

経済性を考慮した超長大橋の耐風設計法に 関する共同研究報告書（その1）

平成13年3月

国土交通省土木研究所構造橋梁部構造研究室	本州四国連絡橋公団
財団法人土木研究センター	石川島播磨重工業株式会社
川崎重工業株式会社	川田工業株式会社
清水建設株式会社	住友重機械工業株式会社
日本鋼管株式会社	日立造船株式会社
三井造船株式会社	三菱重工業株式会社

Copyright © (2001) by P.W.R.I.

All rights reserved. No part of this book may be reproduced by any means, not transmitted, nor translated into a machine language without the written permission of the Director General of P.W.R.I.

この報告書は、土木研究所長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部又は一部の転載、複製は、土木研究所長の文書による承認を得ずしてこれを行ってはならない。

建設省は、平成13年1月6日付けで国土交通省に再編

経済性を考慮した超長大橋の耐風設計法に 関する共同研究報告書（その1）

国土交通省土木研究所 構造橋梁部 構造研究室 室長	佐藤 弘史
本州四国連絡橋公団 長大橋技術センター 技術調整課長	平野 茂
(財)土木研究センター 常務理事	佐伯 彰一
石川島播磨重工業(株) 技術開発本部大型機械システム開発部課長	松田 一俊
川崎重工業(株) 橋梁・水門総括部参与	小川 一志
川田工業(株) 技術開発本部 本部長	越後 滋
清水建設(株) 技術研究所和泉研究室 主任研究員	若原 敏裕
住友重機械工業(株) 鉄構機器事業本部 技術部長	宮崎 正男
日本鋼管(株) 都市工学研究部 主幹研究員	武田 勝昭
日立造船(株) 鉄構・建機技術研究センター長	植田 利夫
三井造船(株) 鉄構建設事業本部 技術部 部長	井上 浩男
三菱重工業(株) 広島製作所 鉄構技術部 橋梁設計課 課長	増田伊知郎

(いずれも代表者のみ記す)

要 旨

本報告書は、「経済性を考慮した超長大橋の耐風設計法に関する共同研究」の平成10年度及び平成11年度の成果を報告するものである。本共同研究は、平成7年度から平成9年度にかけて実施した「耐風性および経済性に優れた超長大橋の開発に関する共同研究」の成果をもとに、超長大橋の耐風性検証方法に関する研究と経済性、耐風性に優れた超長大橋の上部構造に関する研究を平成10年度～平成14年度の五ヵ年間で実施するものである。研究は中央支間長2,500～3,000mの4車線断面を有する超長大橋を対象として、フラッターに対する安全性の確保に重点をおき、補剛桁及び主塔の渦励振対策にも着目して、耐風安定化対策（桁形状の工夫、防風柵、導流板、センターバリア、ケーブルシステム等）の効果に関する調査を実施し、今後大型風洞試験により確認を行うべき超長大橋を選定するための基礎的な資料を得ることができた。

キーワード：超長大橋、風洞実験、耐風性、経済性、フラッター

目 次

1. まえがき	1
2. 研究体制	3
2. 1 共同研究参加企業と研究担当者	3
2. 2 研究計画と分担	6
3. 本年度の研究成果の概要	7
4. フラッターに関する検討	9
4. 1 概要	9
4. 2 形状に関する検討	10
4. 2. 1 オールグレーチング桁	11
4. 2. 2 半楕円断面桁	22
4. 2. 3 防風柵付4車線一箱桁断面の検討	26
4. 2. 4 可視化試験による開口部流れ状況の検討	32
4. 2. 5 開口部を有する一箱桁断面の耐風性検討	39
4. 2. 6 一箱桁の検討	46
4. 2. 7 二箱桁断面におけるセンターバリアの形状の影響	62
4. 2. 8 鉛直および水平スタビライザーを活用した二箱桁の検討	70
4. 2. 9 二箱桁断面の耐風安定化策の検討	80
4. 2. 10 遮風壁を設置した二箱桁断面の耐風安定性に関する検討	93
4. 3 構造に関する検討	99
4. 3. 1 一箱桁断面における6車線と4車線のクロスステイの効果比較	99
4. 3. 2 ケーブルシステム	103
4. 3. 3 水平ステイ・対角ステイの検討	107
4. 3. 4 タワーケーブルシステム	111
5. ガスト応答に関する検討	113
5. 1 概要	113
5. 2 空力アドミッタンスの評価	114
5. 3 ガスト応答解析	118
6. 桁の渦励振対策の検討	119
6. 1 概要	119
6. 2 鉛直および水平スタビライザーを活用した二箱桁の検討	120
6. 3 開口部を有する一箱桁断面の渦励振の課題と対策	125
6. 3. 1 検討概要	125
7. その他の検討	129
7. 1 検討＜Re数の影響＞	129
7. 2 主塔の渦励振対策の検討	134
8. あとがき	135

1. まえがき

平成 10 年 3 月に閣議決定された全国総合開発計画「21 世紀の国土のグランドデザイン」において、多軸型国土構造の形成には海峡を横断する新しい交通軸の調査が必要であるとされている。また、国内では各地で海峡横断道路プロジェクトが構想されており、それらの中には明石海峡大橋を超える規模の超長大橋が必要となる可能性がある。このような超長大橋においては耐風安定性の確保が最も重要な課題の一つであるほか、明石海峡大橋までの技術に対して大幅なコスト縮減も必要となる。

このような背景のもと、本共同研究は経済性及び耐風性に優れた超長大橋の上部構造を開発することを目的として、土木研究所、本州四国連絡橋公団、(財)土木研究センター及び民間企業 9 社（石川島播磨重工業(株)、川崎重工業(株)、川田工業(株)、清水建設(株)、住友重機械工業(株)、日本鋼管(株)、日立造船(株)、三井造船(株)、三菱重工業(株)）により平成 10 年度～平成 14 年度の 5 年間の予定で実施しているものである。共同研究は、「超長大橋の耐風性検証方法に関する研究」と「経済性、耐風性に優れた超長大橋の上部構造に関する研究」に分けて実施している。前者は将来の設計基準に関するものであることから、土木研究所と本州四国連絡橋公団のみで実施しているものであり、別の報告書により報告を行う予定である。後者は全研究機関で実施しており、効率的に研究を実施するため、幾つかのグループに分かれて研究を実施している。

本報告書は、平成 10 年度及び平成 11 年度に得られた「経済性、耐風性に優れた超長大橋の上部構造に関する研究」の成果についてとりまとめたものである。なお、平成 11 年度より、近年急速に発達している数値流体解析技術に着目し、新たな視点から耐風性に優れた桁断面を模索するための研究項目に追加したが、研究を開始したばかりであるため、本報告書にはまだ成果を掲載していない。

2. 研究体制

2.1 共同研究参加企業と研究担当者

表 2.1 に参加企業とそれぞれの研究担当者を示す。

表 2.1 共同研究参加企業と研究担当者

氏 名	所 属
岡原 美知夫	建設省土木研究所 構造橋梁部長
佐藤 弘史	" 構造橋梁部 構造研究室長
平原 伸幸	" " 構造研究室主任研究員 (H12.9～)
楠原 栄樹	" " 構造研究室主任研究員
大儀 健一	" " 構造研究室研究員 (～H12.9)
松藤 洋照	" " 構造研究室研究員(～H12.3)
佐藤 政文	" " 構造研究室(H12.4～)
北川 信	本州四国連絡橋公団 長大橋技術センター長
古屋 信明	" " 技術調整課長(～H12.3)
平野 茂	" " 技術調整課長(H12.4～)
小川 和也	" " 技術調整課長代理(～H12.5)
真辺 保仁	" " 技術調整課長代理(H12.5～)
伊藤 進一郎	" " 技術調整課長代理
大廻 聡	" " 技術調整課
池田 秀継	" " 技術調整課
成田 信之	財団法人土木研究センター 非常勤理事
佐伯 彰一	" 常務理事
鷹取 勲	" 研究開発四部長
三木 正久	" 橋梁研究部 次長(～H12.3)
横幕 清	" 研究開発四部主任研究員(H12.4～)
松田 一俊	石川島播磨重工業(株) 技術開発本部大型機械システム開発部課長
鈴木 政直	" 橋梁事業部設計部詳細設計グループ 課長(呉新宮工場)
黒田 眞一	" 基盤技術研究所基礎技術研究部課長
上島 秀作	" 技術開発本部大型機械システム開発部研究員
杉本 高志	" 技術開発本部大型機械システム開発部研究員
小川 一志	川崎重工業(株) 橋梁・水門総括部参与
下土居 秀樹	" " 橋梁開発部参事
川本 英機	" 明石技術研究所流体技術研究部主事
尾立 圭巳	" 橋梁・水門総括部橋梁開発部

氏 名	所 属
越後 滋	川田工業(株) 技術開発本部長
内海 靖	" " 技術研究室主幹研究員
宮地 真一	" " 技術研究室主幹研究員
枝元 勝哉	" " 技術研究室係長
大野 克紀	" " 技術研究室主任
畠中 真一	" " 技術研究室
若原 敏裕	清水建設(株) 技術研究所和泉研究室主任研究員
大野 浩	" 土木本部設計部グループ長
嶋田 健司	" 技術研究所建築研究開発部
野澤 剛二郎	" 技術研究所和泉研究室
宮崎 正男	住友重機械工業(株) 鉄構機器事業本部技術部長
斎藤 善昭	" " 技術部課長代理
荒居 祐基	" " 技術部課長代理
青田 昇	" " 技術部
大東 義志	" " 技術部
市嶋 大路	" 総合技術研究所応用数理グループ
武田 勝昭	日本鋼管(株) 都市工学研究部主幹
加藤 真志	" " 耐風・構造チーム主任研究員
村上 琢哉	" " 耐風・構造チーム主任研究員
川畑 篤敬	" 橋梁建設部開発技術室課長(～H12.3)
高尾 道明	" " 開発技術室係長
植田 利夫	日立造船(株) 鉄構・建機技術研究センター長
田中 洋	" 鉄構・建機事業本部設計本部海洋土木設計部長
猪原 茂	" " 橋梁設計部課長
三河 克己	" 鉄構・建機技術研究センター主任研究員(H12.4～)
山口 映二	" " 研究員
井上 浩男	三井造船(株) 鉄構建設事業本部技術部部長
小林 潔	" " 技術部(～H12.3)
佐野 健一	" " 技術部課長補佐
酒井 正和	" " 技術部課長補佐
林 健一	" " 技術部主任
森島 弘吉	" " 技術部
吉住 文太	" " 技術部
渡邊 茂	" " 技術部(H11.8～)

氏 名	所 属
増田 伊知郎	三菱重工業(株) 広島製作所鉄構技術部橋梁設計課長
中島 行弘	" " " 橋梁設計課主任
斉藤 通	" 長崎研究所次長
平井 潤	" 広島研究所鉄構土木研究室主任
本田 明弘	" 長崎研究所流体研究室主席研究員
平井 滋登	" " 流体研究室主任
所 伸介	" " 流体研究室

2.2 研究計画と分担

グループ名	研究分担の内容	担 当
A	超長大橋の耐風性検証方法に関する検討	土木研究所 本州四国連絡橋公団
B	経済性、耐風性に優れた超長大橋の上部構造に関する研究	
B-1	桁のフラッター及び渦励振に関する研究	土木研究所 本州四国連絡橋公団 土木研究センター 石川島播磨重工業 川崎重工業 川田工業 住友重機械工業 日本鋼管 日立造船 三井造船 三菱重工業
B-2	ガスト応答に関する研究	土木研究所 本州四国連絡橋公団 石川島播磨重工業 川崎重工業 住友重機械工業 日立造船 三菱重工業
B-3	主塔の渦励振に関する研究	土木研究所 本州四国連絡橋公団 川崎重工業 住友重機械工業 日立造船 三菱重工業
B-4	数値流体解析による桁断面の研究	土木研究所 本州四国連絡橋公団 土木研究センター 石川島播磨重工業 川崎重工業 清水建設 住友重機械工業 日本鋼管 日立造船 三井造船 三菱重工業

3. 本年度の研究成果の概要

これまで対象とした橋梁断面の幅員構成は6車線が中心であり、平成11年度の検討で対象とする幅員構成は4車線を中心とした研究を行ってきた。検討対象とする構造形式はこれまでと同様に中央径間が2,500m級、橋長が5,000m級の3径間2ヒンジ吊橋である。本報告書は中間報告としてこれまでの研究成果をまとめ、研究成果のなかで得られたフラッター解析結果や風洞試験結果等を明確にしておくとともに、本共同研究で開発された耐風技術を保存することにする。以下に各検討項目ごとにその概要を述べる。

(1) 形状に関する検討

桁形状の検討として、従来の一箱桁形式、二箱桁形式の他に床版の全幅員にわたってグレーチング床版を用いたオールグレーチング形式や新形式についても検討を行った。各断面について、フェアリングの設置や上下面に設置したセンターバリア形状の変化や防風柵等の効果を詳細に検討し、2次元バネ支持試験の結果からフラッター限界風速が70m/sを超える断面や、3次元フラッター解析においてはフラッター限界風速が90m/sを超えるものまで開発でき、補剛桁断面の耐風性改善の観点からみても、超長大橋に対するある程度の耐風性確保できる見通しが立ったといえる。以下4.2.1～4.2.10にこれらの検討の詳細を述べる。

(2) 構造に関する検討

補剛桁の剛性を高め、フラッター限界風速の向上を目的とし、クロス・斜めステイ、水平・対角ステイ、タワーケーブルなどのケーブルシステムを考案し、これらステイの最適設置位置や設置構造の検討を行うことで補剛桁のフラッター特性におよぼす有効性の検討を行った。これら検討結果より、形状に関する検討から得られた優れた耐風特性を持つ桁断面との融合により、さらなる高いフラッター限界風速を持つ橋梁新形式が期待される。以下4.3.1～4.3.4にこれらの検討の詳細を述べる。

(3) ガスト応答に関する検討

超長大橋の耐風設計を検討する上でフラッターと同じく重要な空力現象の一つにガスト応答がある。ここでは、計測された空力アドミッタンスを用いて、2箱桁断面を有する超長大橋のガスト応答解析を行い、本四基準に準拠したガスト解析値と比較している。以下第5章にこれらの検討の詳細を述べる。

(4) 桁の渦励振対策の検討

これまでの検討の中で渦励振に対する検討は少ないが、一部で検討を行っており、第6章にこれらの検討の詳細を述べる。また、渦励振に対する今後課題についても整理した。

(5) その他の検討

その他の検討として補剛桁の Re 数影響の検討や主塔の渦励振対策の検討課題を整理する。Re 数影響の検討として過去に計測例のない 10^6 のオーダーの高い Re 数領域における非定常空気力におよぼす検討を行っている。また、項目としてとげられていた主塔の渦励振対策については現時点で具体的な検討が行われていないので、今年度以降の検討課題としてまとめることとした。詳細は第 7 章に述べる。

4. フラッターに関する検討

4. 1 概要

フラッターに関する検討としては、桁の形状を工夫することで耐風性を向上させようとする試みと、ケーブル等により構造特性を変化させることで耐風性の向上を図る試みとが実施された。桁形状による耐風性の検討としては、オールグレーチング桁、半楕円断面桁、導流板・暴風柵設置一箱桁、中央開口桁、中央路側端開口・チッププレート設置桁、中央開口・遮風壁設置桁、中央開口・センターバリアー設置桁、中央開口・水平鉛直スタビライザー設置桁、中央開口桁、中央開口・遮風壁設置桁等々が検討された。対象とする超長大吊橋の補剛桁が6車線から4車線へと変更されたこともあり、すべてのケースで十分な耐風性を確保するには今後のさらなる検討が必要であるが、オールグレーチング桁や中央開口部を大きく取った桁で、目標とする限界風速の80 m/s をクリアする結果が得られていることは、今後に期待できる明るい材料であると言える。

一方、ケーブル等で構造特性を変化させ耐風性を向上しようとする試みとしては、クロスステイ・斜めステイ案、ケーブルシステム案、水平ステイ・対角ステイ案、タワーケーブルシステム案が挙げられる。これらについては、まだアイデアの域を出ておらず、その効果の程は3次元全橋模型実験等で検証する必要があることから、構造面の検討も含め次年度以降に大型風洞を利用した検証試験を実施することとした。

4. 2 形状に関する検討

桁の形状に関しては、H7年度～H9年度の3年間にわたる「耐風性および経済性に優れた超長大橋の開発に関する共同研究」において、一箱桁形式、二箱桁形式および新形式の3つの区分のもと、主としてフラッター性能の向上の面から検討が続けられた。対象は、中央支間 2500m、全長 5000m で6車線の3径間2ヒンジ吊橋で、剛体部分模型を用いた2次元ばね支持試験、あるいは、非定常空気力試験結果を用いた2次元フラッター解析により耐風性の良好な断面を追究し、その結果、耐風性が良好と考えられる断面については三分力試験、非定常空気力試験を実施し、それらの空気力係数を用いて3次元マルチモードフラッター解析によりフラッター発現風速を算定することにより耐風性が評価された。

一箱桁ではフェアリング形状、センターバリア、中央部開口、遮音壁に関する検討、二箱桁では中央部開口率、鉛直スタビライザーやセンターバリア、水平スタビライザーあるいはガイドベーンと称せられる導流板、フェアリング角度、突起プレート、遮音壁等に関する検討、また、新形式桁としては楕円断面、多角形断面、菱形断面、開口六角形断面や二箱桁と一箱桁の併用案について検討が加えられた。これらの結果、6車線断面として比較的耐風性の良好な一箱桁、ほぼ設計目標値 80 m/s を満足する二箱桁、さらには、二箱桁と一箱桁の併用案などフラッター性能向上に関する知見が得られている。

H10年度よりスタートした本共同研究においては、対象とした吊橋は、6車線から4車線に変更、中央支間長は 2500m から 2800m に変更（ただし、全長 5000m は不変）され、H7年度～H9年度の3年間の上記成果を踏まえて新たな検討が続けられた。

一箱桁、二箱桁については、4車線への大きな変更に対応して断面構成・形状変更を含め、さらなるフラッター性能の向上、走行安全性向上に配慮した遮音壁併置をも勘案して検討された。とくに、一箱桁でも大幅なフラッター性能向上を図る対策が追究された。また、二箱桁では、中央開口部のグレーチング部を走行車線に活用した経済的断面で設計目標値 80 m/s を十分クリアできることが明らかになった。また、新形式としては、全く新しい観点から、一箱桁の桁下面を楕円形状とする半楕円断面桁や床版部全体をグレーチング構造とするオールグレーチング桁が検討され、オールグレーチング桁でも優れたフラッター特性を有する断面案が得られた。

以下、各検討結果について報告する。

4.2.1 オールグレーチング桁

(1) 概要

フラッターを発生させる空気力を受ける主要部材と考えられる床版を全てグレーチングとしたオールグレーチング桁(図4. 2. 1-1)は、桁の空力対策としては極端な例と考えられる。その空力特性を調査する目的でバネ支持風洞試験を実施した。

その結果、フラッター発現風速はフェアリング形状の影響を大きく受け、空力特性の良好なフェアリングを用いた場合、2,250 m 級の吊橋を想定した場合、フラッター発現風速は85 m/s(迎角 -3°)となった。さらに、下面側に導流板を設置すると、100 m/s までフラッターは観測されなかった。また、グレーチングの充実率もフラッター風速に少なからぬ影響を与えた。

振動のタイプとしては、フラッターは連成フラッターが基本である。また、発振風速範囲が限定された大振幅が観測された例もある。

路面風速分布を計測した結果、グレーチングを抜ける風速の鉛直成分は大きくないことが確認された。

(2) 試験対象橋梁・試験項目

実験の対象として想定した橋梁諸元を表4. 2. 1-1に示す。参考として、4車線のうち2車線を箱桁上として、内側車線部分をグレーチングとした二箱桁の値を同表に合わせて示す。

表4. 2. 1-1 想定橋梁諸元

項目 \ 桁		オールグレーチング	二箱桁(参考)
径間数		860 + 2,250 + 860 m	
車線数		4車線	
ケーブル間隔		28 m	
死荷重	桁	108.8 kN/m (11.09 t/m)	167.3 kN/m (17.06 t/m)
	ケーブル	55.5 kN/m (5.66 t/m)	79.0 kN/m (8.06 t/m)
振動数	ねじれ	0.122 Hz	0.147 Hz
	鉛直たわみ	0.073 Hz	0.071 Hz

風洞試験に用いた模型の縮尺は、1/64 とした。

試験項目を以下に示す。

- ① バネ支持(フェアリング形状、グレーチング充実率、遮風壁の影響調査)
- ② 路面風速測定
- ③ 3分力計測(バネ支持で良好な特性を示した断面)
- ④ 非定常空気力係数(バネ支持で良好な特性を示した断面)

(3) バネ支持試験結果

1) フェアリング形状の影響

バネ支持試験の結果、振動の発現した風速を表4. 2. 1-2に示す。発現したフラッターは連成フラッターである。また、フラッター発現風速以前に風速範囲の限定された大振幅が発生したケースもあり、表中では風速限定振動として風速範囲を示した。

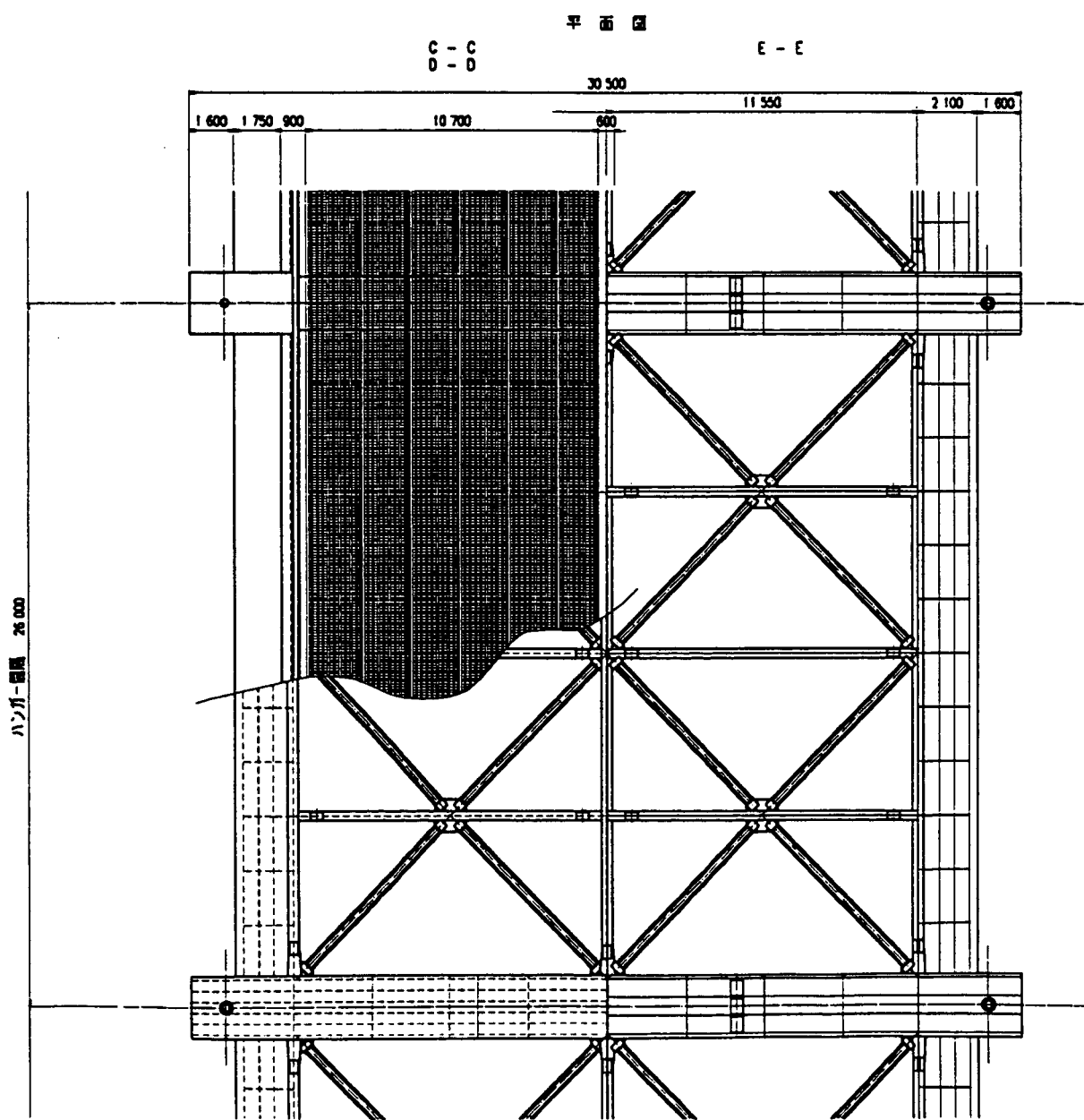
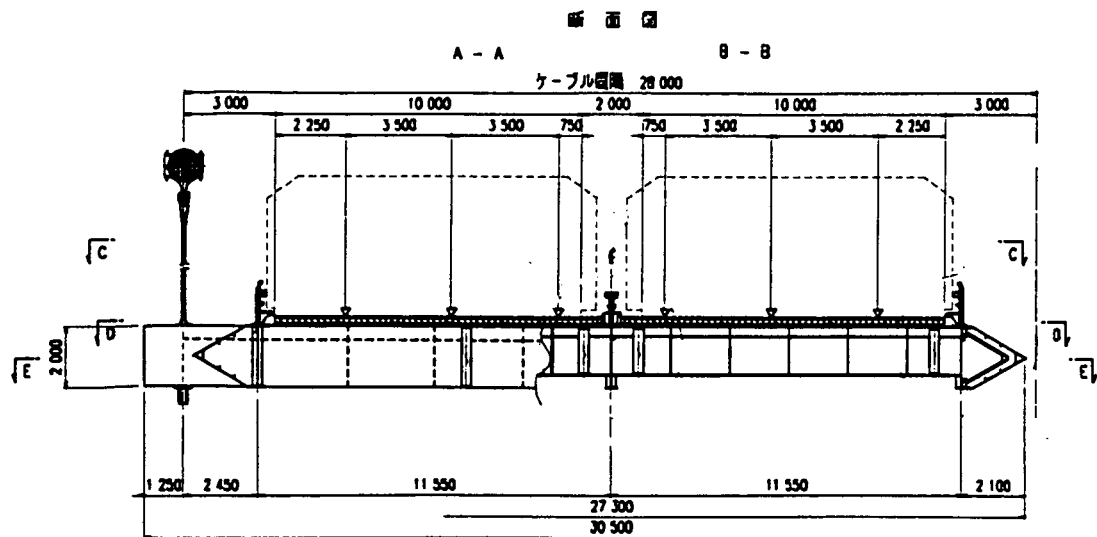
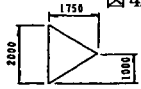
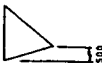
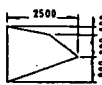
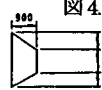
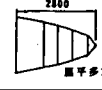


図4. 2. 1-1 標準断面図 (フェアリングは基本形状の例)

表4. 2. 1-2 バネ支持試験結果（フェアリングの影響）

フェアリングタイプ (寸法：実橋換算、mm)	振動発現風速 (m/s、実橋換算風速)		
	迎角 -3°	迎角 0°	迎角 $+3^{\circ}$
基本  図4.2.1-2にV-A- δ 図	78	80	100 以上
A 	73	69	85
B 	58	59	67
C  図4.2.1-3にV-A- δ 図	85 (100 以上)	100 以上 (100 以上)	100 以上 (100 以上)
D 	57	63	63
E 	42	100 以上	100 以上
F 	49 (49~70 は風速限 定的振動)	100 以上	100 以上 (75 から 0.5° 程度 の振幅あり)
なし 図4.2.1-4にV-A- δ 図	100 以上 (10~20 で風速限 定振動)	100 以上	100 以上 (60~70 で風速限 定振動)

注：グレーチング充実率は45%。Cの()内は、下面側導流板付き

2) グレーチングの充実率の影響

グレーチング充実率を変化させたバネ支持試験の結果、振動の発現した風速を表4. 2. 1-3に示す。また、フラッター発現以前に風速範囲の限定された大振幅が発生したケースもあり、表中では風速限定振動として風速範囲を示した。

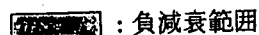
表4. 2. 1-3 バネ支持試験結果（グレーチング充実率）

グレーチング充実率 (%)	振動発現風速 (m/s、実橋換算風速)		
	迎角 -3°	迎角 0°	迎角 $+3^{\circ}$
40%	72	100 以上	100 以上
45%	85	100 以上	100 以上
50% 図4.2.1-5にV-A- δ 図	93	100 以上	100 以上
60%	98	100 以上	100 以上 (10~15 で風速限定振動)
70% 図4.2.1-6にV-A- δ 図	100 以上	100 以上 (10~15 で風速限定振動)	100 以上 (10~15 で風速限定振動)

(注：フェアリング形状は表4. 2. 1-2の結果で最も良好な特性を示したタイプC)

圖型主要寸法	
拔長	427.8mm
板厚	31.3mm
拔長量	1630.0mm
板寬比	1.0%

100 m/s 以下では発振せず

超長大吊り橋 バネ支持試験 振幅—風速—減衰率 曲線 基本断面 ($\alpha=3^\circ$)

機 體 主 要 寸 法	
機 體	427.8mm
機 體 厚	31.3mm
機 體 長	1430.0mm
機 體 高	1.05

$$V_{cr} = 80.0 \text{ m/s}$$

超長大吊り橋 パネ支持試験 振幅-風速-減衰率 曲線 基本断面 ($\alpha=0^\circ$)

機型	主 機 寸 法
機 長	427.9mm
機 厚	31.3mm
機 高	1630.0mm
機 重	1.0t

$$V_{cr} = 78.4 \text{ m/s}$$

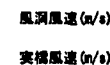
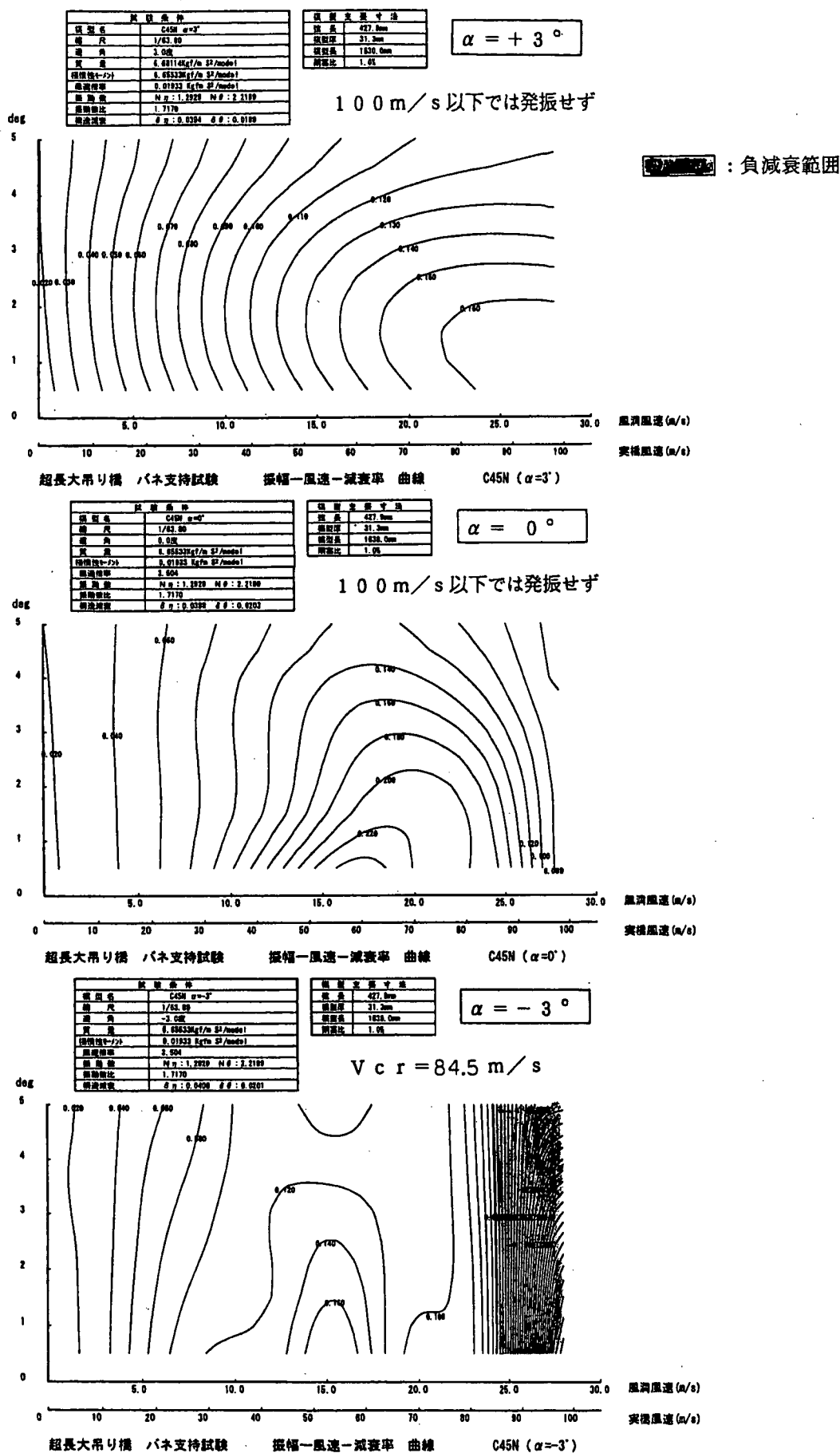
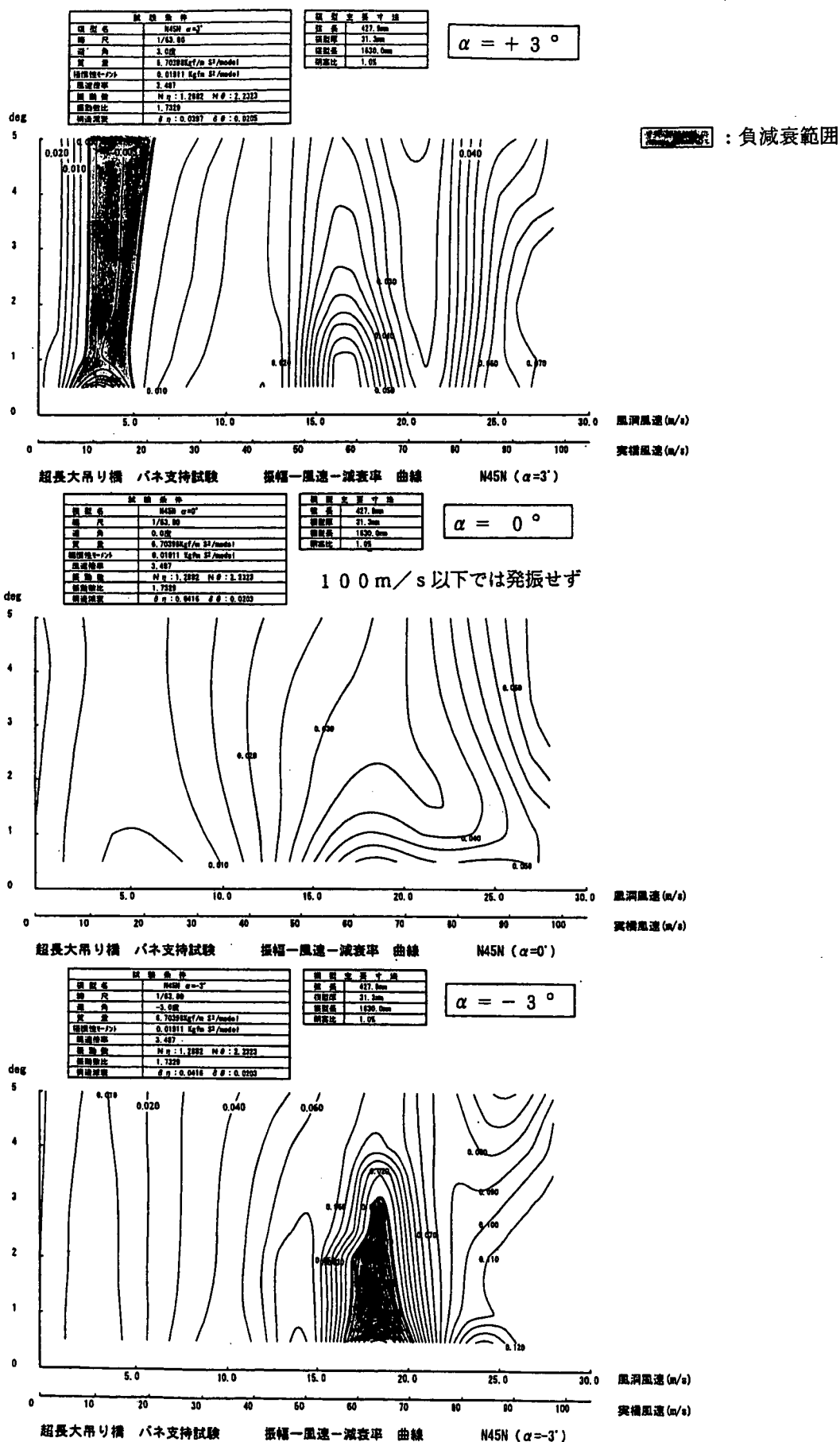
超長大吊り橋 パネ支持試験 振幅一風速一減衰率 曲線 基本断面 ($\alpha=3^\circ$)

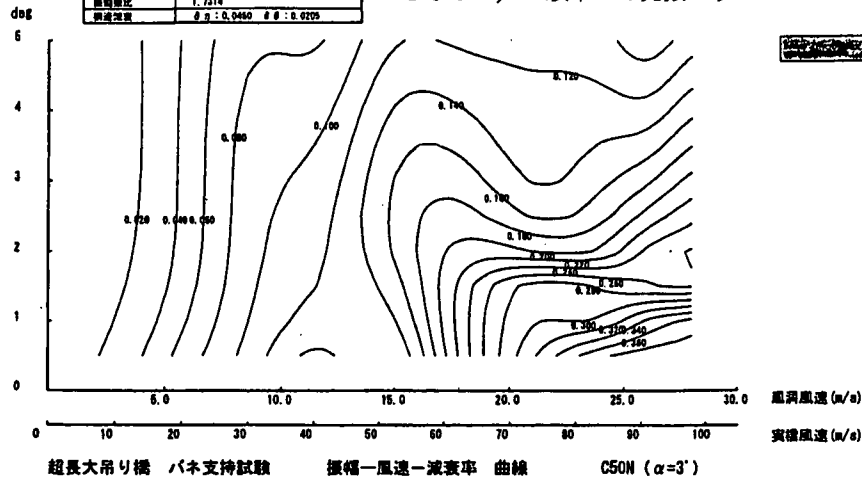
図4. 2. 1-2 パネ支持風洞試験結果 (フェアリグ* = 基本、グレイチング* 充実率 = 45%)





$$\alpha = +3^\circ$$

100 m/s 以下では発振せず

超長大吊り橋 バネ支持試験 振幅-風速-減衰率 曲線 C50N ($\alpha=3'$)
$$\alpha = 0^\circ$$

100 m/s 以下では発振せず

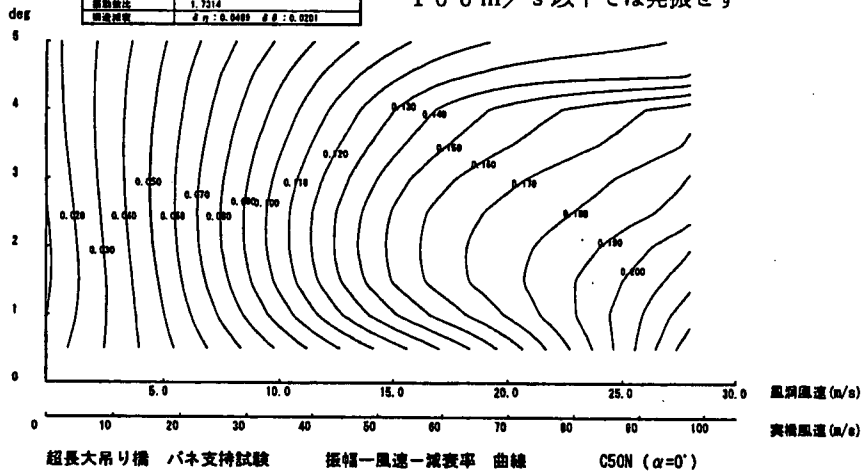
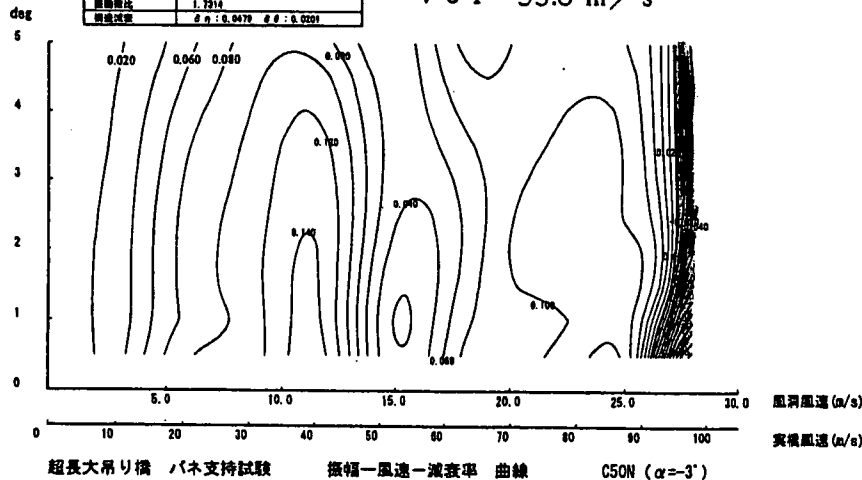
超長大吊り橋 パネ支持試験 振幅一風速一減衰率 曲線 C50N ($\alpha=0^\circ$)
$$\alpha = -3^{\circ}$$
$$V_{cr} = 93.0 \text{ m/s}$$
超長大吊り橋 パネ支持試験 振幅-風速-減衰率 曲線 C50N ($\alpha = -3^\circ$)

図4. 2. 1-5 バネ支持風洞試験結果 (フェアリング=C、グレイチング*充実率=50%)

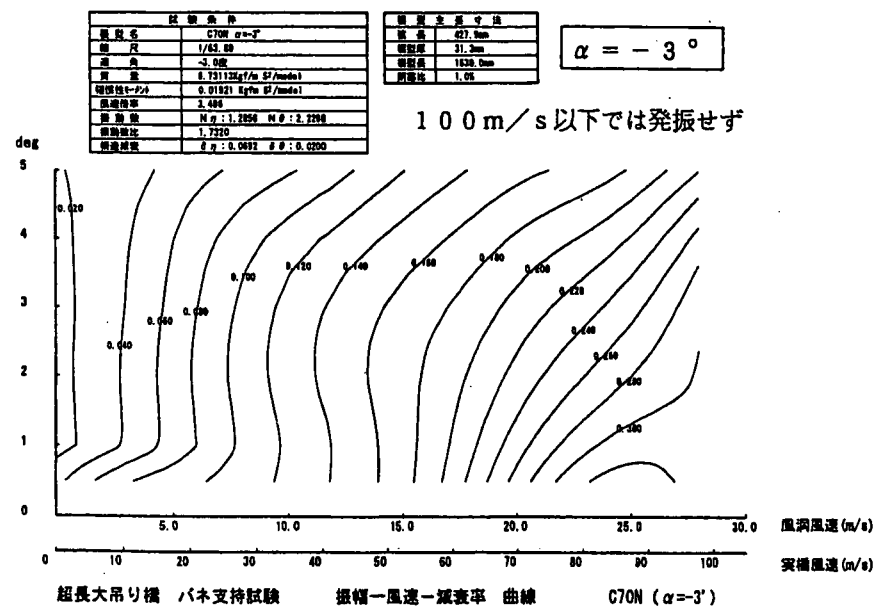
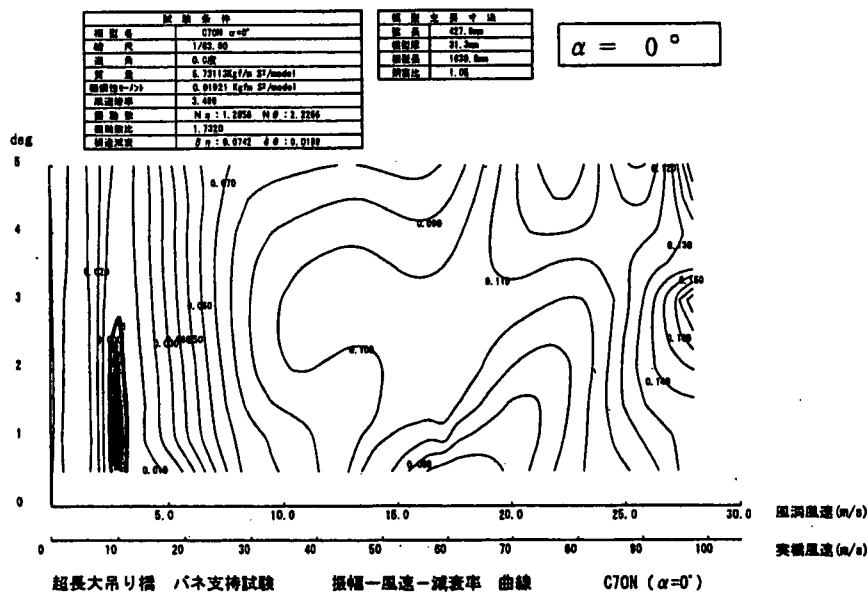
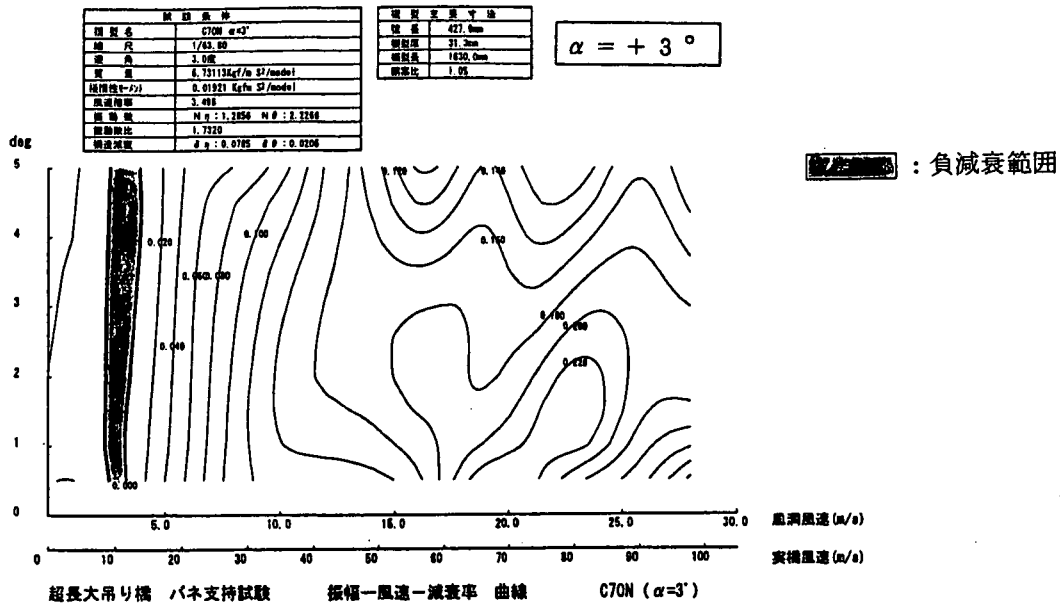


