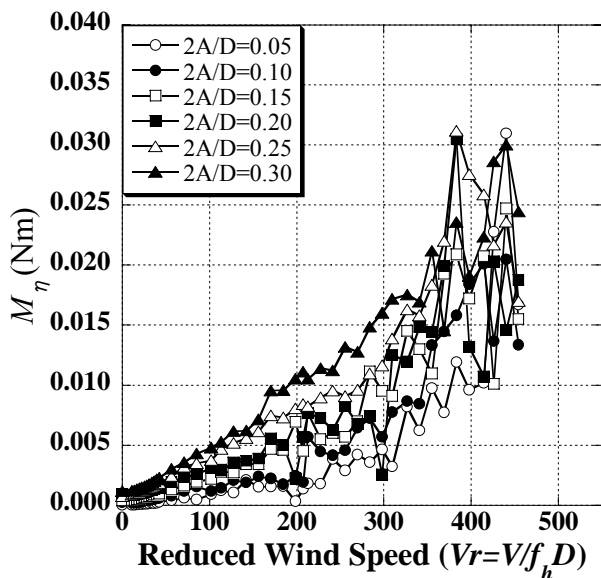
図 7-2-25 ねじれ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=4.0$ ,  $\theta=14^\circ$ )



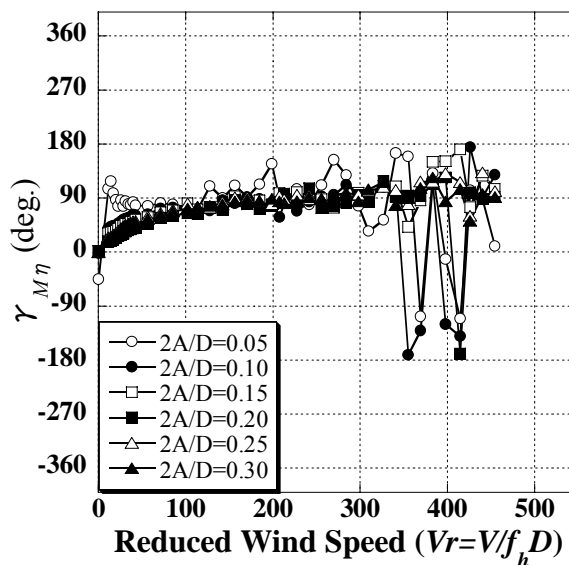
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差



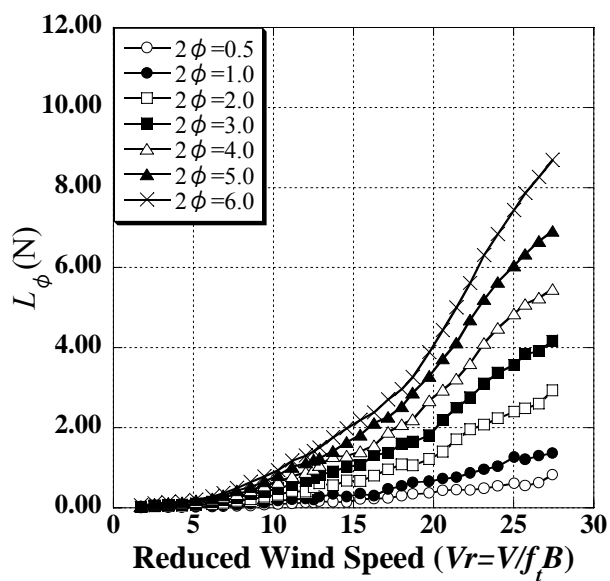
(c) 空力モーメント成分



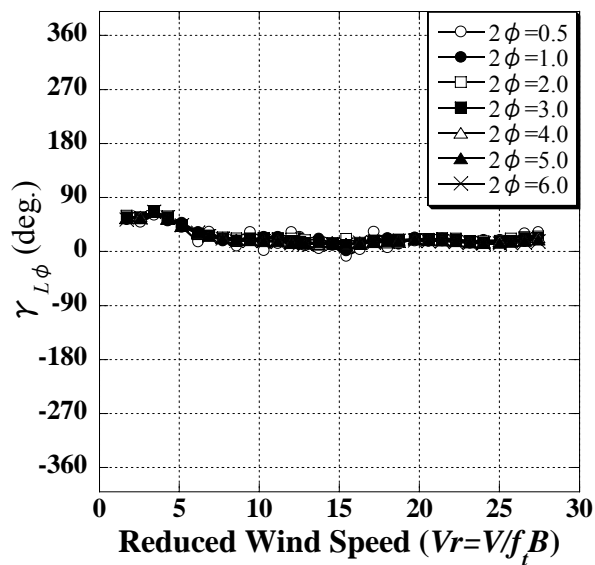
(d) 空力モーメント成分の位相差

図 7-2-26 たわみ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )

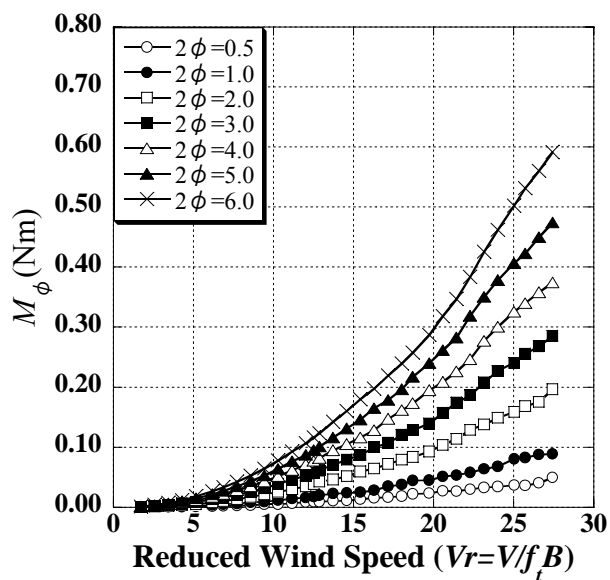




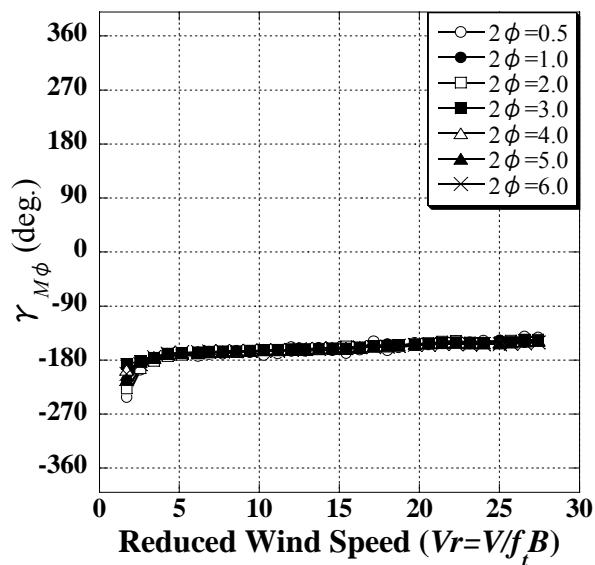
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

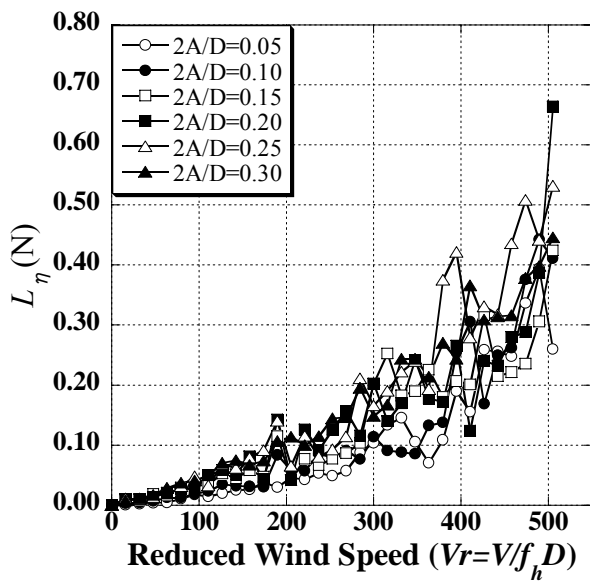


(c) 空力モーメント成分

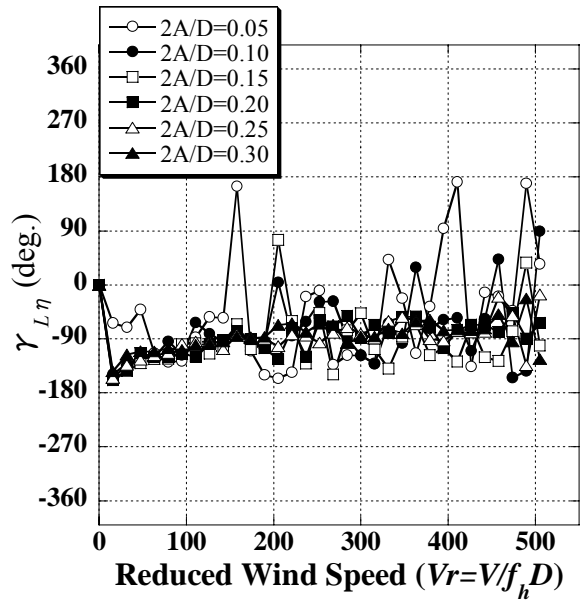


(d) 空力モーメント成分の位相差

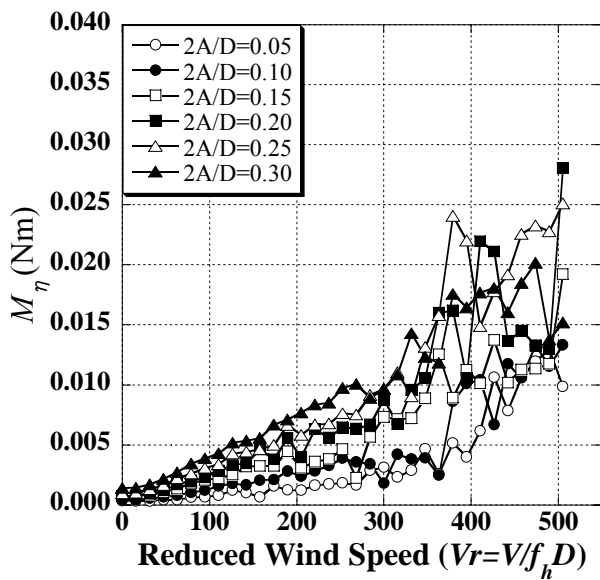
図 7-2-27 ねじれ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=4.5$ ,  $\theta=14^\circ$ )