図4. 2. 1-6 パネ支持風洞試験結果 (フェリング=C、グレーチング充実率=70%)

3) 遮風壁設置の影響

遮風壁設置の影響を調査するために、フェアリング形状Cの模型に高さ3 m、充実率30、70 %の遮風壁模型を設置してバネ支持風洞試験を実施した。その結果、遮風壁なしの各ケースでは観測されなかった風速限定振動が発生するなどの、耐風特性の悪化が認められた。

(4) 路面風速測定結果

上記のバネ支持風洞試験結果、比較的良好な空力特性を示したフェアリングC（導流板付き）の路面風速測定を実施した。遮風壁なしの結果を図4. 2. 1-7に高さ3 m・遮風率70 %の遮風壁を設置したケースの結果を図4. 2. 1-8にベクトル図で示す。

図4. 2. 1-7、8に見られるように、グレーチングを抜ける鉛直方向の風速成分はほとんど見受けられない。遮風壁を設置したケースでは上流側桁端においてフェアリングにより一部吹き上げられた風速成分が観測されたが、全体として風速は減少していることが確認された。

(5) まとめ

オールグレーチング桁の風洞試験を実施した結果、以下のような結果が得られた。

- ①床版全体をグレーチングとして空気力を低減した桁においてもフラッターが観測され、その発現風速はフェアリング形状、グレーチング充実率の影響を受ける。
- ②振動のタイプとしては、フラッターは連成フラッターが基本である。また、発振風速範囲が限定された大振幅が観測された例もある。
- ③その発現風速は、中央径間長2,250 mの吊橋を想定した場合、桁端形状（フェアリング、導流板）を工夫することにより、100 m/s以上である。
- ④路面風速分布を計測した結果、グレーチングを抜ける鉛直方向の風速成分はほとんど見受けられないことが確認された。

接近流風速

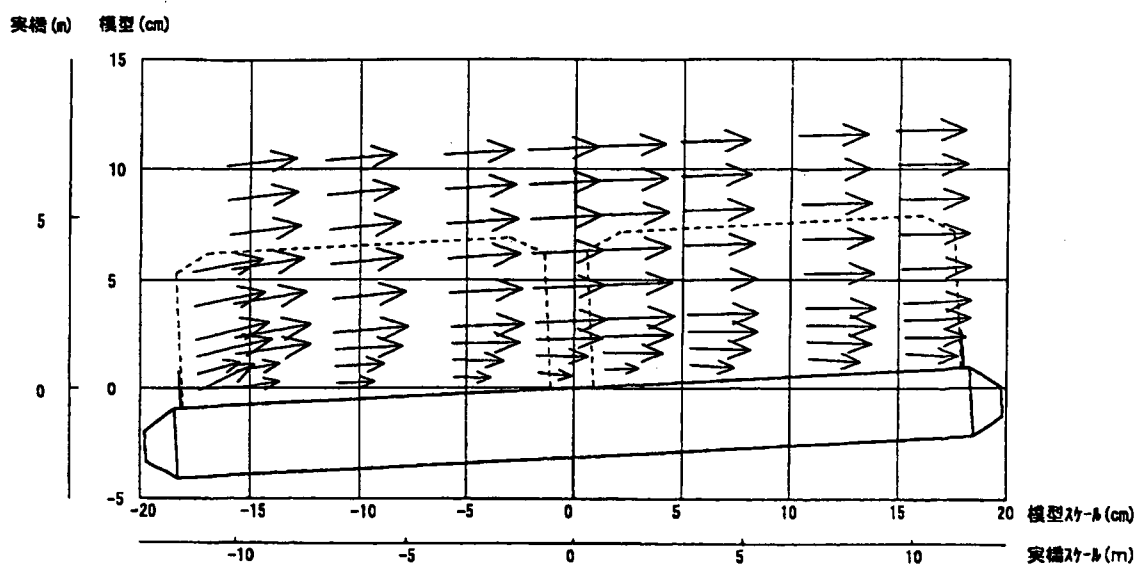
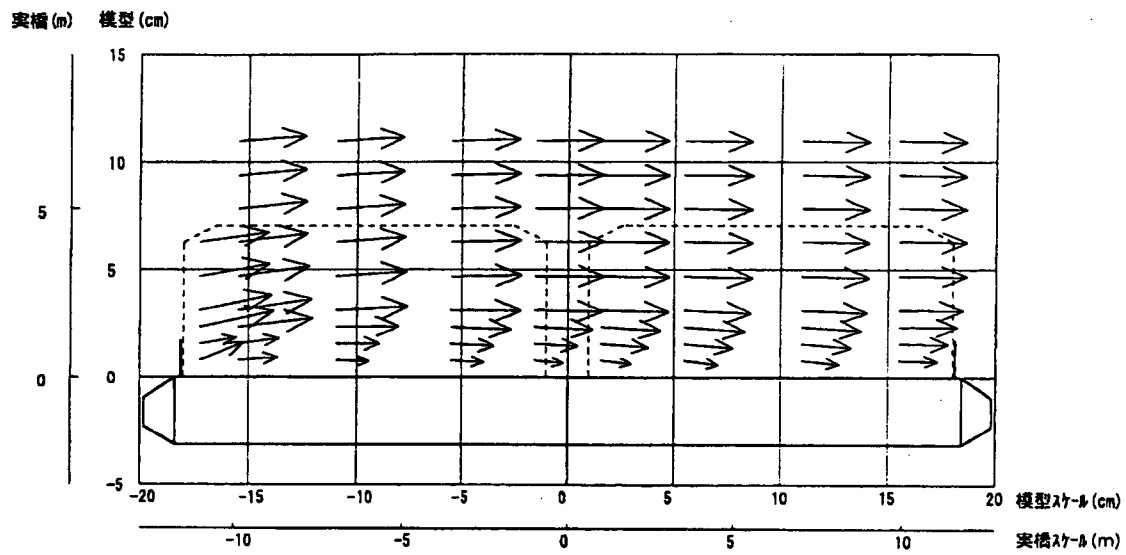
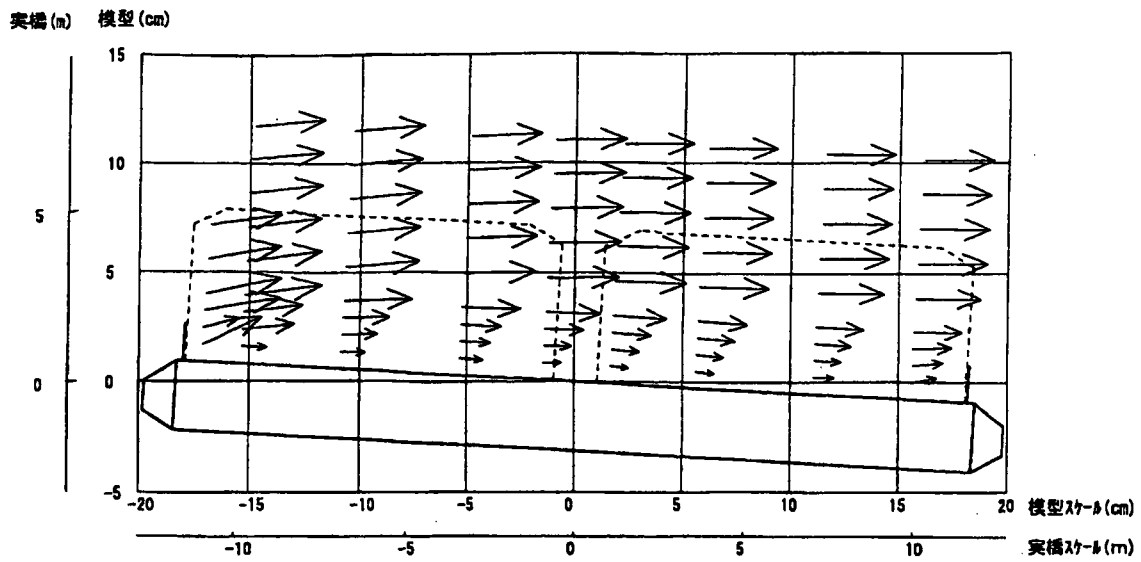


図4. 2. 1-7 路面風速分布
(フェアリック=C、グレーチング 充実率=50%、遮風壁=なし)

接近流風速

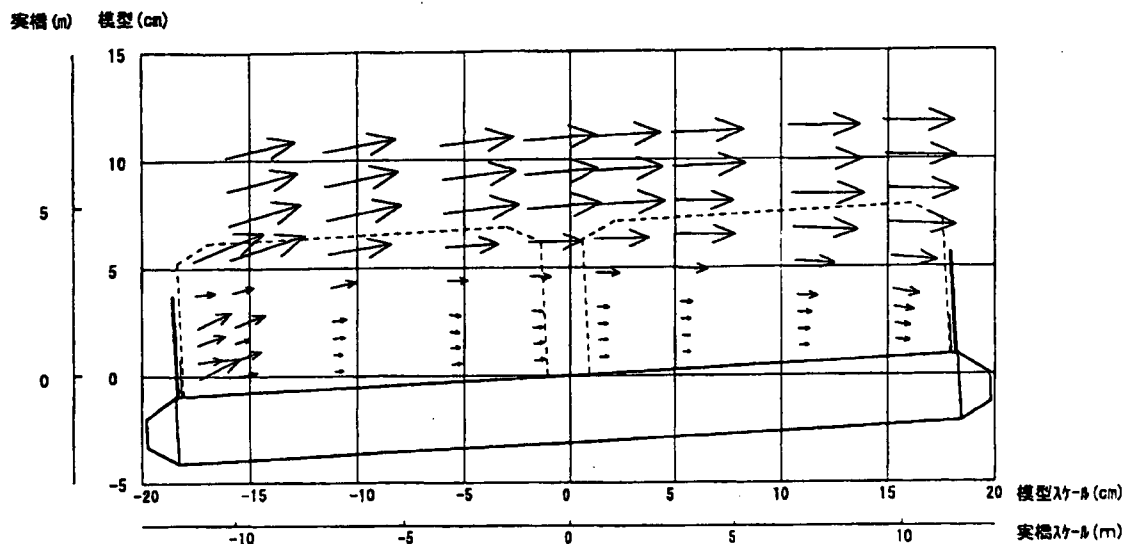
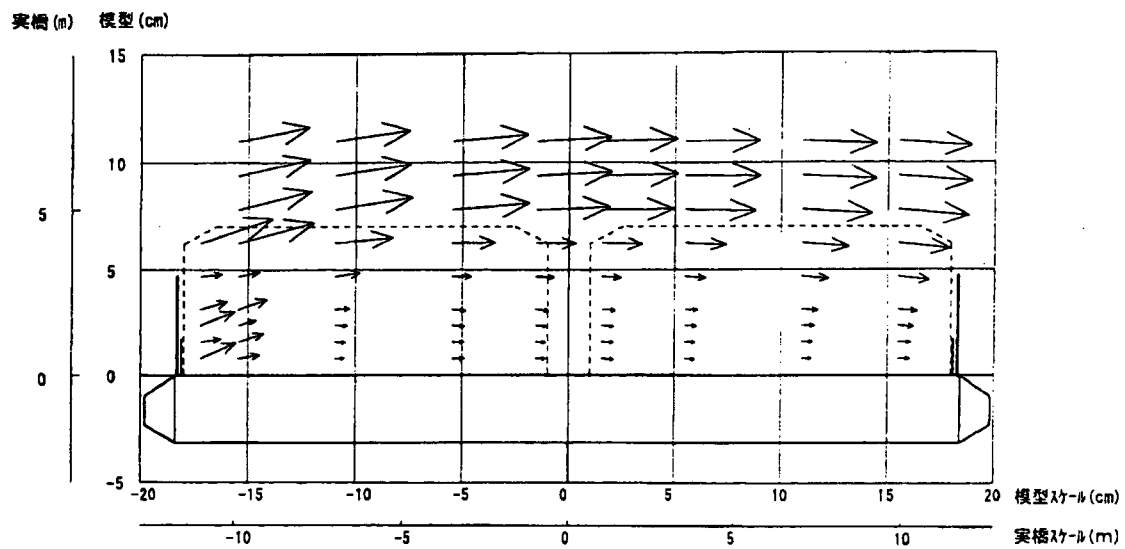
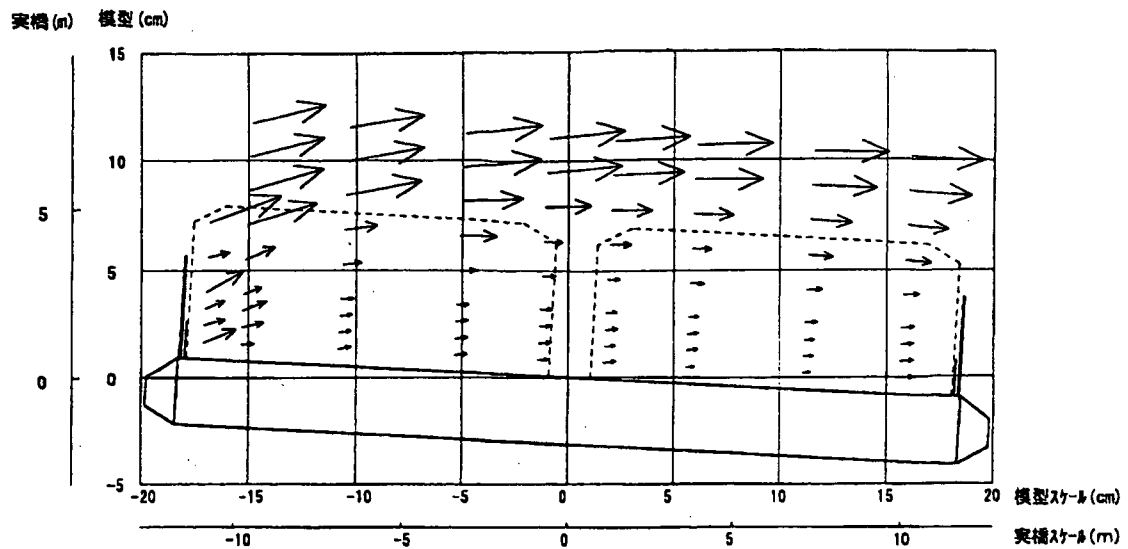


図 4. 2. 1-8 路面風速分布
(フェアリング=C、グレーチング 充実率=50%、遮風壁=あり)

4.2.2 半楕円断面桁

(1) 概要

図4.2.2-1に示す半楕円断面桁を検討対象に、風洞試験と数値流体解析を行い、本断面の基本的な空力特性を調査した。

本断面は経済性を追求するという観点から、橋桁の下面を楕円形状にすることにより、製作コスト低減を図ることを目的としている。

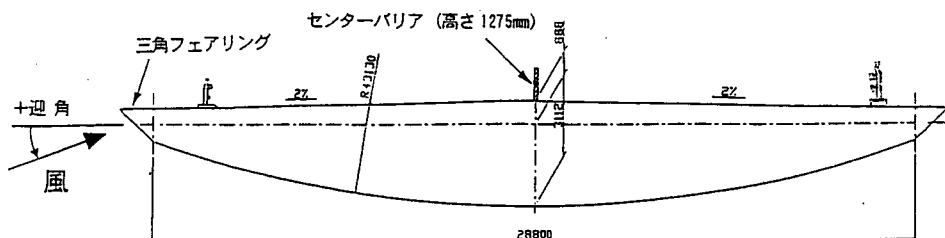


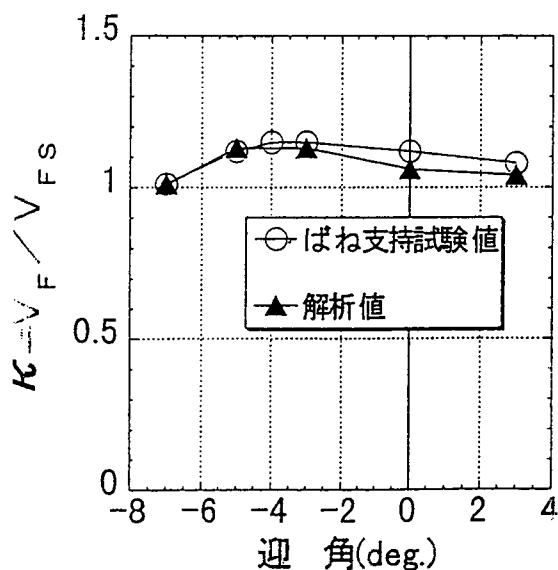
図4.2.2-1 検討断面

(2) 風洞試験

1) ばね支持試験

風洞試験として、まず、フラッター特性に着目したばね支持試験を行った。その結果を図4.2.2-2に示す。横軸、縦軸は、それぞれ迎角、 κ 値である。 κ 値はフラッター風速試験値 V_F とSelberg式によるフラッター風速 V_{FS} の比である。なお、迎角0度におけるばね支持試験において、模型は気流に対して、頭下げの姿勢をとる傾向が認められた。したがって、実橋の中央径間の橋桁は静的風荷重によって、頭下げとなることが予測されたことから、試験迎角は-7度までの負迎角をカバーした。また、参考までに計測した非定常空気力係数を用いた2次元フラッター解析結果も併記した。解析値と試験値はほぼ対応しており、計測した非定常空気力係数の妥当性が確認できた。

ばね支持試験の結果、 κ 値は1.0～1.15となった。したがって、本断面を超長大橋に適用するにはさらに改良する必要があることが分かった。



V_F : フラッター風速 (試験値) (m/s)

V_{FS} : フラッター風速 (Selberg 式) (m/s)

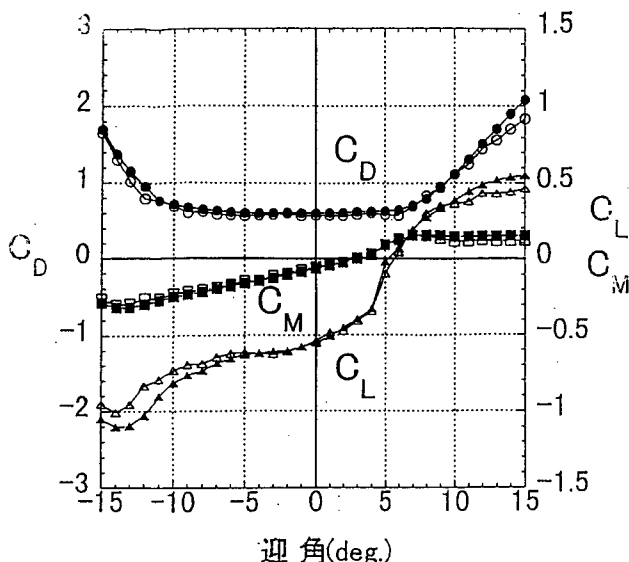
解析値 : 計測した非定常空気力係数使用

図4.2.2-2 ばね支持試験結果

2) 三分力試験

三分力試験結果を図4.2.2-3に示す。異なる2風速で計測したが、迎角が±5度を越える大きな迎角になると三分力係数に差が認められることから、レイノルズ数の影響が存在することが分かった。

迎角0度における抗力係数は0.58であり、偏平六角断面の抗力係数とほぼ同様の値となった。



風洞風速V	8 m/s	17 m/s
抗力係数 C_D	○	●
揚力係数 C_L	△	▲
空力モーメント係数 C_M	□	■

$$C_D = F_D / (1/2 \cdot \rho V^2 \cdot A_n)$$

$$C_L = F_L / (1/2 \cdot \rho V^2 \cdot B)$$

$$C_M = F_M / (1/2 \cdot \rho V^2 \cdot B^2)$$

F_D : 抗力(N/m), F_L : 揚力(N/m),

F_M : 空力モーメント(N・m/m), ρ : 空気密度($\text{N} \cdot \text{s}^2/\text{m}^4$),

V : 風速(m/s), A_n : 投影面積($3.112\text{m}^2/\text{m}$),

B : 代表幅(28.8m)

図4.2.2-3 三分力係数

(3) 数値流体解析

本断面は、橋桁の下面が楕円形状であるため、円柱のようなレイノルズ数効果が存在する可能性がある。風洞試験のレイノルズ数は、実橋に対してオーダーが2桁低い。しかし、風洞試験で行えるレイノルズ数には限界がある。そこで、ここでは数値流体解析を用いて、レイノルズ数を変化させた三分力係数を算出し、レイノルズ数の影響を確認した。

解析結果を表4.2.2-1に示す。風洞試験値の揚力係数と空力モーメント係数は、解析結果①とほぼ一致した。解析結果①の抗力係数が、風洞試験値より小さいのは、解析は高欄を考慮していないためであると思われる。数値流体解析結果①、②を比較すると、レイノルズ数が大きくなると揚力係数および空力モーメント係数はその絶対値が大きくなる傾向にある。このことは、図4.2.2-3の風洞試験結果と同様の傾向である。

表4.2.2-1 三分力係数 (数値流体解析結果)

$Re = VB/\nu$ 数, V : 風速, B : 桁幅, ν : 動粘性係数

	$Re = VB/\nu$	迎角	C_D	C_L	C_M
試験結果	2.0×10^4	0度	0.577	-0.535	-0.054
解析結果①	2.5×10^4	0度	0.445	-0.520	-0.053
同 ②	1.0×10^6	0度	0.406	-0.680	-0.065

風洞試験と実橋の各レイノルズ数領域における流線図および表面圧力分布の比較をそれぞれ図4.2.2-4, 図4.2.2-5に示す。流線図ではレイノルズ数の影響はほとんど判読が困難であるが、表面圧力分布では、レイノルズ数の影響が見受けられる。レイノルズ数が大きくなると、下面の圧力分布は全体的にその絶対値が大きくなる。一方、上面は上流側のみ圧力分布の絶対値が大きくなるが、下流側はレイノルズ数の違いによる差はほとんどない。その結果、レイノルズ数が大きくなると、圧力分布全体を積分した揚力は、下向きに大きくなり、負の揚力係数の絶対値は大きくなる。

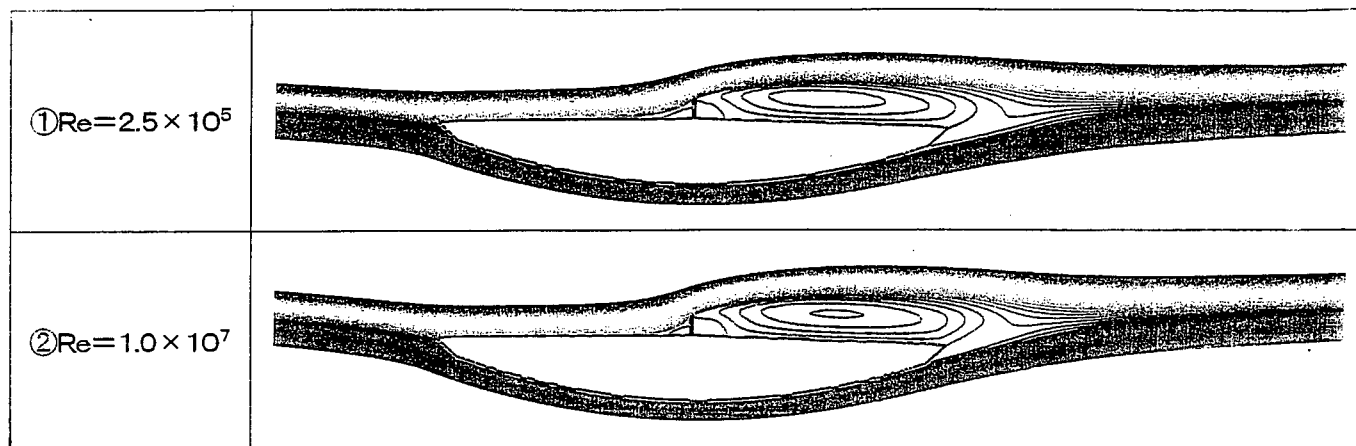


図4.2.2-4 流線図

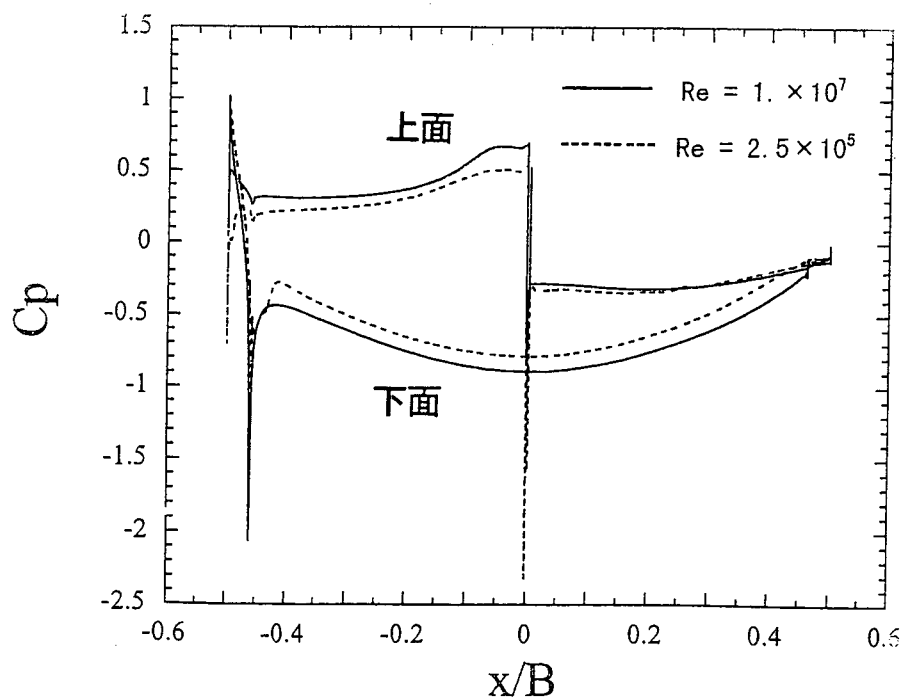


図4.2.2-5 表面圧力分布

(4) まとめ

半楕円断面桁を検討対象に、風洞試験と数値流体解析を行い、本断面の基本的な空力特性を調査した。得られた結果をまとめると次のとおりである。

- ①ばね支持試験の結果、 κ 値は1.0～1.15となった。したがって、本断面を超長大橋に適用するにはさらに改良する必要があることが分かった。
- ②三分力試験結果によると、迎角0度における抗力係数は0.58であり、偏平六角断面の抗力係数とほぼ同様の値となった。
- ③数値流体解析結果によると、レイノルズ数が大きくなると揚力係数および空力モーメント係数はその絶対値が大きくなる傾向にある。このことは、三分力試験結果と同じ傾向である。

4.2.3 防風柵付4車線一箱桁断面の検討

(1) 中央開口を設けない場合の検討

防風柵付4車線一箱桁断面（桁高 5.5m）の検討を実施した。6車線断面で実施したフェアリング形状の変更、上下面バリアの設置を施した断面形状に、新たに導流板を設置した断面（図4.2.3-1）を基本断面としている。これに防風柵として、高さ3mで下側1mに開口が設けられている下部開口防風柵を設置した場合も検討した。検討内容を以下に列挙する。

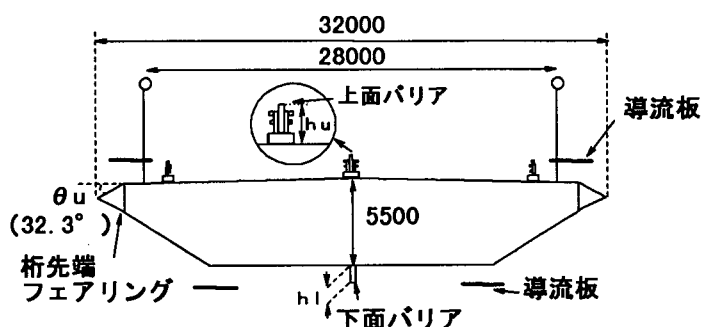
検討方法は、現段階の最重要課題であるフラッター性能の照査を効率良く実施することを第一目的と考え、各断面の迎角 -3° 、 0° 、 $+3^\circ$ の非常空気力係数を測定して、2次元フラッター解析によりフラッター発現風速を算定した。算定結果は、断面形状の耐風性能を表す指標として形状補正係数 κ （Selberg式との比）でまとめた。

1) 導流板の設置検討

検討結果を図4.2.3-2に示す。これより、6車線検討時と同様に上、下面バリアのみ設置した場合（同図 導流板なし）では、 κ が概ね1.2であるのに対し、導流板を設置した断面では κ は大きくなり、特に桁の上面、下面共に導流板を設置した場合には、特に迎角 0° 、 $+3^\circ$ の耐風性が大きく改善され、 $\kappa=1.3$ 以上となっていることがわかる。一方、吊橋の強風時静的変形特性上重要となる負の迎角については、導流板を桁の上下面に設置した場合でも $\kappa=1.28$ であり、改善効果は5%程度にとどまっている。

2) 下部開口防風柵の検討

下部開口防風柵を設置した検討結果を図4.2.3-3に示す。下部開口防風柵は、桁上フランジ端部に設置している。比較のために、下部開口のない防風柵（開口部1mを閉塞した防風柵）を設置した断面、更にバリアも導流板も設置していない断面も示した。これより、下部開口防風柵を設置した断面は、迎角 0° 、 $+3^\circ$ ではそれぞれ $\kappa=1.4$ 、1.2程度となっており、下部開口を設けることによって格段に耐風性が向上していることがわかる。また、前述した上下面バリア



(備考) $h_u=1.5\text{m}$ 、 $h_l=1.1\text{m}$ (図中単位: mm)

図4.2.3-1 検討対象断面（4車線1箱桁断面）

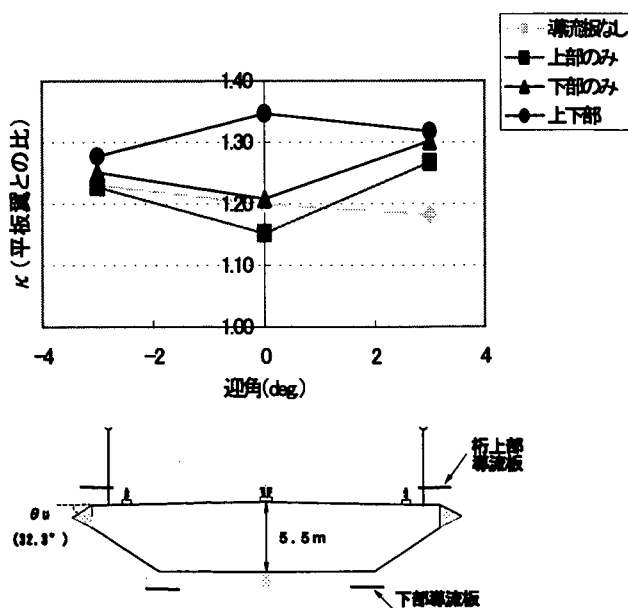


図4.2.3-2 導流板の設置検討結果

に上下導流板を設置した断面と比較すると、迎角 0° では $\kappa=1.4$ と大きい値をとる一方で、迎角 -3° では $\kappa=1.2$ とやや小さくなっている。

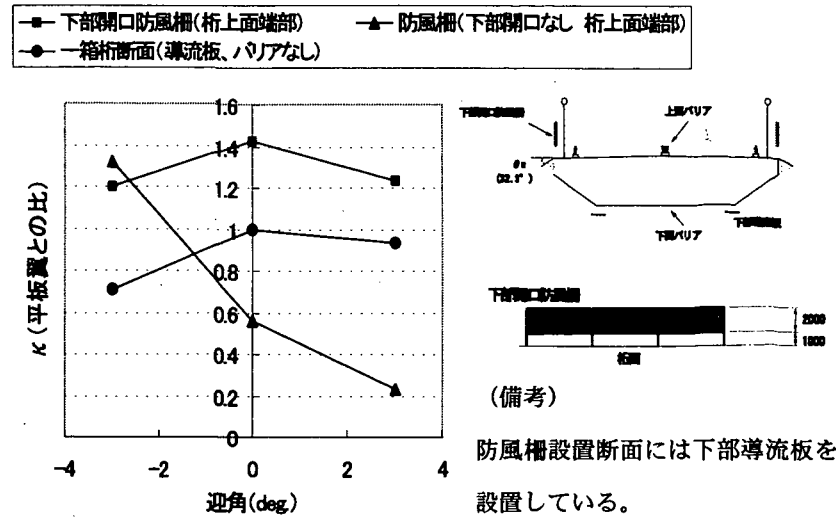


図 4.2.3-3 下部開口防風柵の効果検討

(2) 中央開口部を設けた断面形状の検討

図 4.2.3-4 に示す開口幅 3 m を有する防風柵付 4 車線一箱桁断面（桁高 5 m）を基本断面として、耐風性検討を実施した。基本断面は、中央開口幅 3 m で充実率 50% とし、検討方法については、各断面の迎角 -3° 、 0° 、 $+3^\circ$ の非定常空気力係数を測定して、2 次元フラッター解析によりフラッター発現風速を算定した。算定結果は、断面形状の耐風性能を表す指標として形状補正係数 κ （Selberg 式との比）でまとめた。フラッター解析条件を表 4.2.3-1 に示す。同表には、Selberg 式によるフラッター発現風速（表中 $V_{selberg}$ で表示）も示した。

本検討で実施した内容を以下に列挙する。

- 1) 下部開口防風柵の下部開口幅の検討
- 2) 中央開口タイプの検討
- 3) バリア、導流板の検討
- 4) 下部開口防風柵の設置位置の検討

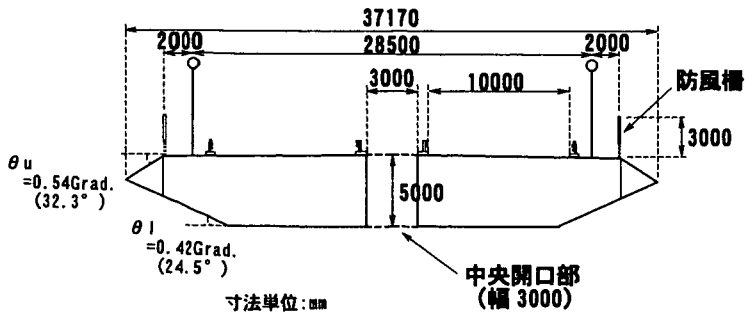


図 4.2.3-4 基本断面形状

表 4.2.3-1 フラッター解析条件

全幅 B(m)	37.17
桁高 D(m)	5.0
たわみ振動数 f_η (Hz)	0.0516
ねじれ振動数 f_θ (Hz)	0.1573
質量 m (t/m)	26.0
極慣性モーメント I (tm ² /m)	3068.38
空気密度 ρ (kg/m ³)	1.225
Selberg 式で算定される フラッター発現風速 $V_{selberg}$ (m/s)	43.4

1) 下部開口防風柵の下部開口幅の検討結果

まず、桁中央部の開口部を閉塞した基本断面形状で、下部開口防風柵のパターンを検討した。開口パターンは、図 4.2.3-5 に示す様に、下部開口幅を 1m (同図 W1: 基本形状) から、0.5m 上方開口 (同図 W2)、0.5m 下方開口 (同図 W3) の 3 タイプとした。検討結果を図 4.2.3-6 に示す。これより、下部開口幅 1m の防風柵 W1 では形状補正係数はほぼ 1.0 付近であり、防風柵を設置しても防風柵を設置しない平板翼と同程度の耐風性は有するが、下部開口幅 0.5m の W2、W3 では、迎角 +3° の κ が大きく低下する。以上の結果より、防風柵 W1 が最も耐風性が優れていると言える。

2) 中央開口タイプの検討結果

下部開口防風柵のタイプを W1 として、中央開口部 3m 部の開口パターンの検討を実施した。中央開口タイプは図 4.2.3-7 に示す様な、開口

率 40% の円形孔 (実橋 $\phi 263$ 相当) による開口タイプ 50a と充実率 50% で断続的に開口を設けるタイプ 50b の 2 タイプである。検討結果を図 4.2.3-8 に示す。これより、中央開口部を設けた方が κ が大きくなることがわかる。また、開口パターンの違いを見ると、開口パターン 50a の方が、全ての迎角において κ が大きいことがわかる。

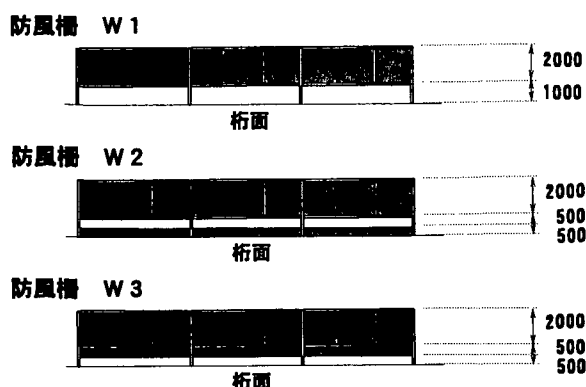


図 4.2.3-5 下部開口防風柵の下部開口幅の変更

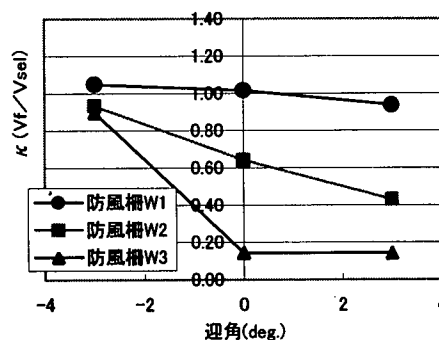


図 4.2.3-6 下部開口防風柵の下部開口幅検討結果

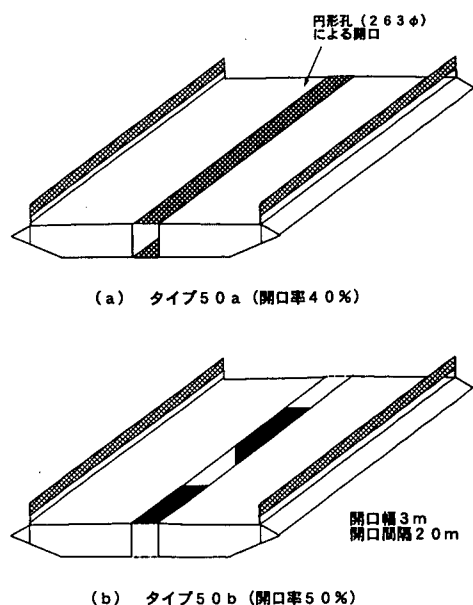


図 4.2.3-7 検討した中央開口パターン

中央開口パターンの検討(防風柵W1)

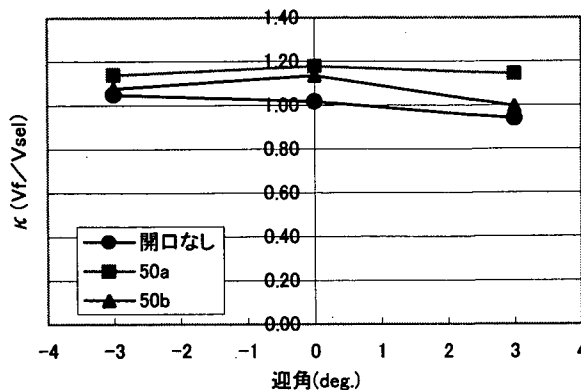


図 4.2.3-8 中央開口パターンの検討結果

3) バリア、導流板の検討結果

防護柵 W1、開口パターン 50a として、バリア、導流板の検討を実施した。検討断面を図 4.2.3-9 に示す。各断面形状には変更を施した箇所には矢印で示しているが、バリア、導流板を設置しないケース (Type 50a1) の他、桁中央部に設置するバリアとして、上面バリア (桁上面に設置：高さ 1.1m)、下面バリア (桁下面に設置：高さ 1.1m)、防護柵バリア (中央防護柵の空隙を閉塞するバリア)、中央バリア a (開口部内に幅 1m のプレート縦に設置)、中央バリア b (開口部内に幅 1m のプレート横に設置) を適宜組み合わせた場合を検討した。検討結果を図 4.2.3-10 に示す。これより、バリア、導流板を設置することにより、形状補正係数 κ は大きくなるのがわかる。基準となる Type 50a1 から上面バリア、防護柵内側バリア、中央バリアを設けた Type 50s2 では、全ての迎角について若干ではあるが κ が増加しており、最も効果が大きい迎角 $+3^\circ$ では κ が 0.1 増加している。また、Type 50a2 から下面バリアを設置した Type 50a3 においても全ての迎角について κ が大きくなっている。一方、導流板を設置した Type 50a4 では、迎角 -3° の κ が 0.1 増加していることがわかる。さらに、防護柵バリアを撤去したケース (Type 50a5)、中央バリア b に変更したケース (Type 50a6) を実施したが、 κ は迎角 0° で $\kappa=1.4$ 程度、迎角 -3° で $\kappa=1.3$ 程度にとどまっている。

4) 下部開口防風柵の設置位置検討結果

下部開口防風柵の設置位置の検討を実施した。検討ケースは、図 4.2.3-11 に示す通り、桁上面外側 (同図 Type 50a5) から路肩防護柵外側 (桁上面外側より内側 2m に設置：同図 Type 50a5w4) まで順に変化させた。検討結果を図 4.2.3-12 に示す。これより、桁上面外側から 1m 内側に設置してもほとんど改善効果が見られないが、内側 1.5m に設置した場合には、迎角 -3° の κ が約 1.3 から約 1.7 まで増加する。更に、内側 2m に設置した場合には迎角 0° 、 $+3^\circ$ の κ も 1.6 まで上昇する。したがって、下部開口防風柵を桁外側より内側 2m に設置する対策は非常に優れた耐風安定化対策であると言える。本検討における最良断面を図 4.2.3-13 に示す。

(3) まとめ

防風柵付 4 車線一箱桁断面について検討した。その結果、防風柵の下部 1m の幅に開口を設ける下部開口防風柵が有効な耐風安定化対策となることがわかった。設置位置は桁外側より内側 2m に設置した場合に最も高いフラッター性能を示した。今回検討した最良断面は、上記形状、設置位置の下部開口防風柵を有する中央開口幅 3m の 4 車線一箱桁断面であり、バリア、桁下部導流板が設置された断面形状である。フラッター性能を示す形状補正係数 κ は迎角 0° で 1.6、迎角 -3° で 1.68 の値を示している。

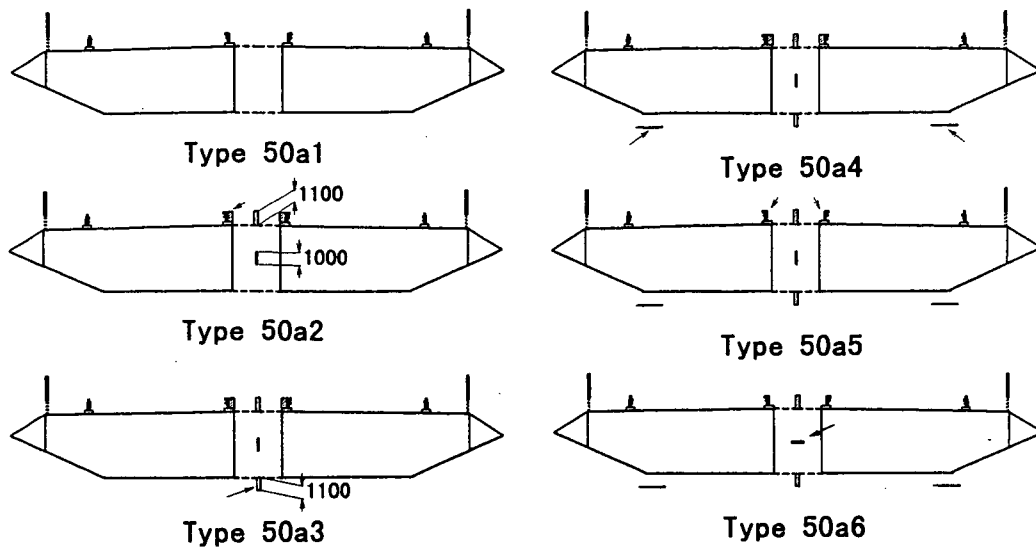


図 4.2.3-9 バリア、導流板の検討断面

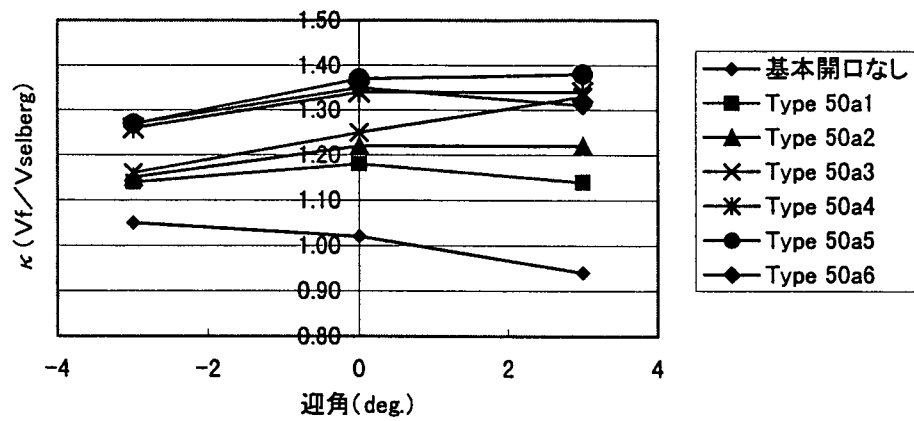


図 4.2.3-10 バリア、導流板の検討結果

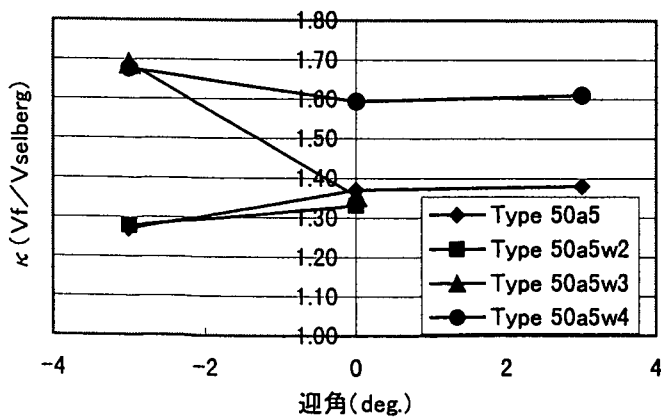


図 4.2.3-12 下部開口防風柵の設置位置検討結果

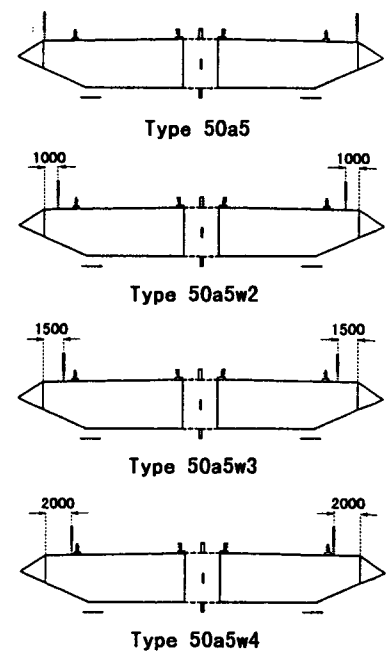


図 4.2.3-11 下部開口防風柵の設置位置検討ケース

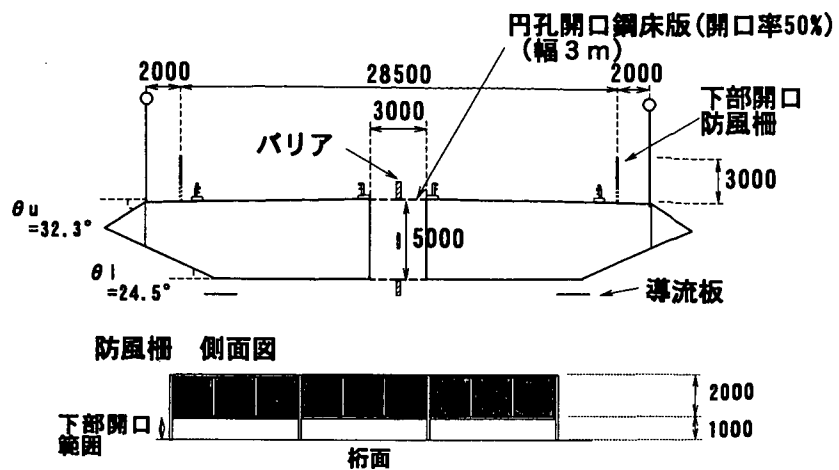


図 4.2.3-13 今回検討の最良断面形状

4.2.4 可視化試験による開口部流れ状況の検討

補剛桁の中央部に開口部を設けた場合に、開口幅やセンターバリアの有無に伴い、開口部周辺の流れがどのように変化するかを把握した。可視化手法としては、PIV (particle image velocimetry / 粒子画像流速測定) を用いている。なお、風洞風速は $U=15\text{m/s}$ として可視化試験を実施した。

(1) PIV による測定概念

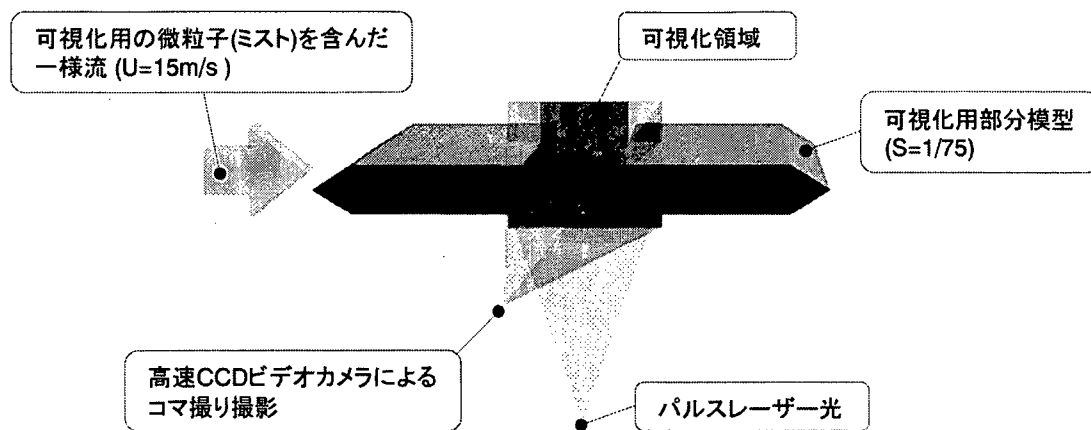


図 4.2.4-1 PIV による流れの可視化

PIV による流れの可視化概念を図 4.2.4-1 に示す。

今回使用した PIV 手法では、一様流中に可視化用の液体微粒子を一定濃度で混入させ、これにレーザー光を照射することによって、高速ビデオカメラによる流体粒子の撮影を可能とさせている。

高速ビデオによる撮影では、撮影一コマの間に連続した一対のパルスレーザーが照射される。その際、各レーザーの照射間隔は既知であるため、その間における着目粒子の移動距離を追跡することにより、流速ベクトル $\mathbf{u}$ の直接算出が可能となる。これを式で表すと、

$$u_i = \frac{x_i(t + \Delta t) - x_i(t)}{\Delta t}, \quad (i=1, 2)$$

となる。ここに、 u_i は流速ベクトル $\mathbf{u}$ の i 方向成分、 x_i は着目粒子の i 方向座標、 Δt は一対のレーザーの照射間隔であり、今回の試験では $\Delta t = 90$ (マイクロ秒) としている。

可視化は、図 4.2.4-1 に示すように主として開口部周辺に着目して行っているが、レーザー光を桁下面側から照射する関係上、開口部の上方以外は桁の影となる。したがって、実際に可視化対象となる領域は、図に示すような上に凸形状の平面となる。

(2) 可視化試験ケース

可視化試験に使用した部分模型の断面図を表 4.2.4-1 に示す。

表 4.2.4-1 可視化に使用した模型断面

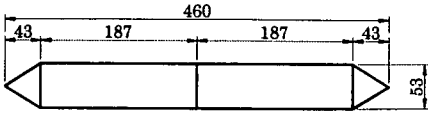
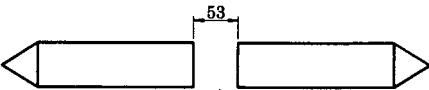
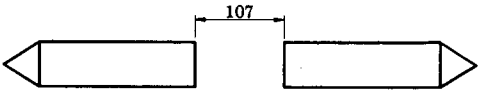
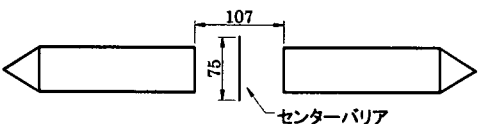
No.	断面特性	断面形状 (単位: mm)	備考
0	基本断面※ ¹ (桁高 D)		※ ¹ 可視化試験は未実施。
1	開口部付き断面※ ² (開口幅 = 1D)		※ ² 桁高および桁幅(開口幅を除く)は基本断面の値に等しい。 ※ ³ センターバリアの長さは 1.4D。
2	開口部付き断面※ ² (開口幅 = 2D)		
3	開口部+センターバリア付き断面※ ³ (開口幅 = 2D)		

表 4.2.4-1 に示す基本断面に対して、中央に開口部を設けたケース(No. 1、2)と、開口部内にセンターバリアを設置したケース(No. 3)を想定し、各断面に対する開口部周辺の流れ状況を前述の PIV 手法により確認した。なお、試験に際して高欄等の付属物は考慮していない。

表 4.2.4-2 に可視化したケースの一覧を示す。表に示したように、3 種類の模型断面に対し、上下の対称性を考慮して迎角が 0°および 3°の場合についてのみ可視化を行った。また、評価項目中の瞬間値とは、任意の 1 コマ分のビデオ撮影画像から求めた瞬間速度ベクトルのことであり、平均値とは 40 コマ分すべての瞬間値を平均した値である。

表 4.2.4-2 可視化ケース

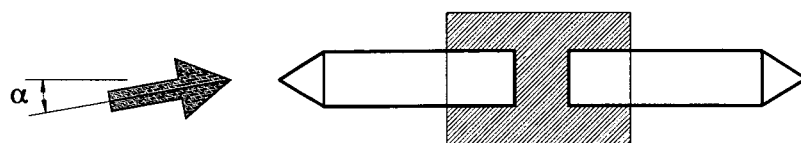
断面 No.	ケース No.	迎角	コマ撮り回数※ ⁴	評価項目(速度ベクトル)
1	1-1	0°および 3°	1 回	瞬間値
2	2-1		1 回	瞬間値
	2-2		40 回	平均値
3	3-1		1 回	瞬間値
	3-2		40 回	平均値

※⁴ 高速ビデオカメラによる撮影間隔は 0.25 秒

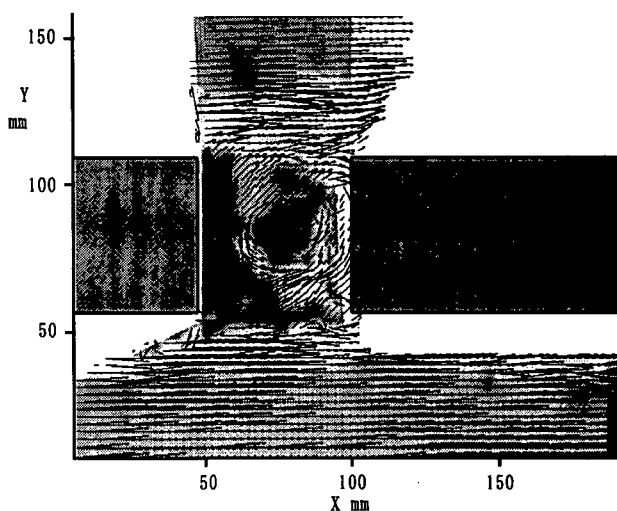
(3) 可視化試験結果

図 4.2.4-2～6 に PIV による可視化結果、および解析された速度ベクトルの結果を示す。なお、各図において、速度ベクトルは速度の大きさと向きに応じて矢印の長さと向きを変化させている。また、速度の大きさは、 x 、 y 各方向の速度成分を 2 乗和平均し、これを速度強度として面コンターで表している。

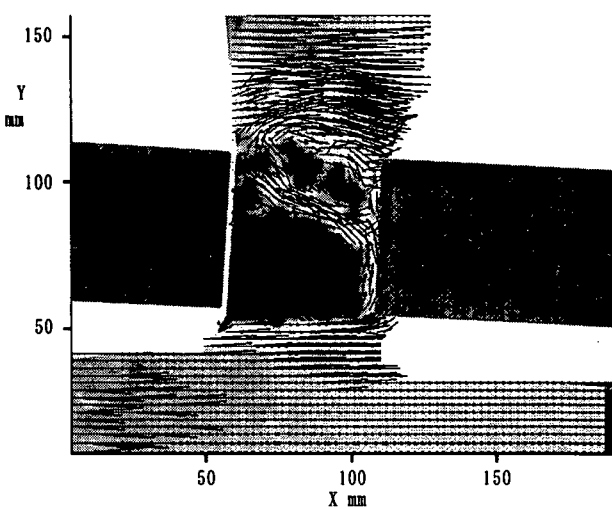
1) 断面 No. 1 (開口幅=1D)



(a) 断面図



(b) 迎角 $\alpha = 0^\circ$

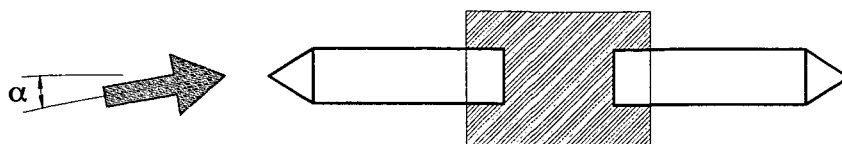


(c) 迎角 $\alpha = +3^\circ$

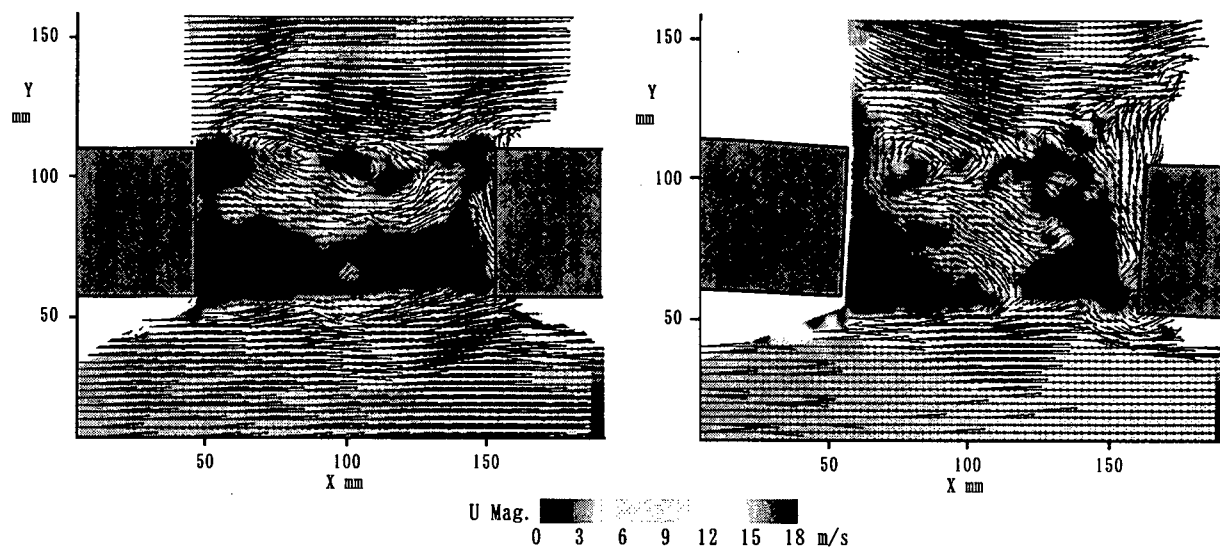
U Mag. 0 3 6 9 12 15 18 m/s

図 4.2.4-2 可視化結果—瞬間値 (ケース No. 1-1)

2) 断面 No. 2 (開口幅=2D)



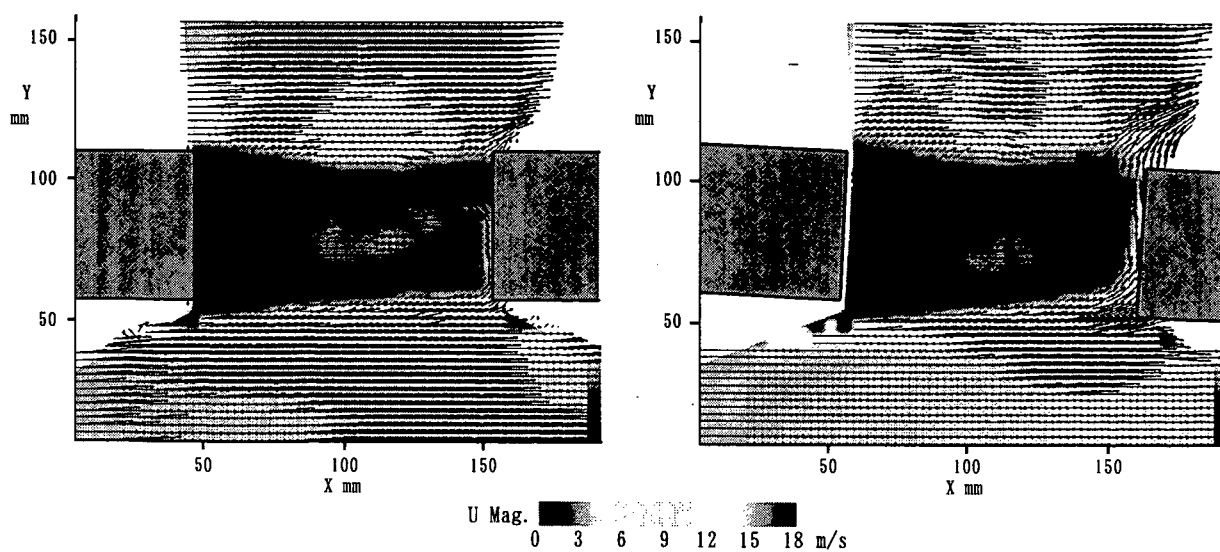
(a) 断面図



(b) 迎角 $\alpha=0^\circ$

(c) 迎角 $\alpha=+3^\circ$

図 4.2.4-3 可視化結果—瞬間値 (ケース No. 2-1)

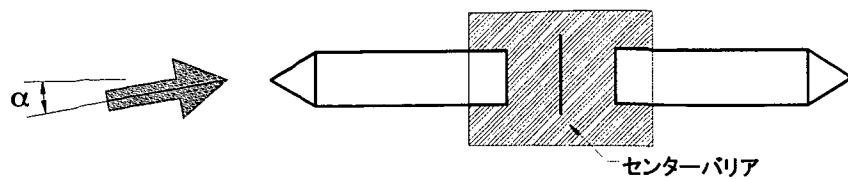


(a) 迎角 $\alpha=0^\circ$

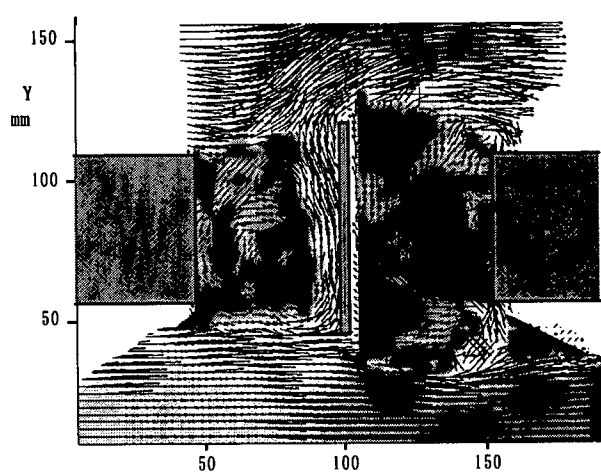
(b) 迎角 $\alpha=+3^\circ$

図 4.2.4-4 可視化結果—平均値 (ケース No. 2-2)

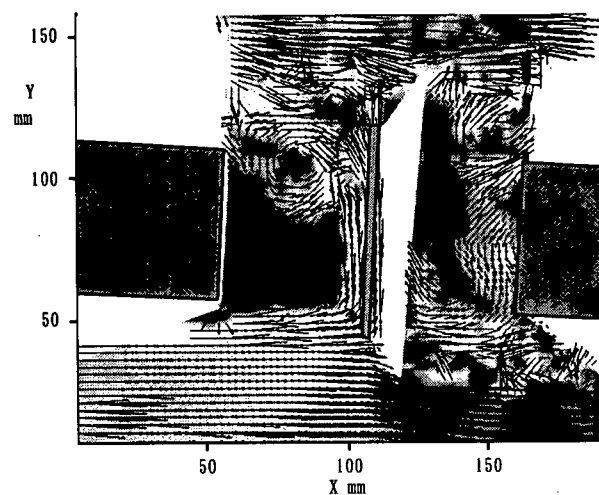
3) 断面 No. 3 (開口幅=2D、センターバリア付き)



(a) 断面図

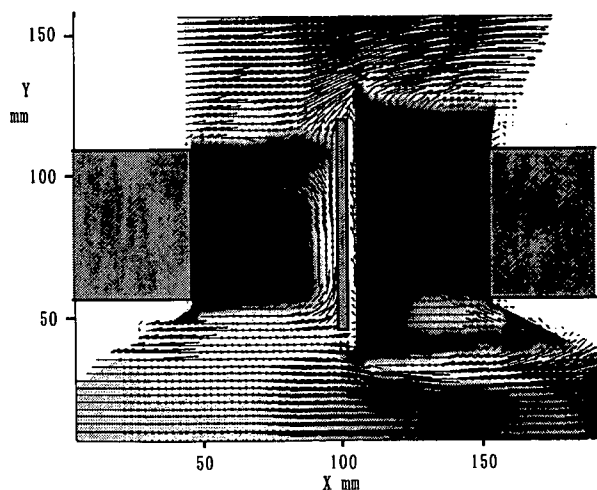


(b) 迎角 $\alpha = 0^\circ$

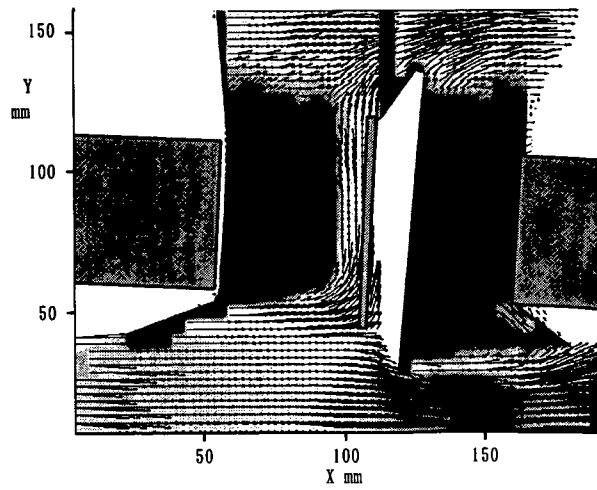


(c) 迎角 $\alpha = +3^\circ$

図 4.2.4-5 可視化結果—瞬間値 (ケース No. 3-1)



(a) 迎角 $\alpha = 0^\circ$



(b) 迎角 $\alpha = +3^\circ$

図 4.2.4-6 可視化結果—平均値 (ケース No. 3-2)

(4) 考察

主として断面 No. 1 と No. 2 の比較から開口幅の影響を、また、断面 No. 2 と No. 3 の比較からセンターバリアの影響をそれぞれ考察する。

1) 開口幅の影響

図 4.2.4-2 から、迎角が 0° の場合、開口幅が狭い断面 No. 1 では、桁の上下面を行き過ぎる主流と開口部上下面のせん断摩擦により、開口部内にはキャビティフローに類似した一つの大きな循環渦が発生する。一方、開口幅が広い断面 No. 2 でも、図 4.2.4-3 に示すような循環渦を生じているが、開口面積が広いために小規模の 2 次渦も所々で発生している。ただし、いずれの断面においても開口部内の速度絶対値は主流に比較して小さく、図 4.2.4-4 の平均値を参照しても分かるように、開口部内を常時横切るような強い流れは認められなかった。

次に、図 4.2.4-2、3 から、迎角が $+3^\circ$ の場合には、断面 No. 1、2 ともに開口部下端の相対段差により主流の一部が巻き上がる現象を生じている。巻き上げられた流れは、下流側ボックスのウェブ側面に沿って開口部上方に抜け、桁上面のはく離せん断層に影響を及ぼしている。また、開口部内にも、この流れと内部循環流が干渉し合った複雑な渦構造が認められる。開口幅の相違によるはく離せん断層の差を明確に判断することは困難であるが、このように開口部付き断面に迎角がついた場合、下流側ウェブの表面に沿った流れにより、はく離再付着位置が影響を受けるものと予想される。

2) センターバリアの有無による影響

図 4.2.4-5 に示すように、迎角が 0° の場合、センターバリアを設置した断面 No. 3 では、センターバリアの上下端において平板はく離によく似た 2 次はく離現象を生じており、はく離流が主流と干渉した結果、バリア端部で主流速度を大きく上回る外向きの速度ベクトルを生じている。また、図から断面 No. 2 とは異なり、迎角は 0° であっても、センターバリア上下端において主流の一部が上流側開口部内に巻き込むことが分かる。さらに、平板後方では下流側ボックスの影響を受けた形でのカルマン渦が発生しており、図 4.2.4-6 の平均値コンターを参照しても分かるように、結果として断面 No. 2 と No. 3 では、はく離せん断層の様相がまったく異なっている。

一方、図 4.2.4-5、6 から、迎角が $+3^\circ$ の場合、センターバリア下端において主流の一部が迎角 0° に比較してさらに強く巻き上がっており、その結果、断面 No. 3 では、No. 2 と比べて桁上面のはく離せん断層が大きく上方に押し上げられている。また、センターバリア後方においては、断面 No. 2 と比較してさらに明確なカルマン渦が認められ、このこともはく離せん断層の厚みを増した一因として考えられる。

以上を簡単にまとめると、

- ① 迎角をつけた場合、下流側ボックスウェブに沿って開口部内を横切る流れが生じる。この流れははく離せん断層に影響を及ぼすが、その効果は開口幅を大きくした場合に顕著になる。

- ② センターバリアを設置した場合、バリア前面において①と同様の流れが生じ、さらにバリア後方においてもカルマン渦が発生する。先と同様、迎角をつけた場合にその影響は大きくなるが、結果として、センターバリアを設置すると、桁の上下面におけるはく離せん断層は特にバリア後流域で厚くなる特性を示す。

(5) 今後の課題

PIVによる可視化試験により、部分模型を用いて比較的高風速域($U=15\text{m/s}$)での流れの可視化を行うことが出来た。特にこれまで未知であった開口部内の流れ挙動について、その大まかな特性を明らかにすることが出来た。

一方、使用した高速ビデオの記録能力上の制約から、実写アニメーションの作成や正確な平均値の算出が行えるほどデータ採取時間を長く取ることが出来なかった。また、フラッター現象の解明のためには、本来強制振動させた状態での可視化が望ましいが、これには上下2方向からのレーザー照射を行うなど、計測手法に関してもさらに改善の余地が残されている。

4. 2. 5 開口部を有する一箱桁断面の耐風性検討

(1) 概要

これまでの6車線での検討で中央部と路側帯にグレーチングを設けることで耐風安定性が向上することが確認されている[1]。そこで本節では開口部を有する一箱桁を基本断面としてそれに遮風スクリーンや下面に導流板などの耐風対安定化策を講じ、更なる耐風安定性向上を目指した検討を行う。これらの耐風安定化断面を用いて風洞試験の2自由度振動応答試験を中心に体系的に調査し、それぞれの耐風安定化策の効果について検討を行った。さらに本検討の特徴として、実験に用いた模型床版上のグレーチングにはRe数の影響を取り除く目的から、従来の織金網ではなく電子基盤加工技術を適用して、明石海峡大橋の鋼床版で実際に使用されているグレーチング形状を相似させたグレーチング模型を採用した。以下に風洞試験および風洞試験結果について述べる。

(2) 風洞試験

本試験で使用した風洞は住友重機械工業(株)所有の回流式ゲッチング型風洞（閉鎖型測定洞：幅 2.0m×高さ 3.0m×全長 15.0m）で、風洞模型の縮尺は 1/60 の2次元剛体部分模型を使用した。対象とする断面は図 4.2.5-1 に示すような4車線一箱桁を基本断面とし、断面中央部と路側帯部にグレーチングを設けた。さらに強風時の車両走行安定性を確保する目的で2種類の遮風スクリーンに中央高欄を閉塞したセンターバリアを加えた対策断面や断面下面に突起を設けたチッププレート付き断面についても検討を加えた。

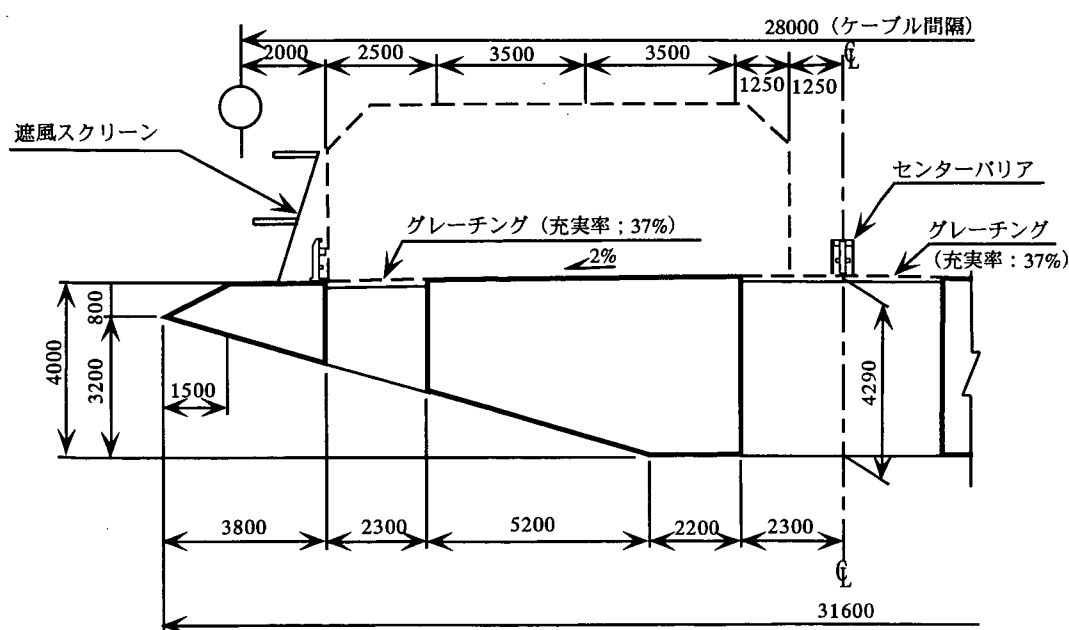


図 4.2.5-1 基本断面

本検討では風洞試験の2自由度振動応答試験（バネ支持実験）を中心に体系的に応答特性を調査した。模模型のグレーチング部分は実物グレーチング（明石海峡大橋の鋼床版に使用されているもの）の形状を相似している（図4.2.5-2）。表4.2.5-1に試験諸元を示す。

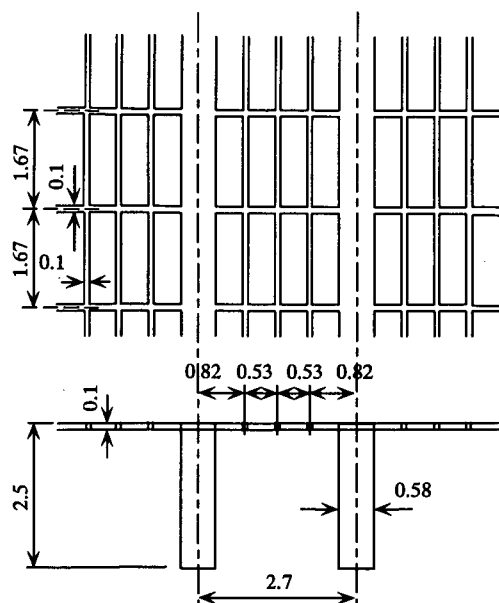


図 4.2.5-2 グレーチング形状 (mm)

表 4.2.5-1 試験諸元

項目			実橋想定参考値	模型実験値
縮尺	n		1	1/60
重量	m		288.1 kN/m	80.04 N/m
極慣性モーメント	I		38617.9 kNm ² /m	2.980 Nm ² /m
振動数	たわみ	$f\eta$	0.062 Hz	1.102 Hz
	ねじれ	$f\theta$	0.126 Hz	2.326 Hz
振動数比		$f\theta/f\eta$	2.032	2.111
対数減衰率	たわみ	$f\eta$	0.02	0.03
	ねじれ	$f\theta$	0.02	0.02

(3) 試験結果

1) 遮風スクリーン形状変化に及ぼす影響

はじめに遮風スクリーンの断面の耐風性に及ぶ効果を調べるために2種類の遮風スクリーンを設けた。以下、図4.2.5-3に示す遮風スクリーンをAタイプ、図4.2.5-4に示す遮風スクリーンをBタイプと呼ぶことにする。自由振動応答試験より得られた結果のうちフラッター風速と迎角の関係を図4.2.5-5に示す。

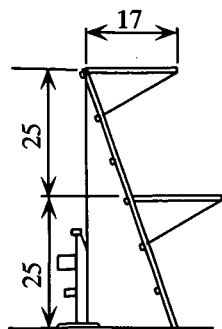


図 4.2.5-3 遮風スクリーンAタイプ(mm)

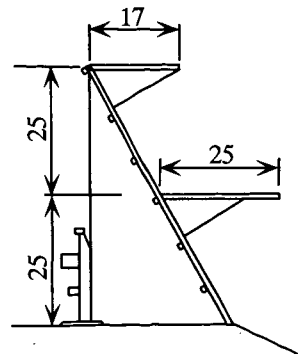


図 4.2.5-4 遮風スクリーンBタイプ(mm)

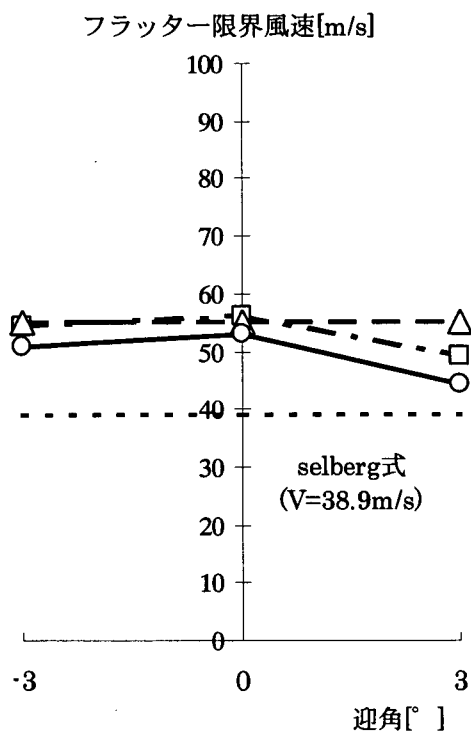


図 4.2.5-5 フラッター限界風速と迎角の関係

これらの結果から基本断面（○）よりも遮風スクリーンを設置した方がフラッター限界風速は向上する。さらに遮風スクリーンの形状では迎角 0° で遮風スクリーンAタイプ設置断面（△）よりも遮風スクリーンBタイプ設置断面（□）の方がフラッター発言風速は若干向上するものの、基本断面および遮風スクリーンBタイプ設置断面におけるフラッター限界風速は迎角 $+3^{\circ}$ で低下する。一方、遮風スクリーンAタイプ設置断面（△）ではそのフラッター限界風速は三迎角で同程度となっており、迎角 $+3^{\circ}$ の耐風性が改善される。以上より遮風スクリーンの効果は強風時における車両走行安定性確保のみならず主桁断面の耐風性を改善させる効果を持つが、その形状も耐風安定性を検討する上でも重要な要素であることが分かる。

2) フェアリング形状変化に及ぼす影響

次にフェアリング形状変化に及ぼす空力特性の影響を調べるために数種類のフェアリング形状を用いて、同様に2自由度振動応答試験を実施した。そこでいくつかのフェアリング形状うちAタイプ・Dタイプ・Eタイプに着目し検討を行う。ただし、どの断面も遮風スクリーンAタイプと下部導流板を設置する。以下、図 4.2.5-6 に自由振動応答試験より得られた結果のうちフラッター風速と迎角の関係を示す。図 4.2.5-6 上の白抜き点 (○) は遮風スクリーンを設置していない基本断面を示す。なお、これまでの検討結果から迎角+3° が耐風性に対して敏感な特性を示すことから迎角+3° に着目した。

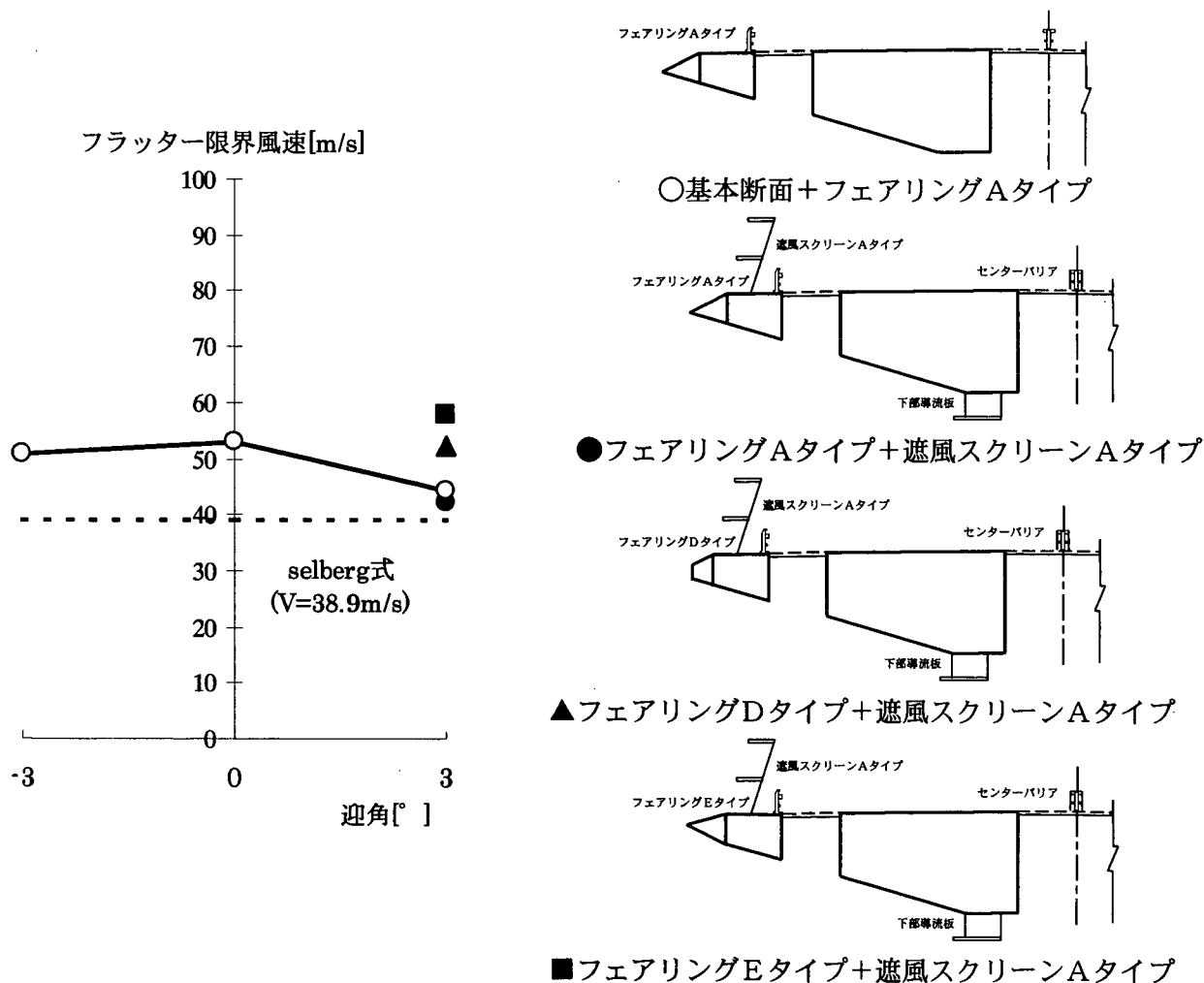


図 4.2.5-6 フラッター限界風速と迎角の関係

これらの結果から遮風フェアリング形状の影響としては遮風スクリーンAタイプを設置した断面 (●、▲、■) の迎角+3° 側の中では、フェアリングAタイプ (●) が最もフラッター限界風速が低く、ついでフェアリングDタイプ (▲) が低く、フェアリングEタイプが3断面の中で最もフラッター限界風速が大きく、耐風安定性に優れている。以上より、遮風スクリーンAタイプと下部導流板の影響は考慮する必要があるもののフェアリング形状としてはEタイプが主桁断面の耐風性を改善させる効果を持つことが分かる。

3) 下部水平導流板の影響

さらなるフラッター性能の向上を目的に断面の下部に水平導流板を設置し、同様に2自由度振動応答試験を実施した。導流板の形状は図4.2.5-7に示すように桁断面の下部より1.0m(実橋値)離し、幅は2.0m(実橋値)である。以下、図4.2.5-8に自由振動応答試験より得られた結果のうち迎角 $+3^\circ$ のフラッター限界風速を示す。ただし、どの断面も遮風スクリーンAタイプを設置している断面である。また、これまでの検討結果から迎角 $+3^\circ$ が耐風性に対して敏感な特性を示すことから迎角 $+3^\circ$ に着目した。

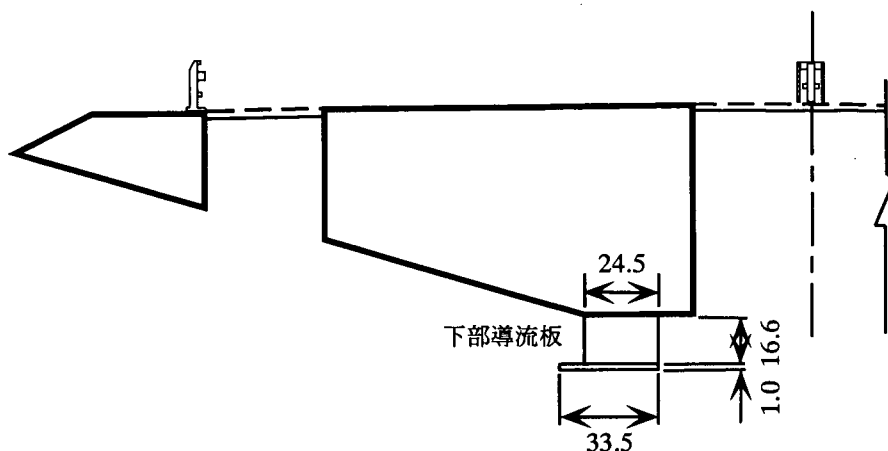


図 4.2.5-7 導流板形状と設置位置 (単位: mm)

	導流板なし断面	導流板付き断面
フェアリングAタイプ	遮風スクリーンAタイプ フェアリングAタイプ センターバリア 55.0m/s	遮風スクリーンAタイプ フェアリングAタイプ センターバリア 下部導流板 52.4m/s
フェアリングEタイプ	遮風スクリーンAタイプ フェアリングEタイプ センターバリア 57.8m/s	遮風スクリーンAタイプ フェアリングEタイプ センターバリア 下部導流板 57.7m/s

図 4.2.5-8 迎角 $+3^\circ$ におけるフラッター限界風速と導流板設置の効果

これらの結果からフェアリングAタイプの断面において導流板を設置することでフラッター限界風速

が 55.0m/s から 52.4m/s に若干小さくなり、この断面では水平導流板は耐風安定性を悪化させる効果を持つ。一方、フェアリングEタイプでは導流板を設置することでフラッター限界風速が 57.8m/s に対し 57.7m/s とほとんど変わらず、迎角 +3° では導流板の効果は見られなかった。以上より、フェアリング形状と導流板形状には流体からみて密接な関係があることが考えられるが、このような断面の特に正迎角側では導流板の影響は小さいことが考えられる。しかし、実橋に水平導流板を適用した、メンテナンスや施工性等に課題が残る。

4) チッププレートの影響

さらに耐風安定性向上を目指して、断面下面に高さ 0.36m(実橋値)のチッププレートを設置した。ただし、どの断面にも遮風スクリーンAタイプを設置し、下部導流板は設置していないものとする。設置位置は路肩開口部下面内側(●)と路肩開口部下面外側(▲)とフェアリング下部内側(■)の3種類にて2自由度振動応答試験を行った。以下、図 4.2.5-9 に自由振動応答試験より得られた結果のうちフラッター風速と迎角の関係を示す。

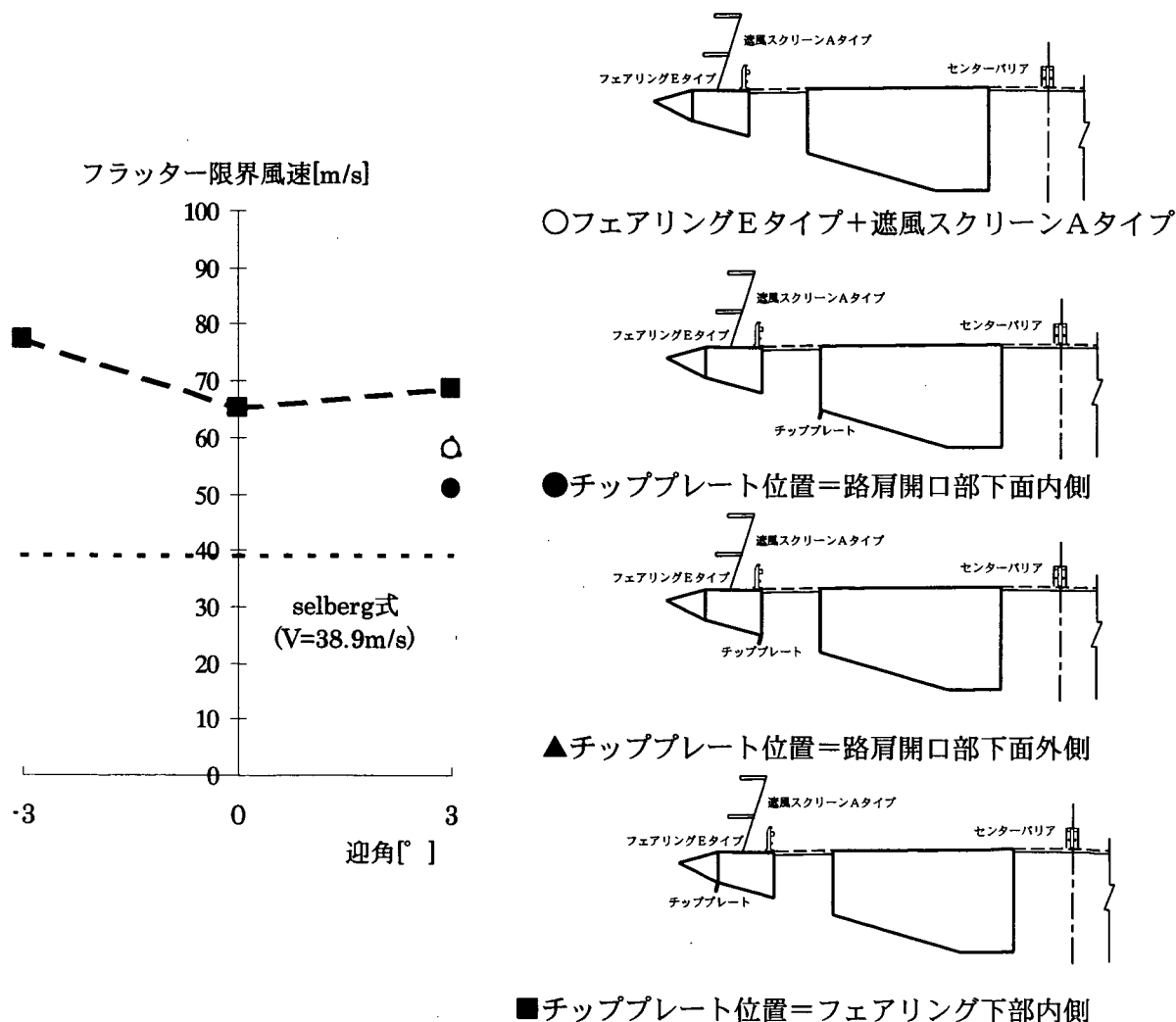


図 4.2.5-9 フラッター限界風速と迎角の関係

これらの結果から迎角 $+3^{\circ}$ ではチッププレートを設置していない断面（○）に比べ、チッププレートを路肩開口部下面内側に設置した断面（●）の耐風安定性は悪化するが、路肩開口部下面外側に設置した断面（▲）は安定化する。さらにフェアリング下部内側に設置した断面（■）は他の断面に比べ最も耐風安定性がよいことが分かる。以上より、本検討で用いた断面においてチッププレートの設置位置は耐風安定性確保に非常に重要であることが分かる。したがって、適切な位置にチッププレートを設けることで耐風安定性向上が可能であることが考えられる。

5) まとめ

以上の検討結果から得られた成果を以下にまとめる。

- 桁本体形状は基本断面が最適。
- フェアリング形状はEタイプが耐風性良好。
- 遮風スクリーン形状はAタイプが耐風性良好。
- 下部水平導流板の効果はフェアリング形状によって異なり、さらなる検討が必要。
- チッププレートはフェアリング下部内側が最適。

6) 今後の課題

これまでの検討成果をふまえ今後必要な検討事項・課題等を下記にまとめる。

- 遮風スクリーンの形状を直立型、フラップ設置角度の変更するなど遮風スクリーン形状等の詳細な検討。
- 下部導流板の設置位置および最適寸法等の詳細な検討。
- グレーチング形状を従来型の織金網でモデル化した断面との空力特性比較。
- 最終断面を対象に三分力、非定常空気力データの取得でケーブルシステムを加えた3次元フラッター解析による全橋としての耐風評価。