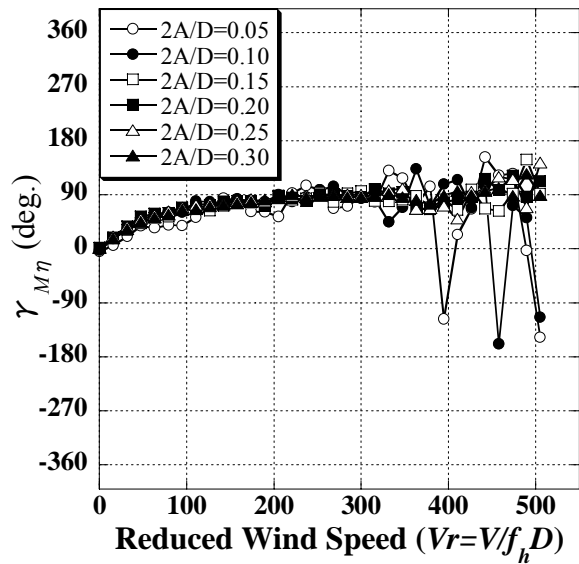
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差

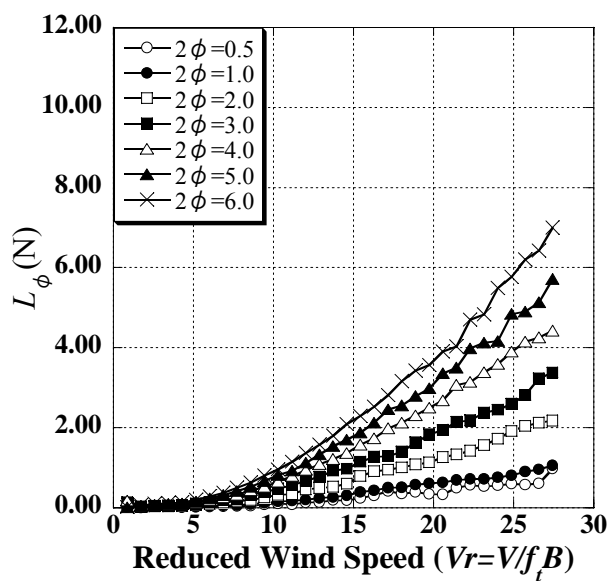


(c) 空力モーメント成分

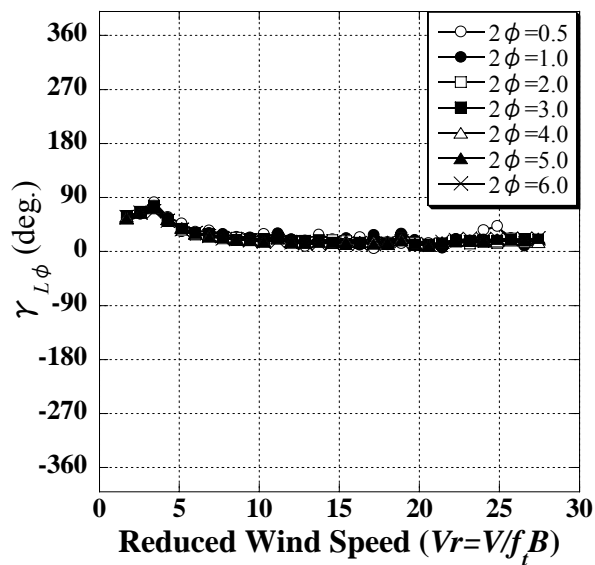


(d) 空力モーメント成分の位相差

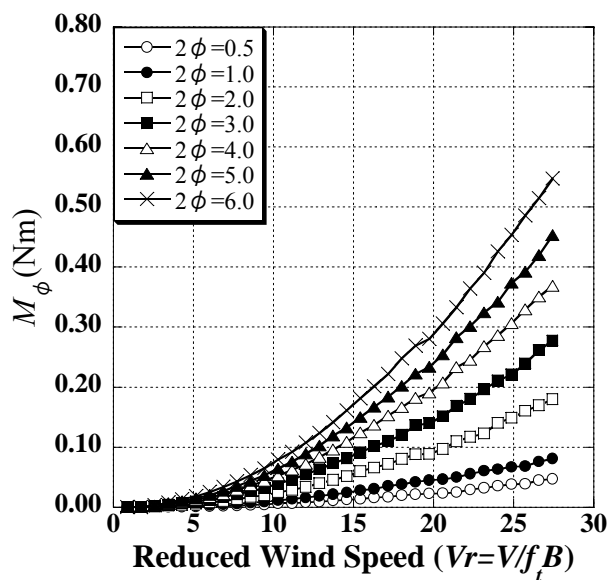
図 7-2-28 たわみ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$ )



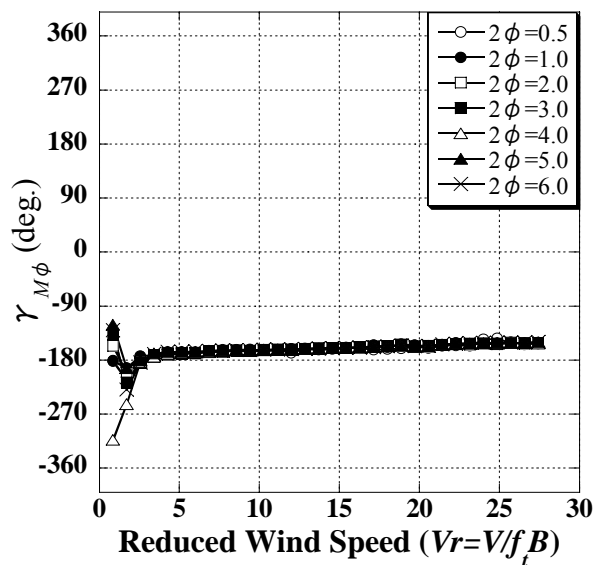
(a) 揚力成分



(b) 揚力成分の位相差



(c) 空力モーメント成分



(d) 空力モーメント成分の位相差

図 7-2-29 ねじれ強制加振時に作用する空気力の絶対値および位相差( $B/D=5.0$ ,  $\theta=14^\circ$ )

### 7.2.3 2自由度振動応答推定概要

#### (1) Newmark $\beta$ 法

本研究では、振動現象をたわみとねじれの連成振動とみなし、2自由度振動応答推定を行う。応答推定に用いる非定常空気力は、たわみ振動による揚力成分  $L_\eta$  と空力モーメント成分  $M_\eta$ 、ねじれ振動による揚力成分  $L_\phi$  と空力モーメント成分  $M_\phi$  である。それぞれ式(7.4)、(7.5)のように表される。

$$\begin{aligned}
 L(t) &= L_\eta \sin(\omega_\eta t + \gamma_{L\eta}) + L_\phi \sin(\omega_\phi t + \gamma_{L\phi}) \\
 &= L_\eta \cos \gamma_{L\eta} \sin \omega_\eta t + L_\eta \sin \gamma_{L\eta} \cos \omega_\eta t + L_\phi \cos \gamma_{L\phi} \sin \omega_\phi t + L_\phi \sin \gamma_{L\phi} \cos \omega_\phi t \\
 &= L_\eta \cos \gamma_{L\eta} \frac{\eta}{\eta_0} + L_\eta \sin \gamma_{L\eta} \frac{\dot{\eta}}{\omega_\eta \eta_0} + L_\phi \cos \gamma_{L\phi} \frac{\phi}{\phi_0} + L_\phi \sin \gamma_{L\phi} \frac{\dot{\phi}}{\omega_\phi \phi_0} \\
 &= L_{\eta R} \frac{\eta}{\eta_0} + L_{\eta I} \frac{\dot{\eta}}{\omega_\eta \eta_0} + L_{\phi R} \frac{\phi}{\phi_0} + L_{\phi I} \frac{\dot{\phi}}{\omega_\phi \phi_0}
 \end{aligned} \tag{7.4}$$

$$(L_{\eta R} = L_\eta \cos \gamma_{L\eta}, L_{\eta I} = L_\eta \sin \gamma_{L\eta}, L_{\phi R} = L_\phi \cos \gamma_{L\phi}, L_{\phi I} = L_\phi \sin \gamma_{L\phi})$$

$$\begin{aligned}
 M(t) &= M_\eta \sin(\omega_\eta t + \gamma_{M\eta}) + M_\phi \sin(\omega_\phi t + \gamma_{M\phi}) \\
 &= M_\eta \cos \gamma_{M\eta} \sin \omega_\eta t + M_\eta \sin \gamma_{M\eta} \cos \omega_\eta t + M_\phi \cos \gamma_{M\phi} \sin \omega_\phi t + M_\phi \sin \gamma_{M\phi} \cos \omega_\phi t \\
 &= M_\eta \cos \gamma_{M\eta} \frac{\eta}{\eta_0} + M_\eta \sin \gamma_{M\eta} \frac{\dot{\eta}}{\omega_\eta \eta_0} + M_\phi \cos \gamma_{M\phi} \frac{\phi}{\phi_0} + M_\phi \sin \gamma_{M\phi} \frac{\dot{\phi}}{\omega_\phi \phi_0} \\
 &= M_{\eta R} \frac{\eta}{\eta_0} + M_{\eta I} \frac{\dot{\eta}}{\omega_\eta \eta_0} + M_{\phi R} \frac{\phi}{\phi_0} + M_{\phi I} \frac{\dot{\phi}}{\omega_\phi \phi_0}
 \end{aligned} \tag{7.5}$$

$$(M_{\eta R} = M_\eta \cos \gamma_{M\eta}, M_{\eta I} = M_\eta \sin \gamma_{M\eta}, M_{\phi R} = M_\phi \cos \gamma_{M\phi}, M_{\phi I} = M_\phi \sin \gamma_{M\phi})$$

この2式で表される非定常空気力を用いて、2自由度振動応答推定を行う。

また、シミュレーションに当たっては、Newmark  $\beta$  法を用いることとした。時刻  $t+\Delta t$  のときの振動軌跡を時刻  $t$  及び  $t+\Delta t$  時刻の不規則外力を用いて繰り返し計算を行うことで逐次応答を求める。その式を以下に示す。

$$\ddot{x}_{t+\Delta t} + 2\xi\omega\dot{x}_{t+\Delta t} + \omega^2x_{t+\Delta t} = r_{t+\Delta t} \tag{7.6}$$

$$\dot{x}_{t+\Delta t} = \dot{x}_t + [(1-\delta)\ddot{x}_t + \delta\ddot{x}_{t+\Delta t}]\Delta t \tag{7.7}$$

$$x_{t+\Delta t} = x_t + \dot{x}_t\Delta t + \left[\left(\frac{1}{2} - \alpha\right)\ddot{x}_t + \alpha\ddot{x}_{t+\Delta t}\right]\Delta t^2 \tag{7.8}$$

$\xi$ : 減衰定数,  $\omega$ : 固有円振動数,  $r$ : 不規則外力

式(7.6)~(7.8)を基に、2自由度の振動方程式である式(7.9)、(7.10)を用いて式(7.11)を導く。この2式を用いて、減衰あるいは発散振動現象をシミュレーションし、フラッター発現風速や応答振幅などの推定を行う。

$$\ddot{\eta} + 2\xi_\eta \omega_\eta \dot{\eta} + \omega_\eta^2 \eta = \frac{L_{\eta l}}{m\omega_\eta \eta_0} \dot{\eta} + \frac{L_{\eta R}}{m\eta_0} \eta + \frac{L_{\phi l}}{m\omega_\phi \phi_0} \dot{\phi} + \frac{L_{\phi R}}{m\phi_0} \phi \quad (7.9)$$

$$\ddot{\phi} + 2\xi_\phi \omega_\phi \dot{\phi} + \omega_\phi^2 \phi = \frac{M_{\eta l}}{I_\phi \omega_\eta \eta_0} \dot{\eta} + \frac{M_{\eta R}}{I_\phi \eta_0} \eta + \frac{M_{\phi l}}{I_\phi \omega_\phi \phi_0} \dot{\phi} + \frac{M_{\phi R}}{I_\phi \phi_0} \phi \quad (7.10)$$

$$\text{ただし, } 2\xi_\eta \omega_\eta = \frac{c_\eta}{m}, \quad \omega_\eta^2 = \frac{k_\eta}{m}, \quad 2\xi_\phi \omega_\phi = \frac{c_\phi}{I_\phi}, \quad \omega_\phi^2 = \frac{k_\phi}{I_\phi}$$

$$\begin{bmatrix} \ddot{\eta}_{t+\Delta t} \\ \dot{\eta}_{t+\Delta t} \\ \eta_{t+\Delta t} \\ \ddot{\phi}_{t+\Delta t} \\ \dot{\phi}_{t+\Delta t} \\ \phi_{t+\Delta t} \end{bmatrix} = A^{-1} B \begin{bmatrix} \ddot{\eta}_t \\ \dot{\eta}_t \\ \eta_t \\ \ddot{\phi}_t \\ \dot{\phi}_t \\ \phi_t \end{bmatrix} \quad (7.11)$$

となる。

$$\text{ここに, } A = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 & 0 & a_{14} & 0 & 0 \\ a_{21} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ a_{31} & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ a_{41} & 0 & 0 & a_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{54} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{64} & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} & b_{14} & b_{15} & b_{16} \\ b_{21} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_{31} & b_{32} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ b_{41} & b_{42} & b_{43} & b_{44} & b_{45} & b_{46} \\ 0 & 0 & 0 & b_{54} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & b_{64} & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$a_{11} = 1 + 2\xi_\eta \omega_\eta \delta_\eta \Delta t + \omega_\eta^2 \alpha_\eta \Delta t^2 - \frac{L_{\eta l}}{m\omega_\eta \eta_0} \delta_\eta \Delta t - \frac{L_{\eta R}}{m\eta_0} \alpha_\eta \Delta t^2, \quad a_{14} = -\frac{L_{\phi l}}{m\omega_\phi \phi_0} \delta_\phi \Delta t - \frac{L_{\phi R}}{m\phi_0} \alpha_\phi \Delta t^2,$$

$$a_{21} = -\delta_\eta \Delta t,$$

$$a_{31} = -\alpha_\eta \Delta t^2,$$

$$a_{41} = -\frac{M_{\eta l}}{I_\phi \omega_\eta \eta_0} \delta_\eta \Delta t - \frac{M_{\eta R}}{I_\phi \eta_0} \alpha_\eta \Delta t^2, \quad a_{44} = 1 + 2\xi_\phi \omega_\phi \delta_\phi \Delta t + \omega_\phi^2 \alpha_\phi \Delta t^2 - \frac{M_{\phi l}}{I_\phi \omega_\phi \phi_0} \delta_\phi \Delta t - \frac{M_{\phi R}}{I_\phi \phi_0} \alpha_\phi \Delta t^2,$$

$$a_{54} = -\delta_\phi \Delta t,$$

$$a_{64} = -\alpha_\phi \Delta t^2,$$

$$b_{11} = -2\xi_\eta \omega_\eta (1 - \delta_\eta) \Delta t - \omega_\eta^2 \left( \frac{1}{2} - \alpha_\eta \right) \Delta t^2 + \frac{L_{\eta l}}{m\omega_\eta \eta_0} (1 - \delta_\eta) \Delta t + \frac{L_{\eta R}}{m\eta_0} \left( \frac{1}{2} - \alpha_\eta \right) \Delta t^2,$$

$$b_{12} = -2\xi_\eta \omega_\eta - \omega_\eta^2 \Delta t + \frac{L_{\eta l}}{m\omega_\eta \eta_0} + \frac{L_{\eta R}}{m\eta_0} \Delta t, \quad b_{13} = -\omega_\eta^2 + \frac{L_{\eta R}}{m\eta_0},$$

$$b_{14} = \frac{L_{\phi l}}{m\omega_\phi \phi_0} (1 - \delta_\phi) \Delta t + \frac{L_{\phi R}}{m\phi_0} \left( \frac{1}{2} - \alpha_\phi \right) \Delta t^2, \quad b_{15} = \frac{L_{\phi l}}{m\omega_\phi \phi_0} + \frac{L_{\phi R}}{m\phi_0} \Delta t, \quad b_{16} = \frac{L_{\phi R}}{m\phi_0},$$

$$b_{21} = (1 - \delta_\eta) \Delta t,$$

$$b_{31} = \left( \frac{1}{2} - \alpha_\eta \right) \Delta t^2,$$

$$b_{41} = \frac{M_{\eta l}}{I_\phi \omega_\eta \eta_0} (1 - \delta_\eta) \Delta t + \frac{M_{\eta R}}{I_\phi \eta_0} \left( \frac{1}{2} - \alpha_\eta \right) \Delta t^2, \quad b_{42} = \frac{M_{\eta l}}{I_\phi \omega_\eta \eta_0} + \frac{M_{\eta R}}{I_\phi \eta_0} \Delta t, \quad b_{43} = \frac{M_{\eta R}}{I_\phi \eta_0},$$

$$b_{44} = -2\xi_\phi \omega_\phi (1 - \delta_\phi) \Delta t - \omega_\phi^2 \left( \frac{1}{2} - \alpha_\phi \right) \Delta t^2 + \frac{M_{\phi l}}{I_\phi \omega_\phi \phi_0} (1 - \delta_\phi) \Delta t + \frac{M_{\phi R}}{I_\phi \phi_0} \left( \frac{1}{2} - \alpha_\phi \right) \Delta t^2,$$

$$b_{45} = -2\xi_\phi \omega_\phi - \omega_\phi^2 \Delta t + \frac{M_{\phi l}}{I_\phi \omega_\phi \phi_0} + \frac{M_{\phi R}}{I_\phi \phi_0} \Delta t, \quad b_{46} = -\omega_\phi^2 + \frac{M_{\phi R}}{I_\phi \phi_0},$$

$$b_{54} = (1 - \delta_\phi) \Delta t,$$

$$b_{64} = \left( \frac{1}{2} - \alpha_\phi \right) \Delta t^2,$$

$$\delta_\eta = 0.5, \quad \alpha_\eta = 0.25, \quad \delta_\phi = 0.5, \quad \alpha_\phi = 0.25$$

## (2) 過渡振幅法 (TAM : Transient Amplitude Method) <sup>33)</sup>

前述のように、本研究では newmark  $\beta$  法により時々刻々の振動現象を再現する。式(7.11)で振動現象を追跡していく際、振動波形のピーク間の振幅をどのように表現するかが重要となる(図 7-2-30)。そこで、久保により考案された過渡振幅法(TAM) <sup>32)</sup>によって、ピーク間の振幅のモデル化を行う。

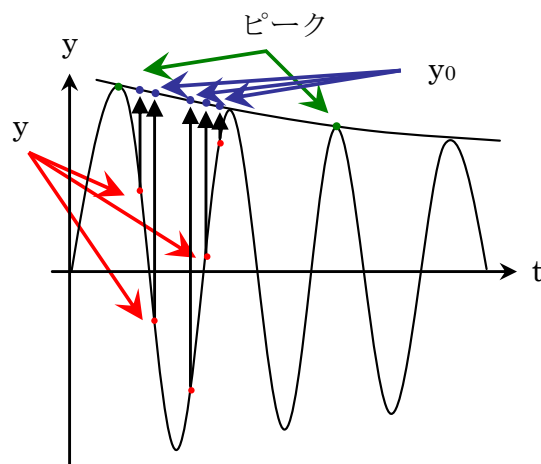


図 7-2-30 振動変位図

過渡振幅法(TAM)では、振動現象を正弦波で追うものとし、変位を式(7.12)で表す。

$$y = y_0 e^{-\xi \omega t} \cos \omega' t \tag{7.12}$$

$$\text{ここに, } \omega' = \omega \sqrt{1 - \xi^2}$$

上式を微分すると、

$$\dot{y} = -y_0 e^{-\xi \omega t} \omega' \left( \xi \frac{\omega}{\omega'} \cos \omega' t + \sin \omega' t \right) \tag{7.13}$$