参考文献

- [1]耐風性および経済性に優れた超長大橋の開発に関する共同研究報告書（その3）平成10年3月

4. 2. 6 一箱桁の検討

(1) 概要

ここでは、既往の6車線断面に関する検討で開発された一箱桁断面を4車線断面として見直した場合の形状を基本断面（図4. 2. 6-1参照）とし、耐フラッター性能の向上について検討した。

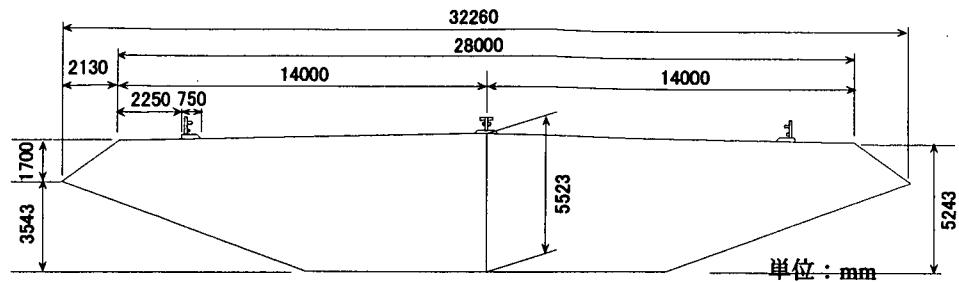


図 4. 2. 6 - 1 基本断面図（4車線、一箱桁断面）

今回検討したフラッター性能向上のための対策は以下のである。

- ・ 中央部開口の設置（4車線分の舗装は確保）
- ・ 中央遮風壁（高さ3m、充実率＝50％）
- ・ 端部遮風壁（高さ3m、充実率＝50％）
- ・ 検査車レール

また、応答試験の実施に際して必要となる桁断面の振動諸元については、下表に示す条件に基づいた固有値解析結果によることとした。

表 4. 2. 6 - 1 固有値解析条件

項目		単位	構造諸量
構造諸元	支間長（ケーブル支間）	-	1,100+2,800+1,100
	車線数	-	4車線
	ケーブル	サグ比	1/10
		ケーブル間隔	m
		有効断面積	m ² /Br.
		許容応力度	N/mm ²
	ハンガー	ハンガー間隔	m
		弾性係数	kN/m ²
	補剛桁	鉛直曲げ剛性	m ⁴ /Br.
		水平曲げ剛性	m ⁴ /Br.
		ねじれ剛性	m ⁴ /Br.
		極慣性	ton・m/Br.
	死荷重	吊構造部	ton/m/Br.
		ケーブル	ton/m/Br.
		合計	ton/m/Br.
	主塔	ケーブル理論頂	m

(2) 風洞試験概要

まず小型部分模型（縮尺 1/200）を用いた応答試験によって、フラッター性能に優れた断面形状の目処付けを行い、その後、大型部分模型（縮尺 1/31.6）を用いた応答試験によって詳細な検討を実施した。

表 4. 2. 6-2 に大型部分模型の試験条件をまとめて示す。

なお、表中項目の下にある $\pm 5\%$ などの数値は「本州四国連絡橋公団 風洞試験要領（1980）・同解説」に記載されている試験条件の許容範囲を示しており、今回の試験では何れの項目も満足して試験を実施している。

表 4. 2. 6-2 大型部分模型風洞試験条件（縮尺 1/31.6, 模型長=2.7m）

項 目		実 橋	模 型	
			所要値 (計画値)	実験値
縮 尺		-	1/31.6	1/31.6
重 量 ($\pm 2\%$)		25.2 ton/m	68.4747 kg/model	68.4747 kg/model
極慣性モーメント ($\pm 2\%$)		3263 ton $\cdot$ m ² /m	8.901 kg $\cdot$ m ² /model	8.891 kg $\cdot$ m ² /model
振 動 数	たわみ f_n	0.062 Hz	0.489 Hz	0.528 Hz
	ねじれ f_θ	0.157 Hz	1.238 Hz	1.295 Hz
振動数比 f_θ/f_n ($\pm 5\%$)		2.532	2.532	2.453
風 速 倍 率	たわみ	-	4.0	3.70
	ねじれ	-	4.0	3.82
対 数 減 衰 率	たわみ	-	$0.02 \pm 0.005^*$	0.020^*
	ねじれ	-	$0.02 \pm 0.005^{**}$	0.020^{**}

*: 模型片振幅 (0.005*B)m における値

** : ねじれ片振幅 0.5 度における値

(3) 応答試験結果

1) 中央開口, 中央遮風壁の効果

下図に, 「基本断面 (BS)」, 「中央遮風壁 (CB)」を設置した場合, 「中央開口 (CS)」を設置した場合, 「中央開口+中央遮風壁 (CB+CS)」とも設置した場合のフラッター限界風速をまとめて示す。

なお, 振動諸元を除外した比較を容易にするため, Selberg 式に対する比 (κ 値) についても下方に併せて示す。

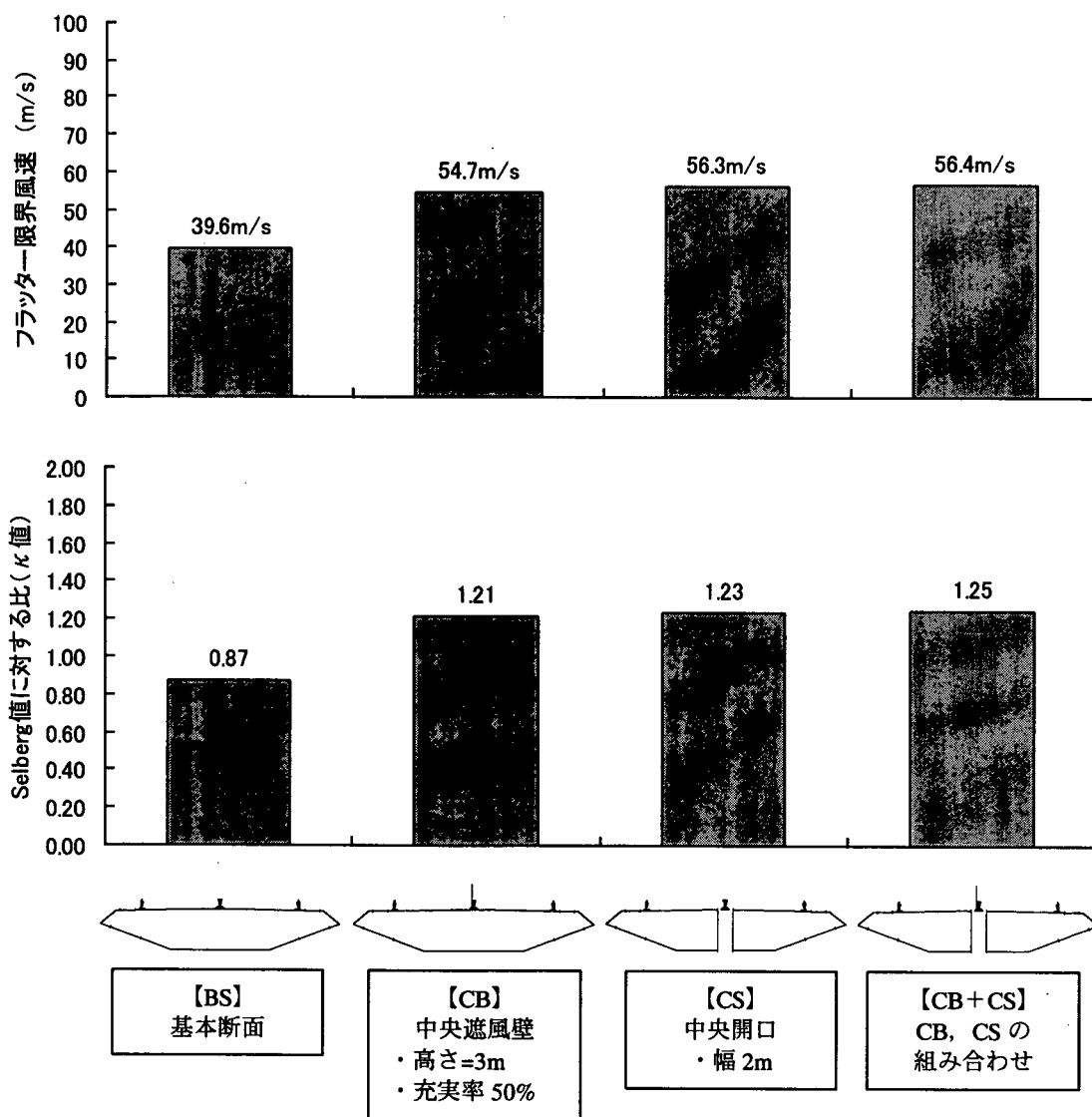


図 4. 2. 6-2 中央開口, 中央遮風壁の効果 (迎角 0 度)

上図より, 中央遮風壁・中央開口何れの対策の場合にもこれを設置することによって, 基本断面のフラッター性能は著しく向上しており, 何れも有効な対策であることが判る。

一方で, これらの対策を組み合わせた場合には, 何れか一方の対策を設置した場合よりも若干フラッター性能は改善されるものの, さほど顕著な違いはなく, したがって上記対策の単純な組み合わせによる改善効果は大きくないといえる。

2) 端部遮風壁の効果

下図に、前頁の「CB+CS」の断面にさらに桁端部に遮風壁を設置した場合（「CB+CS+SB」とする）のフラッター限界風速を示す。なお、振動諸元を除外した比較を容易にするため、前図同様に Selberg 式に対する比（ κ 値）についても下方に併せて示す。

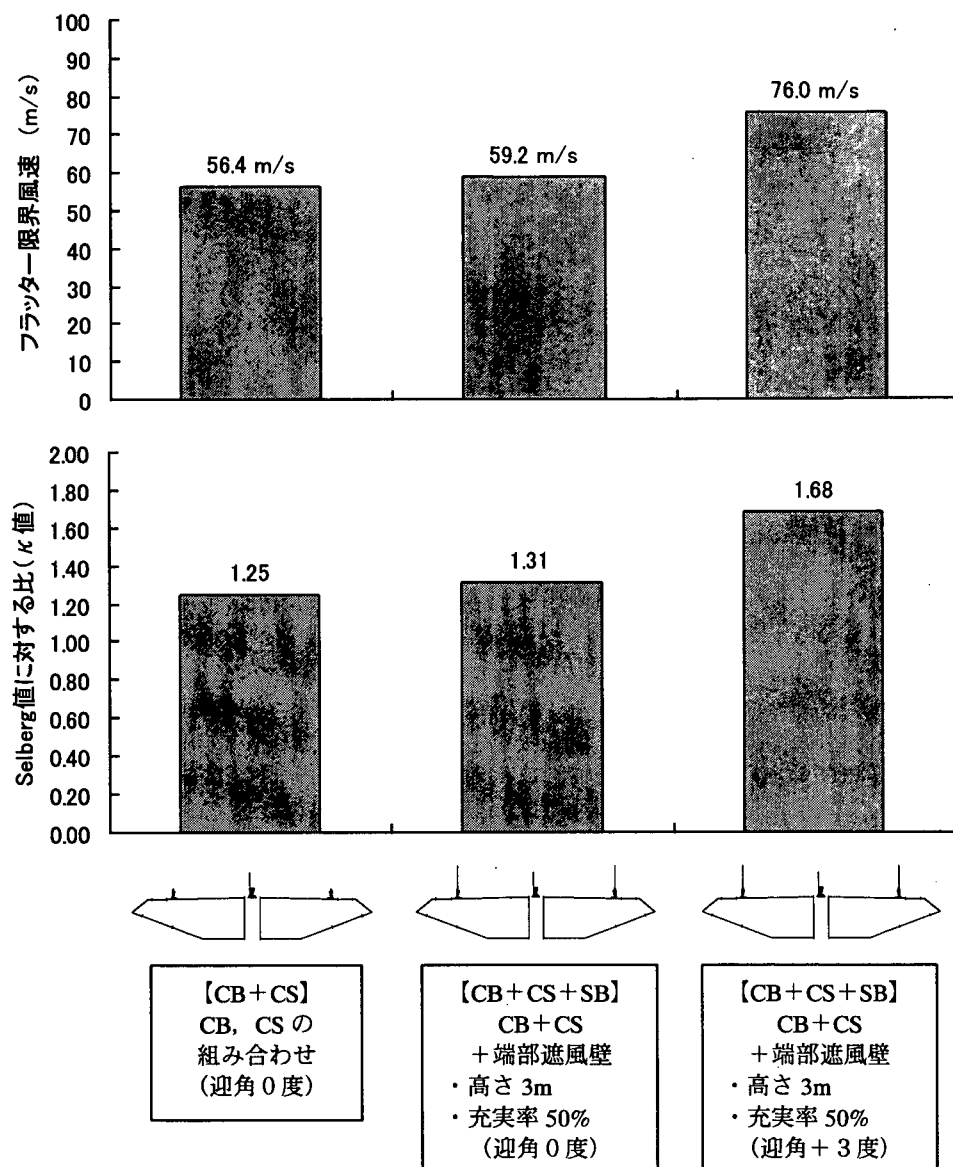


図 4. 2. 6 - 3 端部遮風壁の効果

上図より、前述の「CB+CS」断面にさらに端部遮風壁を設置することによってフラッター限界風速は若干向上することが判る。さらに迎角+3度とした場合には、著しくフラッター限界風速が向上しており、「中央遮風壁+中央開口」に端部遮風壁の組み合わせ（「CB+CS+SB」）は潜在的に優れた耐フラッター性能を有しているものと考えられる。

ここでは、「CB+CS+SB」断面において、迎角3度で優れた耐フラッター性能が得られた理由について、「正の迎角がつくことによって断面下面から上面への開口部を通る流れが促進されたため」と仮定し、断面下面に設置する検査車レールの剥離干渉効果によって、迎角0度においても迎角3度のような流れのパターンになるよう工夫を施すことを改善方針とした。

3) 検査車レールの効果

下図に、前頁の「CB+CS+SB」の断面にさらに断面下面に検査車レール（間隔11m）を設置した場合（「CB+CS+SB+IR」とする）のフラッター限界風速を示す。なお、振動諸元を除外した比較を容易にするため、前図同様に Selberg 式に対する比（ κ 値）についても併せて示す。

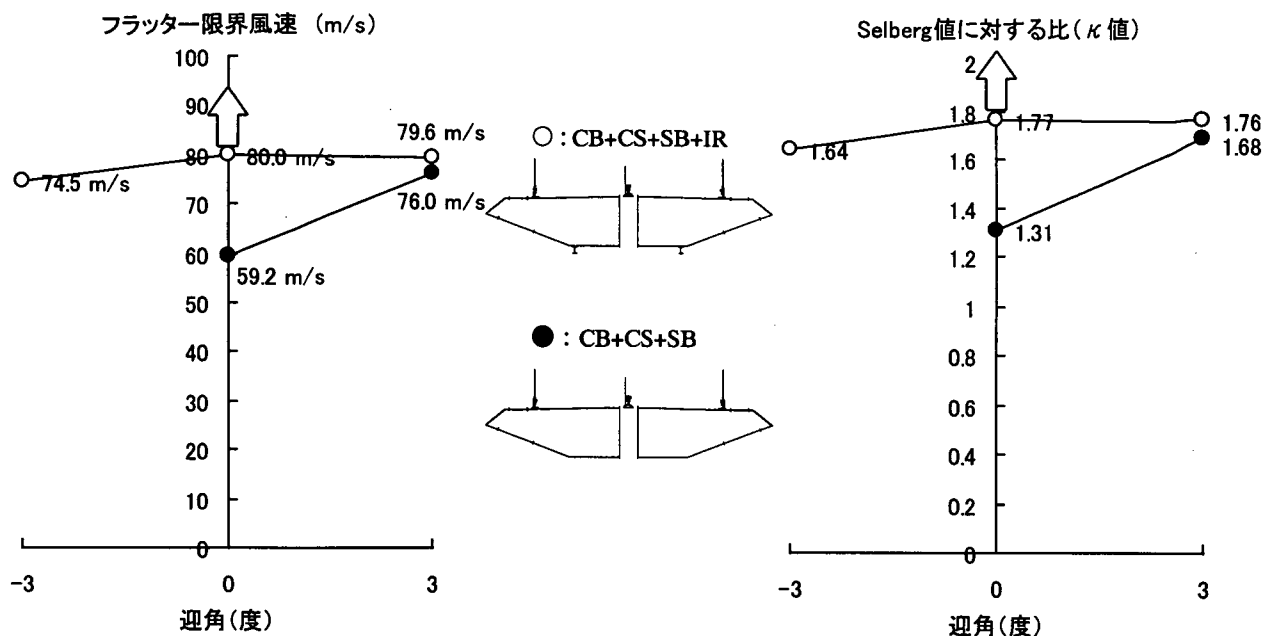


図 4. 2. 6 - 4 検査車レール設置の効果

上図より、「CB+CS+SB」にさらに検査車レールの設置を組み合わせることによって、迎角 ± 3 度の範囲において極めて高いフラッター安定性が確保できることが明らかとなった。

なお、前述した仮定（検査車レールの設置によって、迎角0度においても断面下面から上面への吹き抜けが促進される）については、今後可視化試験などの実施によって流れのパターンを検証していくことが望ましい。

以上の検討によって求められた桁断面の中央開口部は、4車線分の舗装を確保するため、断面方向の開口幅は2mと狭くしてあるものの、橋軸方向には下図に示すように比較的大きな開口率（約78%）となっており、構造的に一箱桁断面として見なせない可能性がある。

そこで、ここでは上記で求められた「CB+CS+SB+IR」断面における橋軸方向の開口率を小さくし、さらにグレーチングを設置することによって、より実橋を指向した一箱桁断面形状について引き続き検討した。

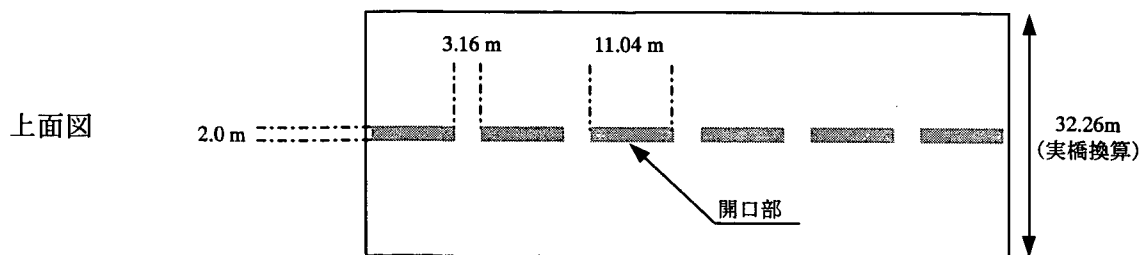
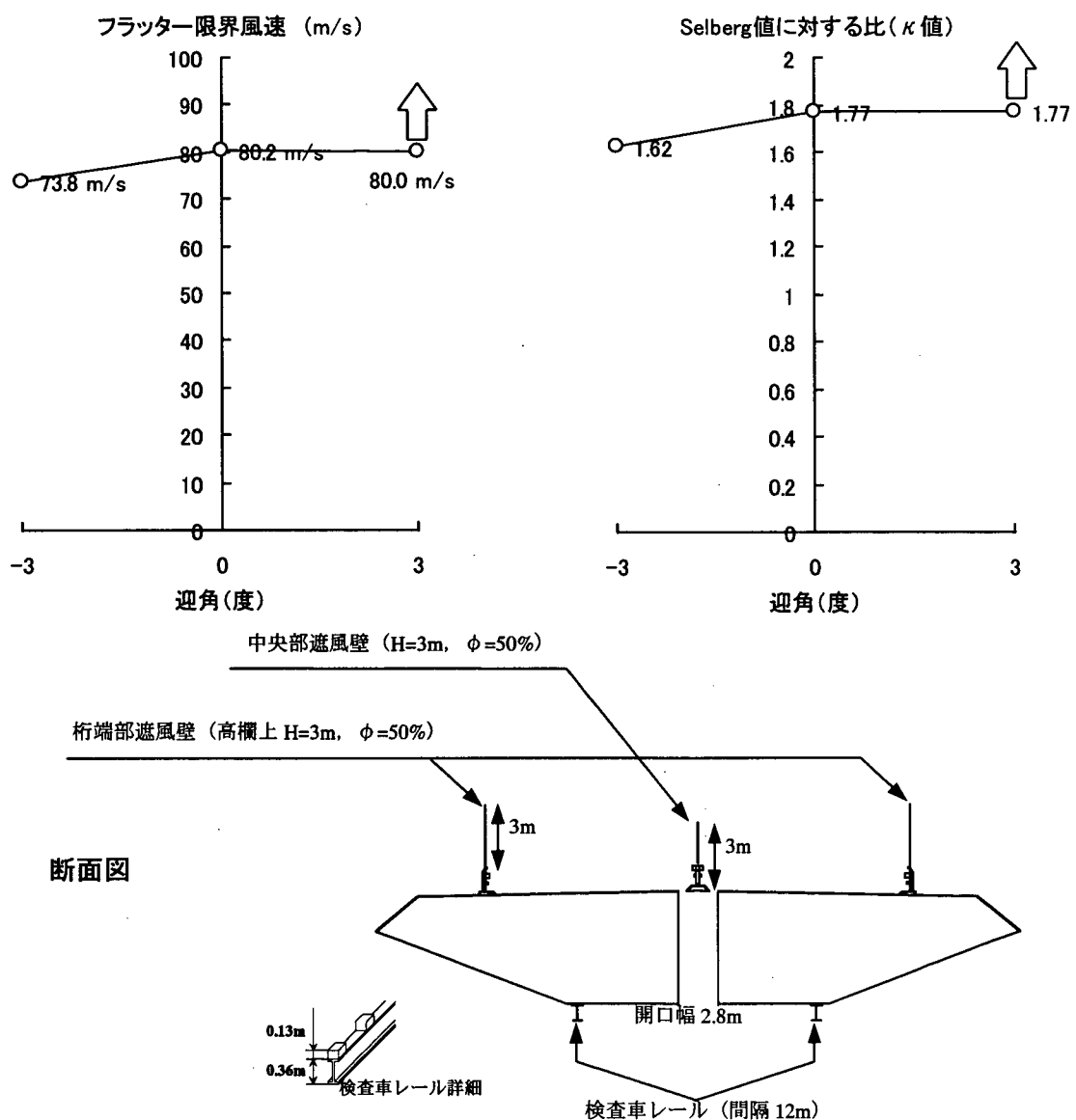


図 4. 2. 6 - 5 橋軸方向の開口率

4) 最適断面形状

3) で求められた断面形状の橋軸方向における開口率を50%とし、さらにグレーチングを設置すると、フラッター限界風速が低下する傾向が認められたため、ここでは橋軸方向の開口率をそのまま(50%)にして断面方向の開口幅を4車線舗装が確保できる限界の2.8mまで拡大し、さらに検査車レールの位置をやや外側に移動させることによって、フラッター安定化を図った。

その結果、橋軸方向の開口率を50%とし、グレーチング(充実率30%)を設置しても、下図に示すように3)の断面とほぼ同等な耐フラッター性能が得られる断面を見出すことができた。



【中央開口部条件】	
・橋軸方向開口率	: 50% (6m ピッチで開口部が離散的に設置される)
・グレーチング	: 充実率 30%のものを開口部に設置

図 4. 2. 6 - 6 最適断面の形状及び耐フラッター性能

次頁に上図断面の構造概要図を示す。

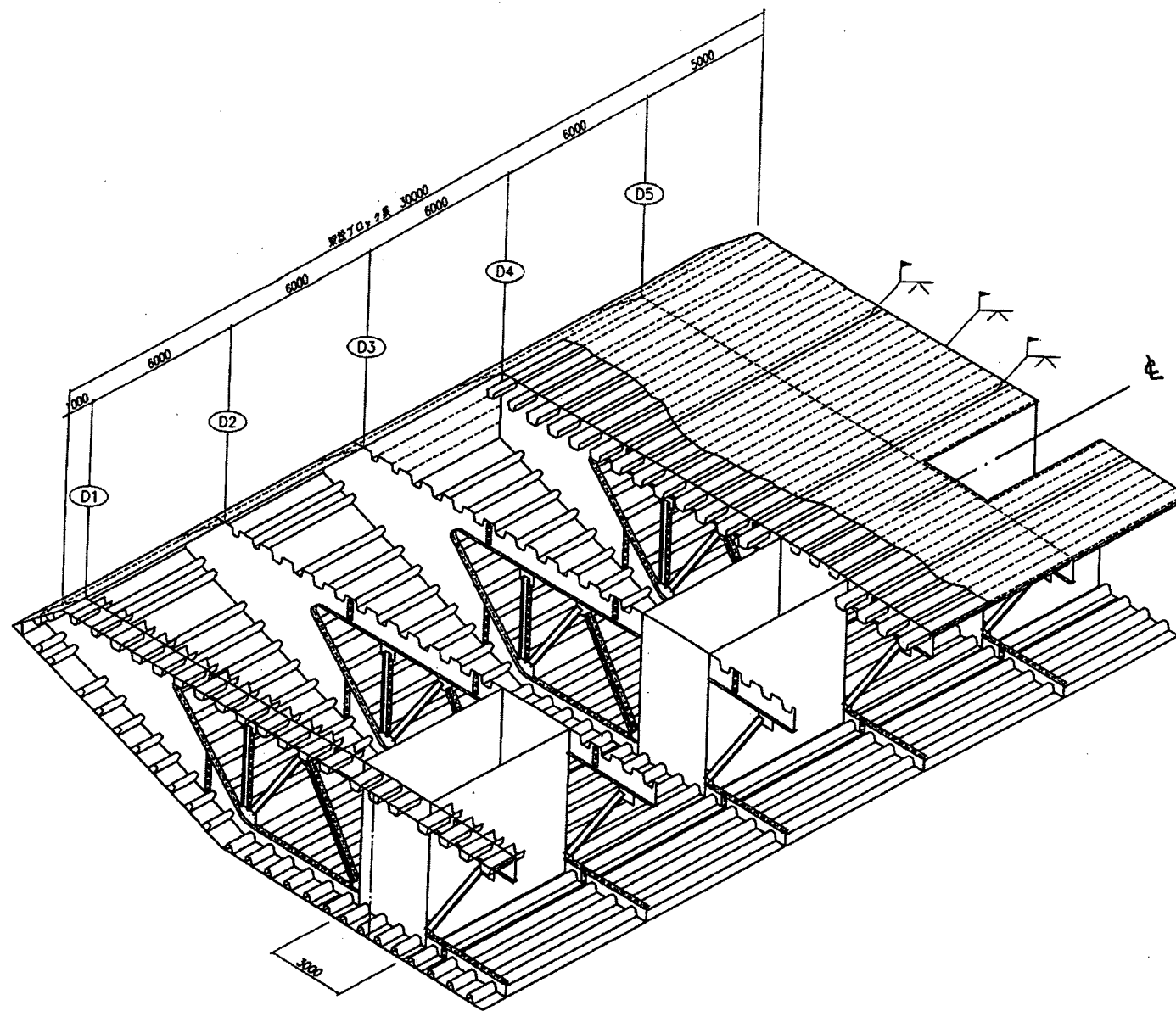


图 4. 2. 6-7 最適断面構造概要図

(4) 非定常空気力特性

自由振動法にて非定常空気力を測定し、併せて二次元フラッター解析を実施した。

なお、非定常空気力の定義は下式による。

$$L = \pi \rho B^3 \omega^2 \left\{ L_z(R) \cdot \frac{\eta}{B} + \frac{L_z(I)}{\omega} \cdot \frac{\dot{\eta}}{B} + L_\theta(R) \cdot \theta + \frac{L_\theta(I)}{\omega} \cdot \dot{\theta} \right\}$$

$$M = \pi \rho B^4 \omega^2 \left\{ M_z(R) \cdot \frac{\eta}{B} + \frac{M_z(I)}{\omega} \cdot \frac{\dot{\eta}}{B} + M_\theta(R) \cdot \theta + \frac{M_\theta(I)}{\omega} \cdot \dot{\theta} \right\}$$

L, M : 非定常揚力, 非定常モーメント (各々上向き, 時計回りを正)

ρ : 空気密度

η, θ : たわみ変位, ねじれ変位 (各々上向き, 時計回りを正)

B : 桁幅

$L_z \sim M_\theta$: 非定常空気力係数 (8個)

次頁に代表的な非定常空気力測定結果 (図中細実線は平板空気力を示す) を示すが、これより全般的にねじれの空気力に関わる項 $M_{z \text{ or } \theta}$ (R or I) の絶対値が平板空気力よりも小さく、本断面が既に求められている種々の二箱桁断面と比較的類似した非定常空気力特性を示していることが判る。

なお、下表に各迎角について応答試験とフラッター解析結果とを比較したものを示す。

表 4. 2. 6-3 応答試験結果とフラッター解析結果の比較

迎角 (度)	応答試験結果	フラッター解析結果
+3度	80 m/s 以上	82.0 m/s
0度	80.2 m/s	81.6 m/s
-3度	73.8 m/s	74.0 m/s

○：測定値 ————：近似曲線 ————：平板翼理論値

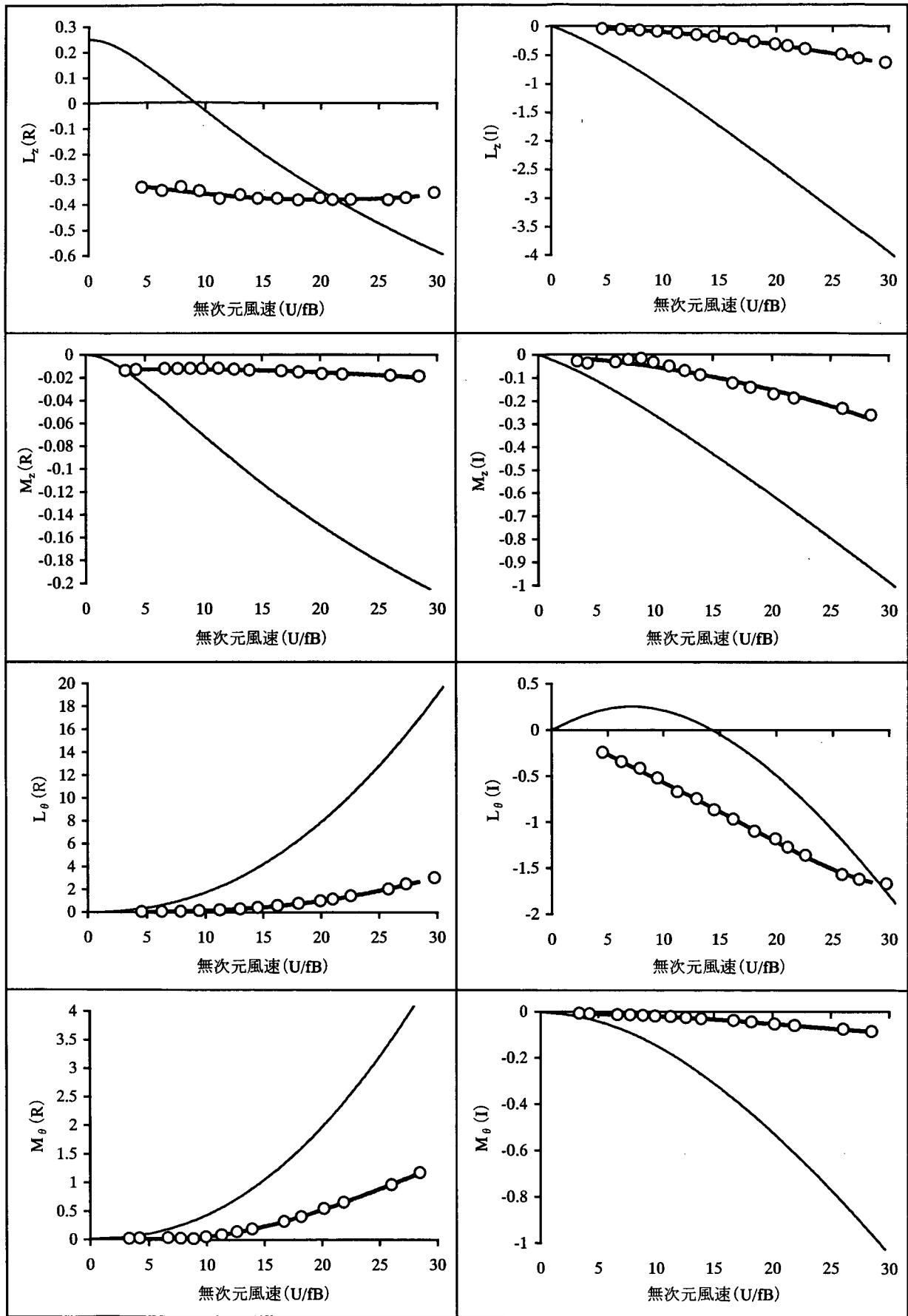


圖 4. 2. 6-8 非定常空氣力係數 (最適断面, 迎角 0 度)

○：測定値 —：近似曲線 —：平板翼理論值

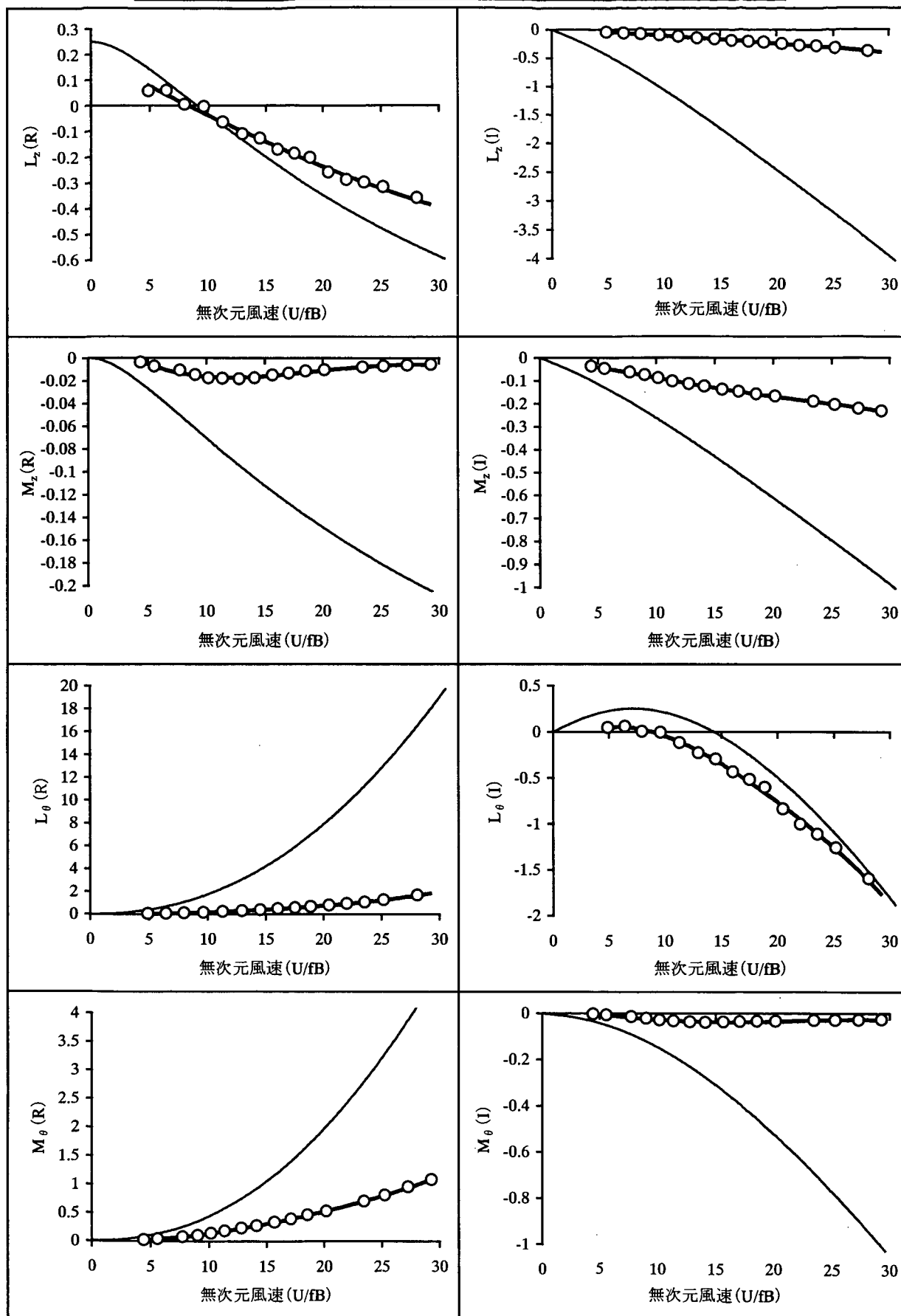


圖 4. 2. 6-9 非定常空氣力係數 (最適断面, 迎角+3度)

○：測定値 —：近似曲線 —：平板翼理論値

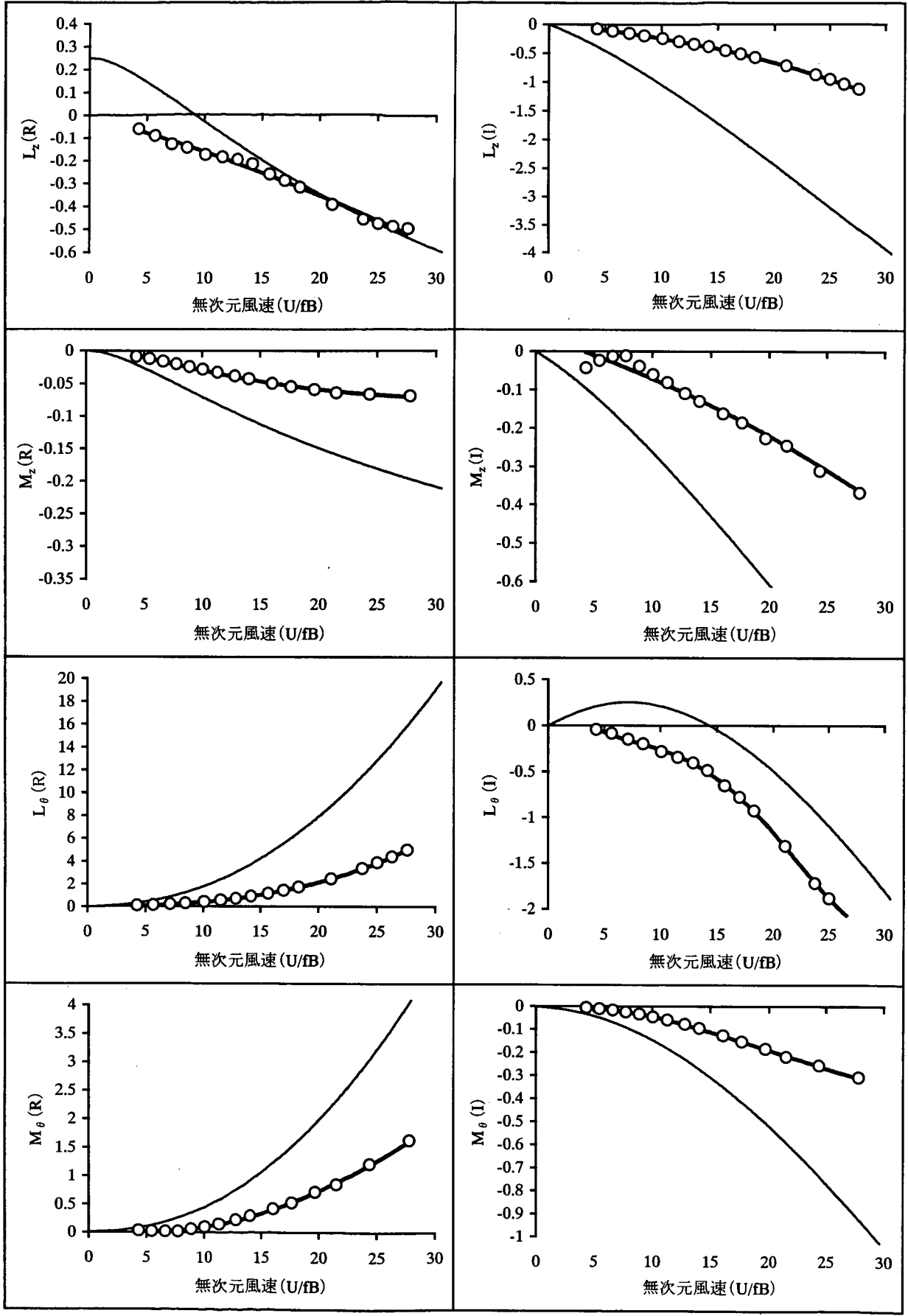


図 4. 2. 6 - 10 非定常空気力係数 (最適断面, 迎角 - 3 度)

(5) 静的空気力特性

下図に最適断面（図4. 2. 6-6）の静的空気力特性を示す。

（抗力係数 C_D 算出の際の桁高 D は遮風壁を含まない前縁部の桁高 5.24m を用いて無次元化している）

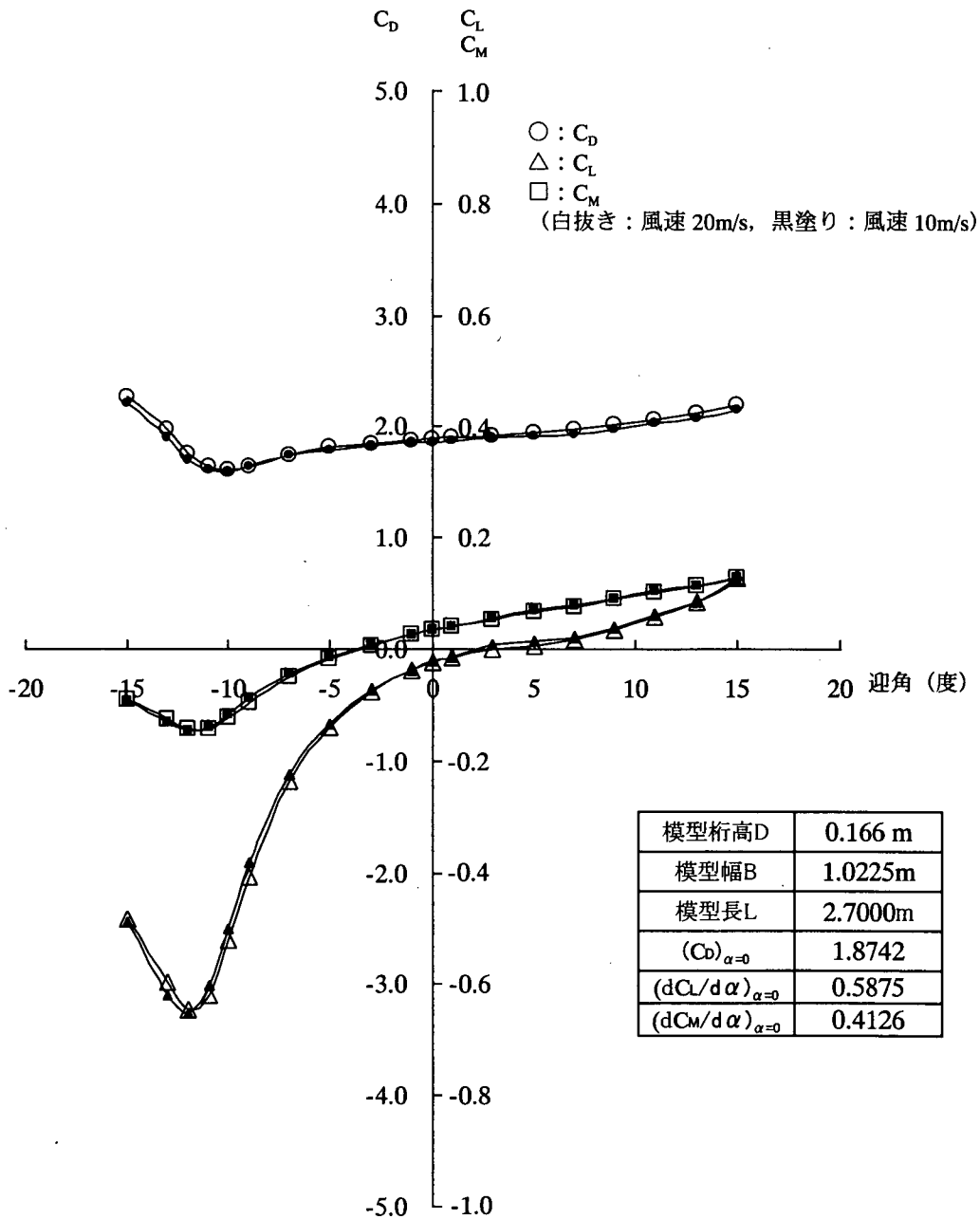


図 4. 2. 6-11 静的空気力特性

上図より，遮風壁の設置による影響のため抗力係数が比較的大きな値を示すものの，揚力，モーメントともにその絶対値は小さく，特に揚力傾斜は迎角0度近傍で約0.6と非常に小さい値を示しており，ガスト応答に対しても有利な断面となるものと考えられる。