橋梁の対風応答を検討する場合、 $\xi < 0.01$  程度であることを考慮すれば、式(7.12)、(7.13)より、式(7.14)のようになる。

$$y_0 e^{-\xi \omega t} \approx \sqrt{y^2 + \left( \frac{\dot{y}}{\omega'} \right)^2} \tag{7.14}$$

## 7.2.4 2自由度振動応答推定結果および考察

7.2.3 で示した方法を用いた2自由度振動応答推定結果について、図7-2-31(a)～(f)にたわみ振動応答図、図7-2-32(a)～(f)にねじれ振動応答図として、各断面について2自由度振動応答実験結果と比較して示す。それぞれ、たわみ振動応答図は横軸を換算風速  $Vr(=V/f_h D)$ 、 $V$ ：風速、 $f_h$ ：たわみ振動数、 $D$ ：桁高)、縦軸を無次元倍振幅  $2A/D$  として整理し、ねじれ振動応答図は横軸を換算風速  $Vr(=V/f_i B)$ 、 $V$ ：風速、 $f_i$ ：ねじれ振動数、 $B$ ：桁幅)、縦軸を倍振幅  $2\phi$  (°)として整理している。

ここでは、これまでに検討されていない高風速域における2自由度振動応答特性について検討することに注目しているため、渦励振域の振動応答推定は行っていない。

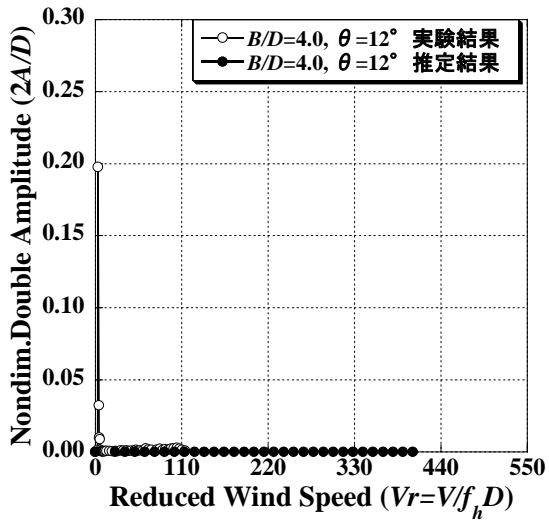
### (1) 非定常空気力および2自由度振動応答推定法の妥当性の確認

まず、測定された非定常空気力および2自由度振動応答推定法の妥当性を確認する必要がある。図7-2-31のたわみ振動応答図に着目すると、(a)、(c)、(e)の底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合は、 $Vr<150$  の2自由度振動応答実験を行った風速域において、実験結果と推定結果は良く一致している。一方、(b)、(d)、(f)の  $\theta=14^\circ$  の場合には、 $Vr<150$  の風速域において、実験結果では振動が生じているのに対し、推定結果では振動は生じていない。また、図7-2-32のねじれ振動応答図に着目すると、(a)、(c)、(e)の  $\theta=12^\circ$  の場合は、 $Vr<13$  の2自由度振動応答実験を行った風速域において、実験結果と推定結果は良く一致しているが、(b)、(d)、(f)の  $\theta=14^\circ$  の場合には、実験結果では  $6<Vr<13$  の風速域において振動が生じているが、推定結果では振動は生じておらず、一致していない。

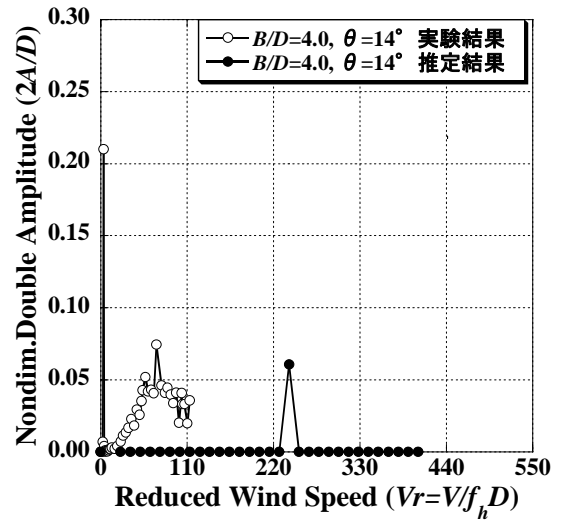
測定された非定常空気力が減衰力として作用している場合、振動は生じない。そのため、五角形断面桁の様に振動が生じない場合、空力応答振幅のみによる検討では、非定常空気力の大きさに関しては妥当性を確認することができない。そこで、空力減衰率に着目する。図7-2-33に2自由度振動応答推定により得られた、ねじれ振動の空力減衰率を振幅－空力減衰率図として示す。(a)～(c)にそれぞれ  $Vr=3, 6, 9$  付近での空力減衰率を示している。振幅－空力減衰率図は縦軸を倍振幅  $2\phi$  (°)、縦軸に空力減衰率  $\delta_a$  として整理している。図7-2-33と7.1.2(2)で示した結果(図7-1-13～15参照)とを比較すると、底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合は、空力減衰率はほぼ同じ値を示している。 $\theta=14^\circ$  の場合は、 $Vr=6$  付近の  $2\phi < 1.5^\circ$  の振幅域および  $Vr=9$  付近の空力減衰率は異なるが、 $Vr=3$  付近および  $Vr=6$  付近の  $2\phi > 1.5^\circ$  の振幅域においてはほぼ同じ値を示している。

以上より、測定された非定常空気力および本研究で用いた2自由度振動応答推定法には妥当性があると考えられる。しかし、 $\theta=14^\circ$  の場合において、2自由度振動応答実験で発現した振動現象について推定できていない。本研究で用いた2自由度振動応答推定法は、作用する非定常空気力が sin 波であると考えており、また、振動現象を正弦波で追うものとしている。ここで、測定された非定常空気力に着目すると(図7-2-18～29参照)、 $\theta=12^\circ$  の場合と比較して  $\theta=14^\circ$  の場合はばらつきが大きい。また、第6章までの検討結果から、 $\theta=14^\circ$  の場合、底面傾斜部の頂点から流れが剥離していることが明らかである。これらのことより、 $\theta=14^\circ$  の場合には、底面傾斜部の頂点から流れが剥離することによって、正弦波的でない空気力が作用していることが考えられる。またこのような空気力の作用に伴い、正弦波的でない振動現象が生じていると考えられる。

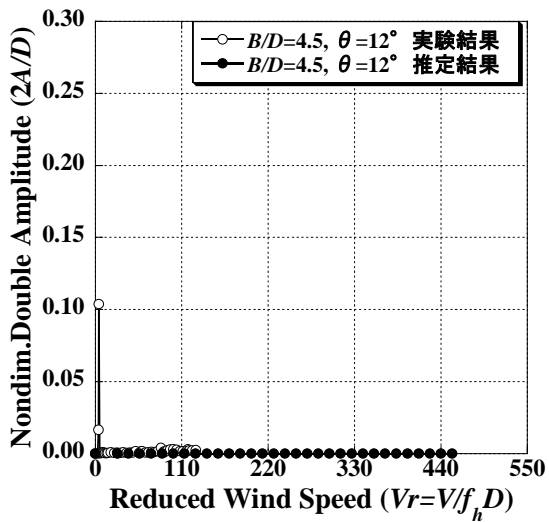
つまり、 $\theta=14^\circ$  の場合において、2自由度振動応答実験で発現した振動現象について推定できていない原因として、本研究で用いた2自由度振動応答推定法では、作用する非定常空気力が正弦波であると考えていること、および振動現象を正弦波として追跡できるものとしていることが挙げられ、今後、本研究で示した2自由度振動応答推定法について更に検討する必要がある。



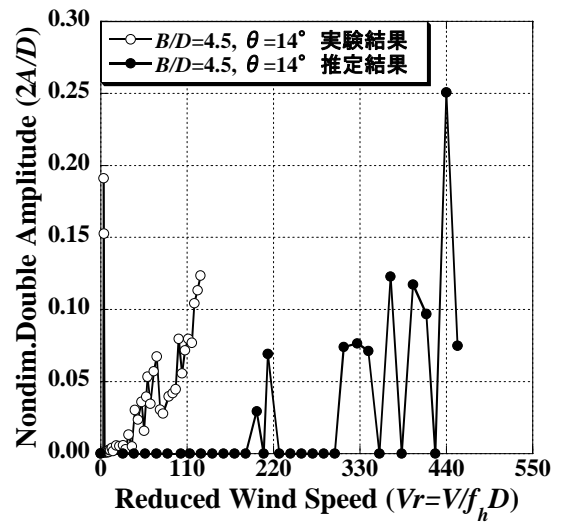
(a)  $B/D=4.0, \theta=12^\circ$



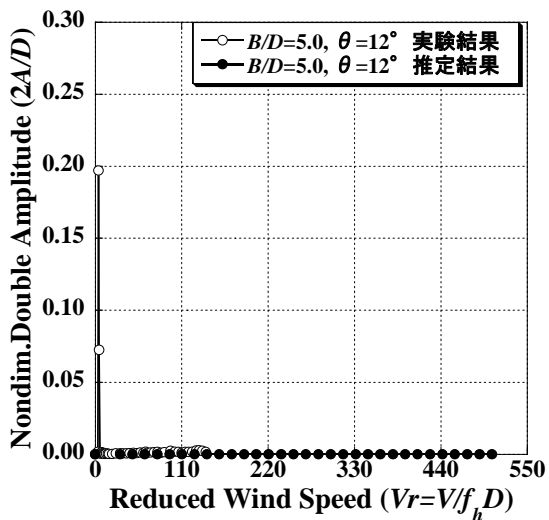
(b)  $B/D=4.0, \theta=14^\circ$



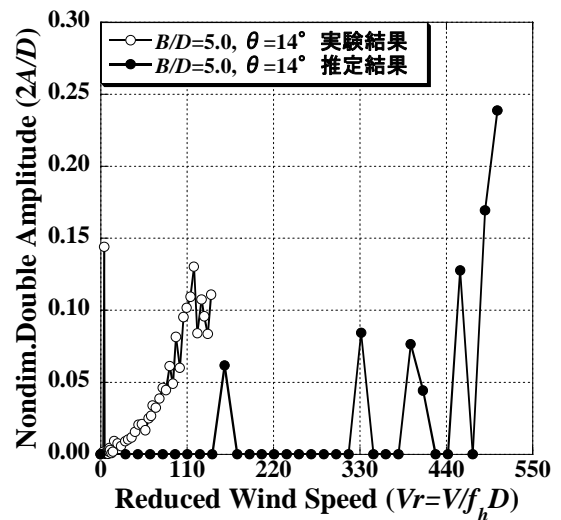
(c)  $B/D=4.5, \theta=12^\circ$



(d)  $B/D=4.5, \theta=14^\circ$



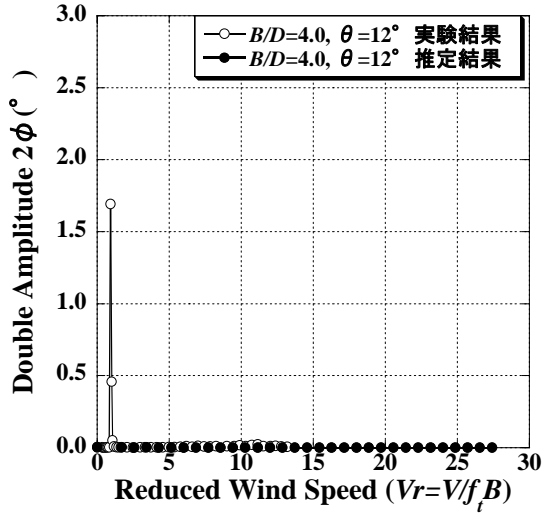
(e)  $B/D=5.0, \theta=12^\circ$



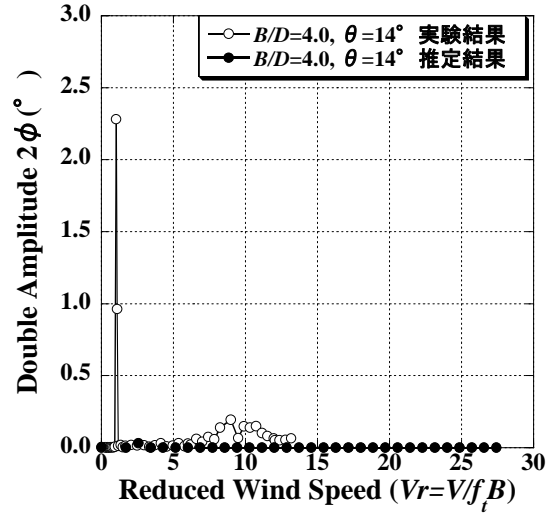
(f)  $B/D=5.0, \theta=14^\circ$

図 7-2-31 2 自由度振動応答推定結果(たわみ振動応答図)

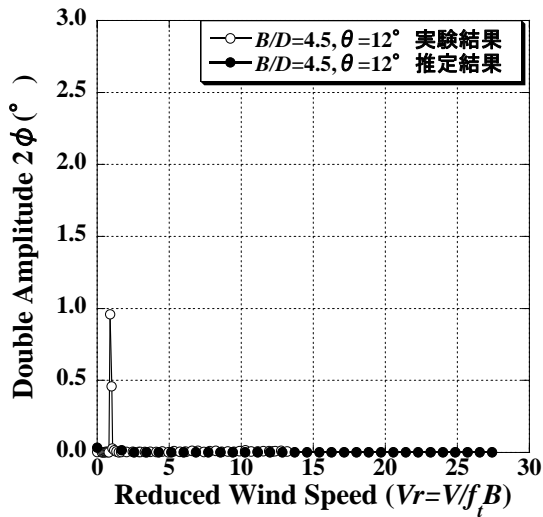




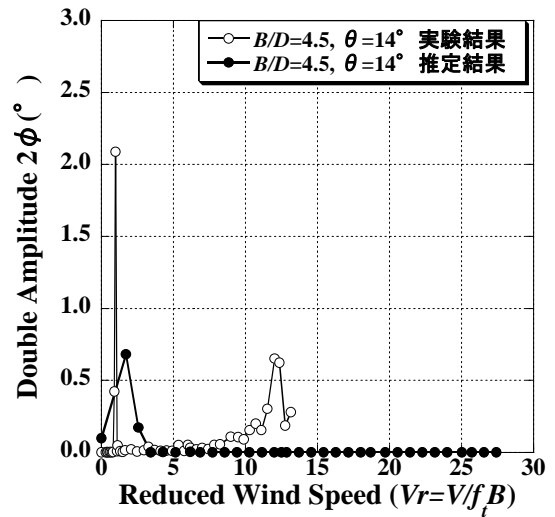
(a)  $B/D=4.0, \theta=12^\circ$



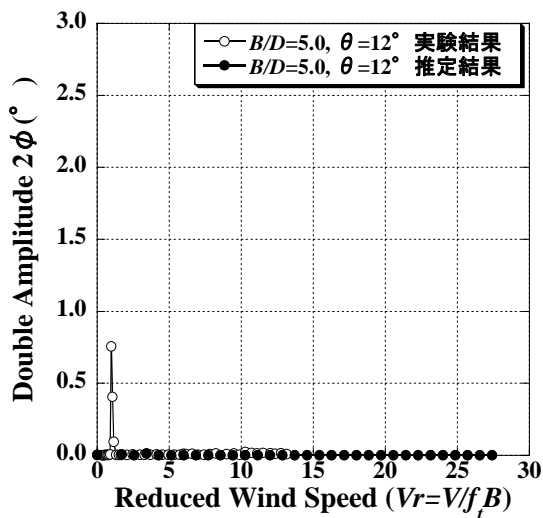
(b)  $B/D=4.0, \theta=14^\circ$



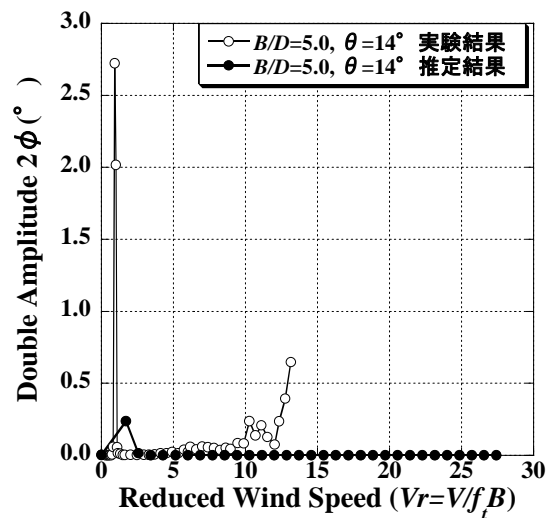
(c)  $B/D=4.5, \theta=12^\circ$



(d)  $B/D=4.5, \theta=14^\circ$

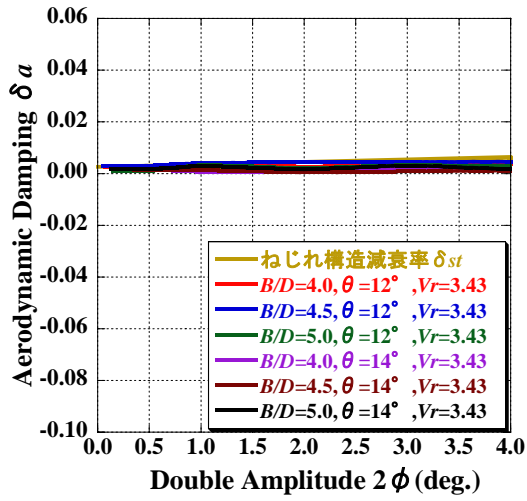


(e)  $B/D=5.0, \theta=12^\circ$

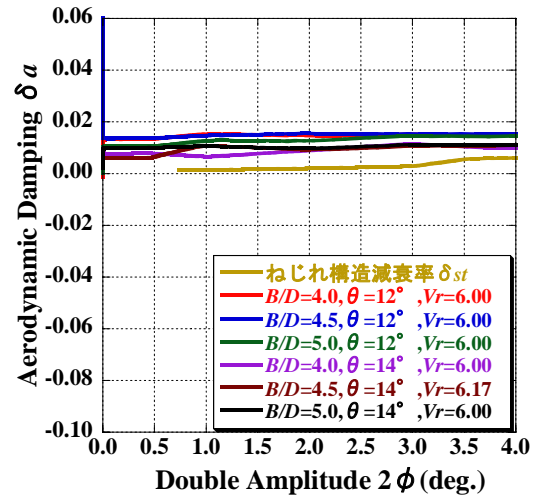


(f)  $B/D=5.0, \theta=14^\circ$

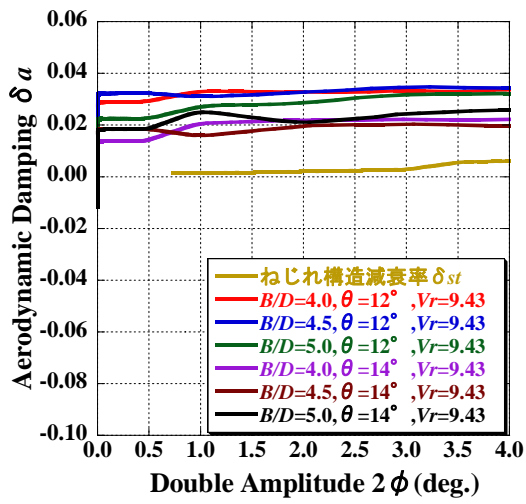
図 7-2-32 2 自由度振動応答推定結果(ねじれ振動応答図)



(a)  $Vr=3$  付近



(b)  $Vr=6$  付近



(c)  $Vr=9$  付近

図 7-2-33 2 自由度振動応答推定結果(ねじれ振動振幅－空力減衰率図)