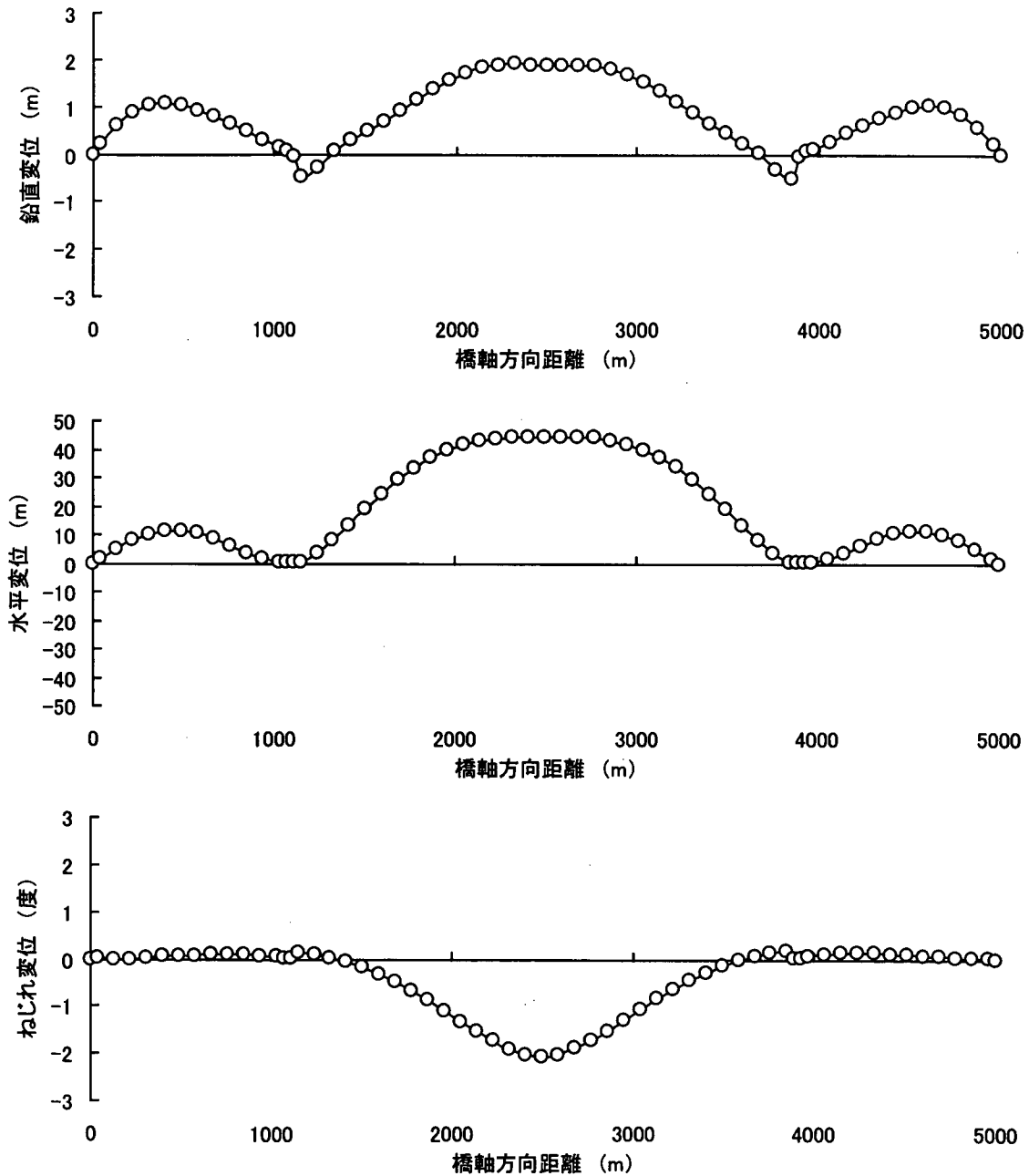
また，今回の試験は風速 10m/s, 20m/s の2種類で実施されているが，両者ともほぼ同一の特性を示しており，当該風速範囲及び迎角範囲（ $\pm 15^\circ$ ）においてはレイノルズ数依存性は認められない。

$$(\text{Re}(U = 10\text{m/s}) = \frac{UD}{\nu} = 1.22 \times 10^5, \text{Re}(U = 20\text{m/s}) = \frac{UD}{\nu} = 2.44 \times 10^5)$$

(6) 三次元フラッター解析

前述の(5)で得られた静的空気力より、風速 80m/s における静的変形量及び固有値（振動数，振動モード）を求め、これらを用いて三次元フラッター解析を行なった。

下図に風速 80m/s における桁の静的変形を示す。



※鉛直変位は上向きを正、ねじれ変位は頭上げを正とする

図 4. 2. 6 - 1 2 静的変形 (風速 80m/s)

下表に三次元フラッター解析の条件をまとめて示す。

表 4. 2. 6-4 三次元フラッター解析条件

項目	手法																				
解析手法	モード組み合わせ法 (有風時固有モード (80m/s) を使用。低次 30 モードを取り込む)																				
空気密度	1. 2 2 5 kg/m ³																				
有風時静的変形	考慮する																				
構造減衰	全モード δ = 0. 0 2																				
空気力係数	主桁： <table><tr><td colspan="4">(振動方向)</td></tr><tr><td></td><td>鉛直</td><td>ねじれ</td><td>水平</td></tr><tr><td>L</td><td>○</td><td>○</td><td>×</td></tr><tr><td>M</td><td>○</td><td>○</td><td>×</td></tr><tr><td>D</td><td>×</td><td>×</td><td>△</td></tr></table> ○：非定常空気力，△：準定常空気力，×：考慮せず ケーブル： 準定常抗力（揚力）のみを考慮	(振動方向)					鉛直	ねじれ	水平	L	○	○	×	M	○	○	×	D	×	×	△
(振動方向)																					
	鉛直	ねじれ	水平																		
L	○	○	×																		
M	○	○	×																		
D	×	×	△																		
非定常空気力	測定空気力																				
準定常空気力	主桁： C_D = 1. 8 7，A_n = 5. 5 2 m²/m/Br ケーブル： C_D = 0. 7 0，A_n = 2. 3 2（主径間），3. 3 2（側径間）m²/m/Br																				

以上の条件で三次元フラッター解析を実施したところ、

$$\text{フラッター限界風速} = 92 \text{ m/s}$$

が得られ、本検討で見出された断面においては、モードの連成及び有風時の静的変形を考慮しても優れた耐フラッター性能を確保できることが解析的に確認された。

なお、風速とフラッターモードの空力減衰の関係、及びフラッターモードをまとめて次頁に示す。

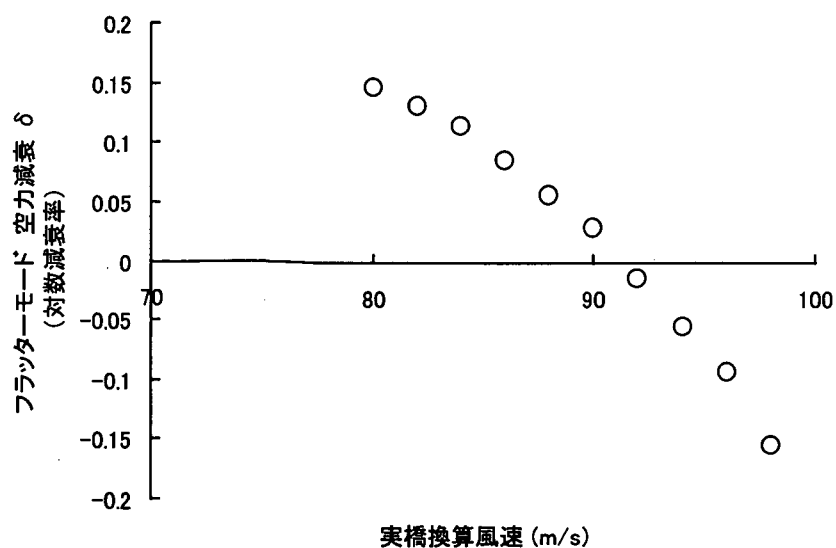


図 4. 2. 6-13 風速-空力減衰の関係

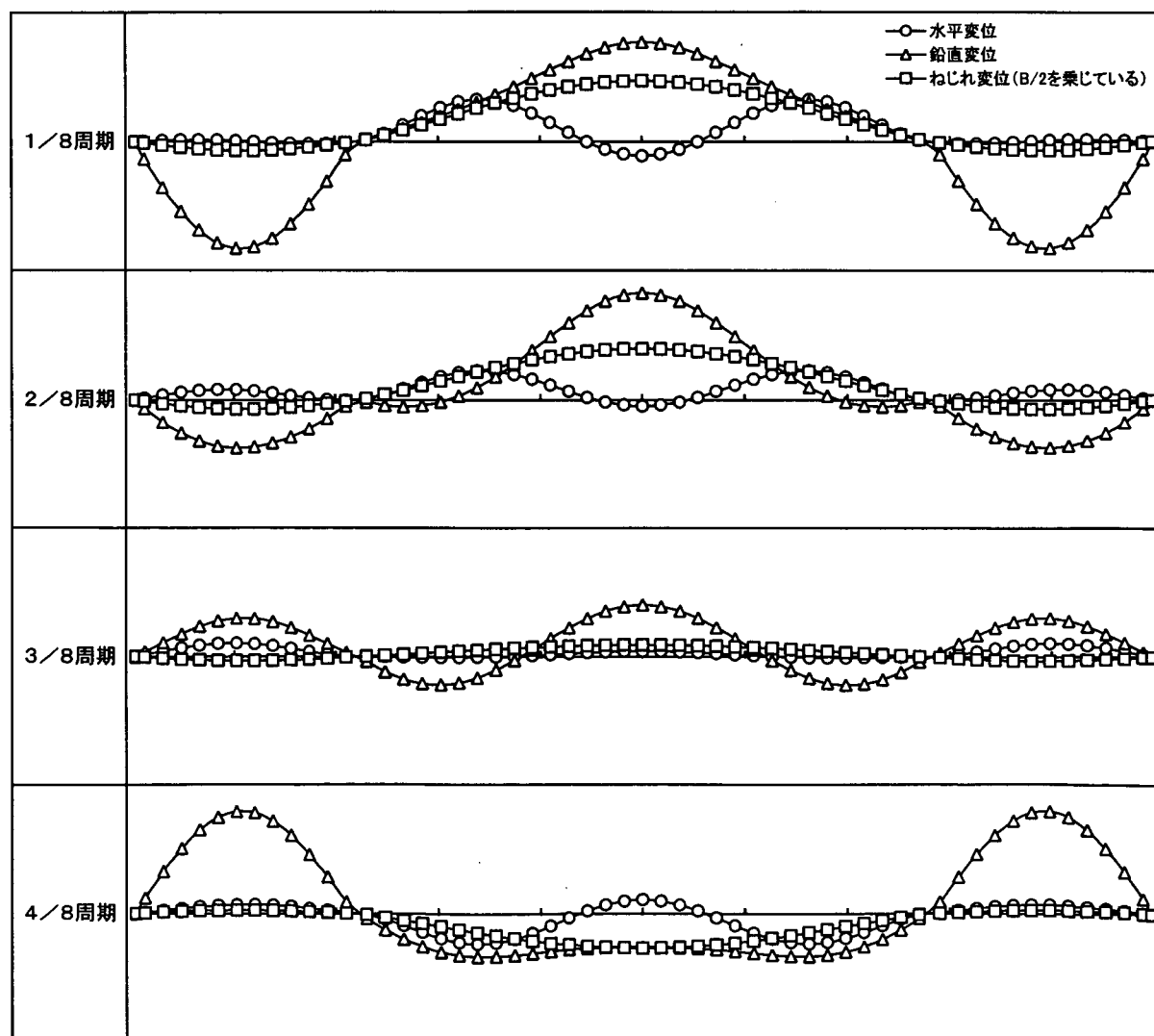


図 4. 2. 6-14 フラッターモード

(7) まとめ及び課題

本検討で得られた成果を以下にまとめる。

- ・桁の中央分離帯部分のみに離散的に開口を有する一箱桁断面に、実用部材である遮風壁及び検査車レールを空力対策として用いることによって、特段のケーブルシステムを併用せずにフラッター限界風速 80 m/s を達成できる断面を開発した。また、モード連成、強風時の静的変形の影響についても解析的にフラッター安定性を検証した。
- ・今回開発した断面では、4車線全てにおいて舗装を確保することが可能であり、さらに遮風壁も設置されることから優れた車両走行性が実現できると考えられる。

また、今後の課題を以下に列挙する。

- ・本検討では、桁高 5.5 m の一箱桁断面を基本として検討を進めてきたが、さらに低い桁高の1箱桁断面に対して、ここで開発された空力対策の適用性を検討することによって、さらなる経済性の追求が可能となると考えられる。
- ・本開発では、フラッター限界風速に着目して断面形状の耐風安定性向上に努めてきたが、実橋への適用に際しては、渦励振・ガスト応答などその他の空力振動に関しても検討する必要がある。
- ・今回開発した断面では、従来付加物として扱われてきた遮風壁及び検査車レールがフラッター安定性に非常に重要な役割を果たしている。したがって、強風時における上記部材の安全性・信頼性については十分に検討しておく必要があると考えられる。

4.2.7 二箱桁断面におけるセンターバリアの形状の影響

(1) 概要

センターバリアおよびガイドベーンを活用した二箱桁断面は、耐風安定性に優れていることは確認されているが、センターバリアの形状については多くの検討がなされていない。そこで、センターバリアの形状が耐風安定性に及ぼす影響についてバネ支持模型試験により調査を行った。

(2) 試験条件

基本となる桁断面としては、図 4.2.7-1 に示す内側の 2 車線はグレーチングの上を走行車線とする二箱桁断面であり、耐風安定性を向上させるため開口部に鉛直のセンターバリアと桁の端部にガイドベーンを設置している。今回は開口部のセンターバリアの形状に着目していることから、図 4.2.7-2 に示す様なセンターバリアを選定し、表 4.2.7-1 の諸元によりバネ支持試験を実施した。

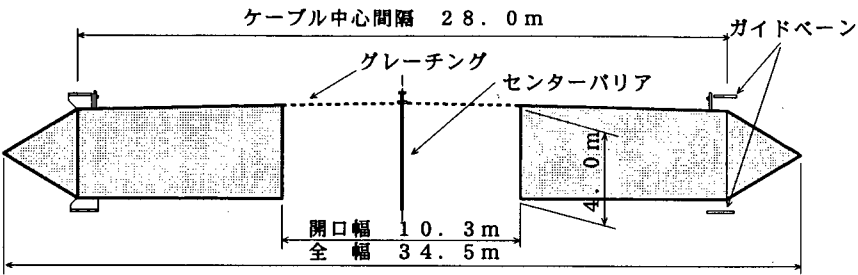


図 4.2.7-1 基本断面

表 4.2.7-1 バネ支持模型試験条件

縮 尺	1 / 8 5	
質 量	40.21 N/model	
極慣性モーメント	7.500 N・m ² /model	
振動数	たわみ	1.145 Hz
	ねじれ	1.546 Hz
構 造 減 衰	たわみ	0.04
	ねじれ	0.02
桁 幅	0.406 m	
桁 高	0.045 m	
模 型 長	0.980 m	

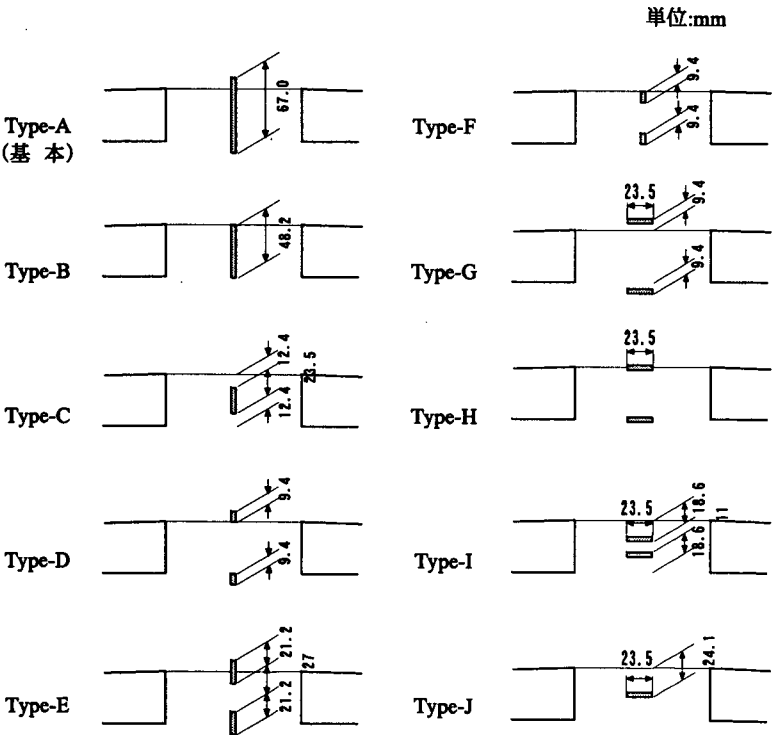


図 4.2.7-2 調査の対象としたセンターバリア形状

(3) 試験結果

基本断面の耐風性は非常に優れているため、パネ支持試験は、振動数比を下げフラッターが発生しやすい条件で実施した。そのため、得られた風速で直接耐風性を評価するのは困難であることから、形状補正係数（ κ ：実験結果／Selberg 式による推定値）により各断面の耐風性を比較した。その結果、表 4.2.7-2 に示すとおりとなり、バリアを水平に 2 枚設置した Type-I が基本断面とほぼ同等の耐風性を有することが明らかとなった。

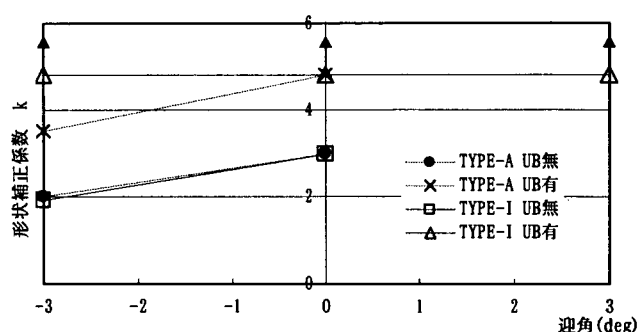
今回の二箱桁断面（基本断面）は、負の迎角において、耐風性が悪化することが確認されていることから、迎角 0° において同等の耐風性を有する Type-I の断面に対して迎角 -3° の実験を実施した。その結果、図 4.2.7-3 に示すとおり、基本断面と同様に迎角 -3° で耐風性の悪化が見られた。そこで、アンダーバリアを設置（路側の自動車防護柵を桁の下面にも設置）したところ、風洞内でフラッターの発生を確認することが出来ない程度まで耐風性が向上することが明らかとなった。

次に渦励振に着目すると、図 4.2.7-4 に示すとおり、Type-A、Type-I とともに、ごく低風速でねじれの渦励振が発生することが確認された。その振幅は迎角 -3° では両者ほぼ同じ値であるが、迎角 0° の場合にはセンターバリアを水平にした Type-I にアンダーバリアを取り付けた場合の振幅は、基本断面の 2 倍程度の値となった。いずれのセンターバリアにおいても、渦励振の発生は確認されていることから、今後は、その量が実際の使用性等にどの程度影響を及ぼすかを考慮した上で、振幅の低減対策を施していく必要がある。

表 4.2.7-2 センターバリアの影響

Type	形状補正係数 (κ)	Type	形状補正係数 (κ)
A	2.98*	F	2.55*
B	2.88*	G	2.07*
C	2.83	H	2.52*
D	1.85*	I	2.98
E	1.87*	J	2.91

※はハードフラッターであることを示す



UB:アンダーバリア ↑はそれ以上の風速であることを表す

図 4.2.7-3 フラッター風速(形状補正係数)

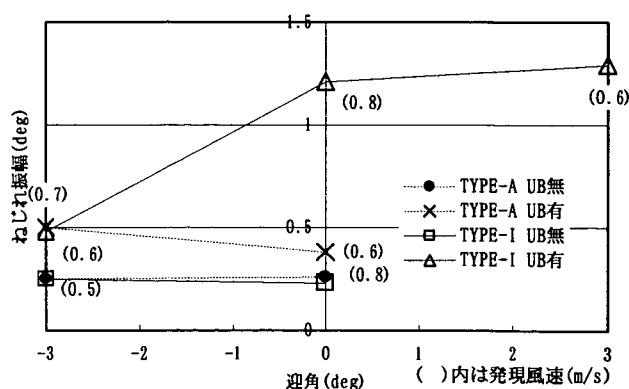


図 4.2.7-4 渦励振振幅

(4) まとめ

二箱桁断面の耐風安定化対策であるセンターバリア形状について検討を行い、これまでの鉛直なタイプだけでなく、バリアを水平に設置しても同等の効果を得ることが出来ることが明らかとなった。また、アンダーバリアの設置により、負の迎角における耐風性が向上することも確認できた。ただし、いずれの断面においても、ねじれの渦励振が低風速で発生しており、今後、渦励振対策についての検討を実施し、総合的に耐風性に優れた断面を模索する必要がある。

なお参考のため、図 4.2.7-5 ～図 4.2.7-21 に今回実施した試験の V-A 図を示す。

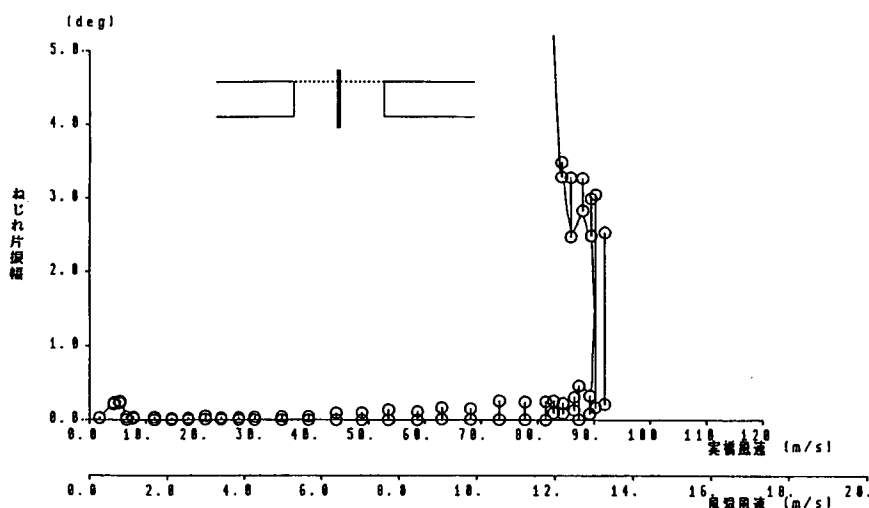


図 4.2.7-5 V-A 図 (ねじれ、Type-A、アンダーバリア無し、迎角 0°)

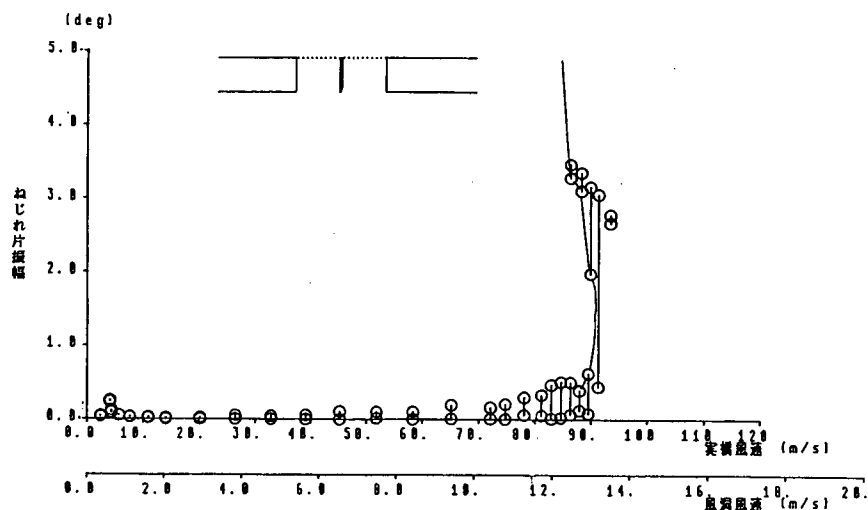


図 4.2.7-6 V-A 図 (ねじれ、Type-B、アンダーバリア無し、迎角 0°)

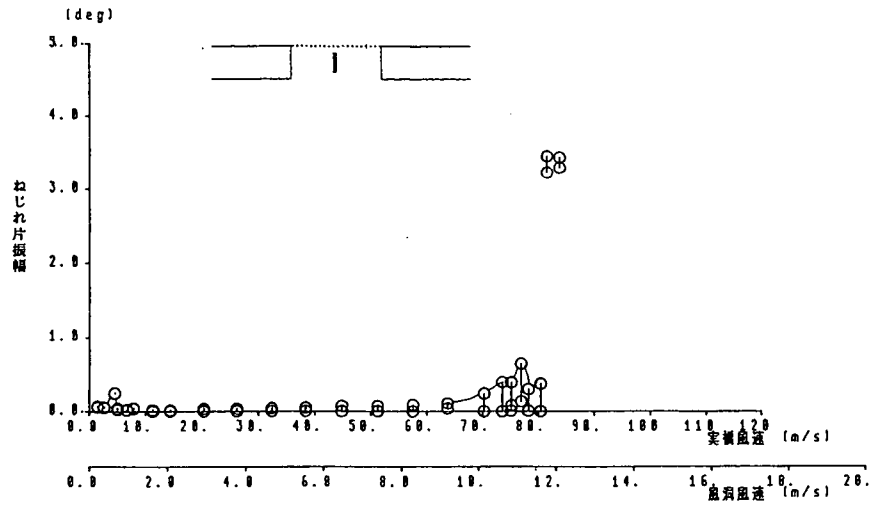


図 4.2.7-7 V-A 図 (ねじれ、Type-C、アンダーバリア無し、迎角 0°)

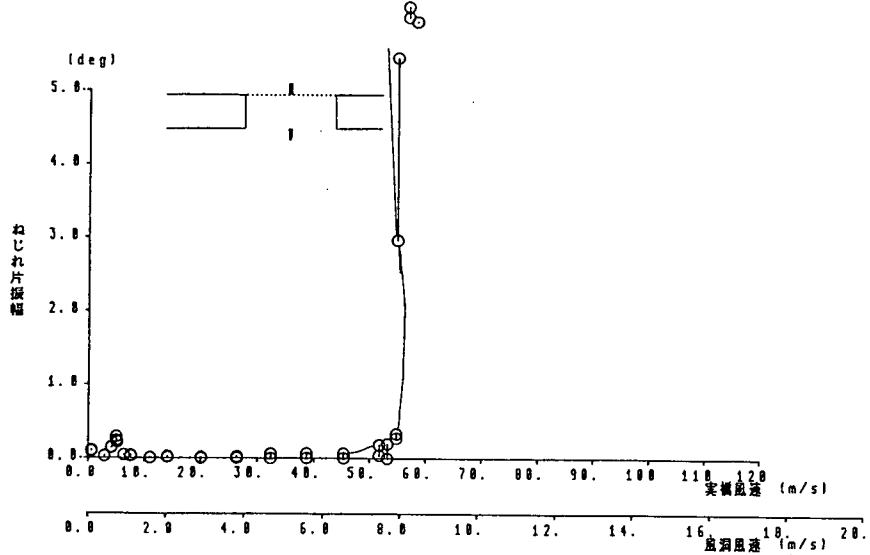


図 4.2.7-8 V-A 図 (ねじれ、Type-D、アンダーバリア無し、迎角 0°)

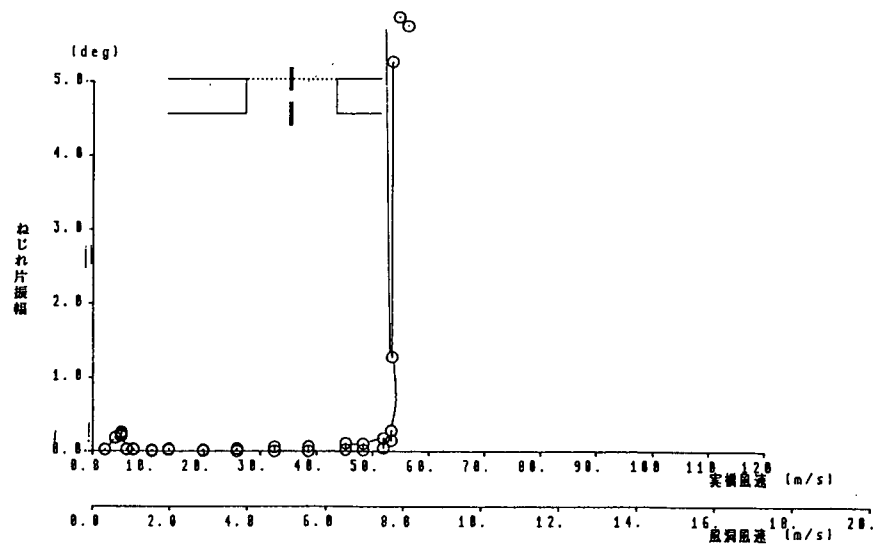


図 4.2.7-9 V-A 図 (ねじれ、Type-E、アンダーバリア無し、迎角 0°)

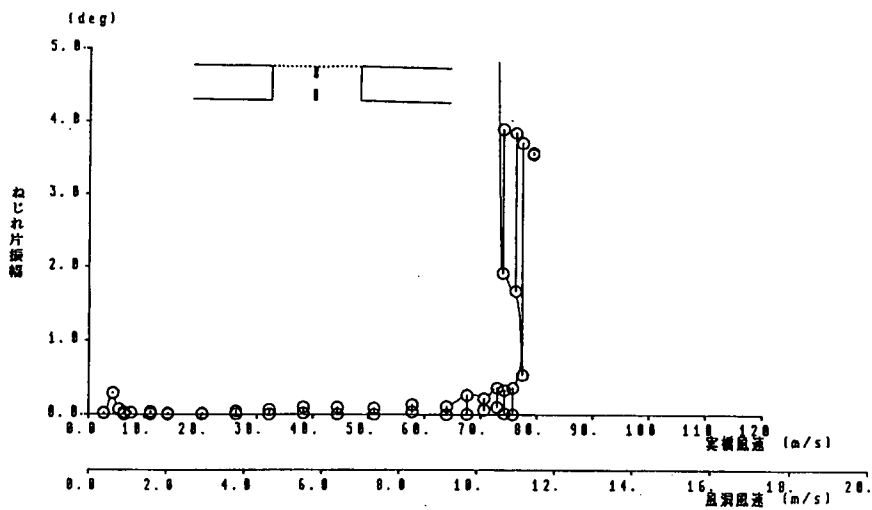


図 4.2.7-10 V-A 図 (ねじれ、Type-F、アンダーバリア無し、迎角 0°)

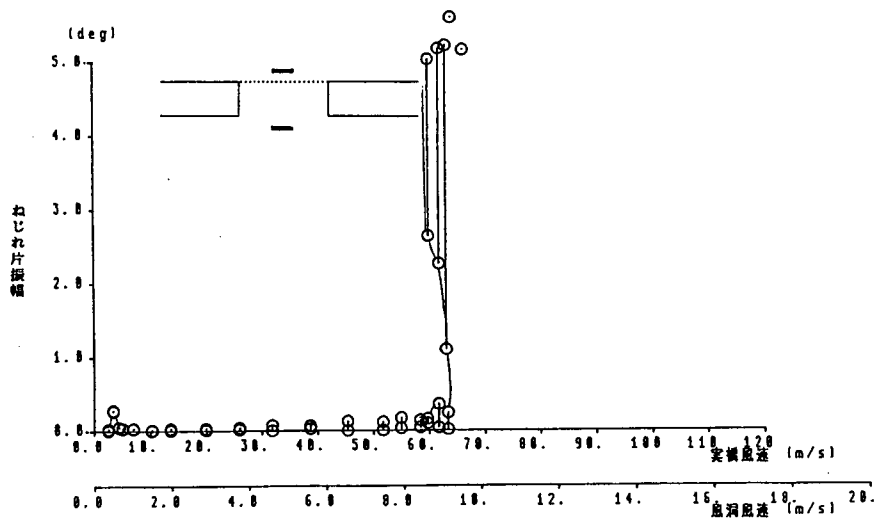


図 4.2.7-11 V-A 図 (ねじれ、Type-G、アンダーバリア無し、迎角 0°)

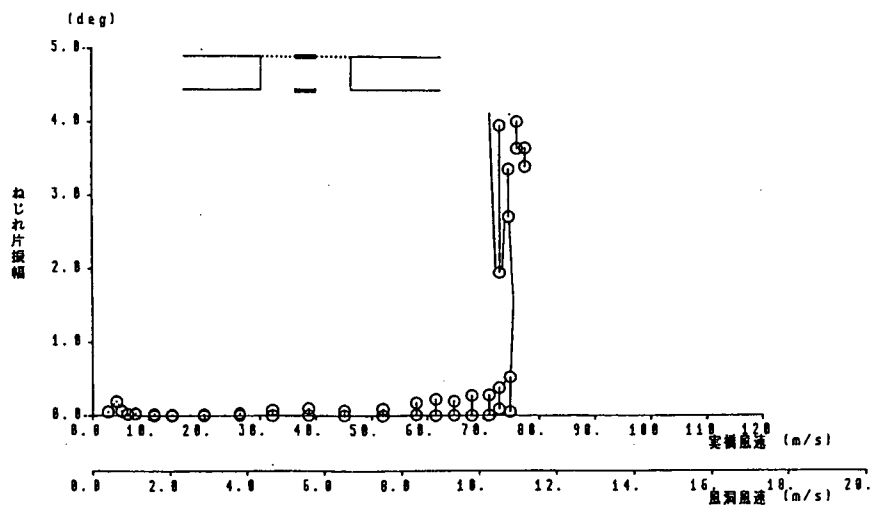


図 4.2.7-12 V-A 図 (ねじれ、Type-H、アンダーバリア無し、迎角 0°)

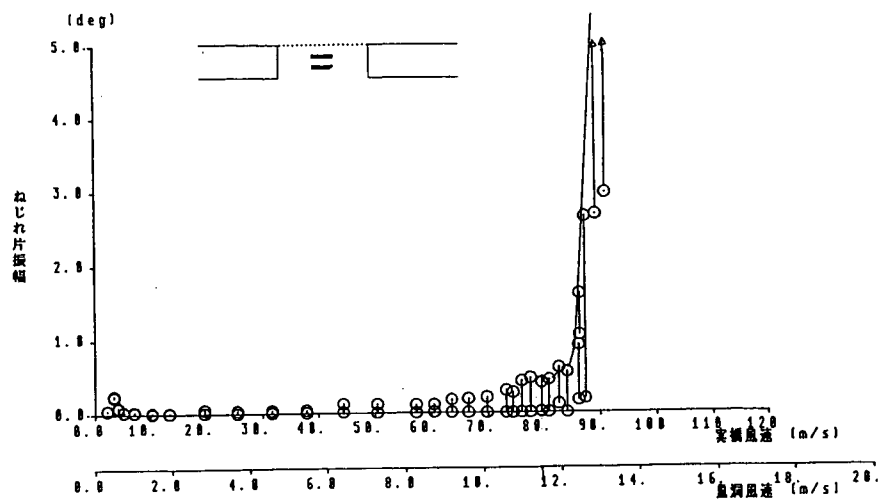


図 4.2.7-13 V-A図 (ねじれ、Type-I、アンダーバリア無し、迎角 0°)

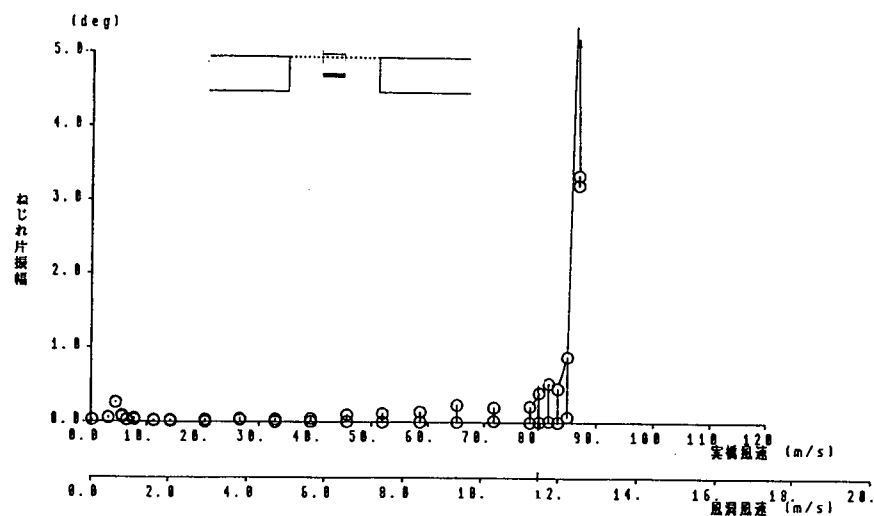


図 4.2.7-14 V-A図 (ねじれ、Type-J、アンダーバリア無し、迎角 0°)

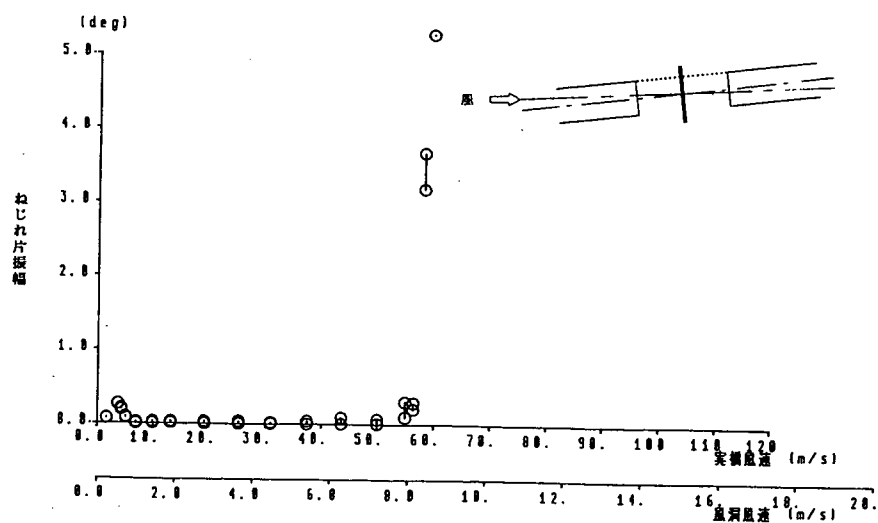


図 4.2.7-15 V-A図 (ねじれ、Type-A、アンダーバリア無し、迎角 -3°)

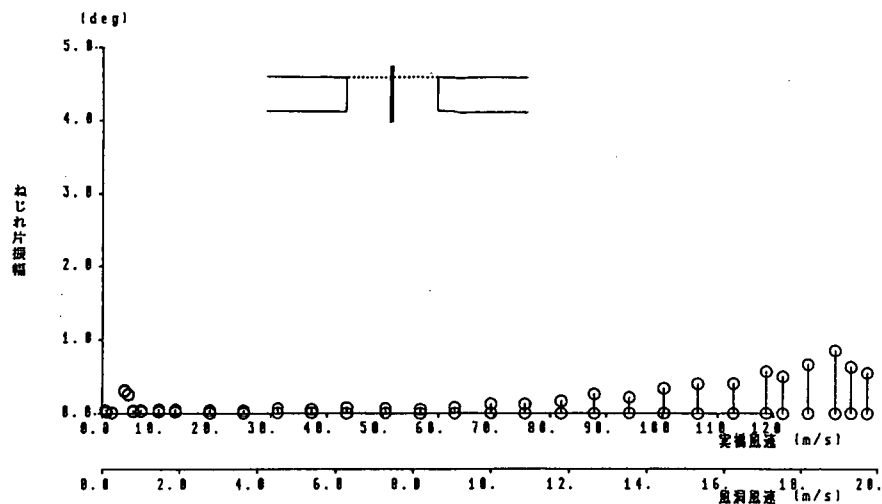


図 4.2.7-16 V-A 図 (ねじれ、Type-A、アンダーバリア有り、迎角 0°)

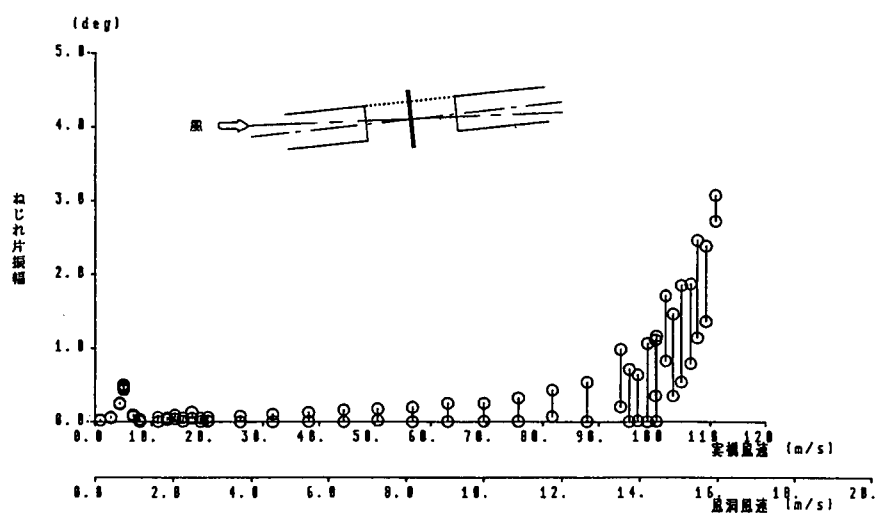


図 4.2.7-17 V-A 図 (ねじれ、Type-A、アンダーバリア有り、迎角 -3°)

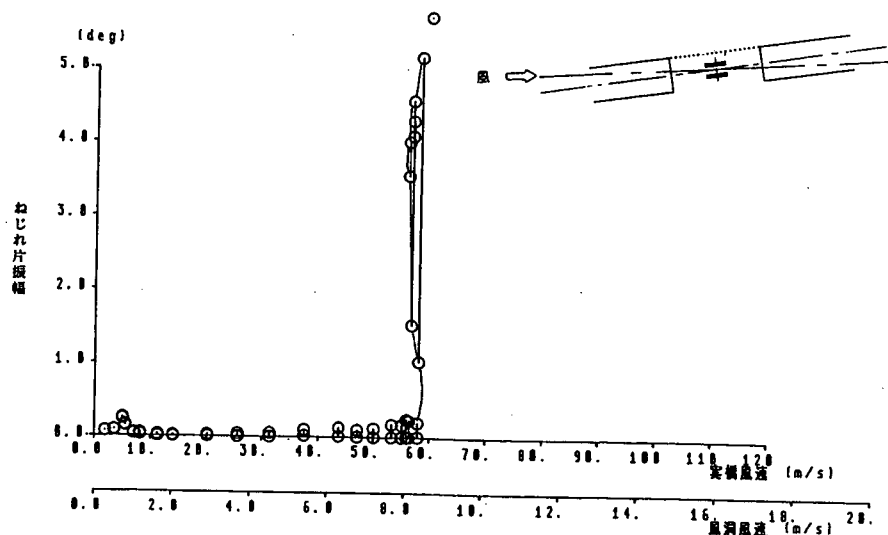


図 4.2.7-18 V-A 図 (ねじれ、Type-I、アンダーバリア無し、迎角 -3°)

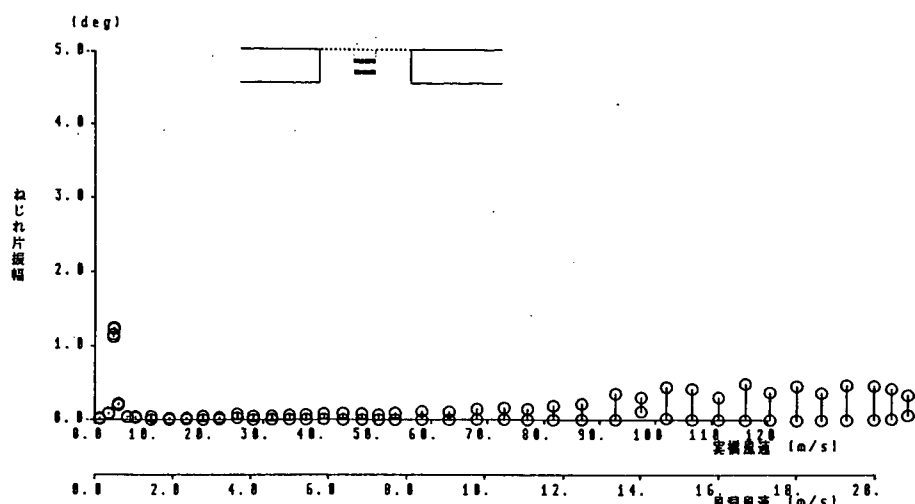


図 4.2.7-19 V-A 図 (ねじれ、Type-I、アンダーバリア有り、迎角 0°)

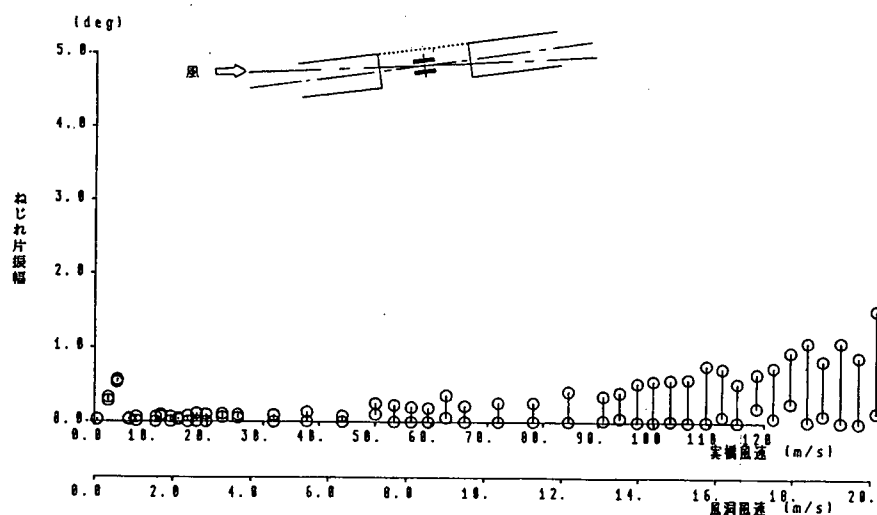


図 4.2.7-20 V-A 図 (ねじれ、Type-I、アンダーバリア有り、迎角 -3°)

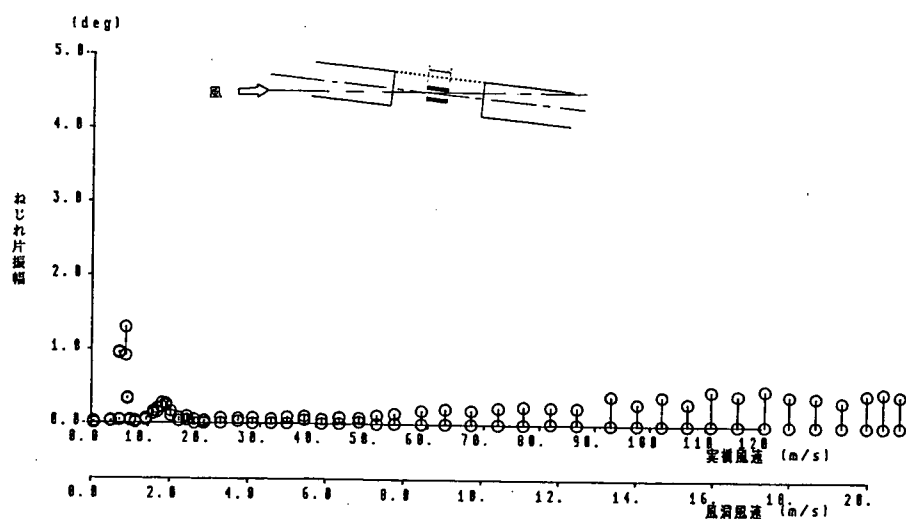


図 4.2.7-21 V-A 図 (ねじれ、Type-I、アンダーバリア有り、迎角 $+3^\circ$)

4. 2. 8 鉛直および水平スタビライザーを活用した二箱桁の検討

四車線二箱桁タイプで約 10m 幅の中央開口部をオープングレーティング構造とし、内側二車線に活用する設計において、桁高 3m とし、鉛直および水平スタビライザーを耐風対策とする図 4.2.8-1 に示すような桁断面Ⅰを中央支間 2800m、全長 5000m の超長大吊橋に適用した場合の耐風性の検討を行った。

また、走行車輛に対する遮風効果を期待したウインドシールド（高さ 3m、充実率 50 %）を併置した図 4.2.8-2 に示すような断面Ⅱについても同様に検討した。

フラッター性能は 2 次元ばね支持試験の他、有風時の静的変形を考慮し、計測した非定常空気力係数を用いた 3 次元マルチモードフラッター解析により評価した。

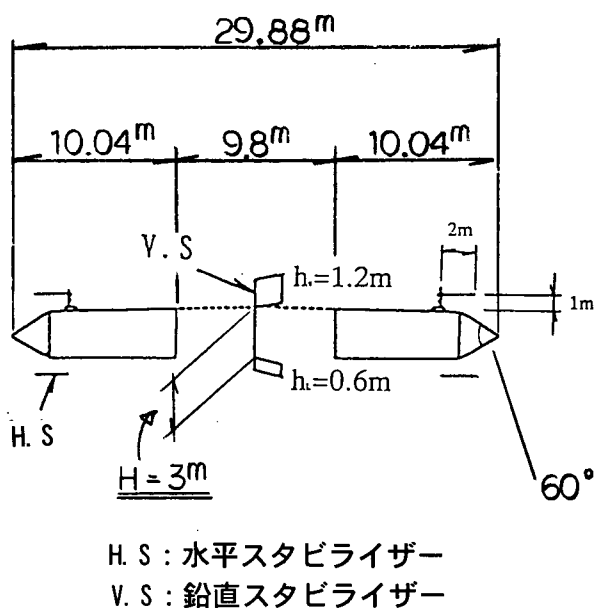
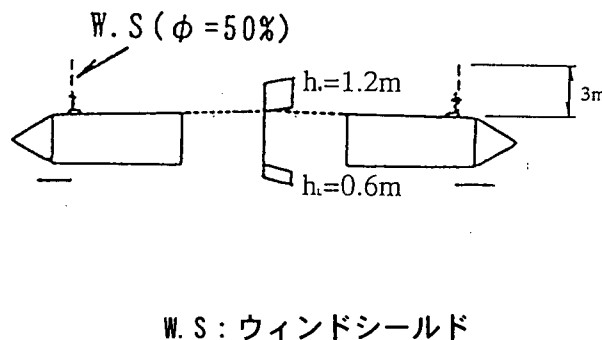


図 4.2.8-1 断面Ⅰ



W.S : ウィンドシールド

図 4.2.8-2 断面Ⅱ

(1) 固有振動解析結果

図 4.2.8-3 に示すような統一した諸元を有する標準解析モデルに関して立体骨組固有振動解析を実施した結果から、固有振動数を表 4.2.8-1 に示す。

(2) 2 次元ばね支持試験結果

断面Ⅰ、断面Ⅱに関して 2 次元ばね支持試験によりフラッター特性を検討した。ばね支持試験条件を表 4.2.8-2 に示す。

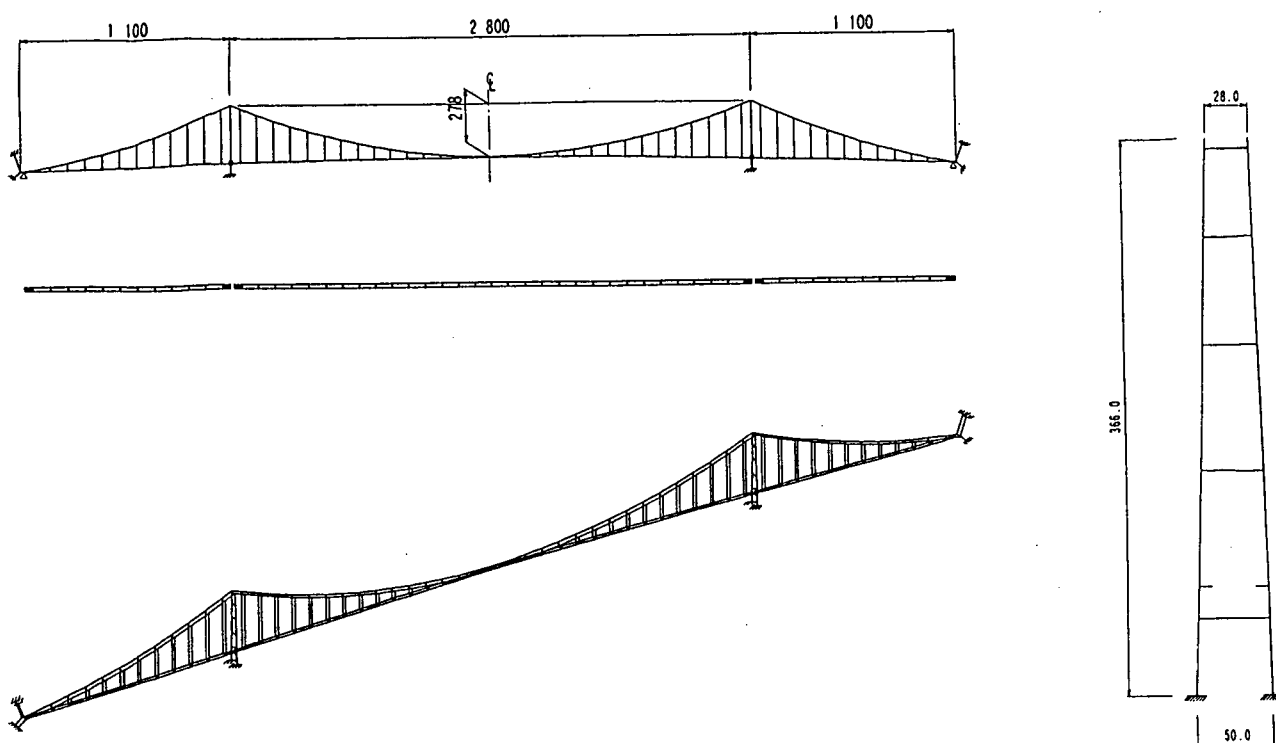


図 4.2.8-3 解析モデル (単位 : m)

表 4.2.8-1 固有振動数

No.	固有振動数 (Hz)	一般化質量 (t)	モード名称
1	0.0316	4447	水平たわみ 対称1次
2	0.0550	2762	水平たわみ 逆対称1次
3	0.0610	5976	鉛直たわみ 逆対称1次
4	0.0621	4559	鉛直たわみ 対称1次
5	0.0667	2042	水平たわみ 側径間卓越
6	0.0667	2043	水平たわみ 側径間卓越
7	0.0728	4255	遊動円木(同位相)
8	0.0735	4066	遊動円木(逆位相)
9	0.0819	2477	水平たわみ 対称2次
10	0.0831	5099	鉛直たわみ 側径間卓越
11	0.0990	3991	鉛直たわみ 対称2次
12	0.1096	8097	鉛直たわみ 遊動円木
13	0.1227	3241	水平たわみ 逆対称2次
14	0.1256	2503	ねじれ 対称1次
15	0.1308	5311	鉛直たわみ 側径間卓越
16	0.1331	4039	鉛直たわみ 逆対称2次
17	0.1367	1408	水平たわみ ケーブル卓越
18	0.1397	1332	水平たわみ ケーブル卓越
19	0.1463	2388	水平たわみ ケーブル卓越
20	0.1466	3475	ねじれ

表 4.2.8-2 ばね支持試験条件

			4 車線、中央支間2800m、2-BOX(桁高3m)		
			実橋諸元値	模型所要値	模型試験値
振 動 数	ね じ れ	H z	0.148	---	2.157
	鉛直たわみ	H z	0.066	---	0.967
振動数比	ねじれ ／ 鉛直たわみ	---	2.24	2.24	2.23
慣 性	質 量	kg/m/Br	2,456	0.384	0.386
	質量慣性モーメント	kg・m/Br	305,429	0.00746	0.00748
減 衰 率 (δ)	ね じ れ	---	---	0.02	0.02
	鉛直たわみ	---	---	0.02	0.04
風速倍率					5.47

注) 模型試験値は、代表ケースのみ記入。表中の質量および質量慣性モーメントは、振動モードを考慮した換算値(換算質量・換算質量慣性モーメント)である。

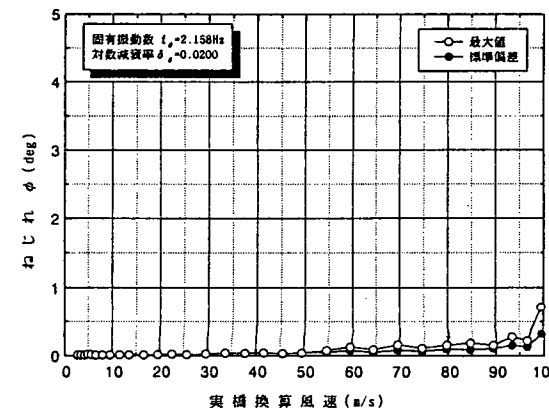
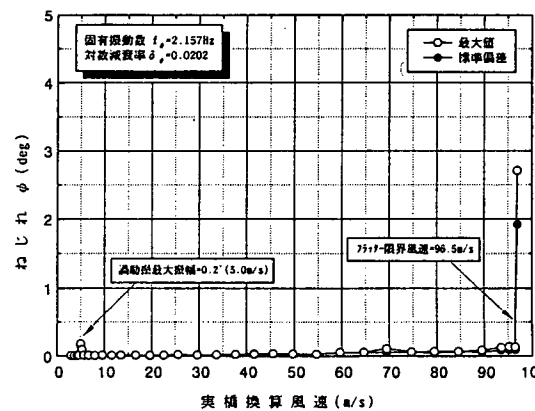
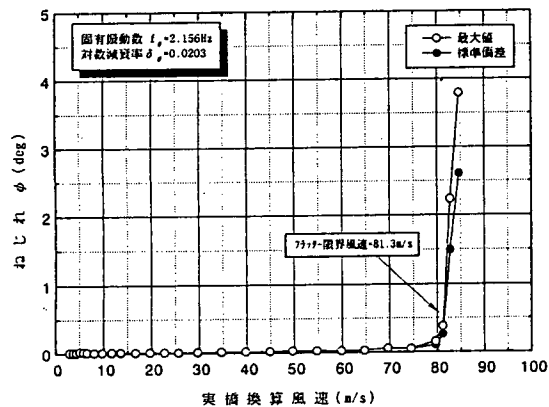
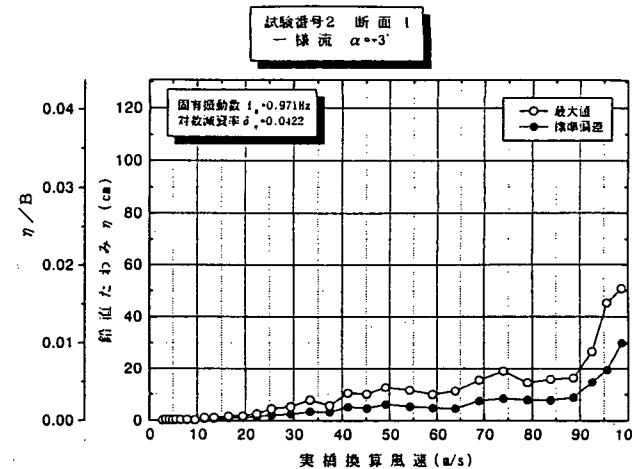
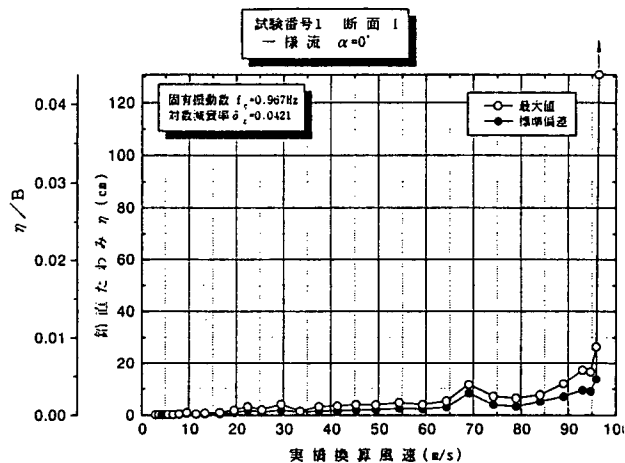
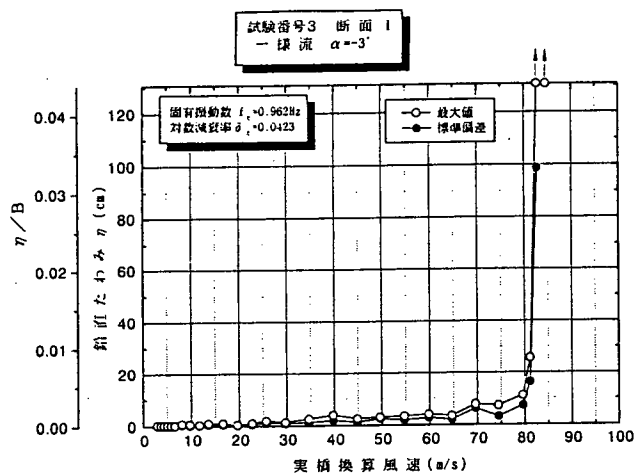
各断面の一樣流中、迎角 $\alpha=0^\circ$ 、 $\pm 3^\circ$ の振動応答は図 4.2.8-4 および図 4.2.8-5 のとおりで、フラッター発生風速は表 4.2.8-3 に示すように各断面のいずれの迎角においても80 m/sを上回っており、耐風性能が優れている。

(3) 三分力係数と有風時の静的変形

測定した三分力係数は図 4.2.8-6 のとおりで、これらを用いて有風時の変形を解析した結果、桁中央のねじれ変形と風速の関係は図 4.2.8-7、また、80 m/sにおいては桁全体のねじれ変形は図 4.2.8-8 のとおりである。中央支間の中央で断面Ⅰでは約 -5° 、断面Ⅱでは約 -9° のねじれ変形となっており、全径間にわたり負の迎角に相当する変形状態を示している。

(4) 非定常空気力測定結果

表 4.2.8-4 で定義する非定常空気力係数の測定結果の一例として、断面Ⅰの A_2^* 、 A_1^* 、 H_3^* を図 4.2.8-9 に示す。測定対象とした迎角は有風時の変形を考慮して、 -12° 、 -3° 、 -6° 、 -3° 、 0° 、 $+3^\circ$ である。図中、Theodorsen の空気力を実線で併記している。



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

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

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

図 4.2.8-4 振動応答 (断面 I : 一様流、フラッター)

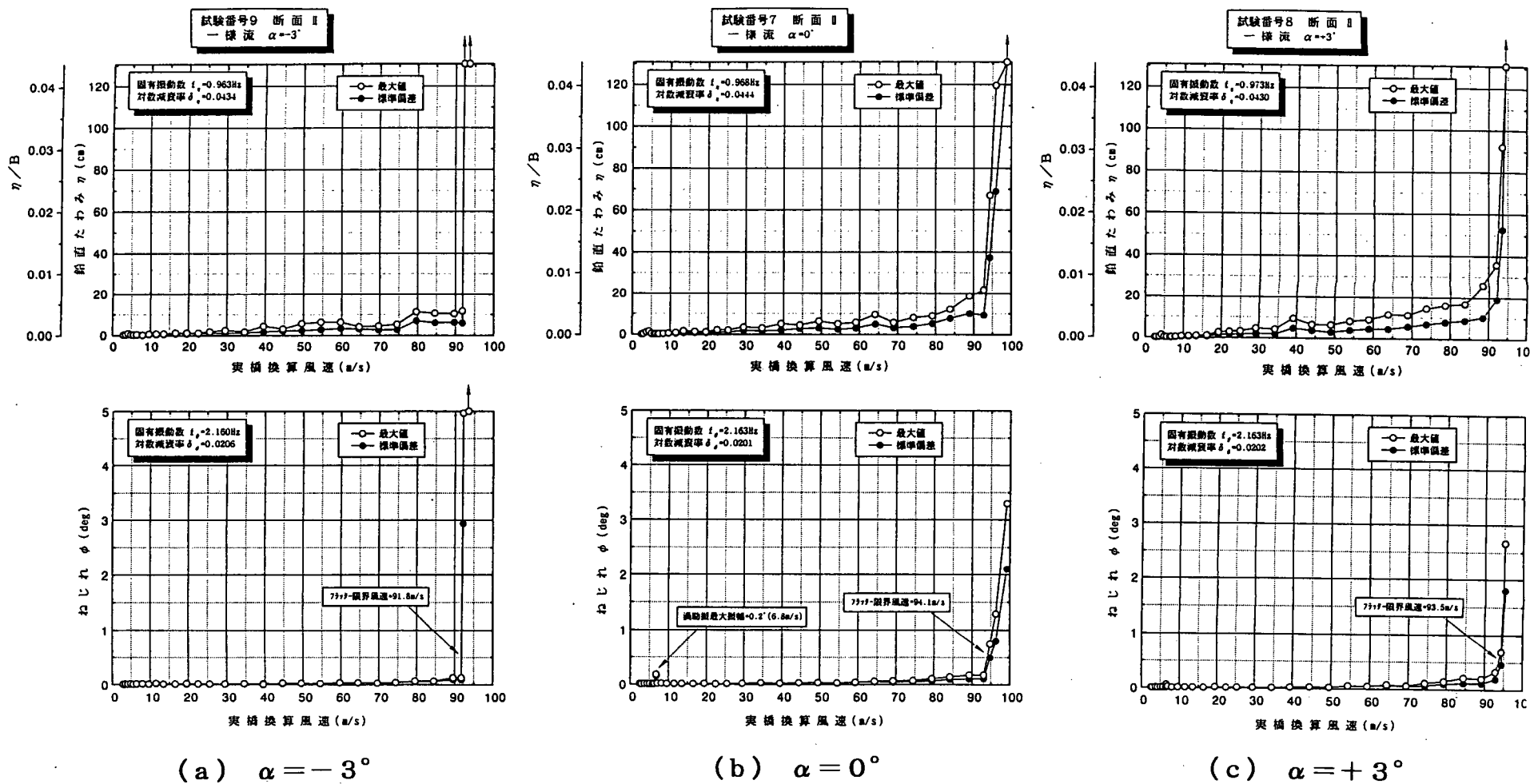
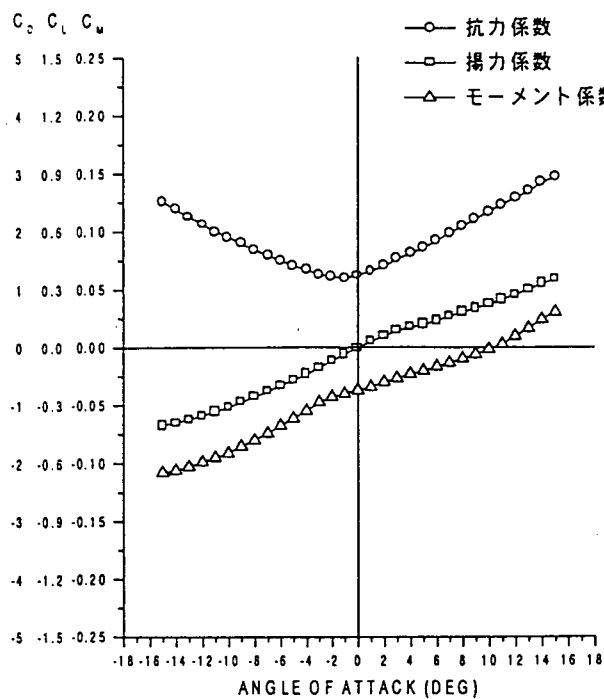


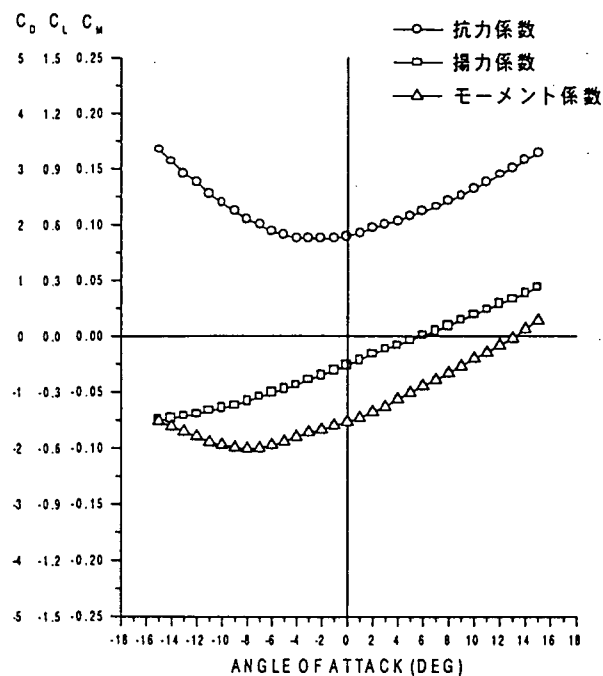
図 4.2.8-5 振動応答 (断面Ⅱ：一様流、フラッター)

表 4.2.8-3 フラッター発生風速

	(m/s)		
	$\alpha = -3^\circ$	$\alpha = 0^\circ$	$\alpha = +3^\circ$
断面 I	81.3	96.5	100 以上
断面 II	91.8	94.1	93.5



(a) 断面 I



(b) 断面 II

図 4.2.8-6 三分力係数

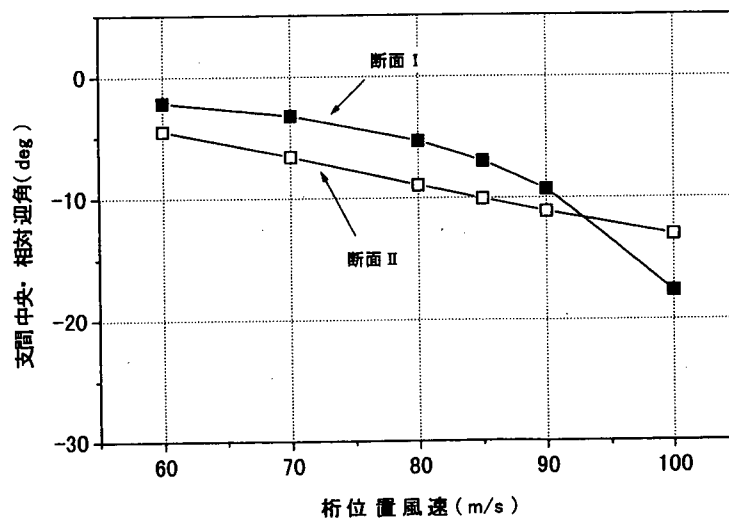


図 4.2.8-7 桁中央のねじれ変形と風速の関係

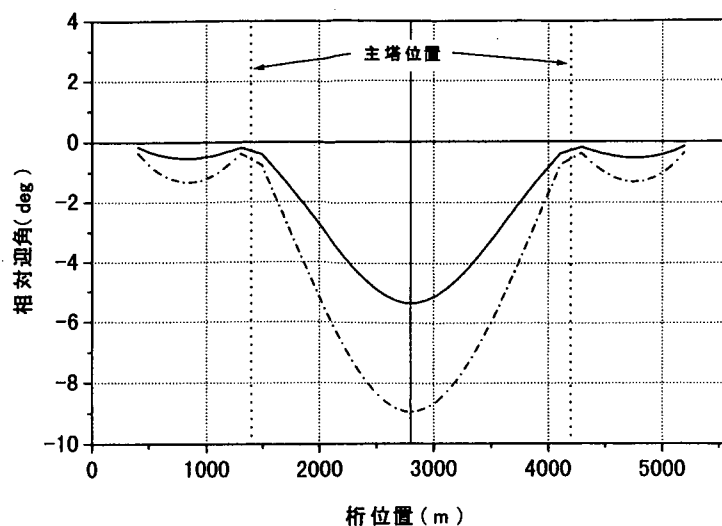


図 4.2.8 桁全体のねじれ変形 (80m/s 作用時)

表 4.2.8-4 非定常空気力係数の定義

$$L = 0.5 \rho U^2 B \{ L_0 + L_1 + L_2 + L_3 + L_4 + L_5 \}$$

$$L_0 = k \cdot H_0^* \cdot (\dot{s}/U), \quad L_1 = k \cdot H_1^* \cdot (\dot{h}/U), \quad L_2 = k \cdot H_2^* \cdot (B \cdot \dot{\alpha}/U)$$

$$L_3 = k^2 \cdot H_3^* \cdot \alpha, \quad L_4 = k^2 \cdot H_4^* \cdot (h/B), \quad L_5 = k^2 \cdot H_5^* \cdot (s/B)$$

$$M = 0.5 \rho U^2 B^2 \{ M_0 + M_1 + M_2 + M_3 + M_4 + M_5 \}$$

$$M_0 = k \cdot A_0^* \cdot (\dot{s}/U), \quad M_1 = k \cdot A_1^* \cdot (\dot{h}/U), \quad M_2 = k \cdot A_2^* \cdot (B \cdot \dot{\alpha}/U)$$

$$M_3 = k^2 \cdot A_3^* \cdot \alpha, \quad M_4 = k^2 \cdot A_4^* \cdot (h/B), \quad M_5 = k^2 \cdot A_5^* \cdot (s/B)$$

$$D = 0.5 \rho U^2 A \{ D_0 + D_1 + D_2 + D_3 + D_4 + D_5 \}$$

$$D_0 = k \cdot P_0^* \cdot (\dot{h}/U), \quad D_1 = k \cdot P_1^* \cdot (\dot{s}/U), \quad D_2 = k \cdot P_2^* \cdot (B \cdot \dot{\alpha}/U)$$

$$D_3 = k^2 \cdot P_3^* \cdot \alpha, \quad D_4 = k^2 \cdot P_4^* \cdot (h/B), \quad D_5 = k^2 \cdot P_5^* \cdot (s/B)$$

ここに、 L 、 M 、 D ：非定常揚力・モーメント・抗力（単位長）

H_j^* 、 A_j^* 、 P_j^* ：非定常揚力・モーメント・抗力 各係数（ $j=0 \sim 5$ ）

ρ ：空気密度

U ：計測時の風速 (m/s)

B ：模型の総幅

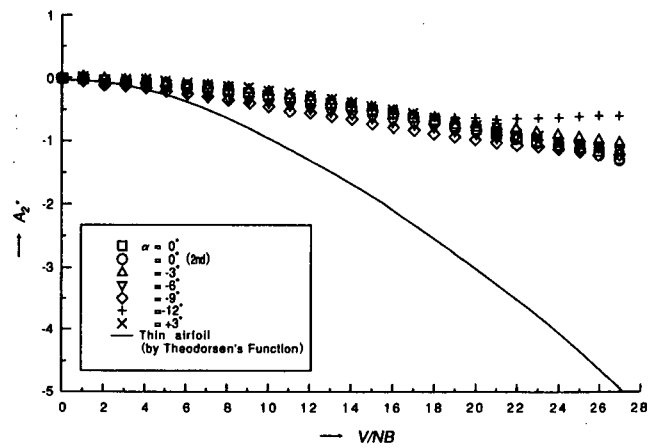
f ：模型の振動数 (Hz)

h ：上下振動振幅

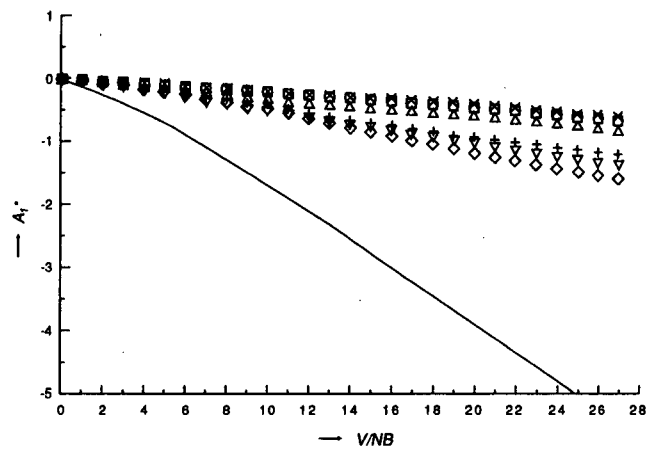
α ：回転振動振幅

s ：水平振動振幅

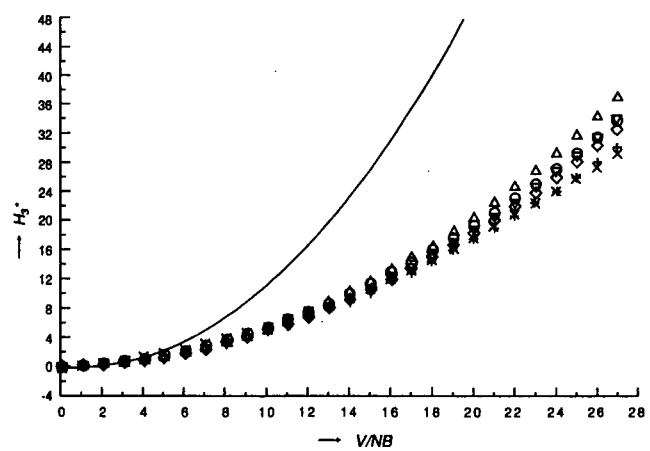
(ドットは、時間に関する微分を示す。)



(a) A_z^*



(b) A_1^*



(c) H_3^*

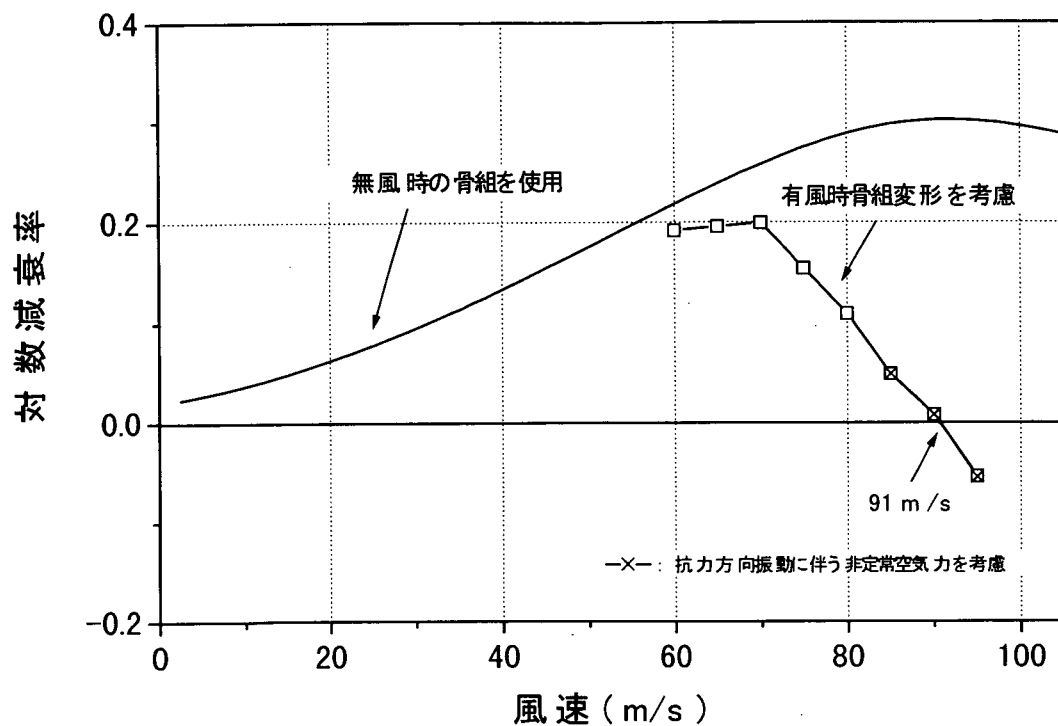
図 4.2.8-9 非定常空気力係数の一例(断面 I)

(5) フラッター解析結果

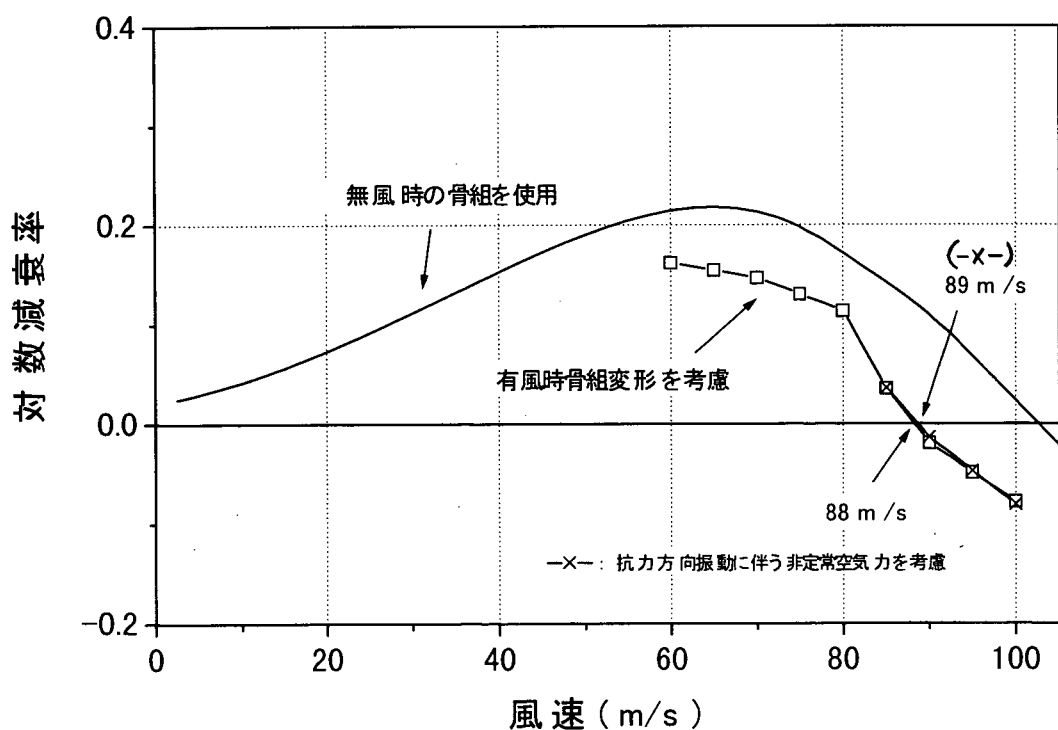
表 4.2.8-5 に 3次元マルチモードフラッター解析の解析条件を、図 4.2.8-10 に断面Ⅰおよび断面Ⅱのフラッター解析結果を示す。いずれも有風時の変形を考慮した場合と考慮しない場合を比較している。有風時の変形を考慮すると、フラッター発生風速は、いずれの断面でも低下するが、断面Ⅰで91 m/s、断面Ⅱで88 m/sであり、目標値80 m/sを十分に上回っている。

表 4.2.8-5 フラッター解析条件

項 目	解析条件																
解析手法	モード組合わせ法 無風時固有モードを使用。ただし、高風速域の解析では風荷重による静的変形ならびに軸力変化を考慮固有モードを使用。																
空気密度	0.12kg / m ³																
有風時静的変形	考慮する																
構造減衰	全モードについて対数減衰率 δ =0.02																
空気力係数	主桁： <table border="1"><tr><th>振動方向 空気力</th><th>鉛直</th><th>ねじれ</th><th>水平</th></tr><tr><td>L（揚力）</td><td>○</td><td>○</td><td>○</td></tr><tr><td>M（空力モーメント）</td><td>○</td><td>○</td><td>○</td></tr><tr><td>D（抗力）</td><td>○</td><td>○</td><td>○</td></tr></table> ○：非定常空気力 △：準定常空気力 ×：考慮せず（微少量） ケーブルおよびハンガー：準定常抗力および揚力	振動方向 空気力	鉛直	ねじれ	水平	L（揚力）	○	○	○	M（空力モーメント）	○	○	○	D（抗力）	○	○	○
振動方向 空気力	鉛直	ねじれ	水平														
L（揚力）	○	○	○														
M（空力モーメント）	○	○	○														
D（抗力）	○	○	○														
非定常空気力	風洞計測値																
準定常空気力	主桁：抗力係数 C _D の風洞計測値 ケーブルおよびハンガー：C _D = 0.7																



(a) 断面 I



(b) 断面 II

図 4.2.8-10 フラッター解析結果

4.2.9 二箱桁断面の耐風安定化策の検討

(1) 概要

本検討では、耐風安定性に優れた断面を開発することを目的として、中央部開孔部を有する二箱桁断面について耐風安定化策の検討を行った。

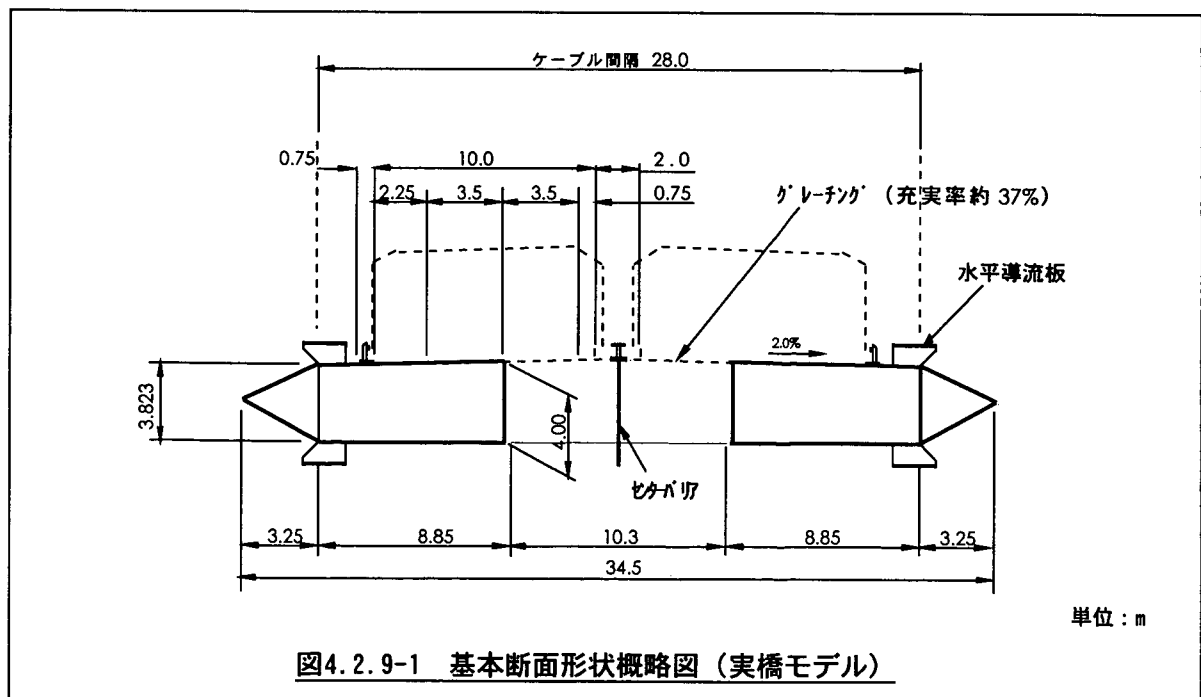
橋梁モデルは中央支間長 2,800mm、橋長 5,000m の吊橋で、補剛桁は桁高約 4m の中央に開孔部を有する二箱桁断面を対象とした。この断面は、中央開孔部を追い越し車線（グレーチング床版）としたもので、開孔部は橋軸方向に連続ではなく、桁の剛性確保のため箱状の横梁を断続的に配置して左右の箱桁を連結した形状となっている。対象とした基本断面形状（実橋モデル）の概略図を図4.2.9-1に示す。

ここでは、まず、上記断面の空力特性に着目し、二次元剛体部分模型を用いた風洞試験による検討を優先して実施し、構造面での検討は、良好な耐風性が得られた時点で行うこととした。

なお、この基本断面については、これまでいくつかの検討がされており、そのフラッター特性は良好であるとの報告がされているが、ここでは、あえてこの基本断面に独自の提案を取り込んで、さらなるフラッター特性向上を目指すこととした。

今回は、中央のグレーチング床版開孔部（追い越し車線）に着目、走行性・メンテナンスなどの利点を考慮し、追い越し車線を閉塞した状態での断面提案の可能性を探ることとした。

試験は、2自由度ばね支持試験を中心に、一部の断面について三分力試験も併せて実施し、フラッター特性および静的空気力特性の評価を行うこととした。



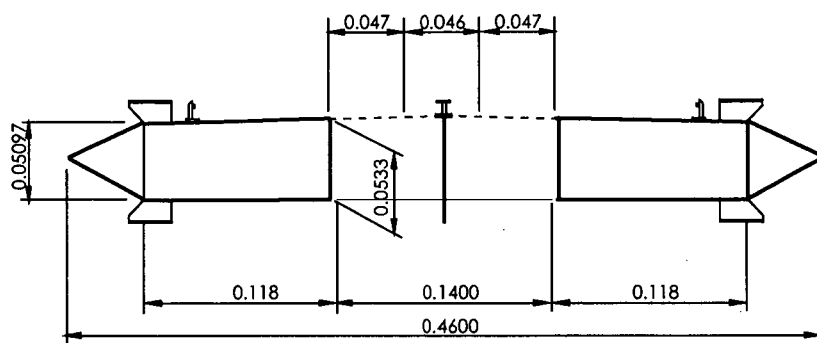
(2) 風洞試験概要

1) 模型

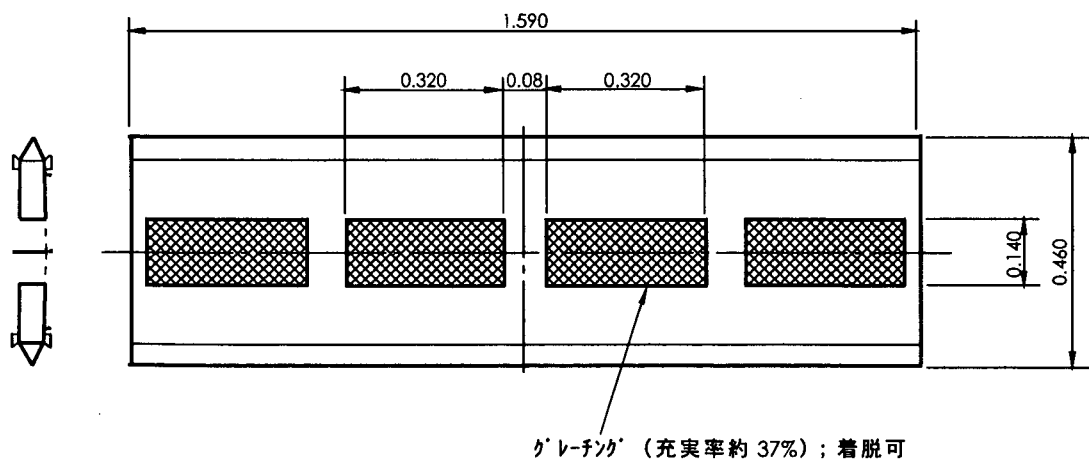
風洞試験に用いた模型概略図（基本形）を図4.2.9-2に示す。

模型は、縮尺 1/125 つくば大型風洞全橋模型の断面形状を、1/75 にスケールアップして2次元模型化することを基本としたが、実際の全橋模型とは水平導流板の配置・形状が若干異なっている。

また、各種添架物（高欄・センターバリア・水平導流板）および上面開孔部（グレーチング床版）については、着脱可能な構造となっている。



基本形断面図 (TB9900)



開孔部 (横梁) 配置図

図4.2.9-2 風洞試験模型概略図 (単位 : m)

2) 試験条件

試験は、「本州四国連絡橋公団風洞試験要領（1980）・同解説：昭和 55 年 6 月 本州四国連絡橋公団」に従うことを基本とした。

ばね支持試験に用いた振動諸元（実橋想定値および模型所要値）を表4.2.9-1に示す。

ばね支持試験は、基本特性の把握を目指し、迎角 0.0deg（静的変形補正あり）についてのみ実施する事とした。

三分力試験については、ばね支持試験実施断面から、比較的耐風性が良好なものを中心に数断面選択して実施した。（計測範囲-15deg～+15deg、1deg ピッチ、2 風速 9m/s & 18m/s）

なお、いずれの試験についても、気流は一様流で実施した。

表4.2.9-1 振動諸元

		実橋想定値	模型所要値
呼 称		—	TB99- 00
縮 尺		—	1/75
全幅（代 表 幅）B		34.5 m	0.460 m
桁高（代 表 高）D		3.823 m	0.05097 m
模 型 長 L		—	1.590 m
重 量		288.33 kN/m (29.40tf/m)	51.26N/m (5.227kgf/m)
極慣性モーメント		$38649 \times 10^3 \text{ kgm}^2/\text{m}$ (3941 tfm ² /m)	$1.221 \text{ kgm}^2/\text{m}$ (0.0127 kgfs ² /m)
振 動 数	たわみ	0.062 Hz	0.830 Hz
	ねじれ	0.126 Hz	1.688 Hz
振 動 数 比		2.03	2.03
対数減衰率	たわみ	0.02	0.02
	ねじれ	0.02	0.02
風速倍率	たわみ	—	5.60
	ねじれ	—	5.60
限界風速（Selberg 推定値）		36.2 m/s	6.5 m/s

※ SI 単位系への換算係数は「9.807」を用いた。

3) 実施項目

①グレーチング閉塞時の耐風安定性の確認

ここでは、開孔部の違いによる特性差を確認するため、図4.2.9-3に示す4断面について、フラッター特性の違いを確認する事とした。

②グレーチング閉塞時の耐風安定化策の提案(1)－床版リフトアップ

ここでは、開孔部を縮小あるいは閉塞した事によるフラッター特性の低下を補うための対策として、「強風時の追い越し車線部（基本形のグレーチング部）リフトアップ」方式を提案、その可能性を探ることとした。（リフトアップ時は通行止め、あるいは規制。なお、平常時はTB9901（追い越し車線部閉塞）やTB9902（全閉塞）の様に、走行車線は通常床版（グレーチング閉塞）の状態を使用する。）

これは、強風時に開孔部を拡大することによる耐風性への効果と同時に、リフトアップした床版の耐風安定化策としての効果（例えば、水平導流板的な効果など）を狙ったものである。