## (2) 高風速域における五角形断面桁の2自由度振動応答特性

7.2.4(1)で示したように、本研究で測定した非定常空気力および2自由度振動応答の推定方法には、妥当性があることを確認した。ここでは、非定常空気力を用いた2自由度振動応答推定結果について考察を行う。

2自由度振動応答推定結果について、まず、図7-2-31(a)～(f)に示したたわみ振動応答図に着目すると、(a)、(c)、(e)の底面傾斜角が $\theta=12^\circ$ の場合は、幅員桁高比 $B/D$ に関わらず推定を行った全風速域において振動は生じていない。(b)、(d)、(f)の $\theta=14^\circ$ の場合には、全ての $B/D$ において振動が生じている。ここで、(b)の $B/D=4.0$ で $\theta=14^\circ$ の場合においては、生じた振動はさほど大きな振幅ではなく、空力的に安定であると考えられる。しかし、前述したように $\theta=14^\circ$ の場合は再現できていない振動が生じる可能性があり、必ずしも空力的に安定であるとはいえない。

続いて、図7-2-32(a)～(f)に示したねじれ振動応答図に着目すると、全てのケースにおいて、推定を行った全風速域では振動は生じておらず、空力的に安定である。しかし、たわみ振動の場合と同様に、 $\theta=14^\circ$ の場合には再現できていない振動が生じる可能性があり、必ずしも空力的に安定であるとはいえない。

以上の結果より、五角形断面桁は底面傾斜角が $\theta=12^\circ$ の場合には、高風速においても空力的に安定であるといえる。

## 第8章 結論

本研究では、十分な耐風安定性を確保することができ、維持管理性や経済性を満たす狭幅員の吊形式橋梁用桁断面として、多段剥離干渉法を応用した斜張橋用の2主箱桁断面と吊橋用の五角形断面桁の2つを提案している。

斜張橋用の2主箱桁断面については、風によって発生する空力弾性振動の抑制を目的とし、風洞実験を実施することによって、多段剥離干渉法により箱桁形状を変化させた場合の空力応答特性について検討した。さらに、床版の高さ方向位置が空力応答特性に与える影響について検討を加えた。

吊橋用の五角形断面桁については、1000mを超える長大橋に適用することを考えており、その特性を詳細に把握し、耐風安定性に寄与するメカニズムを明らかにする必要がある。そこで、静止状態および強制加振状態での各種風洞実験によって、その空力特性および耐風安定性に寄与するメカニズムについて検討を行った。

各章の内容を要約すると以下のようなになる。

**第1章**は序論であり、本研究の背景および目的を明確にし、本論文の構成について示した。

**第2章**では、本研究で扱う問題に関する既往の研究成果について述べた。これまでに得られている剥離干渉法に関するメカニズムおよび五角形断面桁の空力応答特性および静的三分力特性についてまとめ、本研究の位置づけを明らかにした。さらに本研究で使用した、やじろべえの原理を用いた非定常空気力測定法について述べた。

**第3章**では、中径間斜張橋用断面桁として維持管理性に優れている2主箱桁断面に着目し、剥離干渉法および多段剥離干渉法を用いて箱桁形状を変化させた場合の空力応答特性および床版の高さ方向位置が空力応答特性に与える影響に関して検討し、次のことが確認された。

### 1. 剥離干渉法に基づいて箱桁形状を変化させた場合の耐風応答特性

2主箱桁断面において、剥離干渉法の原理に基づき箱桁形状を変化させ、たわみ1自由度応答実験を実施し、空力応答特性について検討を行った。

- (1) 剥離干渉法の原理に基づいて箱桁形状を変化させることで、耐風性能が改善される。
- (2) 本研究での検討ケース内では、箱桁下部角  $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.36$  の場合において最も耐風安定性の向上が確認できた。
- (3) 2主箱桁断面のように、桁高が大きな断面の場合では、剥離流の鉛直成分が大きくなり、剥離干渉法を用いて剥離流を制御しても剥離渦を完全に抑制することは難しい。

### 2. 多段剥離干渉法に基づいて箱桁形状を変化させた場合の耐風応答特性

剥離干渉法を改良した多段剥離干渉法を新たに考案し、箱桁形状を変化させ、たわみ1自由度応答実験を実施し、空力応答特性について検討を行った。

- (1) 多段剥離干渉法の原理に基づいて箱桁形状を変化させることによって、耐風安定性は改善される。
- (2) 本研究での検討ケース内では、箱桁の基本形状を箱桁下部角  $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率

$p/D'=0.36$  とし、1次剥離干渉角を  $\theta_{d1}=34^\circ$ 、2次剥離干渉角を  $\theta_{d2}=26^\circ$  とした場合において、剥離干渉法を用いた場合よりも耐風安定性に優れる。

### 3. 2主箱桁断面における床版の高さ方向位置が耐風応答特性に与える影響

2主箱桁断面に存在する箱桁と床版によって形成される空間(キャビティ)に着目し、床版の高さ方向位置を変化させ、たわみ1自由度およびねじれ1自由度振動応答実験、さらに可視化実験を実施し、キャビティの深さが耐風安定性に及ぼす影響について検討を行った。

- (1) 箱桁形状に多段剥離干渉法を適用した場合、キャビティ深さの変化による耐風安定性の変化はなく、キャビティ深さが耐風安定性に及ぼす影響はない。
- (2) 剥離干渉法を適用していない箱桁形状が矩形の場合、床版の位置が桁高の中央に近く、上下対称な断面に近づくに従って、上下面で交互に流れのパターンが繰り返されるため、耐風性が悪くなり、キャビティ深さの対称性が耐風性に悪影響を及ぼす。

**第4章**では、五角形断面桁の空力特性に底面傾斜角が大きく影響を及ぼしていることに着目し、五角形断面桁の底面傾斜部のみを対象として、可視化実験および周辺の流速測定を実施し、底面傾斜角が異なる場合の周辺の流れ場特性について検討した。その結果、次のことが確認された。

- (1) 底面傾斜角  $\theta$  が  $12^\circ$  の場合は、底面傾斜部の頂点からの剥離が小さく、渦の生成や逆流の発生はない。
- (2) 底面傾斜角  $\theta$  が  $14^\circ$  の場合は、底面傾斜部の頂点からの剥離が大きく、剥離後に渦が生成され、逆流が発生する。
- (3) 以上の結果より、底面傾斜角の僅かな違いは底面傾斜部の頂点からの剥離の大きさに影響し、剥離後の流れ場が異なるため、空力特性が大きく異なったものと考えられる。

**第5章**では、五角形断面桁を対象として、静止状態での表面圧力測定およびPIVによる流速測定を行い、五角形断面桁の各部位に作用する圧力分布や流れ場に注目することで、静的空力特性が底面傾斜角によって大きく異なる原因について検討した。

その結果、以下のような静的空力安定メカニズムに関する知見が得られた。

#### 1. 底面傾斜角 $\theta=12^\circ$ の場合

- (1) 底面傾斜角  $\theta=12^\circ$  の場合、五角形断面桁の底面傾斜部周辺の流れ場は以下ようになる。
  - ・底面傾斜部の上流端では僅かに剥離し、流速が速くなる。
  - ・底面傾斜部の頂点において、気流傾斜角がほぼ  $0^\circ$  であり流速が速くなる。
  - ・底面傾斜部の下流側では断面に沿うような流れとなる。
  - ・迎角が変化しても底面周辺の流れ場はさほど変化しない。
- (2) 以上のような流れ場となることにより、以下のような力が作用する。
  - ・底面傾斜部の上流端では流速が速くなることにより、大きな負圧が作用する。このことが、抗力を減少させ、さらに負の揚力を増加させる効果を発揮する。
  - ・底面傾斜部の頂点において流速が速くなることにより、大きな負圧が作用し、負の揚力を増加させる。

- ・底面傾斜部の下流側では断面に沿ってスムーズな流れとなるため、背面に作用する負圧が減少し、抗力を減少させる効果を発揮する。

## 2. 底面傾斜角 $\theta=14^\circ$ の場合

- (1) 底面傾斜角  $\theta=14^\circ$  の場合、五角形断面桁の底面傾斜部周辺の流れ場は以下ようになる。
  - ・底面傾斜部の上流端では剥離せず、流速は  $\theta=12^\circ$  の場合ほど速くはない。
  - ・底面傾斜部の頂点において、気流傾斜角が下向きに  $10^\circ$  程度となり、僅かではあるが流速が速くなる。
  - ・底面傾斜部の下流側では頂点から剥離する流れとなる。
  - ・正の迎角においては上述したような流れ場となるが、負の迎角においては  $\theta=12^\circ$  の場合に類似した流れ場となる。
- (2) 以上のような流れ場となることにより、以下のような力が作用する。
  - ・底面傾斜部の上流端では僅かながら流速が速くなるが、 $\theta=12^\circ$  の場合ほど大きな負圧は作用しない。
  - ・底面傾斜部の頂点において僅かながら流速が速くなることによって、小さな負圧が作用し、負の揚力を増加させるが、 $\theta=12^\circ$  の場合ほどではない。
  - ・底面傾斜部の下流側では、頂点から剥離する流れ場となることにより、 $\theta=12^\circ$  の場合よりも大きな負圧が背面に作用する。
  - ・正の迎角においては上述したような力が作用するが、負の迎角においては  $\theta=12^\circ$  の場合に類似した力が作用する。

**第6章**では、高欄を設置した五角形断面桁のねじれ1自由度振動応答実験結果を示し、五角形断面桁の振動応答特性について検討するとともに、振動応答実験で生じた振動現象を対象として、強制加振状態での、表面圧力測定およびPIVによる流速測定を行い、五角形断面桁の動的空気安定性およびそのメカニズムについて検討した。さらに、高欄を設置しない五角形断面桁を対象としてねじれ1自由度振動応答実験を行い、高欄の有無による空気応答特性の違いについて検討した。

その結果、高欄が設置してあるか否かによって、五角形断面桁のねじれ1自由度振動応答特性は異なることが明らかとなり、また、高欄を設置しない場合の五角形断面桁において以下のような動的空気安定性メカニズムに関する知見が得られた。