検討の対象断面は、グレーチング部を閉塞した状態の2断面（TB9901 & TB9902）とした。

なお、ここで提案した対策の場合、平常時（リフトアップしない状態）での耐風安定性が第一に求められ、ある程度の限界風速（最低でも設計基準風速）のクリアが必要である。

しかし、今回は、平常時の耐風安定性の如何にこだわらず、リフトアップ時と平常時の特性を比較し、リフトアップの効果・影響に注目して検討を行った。

図4.2.9-4に、検討断面および床版リフトアップ高さのパラメータを示す。ここで、リフトアップ高さは、水平導流板の高さを基準に決定した。

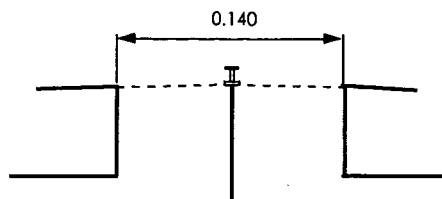
③グレーチング閉塞時の耐風安定化策の提案(2)－中央壁高欄

過去の二箱桁断面の検討実績から、高欄を閉塞し壁高欄（バリア）とすることで、耐風性に対する効果が期待できる。

そこで、ここでは、①の断面の中で比較的耐風性（フラッター特性）が良好な断面に対し、中央分離帯の高欄を閉塞し、その効果を調べることを試みた。

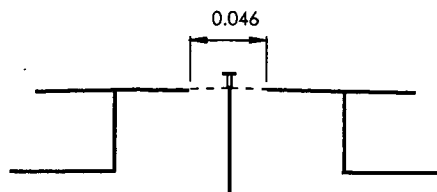
○ TB9900：基本断面

※中央高欄地覆付



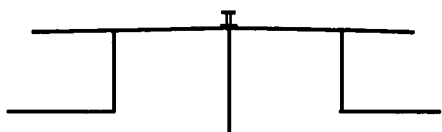
○ TB9901：開孔部半開（１）

追越車線閉塞、※中央高欄地覆なし



○ TB9902：開孔部全閉

※中央高欄地覆付



○ TB9903：開孔部半開（２）

追越車線開放、※中央高欄地覆付

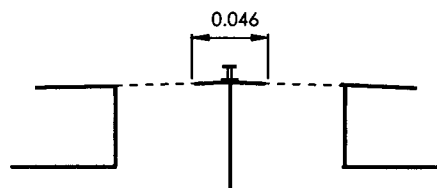


図4.2.9-3 開孔部パラメータ（その１）概略図

○ 中央開孔部床版リフトアップ

・ TB9901CO（開孔部半開（１））

・ TB9902CO（開孔部全閉）

床版上面高 $H=0.013\text{m}$ （実橋約 1m）

開口高 $h=h_0=8\text{mm}$ （実橋約 0.6m）※

※ 開口高さ（h）パラメータ

・ ***CO : $h=8\text{mm}$ （実橋約 0.6m）

・ ***CO-1 : $h=16\text{mm}$ （実橋約 1.2m）

・ ***CO-2 : $h=24\text{mm}$ （実橋約 1.8m）

・ ***CO-3 : $h=32\text{mm}$ （実橋約 2.4m）

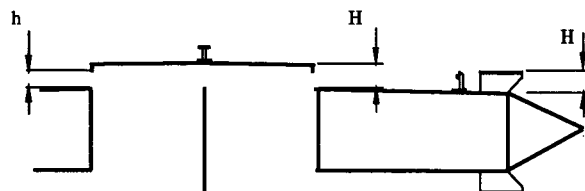


図4.2.9-4 開孔部パラメータ（その２）概略図

(3) 風洞試験結果

1) ばね支持試験結果

①開孔部（グレーチング閉塞状態）の違いによる比較

試験結果（その1）として、結果を表4.2.9-2および図4.2.9-5に示す。

TB9903（中央路肩部グレーチング閉塞）を除いて、開孔部の幅が減少するほど限界風速は低下する傾向が認められ、一般に知られているような開孔部の効果（耐風性向上）が現れている。

また、TB9902（開孔部全閉）の限界風速はTB9900（基本形）に比べ5割以上低下しているのに対し、TB9901（追い越し車線閉塞）は、基本断面の開孔部を7割近く閉塞したにもかかわらず、限界風速の低下は2割弱と少なく、開孔部縮小（閉塞）による耐風性への影響が比較的少ないとの結果を得た。

TB9903は、中央路肩部のみを閉塞し車線部分はグレーチング（開孔）とした断面で、基本形よりも開孔部の幅は若干狭まっているが、限界風速の低下は見られず、ほぼ同じ特性（逆に少し高くなる傾向がある）が見られた。

以上の結果、開孔部の耐風安定性に対する効果が捉えられたといえ、TB9901断面（追い越し車線グレーチング閉塞）については、開孔部縮小が耐風性に与える影響が小さく、他の対策との組み合わせによっては追い越し車線を通常床版としても、基本形と同等の耐風性が確保できる可能性があることがわかった。

また、TB9903の結果から、開孔部の効果は開孔部の幅だけではなく開孔部の位置（配置）にも左右される可能性があると考えられる。

②グレーチング閉塞時の耐風安定化策の提案（1）－リフトアップの効果

ここでは、TB9901（追い越し車線閉塞）とTB9902（全閉塞）の2断面について、リフトアップ高さを図4.2.9-4に示すように段階的に変えて試験を実施した。結果を表4.2.9-3～4に示す。

TB9902全閉の場合、リフトアップによって限界風速が向上するが、その高さに伴い効果が薄れる傾向にある。また、開孔幅としては、基本形TB9900と同等（但しグレーチング無し）であるが、基本形ほどの耐風安定性（限界風速）は得られなかった。結果的には、リフトアップによる全閉→開孔の効果が限界風速に現れているものの、高さを増すことによる耐風性への効果はあまり期待できず、逆にリフトアップされた床版が障害物として耐風性に影響を与えているようである。

また、すでに開孔部を有するTB9901では、リフトアップによる効果は全閉時よりさらに薄れ、開孔部を有する断面については、その効果は期待できないとの結果を得た。

以上のように、リフトアップによる効果は多少あるものの、基本形を上回る耐風性を得るには至らなかった。場合によっては、逆に耐風性を低下させる要因となる可能性があることがわかった。

なお、渦励振発現の可能性のある断面が見受けられるが、今回はフラッター特性を優先に考え、渦励振に関しては今後優良断面に絞られた時点で検討することとし、ここでは特に詳細な照査は実施しなかった。

③グレーチング閉塞時の耐風安定化策の提案（２）－中央壁高欄

ここでは、ある程度開孔部を閉塞しても耐風性への影響が比較的少ない TB9901（追い越し車線閉塞）断面について、そのフラッター特性を（Vcr）を基本形に近づけるための耐風安定化策の検討を行った。

今回は、耐風安定化策として、壁高欄（バリア、中央高欄閉塞）を取り上げることとした。

結果を、表4.2.9-5および図4.2.9-6に示す。

結果から、壁高欄はフラッター特性に対し、かなり効果的であるといえる。

中央壁高欄とすることで限界風速は、開放時（基本形 $\kappa = 1.77$ ）を上回る $\kappa = 1.80$ まで向上し、追い越し車線部のグレーチング閉塞による限界風速の低下が補えることがわかった。

2) 三分力特性試験結果

空気力係数の無次元化の定義を以下に示す。

$$C_D = \frac{P_D}{\frac{1}{2}\rho V^2 A_n}, \quad C_L = \frac{P_L}{\frac{1}{2}\rho V^2 B}, \quad C_M = \frac{M}{\frac{1}{2}\rho V^2 B^2}$$

C_D : 抗力係数, C_L : 揚力係数, C_M : モーメント係数

P : 風軸基準の空気力（*添え字 D : 抗力, L : 揚力, M : モーメント）

ρ : 空気密度, V : 風速, A_n : 投影面積

また、ここでの投影面積は、以下の通り算出した。基本的には、「本州四国連絡橋公団風洞試験要領（1980）」

・同解説：昭和 55 年 6 月 本州四国連絡橋公団」に準ずることとした。

- ・投影面積は、風上側高欄・水平導流板を含めたものとする。
- ・ただし、中央分離帯（自動車防護柵・地覆等）は含めない。
- ・橋床・床組部分の横断勾配の影響は無視する。

以上の定義により求めた基本形（TB9900）、追い越し車線グレーチング閉塞（TB9901）、全閉（TB9902）の三分力特性図を図4.2.9-7に示す。

開孔部を閉塞するに従って迎角に対する空気力の変化が増大する傾向にあり、迎角に伴う静的変形が大きくなる特性を示している。また、揚力・モーメントがゼロとなる迎角が各断面でそれぞれ異なっており、開孔部縮小により上下面の圧力バランスが変化している様子も確認できる。

TB9901 については、揚力が迎角+4deg 付近、モーメントが+5deg 付近まで、負（下向き・頭下げ）の空気力が働いており、他の断面に比べその範囲は広い。

図4.2.9-8には、TB9901 に耐風安定化策として、リフトアップ（TB9901CO）および壁高欄を設置した場合の三分力特性を示す。

各係数曲線に多少の違いは見られるものの、基本的な傾向は大きく変わらないようである。

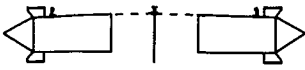
(4) まとめ

走行車線のグレーチング化を避け、追い越し車線を閉塞した状態（TB9901）でもある程度の耐風安定性が確保されており、さらに、壁高欄を設けることで基本形と同等の良好な耐風性が得られ、開孔部を縮小（走行車線グレーチング閉塞）しても耐風安定性の優れた断面を開発できる可能性を見いだすことが出来たと言える。

また、今回の試験結果を見る限りでは、検討の対象とした断面は、開孔幅の違いやリフトアップが限界風速に与える影響は極端に大きいものではないようであり、どちらかといえば、本検討では特に対象としなかった水平導流板などの添架物がフラッター特性に対して大きく寄与している可能性がある。添架物の形状・配置の微妙な違いによっては、耐風安定性を大きく損なう可能性も否定できないと言える。

今後、TB9900（基本形）や TB9901（追い越し車線閉塞断面）に対して、水平導流板など添架物を中心とした耐風安定化策の検討も必要であると考ええる。

表4.2.9-2 試験結果（その1）；開孔部比較

略 号	断 面 概 要	Vcr (0.0deg)
TB9900	・ グレーチング全開 	66.1m/s (14.7m/s), $\kappa = 1.77$
TB9901	・ 追越し車線グレーチング閉塞 	56.8m/s (12.6m/s), $\kappa = 1.53$
TB9902	・ グレーチング閉塞 	33.8m/s (7.5m/s), $\kappa = 0.91$
TB9903	・ 中央路肩部グレーチング閉塞 	67.6m/s (15.1m/s), $\kappa = 1.80$

※ Vcr および κ は、迎角 0.0deg の値。() 内数値は模型値。

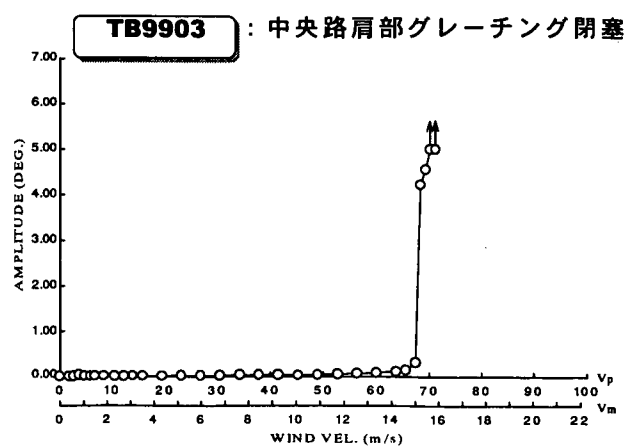
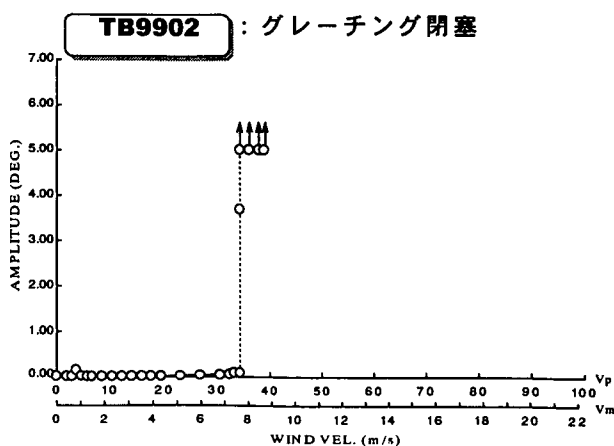
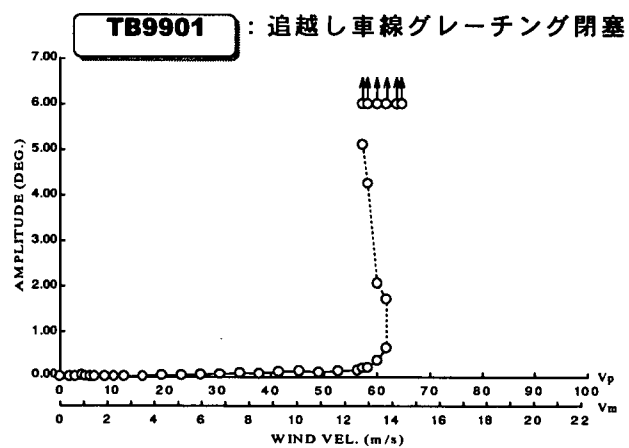
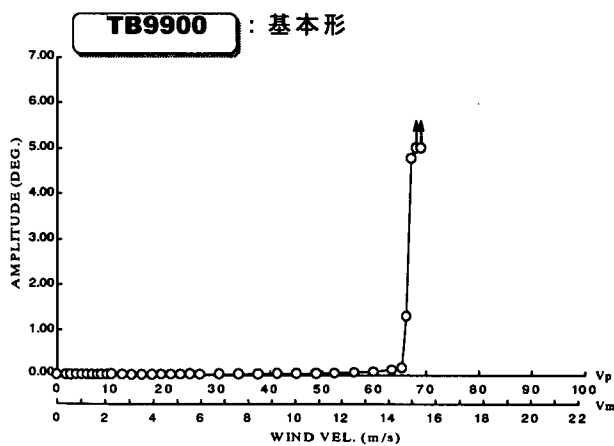
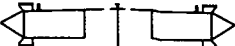
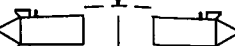
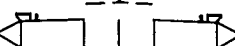
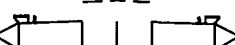


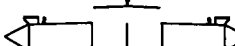
図4.2.9-5 V-A θ 特性図；中央開孔部の違い

表4.2.9-3 試験結果（その2）；TB9901中央リフトアップ

	略 号	断面図	リフトアップ	Vcr (0.0deg)
追い越し車線 グレーチング閉塞	TB9901		h=0mm	56.8m/s (12.6m/s), $\kappa=1.53$
	TB9901CO		h=h0=8mm	58.7m/s (13.1m/s), $\kappa=1.58$
	TB9901CO1		h=2 × h0	57.6m/s (12.8m/s), $\kappa=1.52$
	TB9901CO2		h=3 × h0	56.8m/s (12.6m/s), $\kappa=1.50$
	TB9901CO3		h=4 × h0	55.9m/s (12.4m/s), $\kappa=1.49$

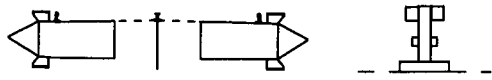
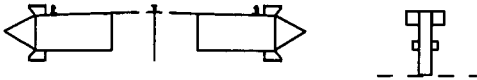
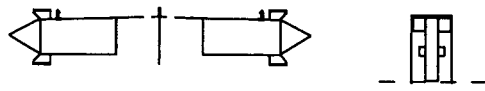
※ Vcr および κ は、迎角 0.0deg の値。（ ）内数値は模型値。

表4.2.9-4 試験結果（その3）；TB9902中央リフトアップ

	略 号		リフトアップ	Vcr (0.0deg)
グレーチング 全閉塞	TB9902		h=0mm	33.8m/s (7.5m/s), $\kappa=0.91$
	TB9902CO		h=h0=8mm	40.9m/s (9.1m/s), $\kappa=1.09$
	TB9902CO1		h=2 × h0	46.7m/s (10.4m/s), $\kappa=1.24$
	TB9902CO2		h=3 × h0	49.5m/s (11.0m/s), $\kappa=1.32$
	TB9902CO3		h=4 × h0	51.4m/s (11.4m/s), $\kappa=1.37$

※ Vcr および κ は、迎角 0.0deg の値。（ ）内数値は模型値。

表4.2.9-5 試験結果（その4）；高欄形状の違い

	断面概要	Vcr (0.0deg)
TB9900	グレーチング全開、地覆付高欄 	66.1m/s (14.7m/s), $\kappa = 1.77$
TB9901	追越し車線グレーチング閉塞、地覆無し高欄 	56.8m/s (12.6m/s), $\kappa = 1.53$
TB9901W	グレーチング閉塞、中央壁高欄 	67.0m/s (14.9m/s), $\kappa = 1.80$

※ Vcr および κ は、迎角 0.0deg の値。（ ）内数値は模型値。

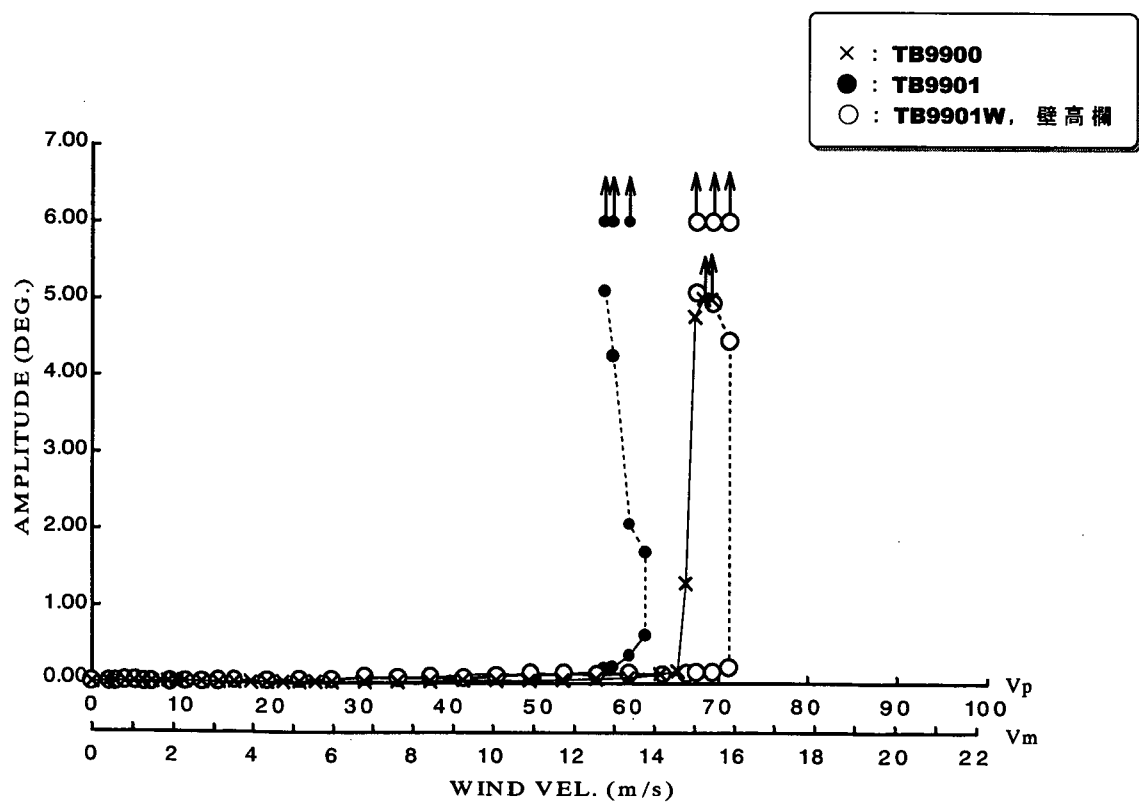
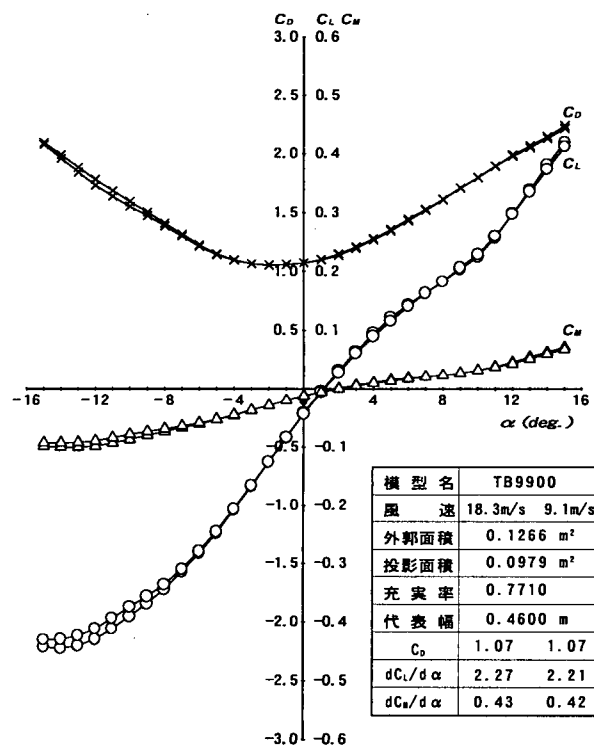


図4.2.9-6 V-A θ 特性図；中央高欄形状の違い

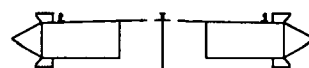
TB9900



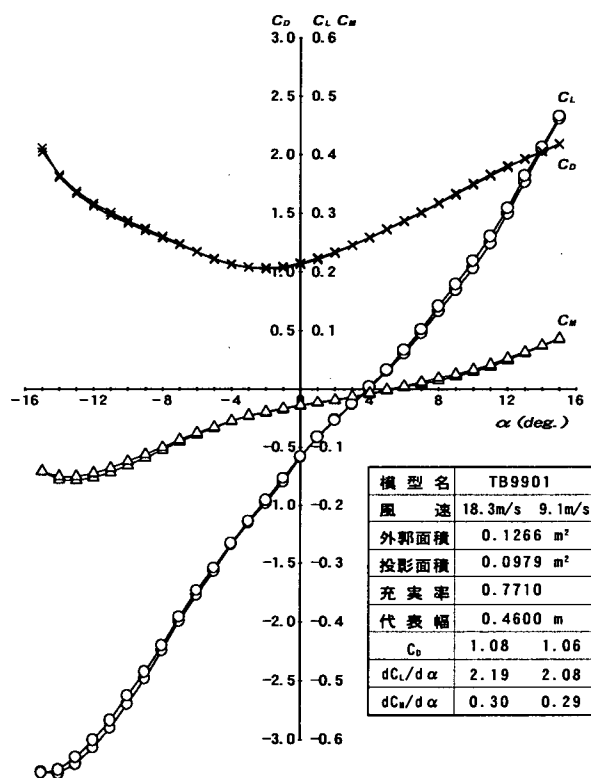
基本形



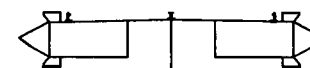
TB9901



追越し車線グレーチング閉塞



TB9902



グレーチング閉塞

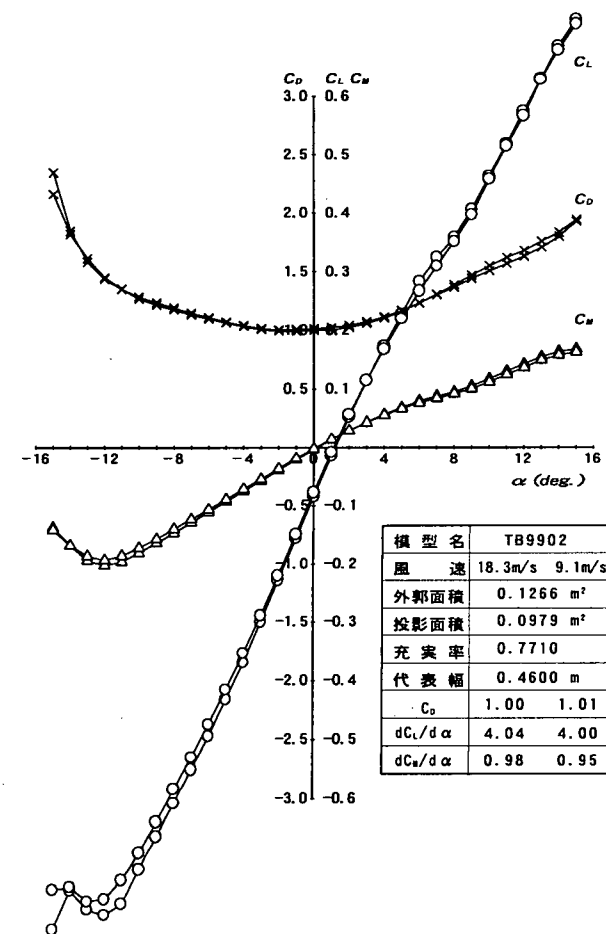
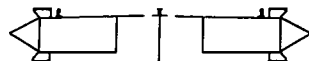


図-4.2.9.7 三分力特性図(1): 中央開孔部の違い

TB9901



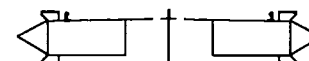
追越し車線グレーチング閉塞

TB990CO



リフトアップ-h0

TB9901W



中央壁高欄

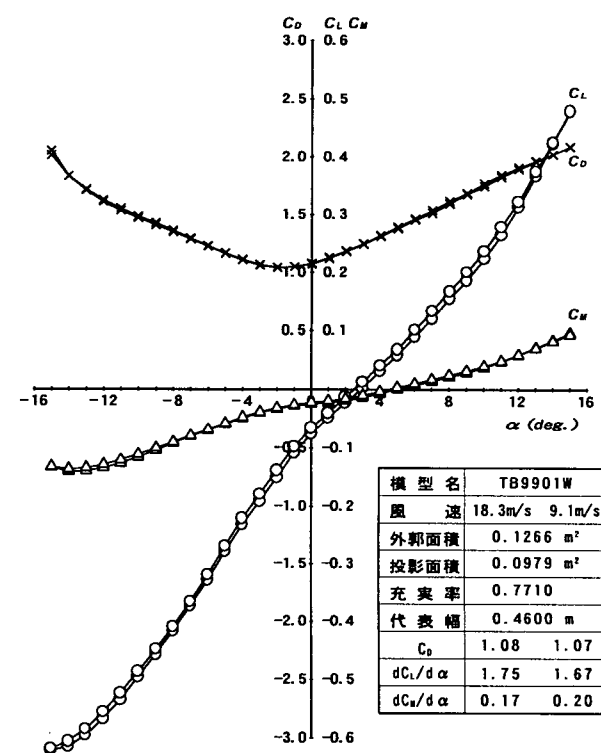
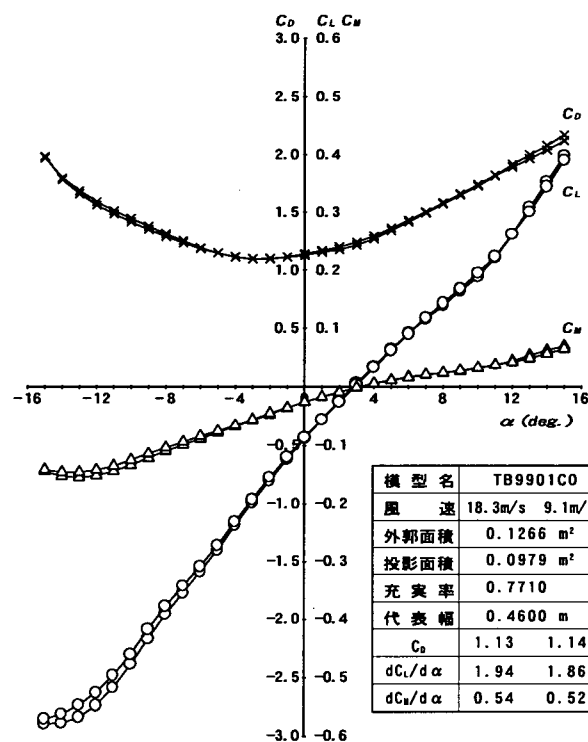
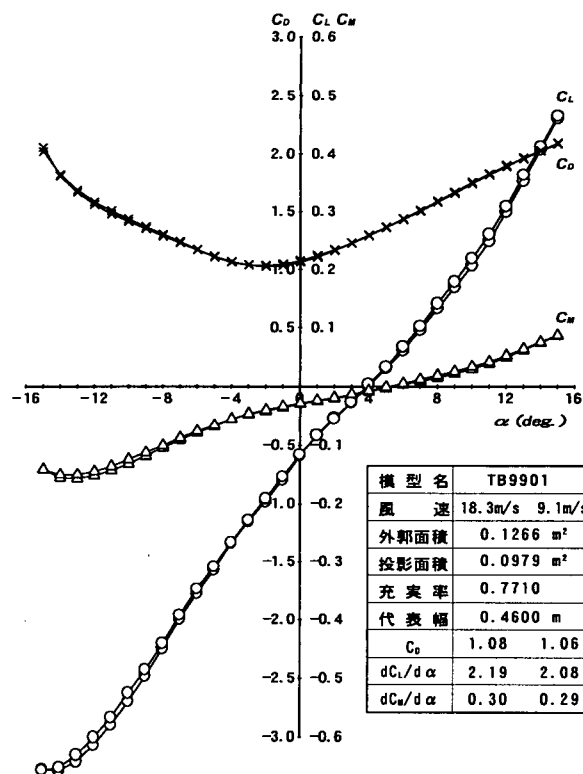


図-4.2.9.8 三分力特性図(2): TB9901断面バリエーション比較

4.2.10 遮風壁を設置した二箱桁断面の耐風安定性に関する検討

(1) 概 要

ここでは、平成9年度までの検討により良好な耐風安定性が得られた4車線二箱桁断面を対象として、強風時の走行安全性の向上を目的とした遮風壁の設置による耐風性への影響について、二次元剛体模型を用いた風洞試験により検討を行った。

検討の対象とした桁断面は、図4.2.10-1に示すような4車線相当の幅員を有する二箱桁断面であり、耐風安定化対策として、円弧状導流板、ボトム・プレート、検査車レールなどの対策物が設置されている。本検討においては、この断面に、図4.2.10-2a)に示すような2種類の遮風壁（充実率57%，67%）を設置した。風洞試験においては、縮尺1/100の二次元剛体模型を用いて、三分力天秤を用いた静的空気力の計測ならびに曲げ・ねじれ2自由度のバネ支持応答試験を実施し、各断面の空力特性の比較を行った。

なお、実際の構造においては、遮風壁は防護柵よりも外側に設置されることになるが、本検討では模型の構造上の制約等から、便宜的に、図4.2.10-2b)のように防護柵の内側に遮風壁を設置することとした。

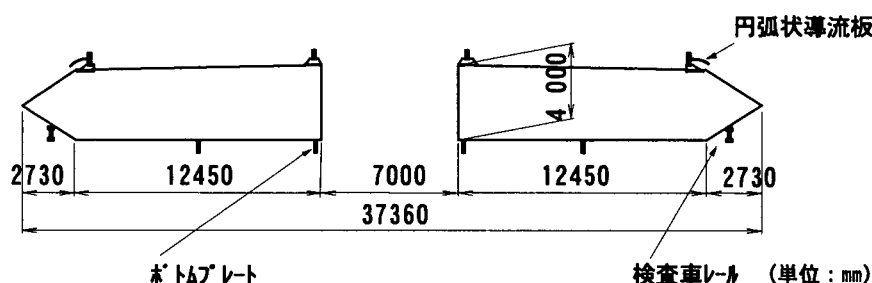


図4.2.10-1 検討対象とした二箱桁断面（4車線断面）

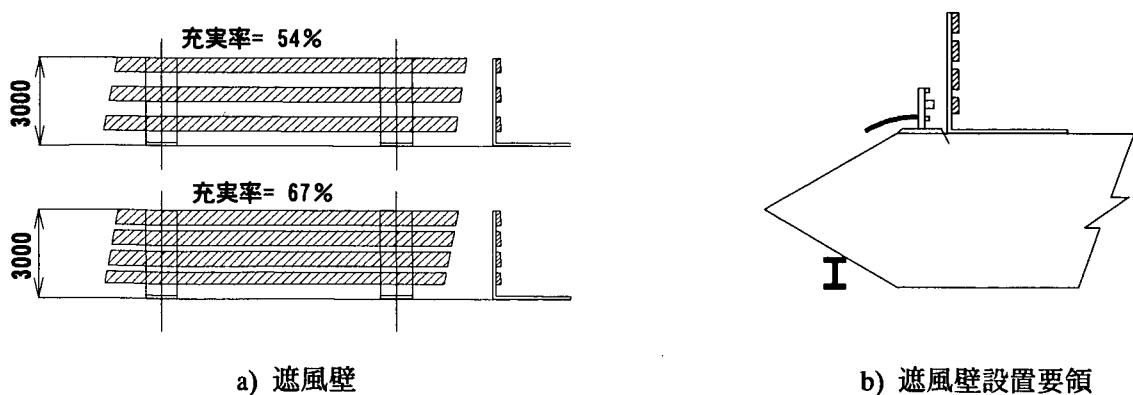


図4.2.10-2 遮風壁形状および遮風壁設置要領（単位：mm）

(2) 風洞試験方法

本風洞試験は川崎重工業(株)所有の構造物用風洞（水平単路回流式風洞、測定部寸法：幅2.5m×高さ3.0m×長さ20m）において実施した。本試験においては、図4.2.10-1に示す二箱桁断面（幅員：4車線相当）と、これに2種類の遮風壁（充実率57%，67%）を設置した計3断面を対象とし、縮尺1/100の二次元剛体模型を用いて、一様流中における以下の各試験を実施した。

1) 三分力試験

一様流中において、二次元剛体模型に作用する静的空気力を三分力天秤により計測し、抗力、揚力ならびに空力モーメントの各空気力係数として評価した。なお、ここでの空気力係数は次式により定義した。

$$C_D = \frac{F_D}{1/2 \cdot \rho \cdot V^2 \cdot B \cdot L} \quad \dots\dots\dots (4.2.10-1)$$

$$C_L = \frac{F_L}{1/2 \cdot \rho \cdot V^2 \cdot B \cdot L} \quad \dots\dots\dots (4.2.10-2)$$

$$C_M = \frac{F_M}{1/2 \cdot \rho \cdot V^2 \cdot B^2 \cdot L} \quad \dots\dots\dots (4.2.10-3)$$

ここに、 F_D ：抗力， F_L ：揚力， F_M ：空力モーメント， B ：桁幅(フェアリング先端を基準)

ρ ：空気密度， V ：風速， L ：模型長

2) 2自由度バネ支持試験

一様流中において、二次元剛体模型を曲げ・ねじれ2自由度にバネ支持し、気流中におけるその振動応答を計測することにより、各断面のフラッター特性（フラッター限界風速の差異）について評価した。

(3) 遮風壁を設置した二箱桁断面の空力特性比較

図4.2.10-1に示す二箱桁断面と、これに図4.2.10-2に示す2種類の遮風壁を設置した断面に対し、縮尺1/100の二次元剛体模型を用いた風洞試験により、空力特性の比較を行った結果を以下に示す。

1) 三分力特性

図4.2.10-3および表4.2.10-1に各断面の三分力試験結果を比較して示す。この結果より、遮風壁の設置による三分力特性への影響についてまとめれば以下のようなものである。

- ① 抗力係数は遮風壁設置により大幅に増加し、その増加率としては、充実率54%の場合で1.4～1.5倍程度、充実率67%の場合で1.4～1.6倍程度の値となる。
- ② モーメント係数は、特に正迎角側の領域において、遮風壁の充実率の増加に伴って負側に並行移動する傾向が認められる。
- ③ 充実率54%の遮風壁を設置した場合、 $-15^{\circ} \sim +5^{\circ}$ の幅広い迎角範囲において、モーメント係数は非常にフラットな特性を示し、絶対値で0.012以下と小さく抑えられている。

表4.2.10-1 各断面の三分力係数の比較

迎角	遮風壁なし	遮風壁54%	比率	遮風壁67%	比率
C_D					
-3°	0.146	0.209	1.43	0.209	1.43
0°	0.127	0.190	1.50	0.201	1.59
$+3^{\circ}$	0.137	0.198	1.44	0.215	1.57
C_L					
-3°	-0.164	-0.160	0.98	-0.140	0.85
0°	-0.046	-0.074	1.62	-0.093	2.04
$+3^{\circ}$	0.028	-0.034	-1.20	-0.077	-2.74
C_M					
-3°	-0.015	-0.013	0.84	-0.037	2.41
0°	0.002	-0.009	-3.93	-0.035	-14.39
$+3^{\circ}$	0.019	0.000	0.00	-0.023	-1.24
$dC_M/d\alpha$					
-3°	0.411	-0.026	-0.06	0.002	0.00
0°	0.328	-0.021	-0.06	0.106	0.32
$+3^{\circ}$	0.343	0.164	0.48	0.143	0.42

注) 比率は遮風壁なしに対する値を示す

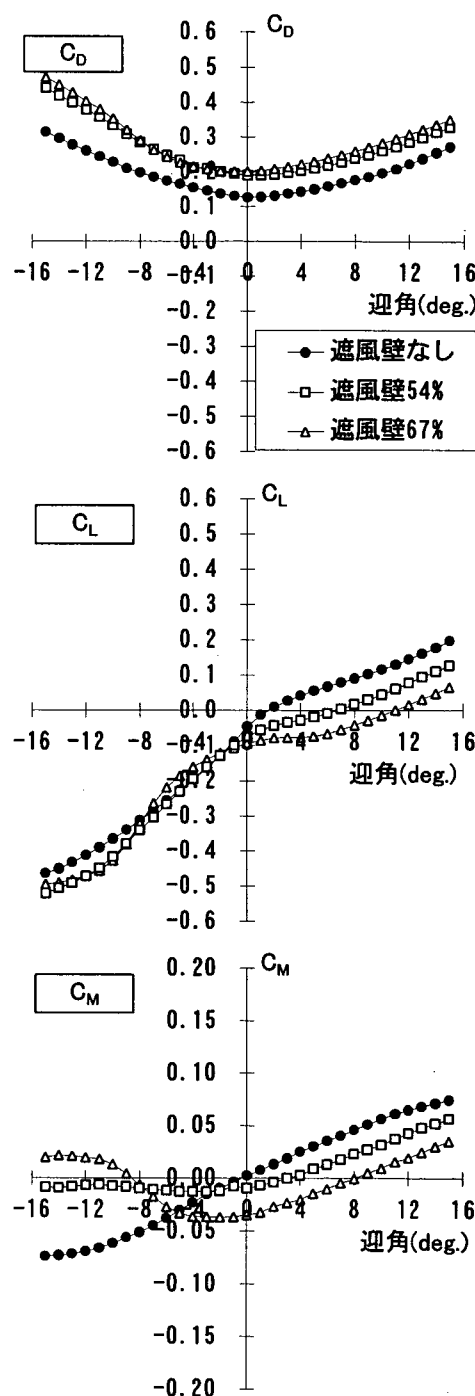


図4.2.10-3 三分力曲線の比較

2) 遮風壁を設置した二箱桁断面のフラッター応答特性

曲げ・ねじれ2自由度のバネ支持応答試験は、表4.2.10-2に示す試験条件のもとで実施した。また、迎角については、 $\alpha=0^\circ$ ， $\pm 3^\circ$ の3迎角を対象とした。

本試験により得られた、各断面のフラッタ限界風速を表4.2.10-3に示す。なお、表4.2.10-3には、各断面の風洞試験によるフラッタ限界風速と、Selberg式による平板翼のフラッタ限界風速との比(κ)も併せて示している。また、図4.2.10-4には風速と振動応答の関係を示す。

バネ支持応答試験結果についてまとめれば以下のようなものである。

- ① 遮風壁の設置により、充実率54%，67%のいずれにおいてもフラッタ発現風速は23%以上上昇しており、遮風壁の設置は、フラッタ安定性の向上に非常に有効であるものと考えられる。
- ② 一方で、渦励振に関しては、充実率54%の遮風壁を設置した断面では、曲げ・ねじれともに渦励振の発生は認められないのに対し、充実率67%の場合には、迎角 $\alpha=-3^\circ$ で倍振幅 $2\theta=8^\circ$ を超える大きなねじれ渦励振の発生がみられ、渦励振特性は充実率に敏感な特性を示すことが予想される。

表4.2.10-2 バネ支持試験条件

試験条件	遮風壁なし	遮風壁54%，遮風壁67%
模型縮尺	1/100	1/100
曲げ振動数	0.867 (Hz)	0.866 (Hz)
ねじれ振動数	1.734 (Hz)	1.741 (Hz)
質量	7.820 (kg/m)	7.845 (kg/m)
極慣性モーメント	0.162 ($\text{kg}\cdot\text{m}^2/\text{m}$)	0.163 ($\text{kg}\cdot\text{m}^2/\text{m}$)
対数減衰率	0.02	0.02

表4.2.10-3 フラッタ限界風速

迎角	フラッタ限界風速	
	風洞風速 (m/s)	平板との比 κ
遮風壁なし		
-3°	16.4	1.84
0°	17.7	1.99
$+3^\circ$	18.4	2.07
遮風壁54%		
-3°	23.2以上	2.59以上
0°	23.2以上	2.59以上
$+3^\circ$	22.9	2.56
遮風壁67%		
-3°	23.2以上	2.59以上
0°	23.2以上	2.59以上
$+3^\circ$	23.2以上	2.59以上

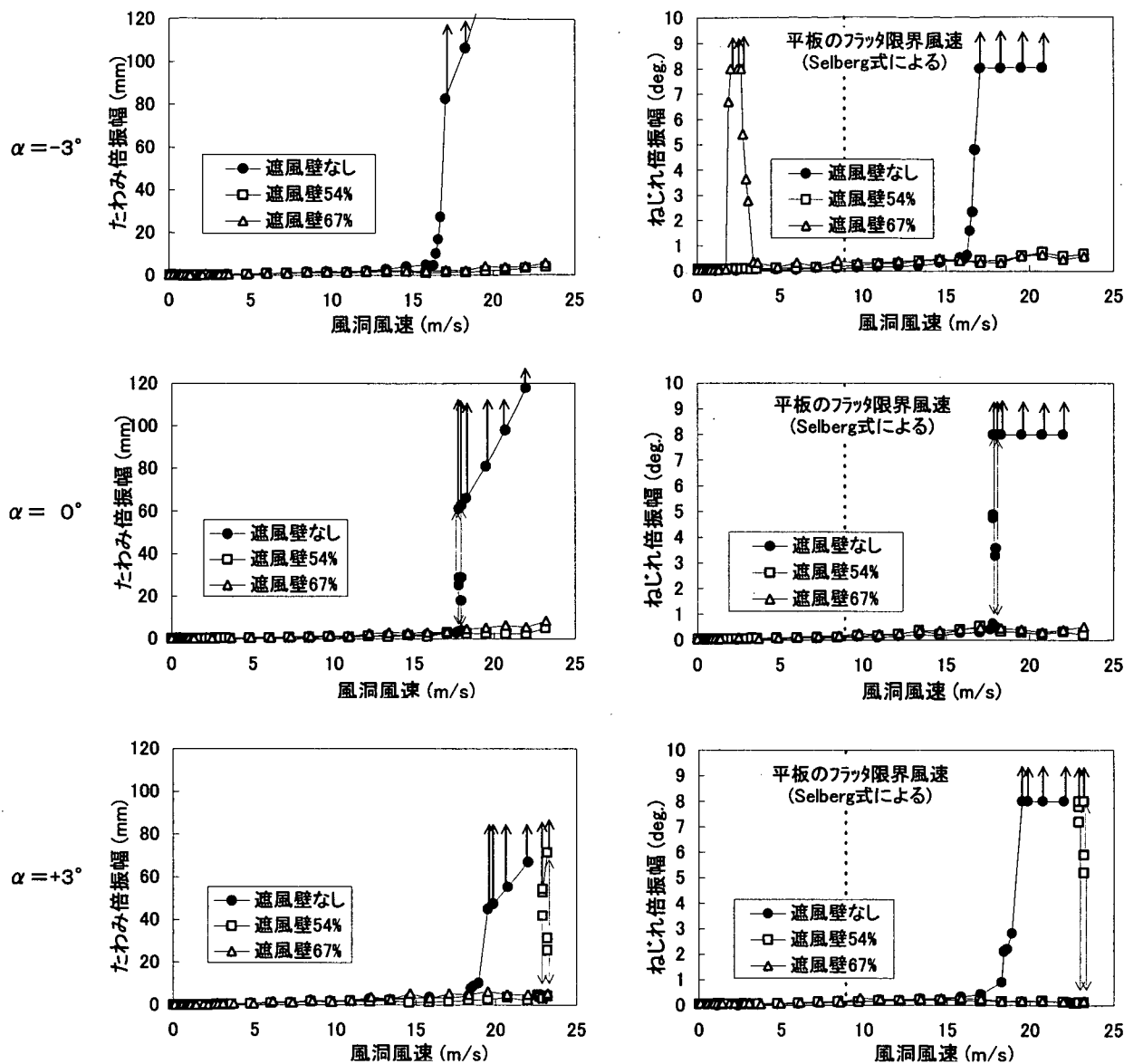


図4.2.10-4 風速と振動応答の関係

(4) ま と め

ここでは、4車線相当の幅員を有する二箱桁断面に対して、遮風壁を設置した場合の耐風性への影響について検討を行った。本検討により得られた結果についてまとめれば以下のようである。

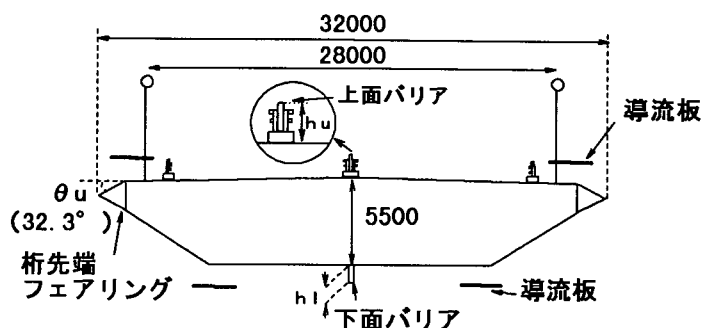
- ① 遮風壁設置による抗力係数の増加は、充実率54%の遮風壁を設置した場合で1.4～1.5倍程度、充実率67%の場合で1.4～1.6倍程度の値となる。
- ② モーメント係数は、特に正迎角側において、遮風壁の充実率の増加に伴って負側に並行移動する傾向が認められる。
- ③ 充実率54%の遮風壁を設置した場合、 $-15^{\circ} \sim +5^{\circ}$ の幅広い迎角範囲においてモーメント係数は非常にフラットな特性を示し、絶対値も小さく抑えられている。
- ④ 遮風壁の設置により、遮風壁54%、67%のいずれの場合にもフラッタ発現風速は23%以上上昇しており、本検討で対象とした二箱桁断面に対しては、遮風壁の設置はフラッタ安定性の向上に非常に有効となるとの結果が得られた。
- ⑤ 一方で、充実率67%の遮風壁を設置した断面では、迎角 -3° で倍振幅 8° を超える大きなねじれ渦励振が発生しており、遮風壁による渦励振への影響については十分な注意が必要と考えられる。

4. 3 構造に関する検討

4. 3. 1 一箱桁断面における6車線と4車線のクロスステイの効果比較

4車線一箱桁断面を有する超長大橋のフラッター特性を6車線一箱桁断面の場合と比較・検討した。検討対象吊橋は、既往の6車線一箱桁の検討¹⁾と同様に、サグ比 1/9、中央径間 2500m、側径間 1250m とした。検討は以下の手順で行なった。

- 1) 6車線一箱桁の試設計を参考に4車線一箱桁吊橋の構造諸元を概略決定した。桁断面の断面辺長比は6車線と同一とし、桁幅 32m、桁高 5.5mとした。具体的には、6車線一箱桁の試設計仮定断面剛性は6車線の決定プロセスと同一で、デッキ 12mm、下フランジ 10mm として換算板厚 6mm の縦リブを仮定して算出した。また、ケーブル径は、死荷重水平張力から算定される応力度が6車線吊橋と4車線吊橋で同じになる様に決定した。
- 2) 固有値解析を実施して振動特性を比較検討し、さらに平板空気力を用いたフラッター解析を実施した。
- 3) 実断面のフラッター性能を検討した。具体的には、図 4.3.1-1 に示す様に、6車線断面で実施したフェアリング形状の変更、上下面バリアの設置を施した断面形状に、新たに導流板を設置した断面(4.2.3 参照)を用いた。この断面の形状補正係数 $\kappa=1.3$ 程度である。この断面を有する中央径間 2500m の超長大吊橋を想定し、クロスステイを設置した場合のフラッター発現風速を3次元フラッター解析により算定した。解析手法は低次 100 モードを全て取り込んだモード組合せ法を用いた。解析条件を表-3.2.3.1 に示す。取り込みモードは有風時(風速 80m/s)の振動モードを代表モードとして全ての風速域で用い、桁の静的ねじれ変形による空気力の変化も考慮した。クロスステイは、図 4.3.1-3 の様にステイケーブルを設置する方式であり、クロスステイの断面積は断面積 0.04m^2 とし、設置位置は中央径間部 L/4 点(主塔から中央径間側 625m の位置)と側径間中央部の合計 4 力所とした。