## 1. 底面傾斜角 $\theta=12^\circ$ の場合

- (1) 底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合、桁高や風速に関わらず、五角形断面桁周辺の流れ場は以下のようなになる。
  - ・上面の上流端においては、剥離干渉法の効果により流速が速くなる。
  - ・底面傾斜部の上流端においては、静止状態と同様に流速が速くなる。
  - ・底面傾斜部の頂点において流速が速くなる。
  - ・底面傾斜部の下流側では断面に沿うような流れ場となる。
- (2) 以上のような流れ場となることにより、以下のような力が作用する。
  - ・上面の上流端においては、剥離干渉法の効果により減衰力が作用し、2次剥離点より下流側では振動に寄与する空気力は発生しない。

- ・底面傾斜部の上流端では流速が速くなることにより負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。
- ・底面傾斜部の頂点付近において流速が速くなることにより負圧が発生し、頂点の下流側において減衰力として作用する。
- ・底面傾斜部の下流側では断面に沿う流れ場となり、振動に寄与する空気力は作用しない。
- ・迎角が変化しても底面周辺の流れ場はさほど変化しないため、空気力係数が迎角によって大きく変化しない。

## 2. 底面傾斜角 $\theta=14^\circ$ の場合

(1) 底面傾斜角が  $\theta=14^\circ$  の場合、桁高や風速によって五角形断面桁周辺の流れ場が異なり、以下のようになる。

(a) 低風速域および桁高が低い場合( $B/D=5.0$  程度)の高風速域

- ・上面の上流端においては、 $\theta=12^\circ$  の場合と同様に剥離干渉法の効果により流速が速くなる。
- ・底面傾斜部の上流端においては、僅かではあるが流速が速くなる。
- ・底面傾斜部の頂点において、僅かに流速が速くなる。
- ・底面傾斜部の下流側では、底面傾斜部の頂点から剥離する流れ場となる。

(b)  $B/D=4.0$  および  $B/D=4.5$  の場合の高風速域

- ・上面の上流端においては、 $\theta=12^\circ$  の場合と同様に剥離干渉法の効果により流速が速くなる。
- ・底面傾斜部の上流端においては、僅かではあるが流速が速くなる。
- ・底面傾斜部の頂点において、僅かに流速が速くなる。
- ・底面傾斜部の下流側においては、底面傾斜部の頂点からの剥離が抑えられる。

(2) 以上のような流れ場となることにより、以下のような力が作用する。

(a) 低風速域および桁高が低い場合( $B/D=5.0$  程度)の高風速域

- ・上面の上流端においては、剥離干渉法の効果により減衰力が作用し、2次剥離点より下流側では振動に寄与する空気力は発生しない。
- ・底面傾斜部の上流端では僅かではあるが流速が速くなることにより負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。
- ・底面傾斜部の頂点においては流速が速くなるが、さほど速くないため振動に寄与する空気力は発生しない。
- ・底面傾斜部の下流側では、底面傾斜部の頂点から剥離する流れとなることにより、負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。

(b)  $B/D=4.0$  および  $B/D=4.5$  の場合の高風速域(換算風速  $Vr=20$  程度)

- ・上面の上流端においては、剥離干渉法の効果により減衰力が作用し、2次剥離点より下流側では振動に寄与する空気力は発生しない。
- ・底面傾斜部の上流端では僅かではあるが流速が速くなることにより負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。
- ・底面傾斜部の頂点においては流速が速くなるが、さほど速くないため振動に寄与する空気力は発生しない。
- ・底面傾斜部の下流側においては、頂点からの剥離が抑えられるが負圧が発生し、振動に対しては減衰力として作用する。

**第7章**では、基本的な空力特性をより詳細に把握するために、高欄を設置しない五角形断面桁を対象として2自由度振動応答実験を実施し、その空力応答特性について検討を行った。さらに、やじろべえの原理を用いた非定常空気力測定により得られた非定常空気力を用いて、高風速域での2自由度振動応答推定を行い、これまでに検討されていない高風速域での振動応答特性について検討した。その結果、次のことが確認された。

#### 1. たわみ振動応答特性

- (1) 底面傾斜角  $\theta$  や幅員桁高比  $B/D$  に関わらず、 $Vr=5$  付近において渦励振が発現する。
- (2) 底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合には、高風速域において振動は生じず、空力的に安定である。
- (3) 底面傾斜角が  $\theta=14^\circ$  の場合には、高風速域において正弦波的でない振動が生じている可能性がある。

#### 2. ねじれ振動応答特性

- (1) 底面傾斜角  $\theta$  や幅員桁高比  $B/D$  に関わらず  $Vr=1$  付近において渦励振が発現するが、その振幅は  $\theta=12^\circ$  の場合の方が  $\theta=14^\circ$  の場合よりも小さく、 $\theta=12^\circ$  の場合の方が空力的に安定である。
- (2) 底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合には、高風速域において振動は生じず、空力的に安定である。
- (3) 底面傾斜角が  $\theta=14^\circ$  の場合には、2自由度振動応答推定結果では高風速域において振動は生じないが、2自由度振動応答実験結果では正弦波的でない振動が生じている可能性があり、空力的に不安定である可能性もある。

以上の結果より、五角形断面桁は底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  の場合、高風速域においてねじれフラッターや連成フラッターの発現はなく、空力的に安定である。しかし、低風速において、たわみ振動およびねじれ振動のいずれにおいても渦励振の発現が確認された。たわみ振動の渦励振については上面剥離干渉角  $\beta$  の最適化によって改善できる可能性がある。また、ねじれ振動の渦励振については想定される構造減衰率  $\delta_s=0.02$  程度であれば発現はしない。

**第3章～第7章**の検討事項より、本研究で狭幅員の吊形式橋梁用桁断面として提案している、斜張橋用の2主箱桁断面および吊橋用の五角形断面桁に関して、以下のことがいえる。

- ・2主箱桁断面は、箱桁の基本形状を箱桁下部角  $\theta_d=30^\circ$ 、箱桁下部角形成比率  $p/D'=0.36$  とし1次剥離干渉角を  $\theta_{d1}=34^\circ$ 、2次剥離干渉角を  $\theta_{d2}=26^\circ$  とした場合において、十分な耐風安定性を有しており、狭幅員の斜張橋用桁断面として提案できる。
- ・五角形断面桁は、底面傾斜角を  $\theta=12^\circ$  とした場合においては、底面傾斜部において断面に沿う流れ場となることが空力安定性に寄与し、十分な耐風安定性を有する。よって、底面傾斜角が  $\theta=12^\circ$  である場合の五角形断面桁は、狭幅員の吊橋用桁断面として適用可能である。

以上のように、狭幅員の吊形式橋梁用桁断面として、斜張橋用に2主箱桁断面、吊橋用に五角形断面桁を提案することができると考えられる。しかし、本論文中でも述べたように、五角形断面桁の空力特性は高欄の有無によって大きく異なることや、低風速域において渦励振が発現することが確認されており、実橋に採用する際には検討が必要であるが、上面剥離干渉角  $\beta$  について詳細に検討を行うことで、対策が可能であると考えられる。



## 参考文献

- 1) 久保喜延, 本多健二, 田崎賢治: 剥離干渉法による PC 斜張橋開断面桁の耐風性能改善法, 第 12 回風工学シンポジウム論文集, pp.399~404, 1992.
- 2) Y. Kubo, K. Honda, K. Tasaki, K. Kato: Improvement of aerodynamic instability of cable-stayed bridge deck by separated flows mutual interference method, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 49, pp.553-564, 1993.
- 3) 久保喜延, 小石明, 田崎賢二, 中桐秀雄: 橋梁断面における空力干渉作用のメカニズムについて, 第 13 回風工学シンポジウム, pp.353-358, 1994.
- 4) 岡内功, 伊藤学, 宮田利雄: 耐風構造, 丸善, 1977.
- 5) 山田均: 耐風工学アプローチ, 建設図書, 1995.
- 6) 久保喜延: 耐風設計の豆知識, 橋梁と基礎, Vol.23, No.28, pp112~120, 1989.
- 7) 社団法人日本鋼構造協会: 構造物の耐風工学, 東京電機大学出版局, 1997.
- 8) K. Hayashida, Y. Kubo, Y. Tanaka, K. Kimura, H. Ikeda: SEPARATION INTERFERENCE METHOD (SIM) TO REDUCE AERODYNAMIC RESPONSES OF STRUCTURES, ASEM PVP2006-ICPVT-11-93945, pp.1-8, 2006.
- 9) 林田宏二, 久保喜延, 池田隼人, 野田辰徳: 剥離干渉法による空力振動制振メカニズムに関する研究, 第 19 回風工学シンポジウム, pp.429-434, 2006.
- 10) 林田宏二, 久保喜延, 池田隼人, 大窪一正: 正方形角柱を対象とした剥離干渉法による空力弾性振動の制振メカニズムに関する研究, 土木学会論文集 A, Vol.63, No.2, pp.312-325, 2007.
- 11) Y. Kubo, K. Hayashida, T. Noda, K. Kimura: Mechanism on Reduction of Aerodynamic Forces and Suppression of Aerodynamic Response of a Square Prism due to Separation Interference Method, Proceedings of Sixth International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics & Applications, pp.553-556, 2008.
- 12) 吉田健太, 久保喜延, 辻栄治, 木村吉郎, 加藤九州男: 五角形断面桁の空力特性に与える底面傾斜角の影響, 第 19 回風工学シンポジウム, pp.295-300, 2006.
- 13) Y. Kubo, K. Yoshida, E. Tuji, K. Kimura, K. Kato: Development of aerodynamically stable bridge girder cross section for long span bridges, Proceedings of 12th International Conference on Wind Engineering (ICWE12), pp.239-246, 2007.
- 14) Y. Kubo, K. Kimura, T. Noda, K. Kato: Maintenance perspective on aerodynamics for a long span bridge, Proceedings of the 4th International Conference on Advances in wind and Structures, pp.1072-1078, 2008.
- 15) 吉田健太, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男, 辻栄治: 長大橋用五角形断面箱桁の空力特性に関する研究, 土木学会第 60 回年次学術講演会概要集, 第 I 部門, I-304, pp.605-606, 2005.
- 16) 久積和正, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男, 辻栄治: 五角形断面桁の底面傾斜角 12 度におけるウェブ高の空力特性に与える影響, 土木学会第 61 回年次学術講演会概要集, 第 I 部門, I-085, pp.169-170, 2006.
- 17) 野田辰徳, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男, 久積和正, 吉田健太: 五角形断面桁の形状パラメーターが与える空力特性に関する研究, 土木学会第 62 回年次学術講演会概要集, 第 I 部門, I-160, pp.319-320, 2007.

- 18) 久保喜延:風による吊橋の多自由度非線形応答に関する研究, 東京大学工学博士論文, 1975.
- 19) 久保喜延:高精度非定常空気力測定装置および測定法, 特願 2001-188717, 2001.
- 20) 川東龍則, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男, 郭威見:橋梁の空力弾性応答推定法のための非定常空気力測定法に関する研究, 土木学会第 64 回年次学術講演会概要集, 第 I 部門, I-513, pp.1025-1026, 2009.
- 21) 木村吉郎, 永島寛之, 久保喜延, 加藤九州男:2 主桁断面と溝型,  $\pi$  型断面の空力応答特性, 第 17 回風工学シンポジウム, 2002.
- 22) 鈴木泰之, 久保喜延, 佐野啓介, 加藤九州男, 木村吉郎:剥離干渉法を用いた鋼 2 主桁斜張橋の耐風安定性に関する検討, 日本風工学会論文集, 第 31 巻, 第 2 号, 2006.
- 23) 野田辰徳, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男:斜張橋用 2 主鋼箱桁の床版位置が耐風性能に及ぼす影響, 構造工学論文集 Vol.53A, pp.642-649, 2007.
- 24) T. Noda, Y. Kubo, K. Kimura, K. Kato : Influence of Cavity under Deck on Aerodynamic Instability of Steel Two-box Girder for Cable-Stayed Bridge, Proceedings of 12th International Conference on Wind Engineering (ICWE12), pp.871-878, 2007.
- 25) T. Noda, Y. Kubo, K. Kimura, K. Kato : Improvement of aerodynamic instability of two steel box girders for a cable-stayed bridge by multiple separation interference method, Proceedings of the 4th International Conference on Advances in wind and Structures, pp.1072-1078, 2008.
- 26) 河村康宏:橋梁に大きな応答を生じさせる山の後流域の流れの特性, 九州工業大学卒業論文, 2001.
- 27) M.ラッフェル, C.E.ヴィラート, J.コンペンハウス著, 小林敏雄慣習:PIV の基礎と応用-粒子画像流速測定法-, シュプリンガー・フェアラーク東京.
- 28) 可視化情報学会:PIV ハンドブック, 森北出版株式会社, 2002.
- 29) 野田辰徳, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男, 小野元嗣, 大窪一正:五角形断面桁の対風特性に与える底面傾斜角の影響に関する研究, 土木学会第 63 回年次学術講演会概要集, 第 I 部門, I-262, pp.523-524, 2008.
- 30) T. Noda, Y. Kubo, K. Yoshida, K. Kimura, K. Kato : The Passive Control of Separation for Aerodynamic Stability of The Girder of Long Span Bridges, Proceedings of Sixth International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics & Applications, pp.123-126, 2008.
- 31) 野田辰徳, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男, 大窪一正, 吉田健太:五角形断面桁の静的空力特性に与える底面傾斜角の影響に関する研究, 土木学会論文集 A, Vol.65, No.3, pp.797-807, 2009.
- 32) 宮田利雄:長大橋新形式橋梁の実現化とその耐風安定性, 土木構造・材料論文集, 第 13 号, pp.1-12, 1997.
- 33) 久保喜延:時刻歴応答シミュレーション方法, そのプログラム及び装置, 特願 2008-283798, 2008.

## 謝辞

本研究の遂行から本論文を取りまとめるにあたり、終始熱心な御指導と御鞭撻を賜りました九州工業大学大学院工学研究院教授 久保喜延先生には、心より感謝の意を表します。久保先生には、お忙しい中、5年間にわたり、耐風工学の基礎から全般にわたる薫陶を受けるとともに、本論文においても格別の御教示と御支援を賜りました。浅学非才な筆者が本論文を取りまとめることができたのは、久保先生より、常に暖かい叱咤激励を頂いたことによるものであります。改めまして深く御礼申し上げます。

九州工業大学大学院工学研究院教授 山口栄輝先生には、本論文をまとめるにあたり、様々な御指導、御指摘を頂くとともに、研究に取り組む姿勢について普段より身をもって示して頂きました。心より感謝を申し上げます。

九州工業大学大学院工学研究院教授 木村吉郎先生には、公私に渡って様々な御指導、御指摘を頂くと共に、本研究に取り組むにあたり、貴重な御教示や御助言を頂き、本研究を進める上で幾つかの指針を得ることができました。深く感謝の意を表します。

本論文をまとめるにあたり、九州工業大学大学院工学研究院教授 金元 敏明先生、秋山壽一郎先生には、研究者としての観点から有益な御指摘と御助言を頂きました。ここに厚く感謝の意を表します。

本研究に関わる風洞実験に際しまして、同時多点表面圧力測定およびPIVによる流速測定を実施する機会を与えて下さった、鹿島技術研究所都市防災・風環境グループグループ長 近藤宏二氏、鹿島技術研究環境本部新エネルギーグループ 林田宏二氏、鹿島技術研究所防災・風環境グループ 研究員 大窪一正氏等、多くの方々に対し厚く感謝の意を表します。特に、林田宏二氏、大窪一正氏には、大変不慣れであった風洞実験に際して、終始熱心な御指導と御鞭撻を賜りました。深く感謝の意を表します。

九州工業大学大学院工学研究院助教 加藤九州男先生には、お忙しい中、5年間にわたり、風洞実験に関する多くの御助言と御助力を賜りました。ここに厚く御礼申し上げます。また、数々の実験、解析およびデータ整理を遂行するにあたり、御協力頂きました九州工業大学工学部構造工学研究室の修了生諸氏および卒業生諸氏、学生諸氏に対し、心より感謝を申し上げます。特に、筆者が学部生だった頃に熱心に御指導を頂きました田中洋介氏(現 株式会社日立製作所)および池田隼人氏(現 西日本高速道路株式会社)、研究を進めるにあたり、様々な相談に乗って頂き、時には励まして頂きました高倉和也氏(現 日立造船株式会社)、永田琢哉氏(現 三菱化学エンジニアリング株式会社)、久積和正氏(現 新日本製鐵株式会社)、休日返上で直接実験に協力していただきました、川東龍則氏(現 株式会社横河ブリッジ)、土居竜二氏(現 大日本コンサルタント株式会社)、小野元嗣氏、小林平氏、西岡秀祐氏には、心から謝意を表します。

最後に、筆者の長い学生生活を終始一貫して暖かく支援して頂きました両親には、心から深く感謝の意を表します。

本論文は、これら多くの方々の御協力があっはじめて成し得たものであることをここに記し、謝辞とさせていただきます。

2010年2月 野田 辰徳

## 関連発表論文

- 林田宏二, 久保喜延, 池田隼人, 野田辰徳: 剥離干渉法による空力弾性振動制振メカニズムに関する研究, 第19回風工学シンポジウム論文集, pp.429-434, 2006.  
  
野田辰徳, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男: 2主鋼箱桁の耐風性に桁内空間が与える影響, 平成18年度土木学会西部支部研究発表会講演概要集, 第I部門, I-002, pp.3-4, 2007.
- 野田辰徳, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男: 斜張橋用2主鋼箱桁の床版位置が耐風性能に及ぼす影響, 構造工学論文集 Vol.53A, pp.642-649, 2007.
- T. Noda, Y. Kubo, K. Kimura, K. Kato: Influence of Cavity under Deck on Aerodynamic Instability of Steel Two-box Girder for Cable-Stayed Bridge, Proceedings of 12th International Conference on Wind Engineering (ICWE12), pp.871-878, 2007.  
  
野田辰徳, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男, 吉田健太, 久積和正: 五角形断面桁の形状パラメーターが与える空力特性に関する研究, 土木学会第62回年次学術講演会講演概要集, 第I部門, I-160, pp.319-320, 2007.  
  
野田辰徳, 久保喜延, 木村吉郎, 加藤九州男, 小野元嗣, 大窪一正: 五角形断面桁の空力特性に与える底面傾斜角の影響に関する研究, 平成19年度土木学会西部支部研究発表会講演概要集, 第I部門, I-077, pp.153-154, 2008.
- T. Noda, Y. Kubo, K. Kimura, K. Kato: Improvement of aerodynamic instability of two steel box girders for a cable-stayed bridge by multiple separation interference method, Proceedings of the 4th International Conference on Advances in wind and Structures, pp.1097-1106, 2008.
- Y. Kubo, K. Kimura, T. Noda, K. Kato: Maintenance perspective on aerodynamics for a long span bridge, Proceedings of the 4th International Conference on Advances in wind and Structures, pp.1072-1078, 2008.
- Y. Kubo, K. hayashida, T. Noda, K. Kimura: Mechanism on Reduction of Aerodynamic Forces and Suppression of Aerodynamic Response of a Square Prism due to Separation Interference Method, Proceedings of Sixth International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics & Applications, pp.553-556, 2008.
- T. Noda, Y. Kubo, K. Yoshida, K. Kimura, K. Kato: The Passive Control of Separation for Aerodynamic Stability of The Girder of Long Span Bridges, Proceedings of Sixth International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics & Applications, pp.123-126, 2008.

野田辰徳，久保喜延，木村吉郎，加藤九州男，小野元嗣，大窪一正：五角形断面桁の対風特性に与える底面傾斜角の影響に関する研究，土木学会第 63 回年次学術講演会講演概要集，第 I 部門，I-262，pp.523-524，2008.

○野田辰徳，久保喜延，木村吉郎，加藤九州男，大窪和正，吉田健太：五角形断面桁の静的空気力特性に与える底面傾斜角の影響に関する研究，土木学会論文集 A Vol.65 No.3，pp.797-807，2009.

○印は査読付き論文