(備考) $h_u=1500\text{mm}$ 、 $h_l=1100\text{mm}$ 上図の単位は mm

図 4.3.1-1 4車線1箱桁断面

4車線一箱桁吊橋の構造諸元を6車線断面と比較して表 4.3.1-1 に示す。これより、4車線化によって吊構造部重量は約 74%、極慣性モーメントは約 50%に減少しているが、ねじれ剛性、鉛直、水平たわみ剛性が半減していることがわかる。さらに、固有値解析結果と平板翼を用いたフラッター解析結果を表 4.3.1-2 に示す。これより、4車線一箱桁における水平たわみ 2 次モード、ねじれ対称 1 次モードの振動数の減少が見られるが、これは剛性の低下に起因するものと考えられる。また、フラッター発現風速は、4車線一箱桁断面の方が6車線一箱桁断面よりも約 10%低くなることがわかる。したがって、6車線を4車線に変更することにより耐風性が悪化するため、4車線断面で6車線と同程度のフラッター発現風速を

確保するためにはより一層の耐風安定化対策が必要であると言える。

上記検討で最もフラッター特性の良好な桁の上下面に導流板を設置した断面を桁断面としてクロスステイを設置した場合のフラッター解析結果を図 4.3.1-3 に示す。これより、フラッター発現風速が 73m/s であることがわかる。したがって、4 車線断面でクロスステイと一箱桁断面の併用方式によりフラッター発現風速 80m/s 以上を確保するためには、更なる桁断面形状の改良が必要であると言える。

まとめ

- 1) 4 車線一箱桁吊橋は 6 車線一箱桁と比べてフラッター発現風速は低くなる。したがって、6 車線から 4 車線への変更で 6 車線と同等のフラッター発現風速を確保するためには、より一層の耐風安定化対策を必要とする。
- 2) 6 車線断面の検討したフェアリング形状、上面、下面バリアの設置に加えて、導流板を付加した 4 車線一箱桁断面 ($\kappa=1.3$ 程度) を有する中央径間 2500m の想定超長大吊橋について全橋フラッター解析を実施した。今回検討した 4 車線一箱桁断面とクロスステイとの組み合わせた場合のフラッター発現風速は 73m/s となった。4 車線一箱桁断面において、フラッター発現風速 80m/s 以上を確保できる構造形式にするためには、更なる断面形状の改良が必要である。

(参考文献)

- 1) 建設省土木研究所他：耐風性および経済性に優れた超長大橋の開発に関する共同研究報告書(その 3)、平成 10 年 3 月

表 4.3.1-1 構造諸元の比較

項目		4車線一箱桁	6車線一箱桁
形式	構造形式	3径間2ヒンジ吊橋	
	支間長	1250+2500+1250	
	サグ比	1/9	
メイン ケーブル	中心間隔	28.0m	35.5m
	有効断面積	0.9 m ² /Br	1.2 m ² /Br
	許容応力度	980N/mm ² (100kgf/mm ²)	
	ハンガー間隔	70m でモデル化	
補剛桁	断面積	0.015m ² /格点	0.02m ² /格点
	鉛直曲げ剛性	1.1m ⁴ /Br	1.3m ⁴ /Br
	水平曲げ剛性	6.0m ⁴ /Br	12.0m ⁴ /Br
	極慣性	1482.74t・m ² /Br (151.3 tf・s ² /m/Br)	3299.7t・m ² /Br (336.7 tf・s ² /m/Br)
死荷重	吊構造部	176.4kN/m/Br (18 tf/m/Br)	235.2kN/m/Br (24 tf/m/Br)
	ケーブル	78.4kN/m/Br (8 tf/m/Br)	107.8kN/m/Br (11 tf/m/Br)
	合計	254.8kN/m/Br (26 tf/m/Br)	343kN/m/Br (35 tf/m/Br)
主塔	塔高	369.5m	
	底面下面	T.P.+ 10.5m	

表 4.3.1-2 固有値解析結果とフラッター解析結果（平板翼）

		4車線一箱桁	6車線一箱桁
フラッター 解析結果	フラッター発現風速	55 m/s	60 m/s
	応答振動数	0.1035 Hz	0.1047 Hz
固有値 解析結果	水平たわみ1次	0.0310 Hz	0.0311 Hz
	水平たわみ2次	0.0864 Hz	0.0981 Hz
	鉛直たわみ1次	0.0516 Hz	0.0525 Hz
	鉛直たわみ2次	0.0992 Hz	0.0992 Hz
	ねじれ対称1次	0.1573 Hz	0.1595 Hz

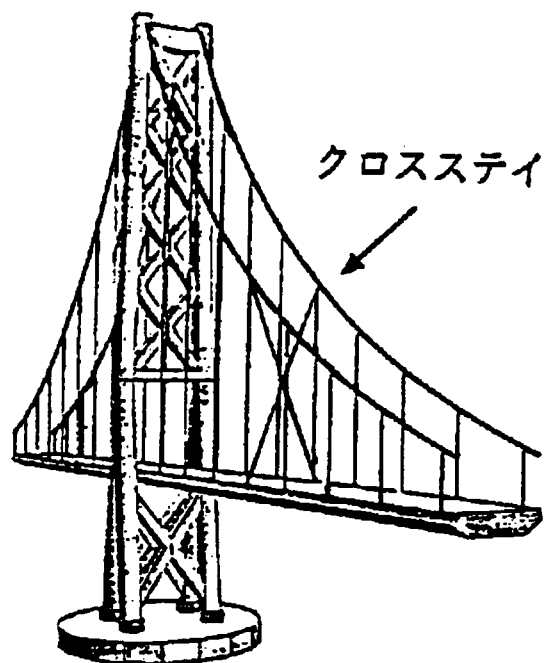


図 4.3.1-2 クロスステイ概念図

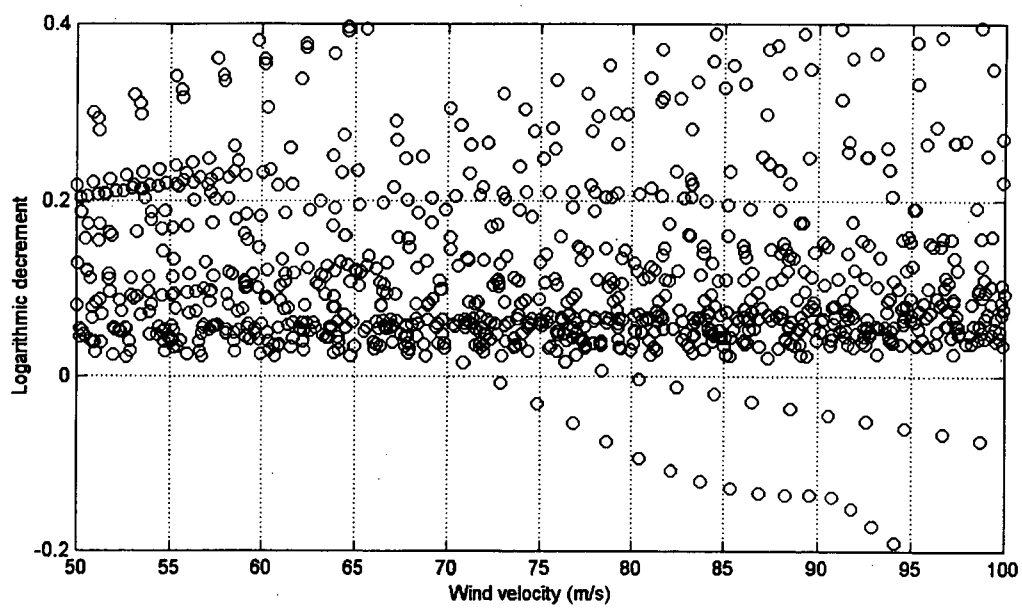


図 4.3.1-3 フラッター解析結果

4.3.2 ケーブルシステム

ケーブルシステムとしては、クロスステイ、傾斜クロスステイ、水平ステイなどが提案され、解析的にその効果が確認されている。本検討では、これまでのケーブルシステムとは異なる新たなケーブルシステムについて、解析的に検討を行った。

新たなケーブルシステムとしては、図 4.3.2-1 に示すW型とV型の 2 種類についてその効果の検討を行う。

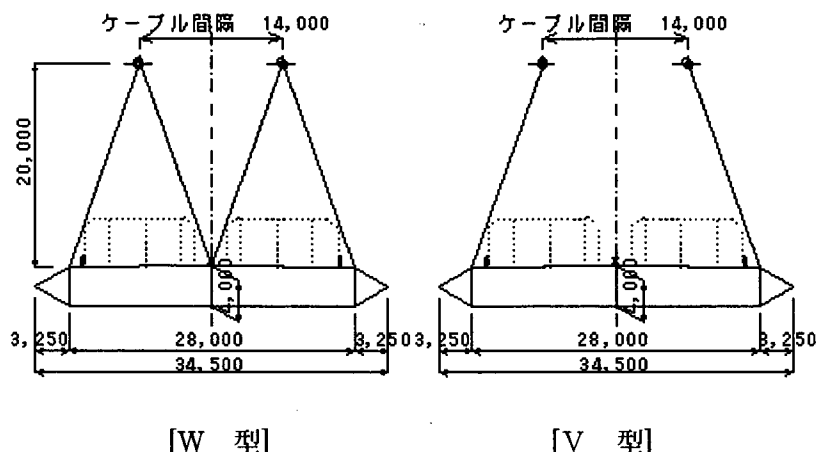


図 4.3.2-1 新たなケーブルシステム (単位: mm)

(1) 構造諸元

解析に使用した構造諸元を表 4.3.2-1 に示す。また、検討対象の補剛桁断面を図 4.3.2-2、一般図を図 4.3.2-3 に示す。

表 4.3.2-1 構造諸元

支間長		1250m+2500m+1250m
ケーブル	サグ比	1/10
	間隔	28 m
	断面積	0.45 m ² /cable
	許容応力度	981N/mm ² (100 kgf/mm ²)
補剛桁	総幅	34.5 m
	桁高	4.0 m
	断面積	1.4 m ² /Br.
	断面2次	鉛直
	モーメント	水平
死荷重	ねじり定数	9.0 m ⁴ /Br.
	吊構造部	177kN/m/Br.(18.0 tf/m/Br.)
	ケーブル	78kN/m/Br.(8.0 tf/m/Br.)
	合計	255kN/m/Br.(26.0 tf/m/Br.)

◆空気力: 平板空気力

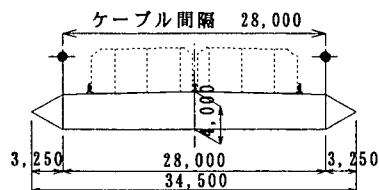


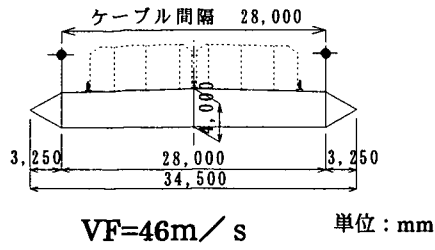
図 4.3.2-2 補剛桁断面 (単位: mm)



■フラッター解析結果

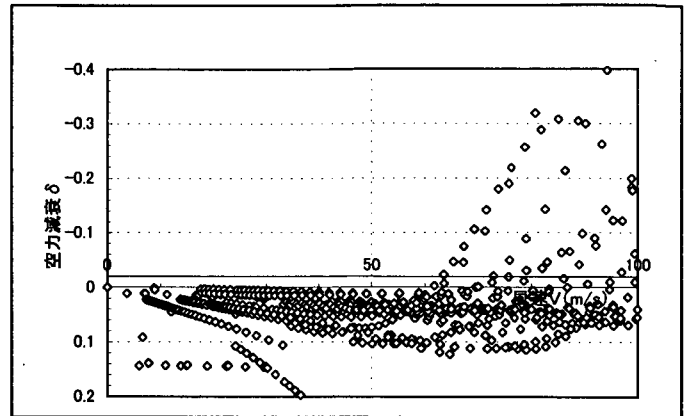
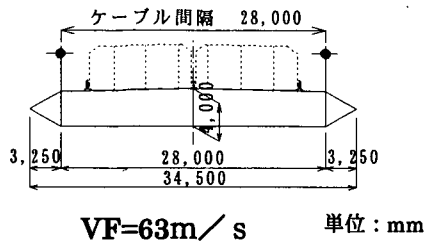
①従来タイプ

(中央、側径間とも従来タイプ)



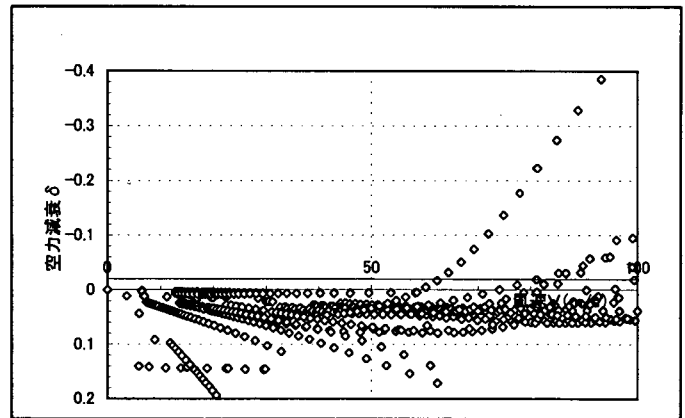
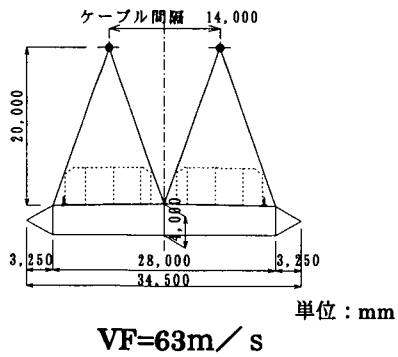
②従来タイプ+クロスステイ

(中央 0.3Lc + 側径間 0.5Ls)



③全径間 W 型

(中央+側径間 W 型)



④中央径間のみ W 型

(中央 W 型 + 側径間従来タイプ)

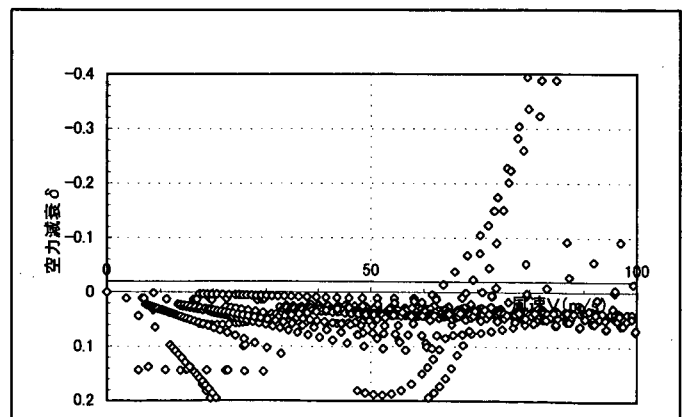
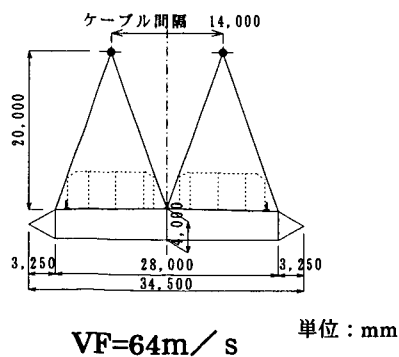
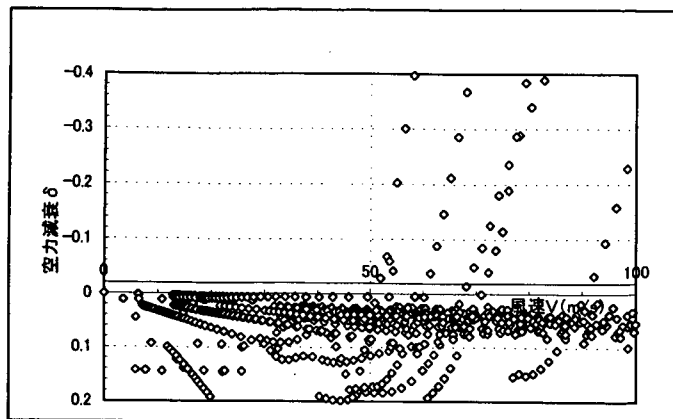
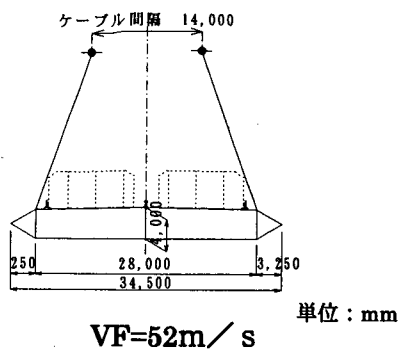


図 4.3.2-4(1) 解析結果 (V・δ 図)

⑤全径間 V 型

(中央+側径間 V 型)



⑥中央径間のみ V 型

(中央 V 型+側径間従来タイプ)

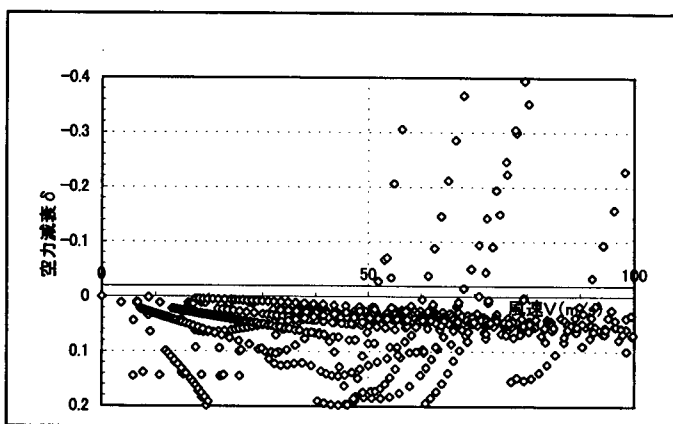
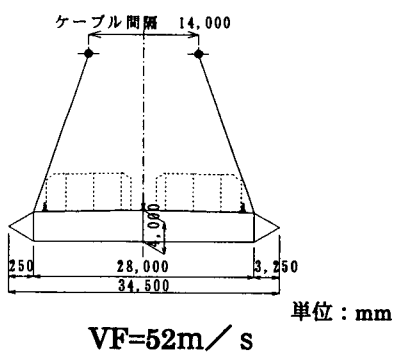


図 4.3.2-4(2) 解析結果 (V-δ 図)

4.3.3 水平ステイ・対角ステイの検討

(1) 水平ステイ・対角ステイの効果

既往の研究成果によって、水平ステイおよび対角ステイの設置が長大吊橋のフラッター限界風速を上昇させる効果のあることが解析的に確認されている。ここでは中央径間長2800m、幅員構成4車線の超長大吊橋を対象として、本橋に対しても同様の効果が得られることを検証するために、基本的な検討として各ステイの設置位置や諸元などのパラメータが吊橋のねじれ固有振動数の変化に及ぼす影響を調べた。

検討を実施した各ステイの設置範囲および諸元を図4.3.3.1、表4.3.3.1にそれぞれ示す。対角ステイは中央径間に2箇所設置箇所をL/3点、L/4点、L/6点の3ケースについて、水平ステイは主塔近傍の中央径間、側径間の双方に設置範囲を変えた3ケースについてそれぞれ固有値解析を行い、標準モデルに対するねじれ固有振動数の変化を調べた。また対角ステイについてはステイ材の伸び剛度をパラメータとした検討も行った。

検討結果の一覧を表4.3.3.2～5に示す。対角ステイに関しては設置位置をL/4点としたケース（CS-2）で効果が一番大きく、標準モデルに対して22%の振動数上昇となった。水平ステイに関しては今回検討を行った中央径間に60%程度の設置範囲であれば、範囲が大きいほど振動数上昇効果の大きいことが確認でき、中央径間に60%設置したのケース（HS-1）で28%の振動数上昇となった。また対角ステイの伸び剛度の影響については、剛度が大きいほど振動数の上昇する傾向が確認できたが、剛度の変化による振動数変化の程度はわずかであった。さらに2つのステイを組み合わせた場合にも振動数上昇効果のあることが確認でき、CS-2とHS-2の組み合わせで38%の振動数上昇となった。

今回の検討では固有値解析によるねじれ1次固有振動数の上昇効果の確認に留まったが、フラッターに対する安全性を検証するためには、3次元骨組モデルによるフラッタ解析を実施して各種ステイ材のフラッター限界風速の上昇効果を解析的に確認する必要がある。また全橋模型風洞実験による各種ステイ材のフラッター限界風速の上昇効果を確認する必要もあり、これらについては次年度の検討課題となっている。

(2) 水平ステイ・対角ステイの模型化検討

次年度実施予定の大型風洞実験における各種ステイ材の模型化に関して基本的な検討を実施した。以下に模型化における基本方針を示す。

- 1)ステイ材の伸び剛性を実橋に相似させる。
- 2)ステイ材の形状相似および質量相似は、結果に与える影響が小さいと判断されることから行わない。
- 3)ステイ材に初期張力を導入し、導入張力の変化による効果の変動を確認する

ステイ材に導入する初期張力の導入方法および張力確認方法が模型化における今後の課題となっている。現在計画しているステイ材取付構造の一例を図4.3.3.2に示す。

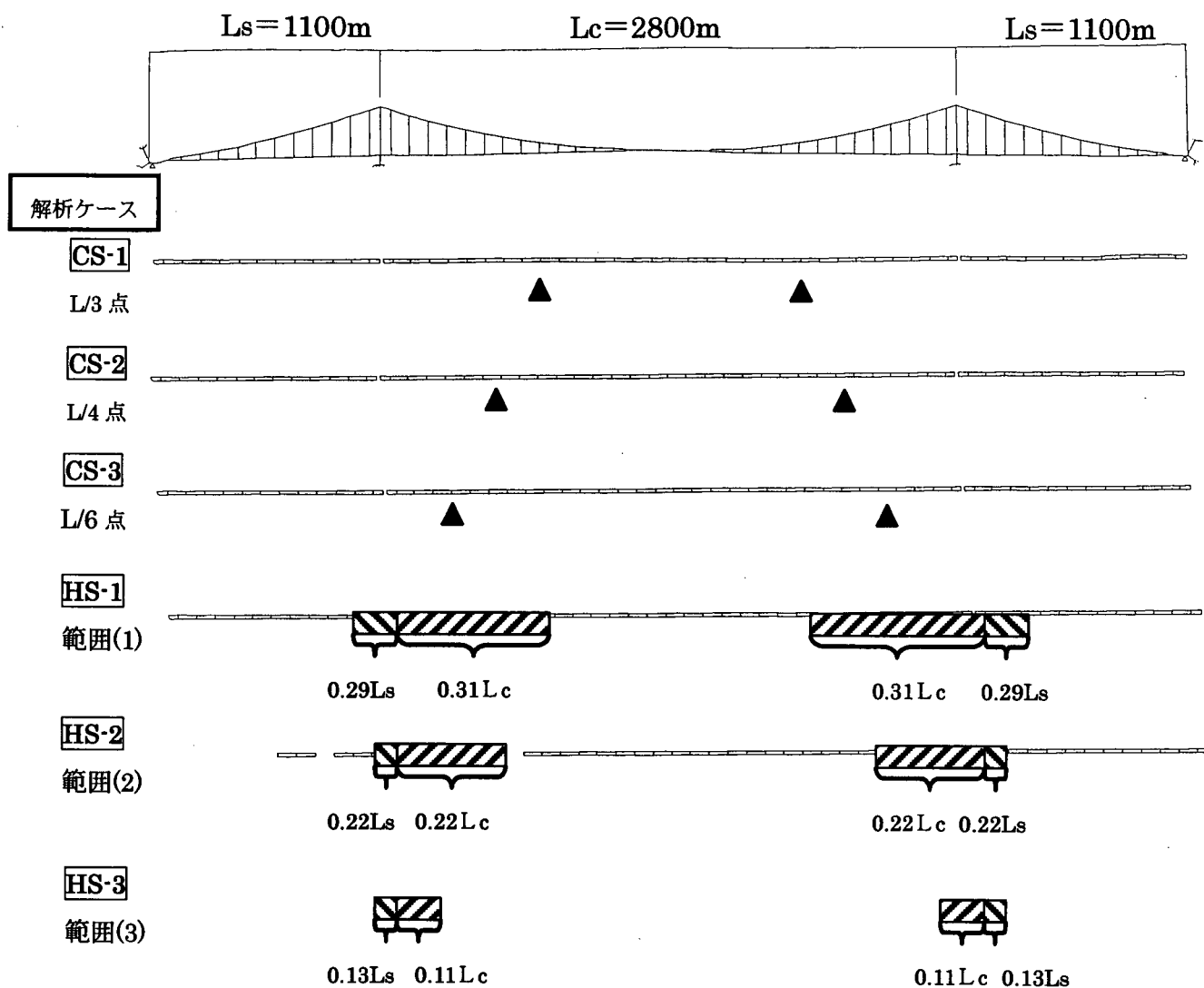


図 4.3.3.1 検討ケース一覧

表 4.3.3.1 スティ諸元一覧

	断面積	設置位置	備考
水平スティ	0.0058m ² /本	中央径間 0.31Lc ～ 側径間 0.29Ls	メインケーブル断面 の約 1 % を想定
対角スティ	0.0056m ² /本	中央径間 2 か所	ハンガーロープと同 程度の断面を想定

表 4.3.3.2 対角スチ設置位置

ケース	BM	CS-1	CS-2	CS-3
設置位置	基本型 (対角スチなし)	中央径間 0.31Lc 点	中央径間 0.24Lc 点	中央径間 0.15Lc 点
ねじれ対称 1 次 振動数(Hz)	0.1256	0.1393 (+11%)	0.1536 (+22%)	0.1354 (+8%)

表 4.3.3.3 水平スチ設置位置

ケース	BM	HS-1	HS-2	HS-3
設置位置	基本型 (水平スチなし)	中央径間 0.31Lc ～側径間 0.29Ls	中央径間 0.22Lc ～側径間 0.22Ls	中央径間 0.11Lc ～側径間 0.13Ls
ねじれ対称 1 次 振動数(Hz)	0.1256	0.1612 (+28%)	0.1511 (+20%)	0.1410 (+12%)

表 4.3.3.4 対角スチの断面積

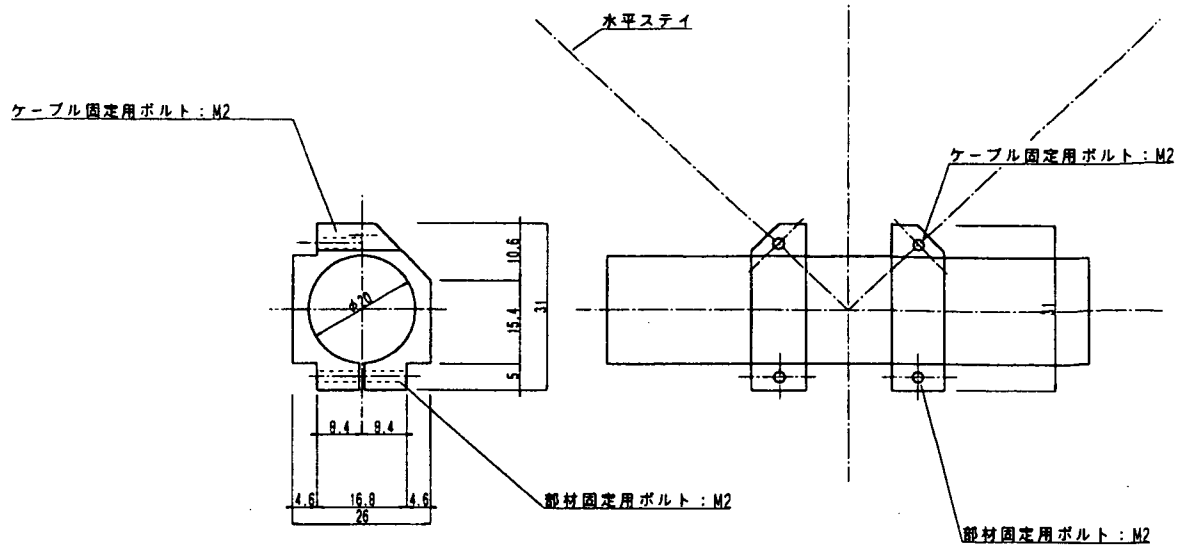
ケース	CS-2A	CS-2	CS-2B
断面積	S × 1 0	S	S × 1 / 1 0
ねじれ対称 1 次 振動数(Hz)	0.1669 (+9%)	0.1536	0.1355 (-18%)

注) 中央径間 0.24Lc 点に設置、断面積 S=0.0056m²/本

表 4.3.3.5 対角スチ+水平スチ

ケース	BM	CS-2	HS-2	CS-2+HS-2
設置位置	基本型 (スチなし)	対角スチ 中央径間 0.24Lc 点	水平スチ 中央径間 0.22Lc ～側径間 0.22Ls	対角スチ + 水平スチ
ねじれ対称 1 次 振動数(Hz)	0.1256	0.1536 (+22%)	0.1511 (+20%)	0.1728 (+38%)

水平ステイ取付部材



クロスステイ取付部材

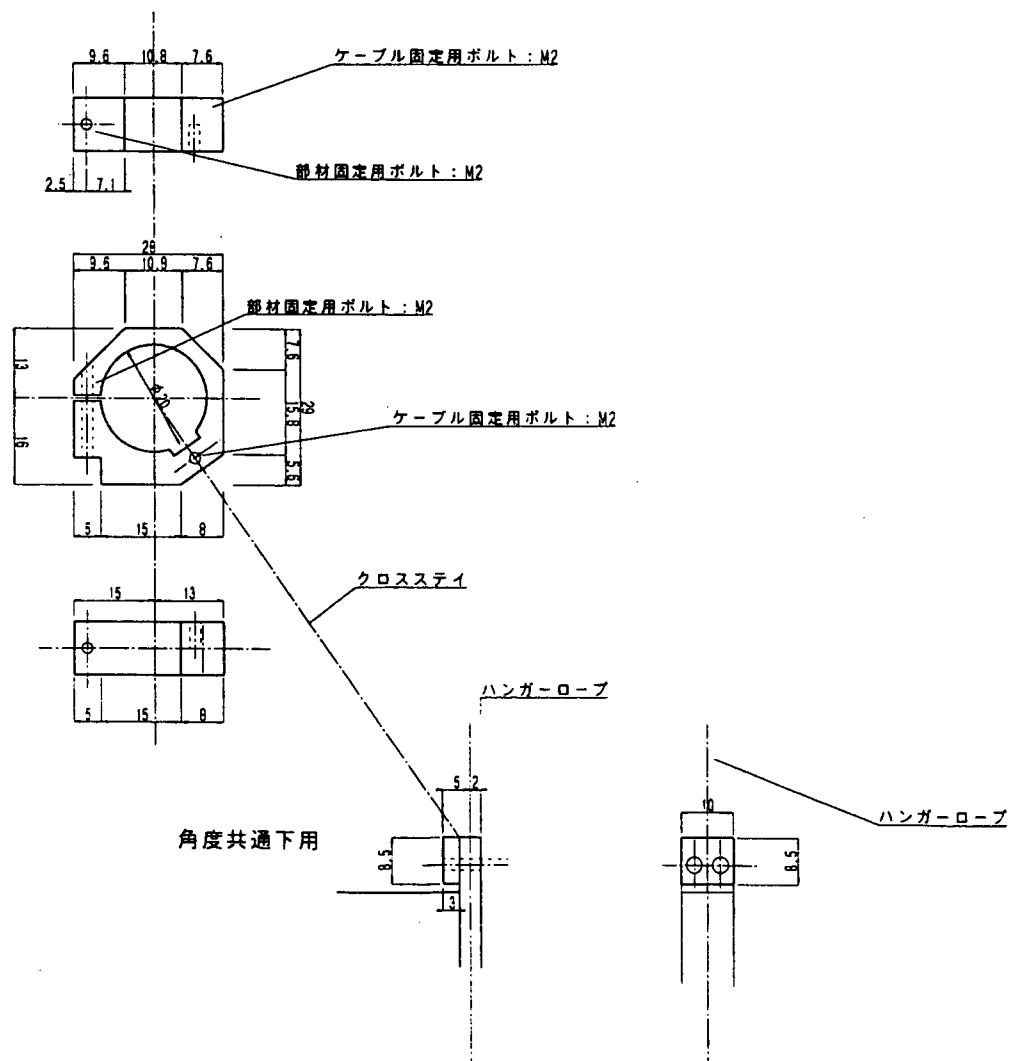


図 4.3.3.2 ステイ材取付構造図 (単位: mm)

4. 3. 4 タワーケーブルシステム

図 4.3.4-1 に示すように、タワーの中間水平材から桁に対して斜張ケーブルを付設することにより、鉛直曲げおよびねじれの振動数が上昇し、連成フラッターの発生風速を高めることができる可能性がある。これは、図 4.3.4-2 に示すように 6 車線箱桁、中央支間 2500m、全長 5000m の検討時に得た結果から予測されるものである。

また、完成後の主塔の渦励振の発生風速を設計風速以上に高めることも可能と考えられる。

現在、今回対象としている統一の標準吊橋に対し、具体的なモデル化を行い解析中である。

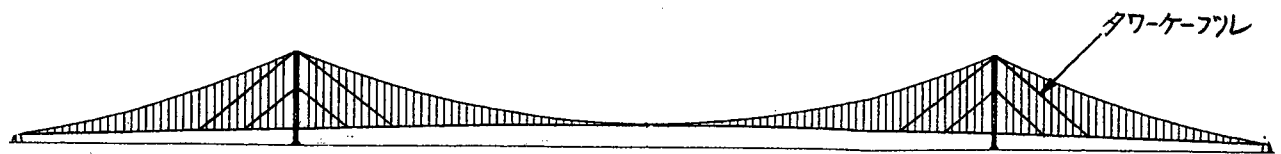


図 4.3.4-1 タワーケーブルシステム概念図

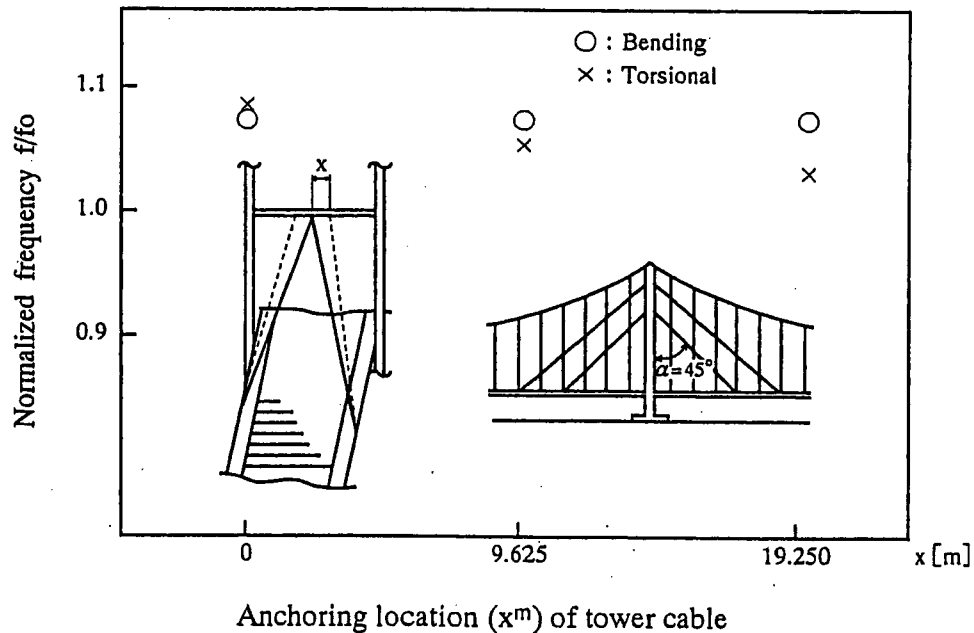


図 4.3.4-2 タワーケーブルシステム設置時の固有振動数の変化

5. ガスト応答に関する検討

ガスト応答解析については、つくばの大型風洞設備で実施された明石海峡大橋・多々羅大橋・来島大橋等の境界層乱流中の全橋模型風洞試験から空力アドミッタンスの評価の重要性が指摘されており、とくに、従来と異なる断面形状を有する場合には、その取り扱いに配慮する必要がある。

ここでは、まず、フラッター性能が極めて良好な二箱桁断面について空力アドミッタンスの測定がなされ、特性が考察された。そして、設計風速作用時のガスト応答解析が実施されて水平変位・鉛直変位・ねじれ変位等について数値的な把握がなされた。

5. 1 概 要

4車線タイプでフラッター性能が設計目標値 80 m/s をクリアできた二箱桁断面に関してガスト応答解析が実施された。

提案されている二箱桁断面は、中央部開口のグレーチング部を内側2車線に活用し、しかも、鉛直および水平スタビライザーを有するので、従来の偏平な一箱桁断面と大きく異なることから、まず、当該断面につき空力アドミッタンスが計測され、従来から採用されている抗力に関する Davenport 式、揚力・空力アドミッタンスに関する簡易 Sears 関数、Holmes の提案式などと比較され、特性の差異が調査された。

そして、計測された空力アドミッタンスを用いた場合のガスト応答解析結果を本四基準に基づく従来の解析法による結果と対比の上、応答量が推定された。

5. 2 空力アドミッタンスの評価

つくばの大型風洞で実施された明石海峡大橋、多々羅大橋、来島大橋等の境界層乱流中の全橋模型風洞試験結果から、ガスト応答解析において当該断面に関する空力アドミッタンスとして実状に沿ったものを設定することが重要であると指摘されている。

ここでは、四車線二箱桁タイプで約10 m 幅の中央開口部をオープングレーチング構造とし、内側二車線に活用する設計において桁高3 m とし、鉛直および水平スタビライザーを耐風対策とする図 5.2-1 の断面Ⅰに関して空力アドミッタンスを計測した。

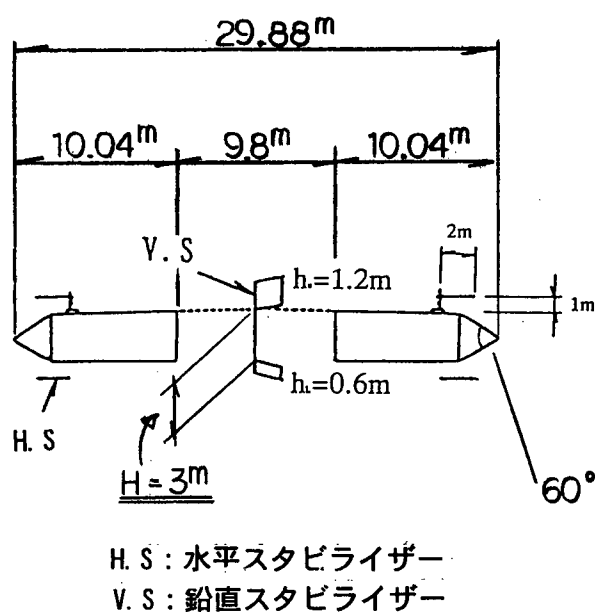


図 5.2-1 解析対象断面Ⅰ

(1) 空力アドミッタンスの計測要領

アクチブガストジェネレータの下流側に非定常空気力測定装置を設置し、ガストジェネレータで生成した乱流を作用させ、非定常空気力測定装置のセンサーにて変動する抗力・揚力・空力モーメントを計測し、下式により空力アドミッタンスを算定した。

$$|X_D(f)|^2 = \frac{S_D(f)}{\left\{ (\rho U A C_D)^2 S_u(f) |J_u(f)|^2 + \left(\frac{1}{2} \rho U A \frac{dC_D}{d\alpha} \right)^2 S_w(f) |J_w(f)|^2 \right\} \cdot \ell^2}$$

$$|X_L(f)|^2 = \frac{S_L(f)}{\left[\left(\frac{1}{2} \rho U B C_L \right)^2 S_u(f) |J_u(f)|^2 + \left\{ \frac{1}{2} \rho U B \left(\frac{dC_L}{d\alpha} + C_D \frac{A}{B} \right) \right\}^2 S_w(f) |J_w(f)|^2 \right] \cdot \ell^2}$$

$$|X_M(f)|^2 = \frac{S_M(f)}{\left\{ \left(\frac{1}{2} \rho U B^2 C_M \right)^2 S_u(f) |J_u(f)|^2 + \left(\frac{1}{2} \rho U B^2 \frac{dC_M}{d\alpha} \right)^2 S_w(f) |J_w(f)|^2 \right\} \cdot \ell^2}$$

$$|J_u(f)|^2 = \frac{1}{\ell^2} \int_0^\ell \int_0^\ell co_coh_u(f; x_1, x_2) dx_1 dx_2$$

$$|J_w(f)|^2 = \frac{1}{\ell^2} \int_0^\ell \int_0^\ell co_coh_w(f; x_1, x_2) dx_1 dx_2$$

$S_D(f)$, $S_L(f)$, $S_M(f)$: 抗力、揚力、空力モーメントのパワースペクトル密度関数

ρ : 空気密度, U : 平均風速

$C_D, dC_D/d\alpha$: 抗力係数と抗力係数勾配

$C_L, dC_L/d\alpha$: 揚力係数と揚力係数勾配

$C_M, dC_M/d\alpha$: 空力モーメント係数と空力モーメント係数勾配

A : 受風面積, B : 桁幅

$S_u(f)$, $S_w(f)$: 気流方向及び鉛直方向気流変動のパワースペクトル密度関数

$S_{uw}(f)$: 気流方向及び鉛直方向気流変動のクロススペクトル密度関数で, $\text{Re}\{\dots\}$ は実数部の意味

$X_{uD}(f)$, $X_{wD}(f)$: 抗力に対する気流方向及び鉛直方向気流変動の伝達関数

$X_{uL}(f)$, $X_{wL}(f)$: 揚力に対する気流方向及び鉛直方向気流変動の伝達関数

$X_{uM}(f)$, $X_{wM}(f)$: 空力モーメントに対する気流方向及び鉛直方向気流変動の伝達関数

$co_coh(f; x_1, x_2)$: 気流直角水平方向の2点 x_1, x_2 における気流変動の空間相関

(2) 変動気流パワースペクトルおよび空間相関

カルマン型パワースペクトルを目標値として生成した乱流のパワースペクトルは図 5.2-2 のとおりである。主流方向成分および鉛直方向成分ともに目標値によく適合した計測値が得られている。

また、気流直角水平方向の2点間における主流方向成分および鉛直方向成分の気流変動の空間相関は図 5. 2-3 のとおりで、これを下式のとおり指数関数近似し、ジョイントアクセプタンスを算定した。

$$co-coh_u(f) = \exp \left[-\frac{4.0(f + 0.234)\Delta y}{U} \right]$$

$$co-coh_w(f) = \exp \left(-\frac{1.4f\Delta y}{U} \right)$$

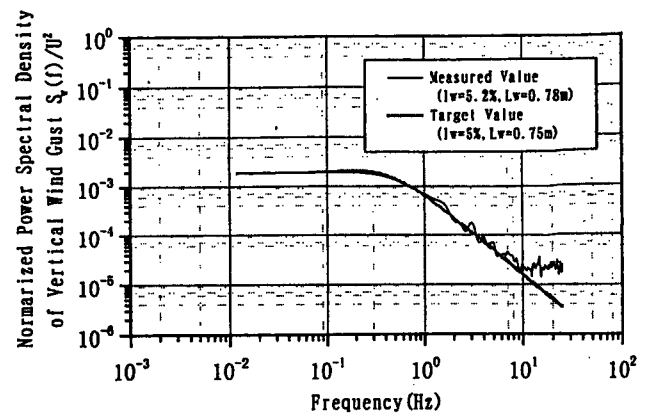
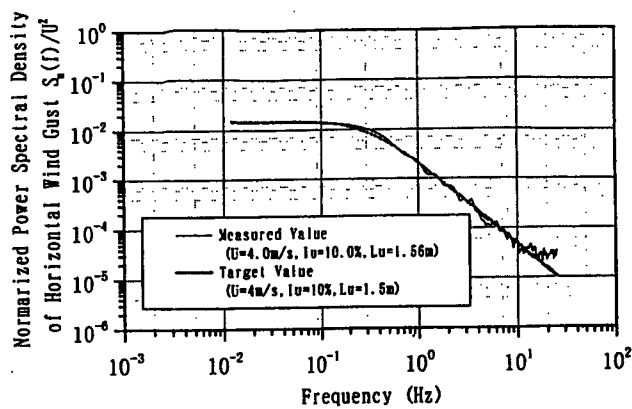
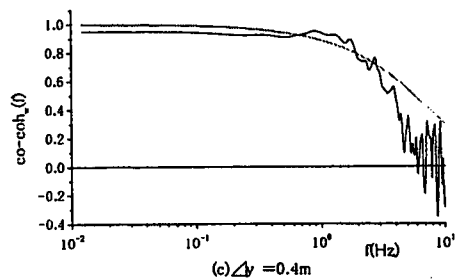
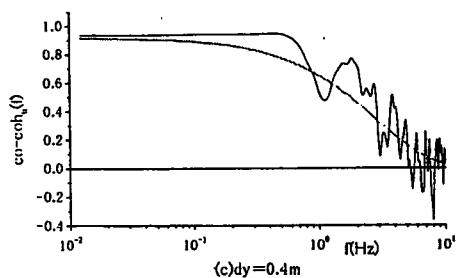
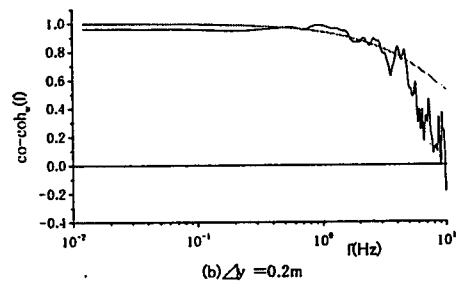
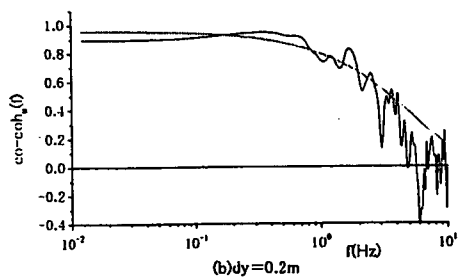
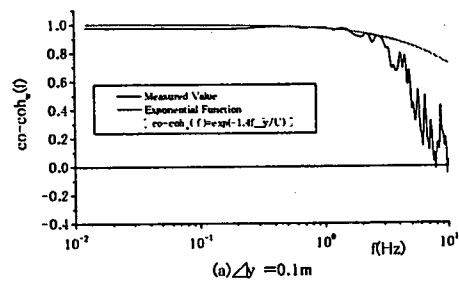
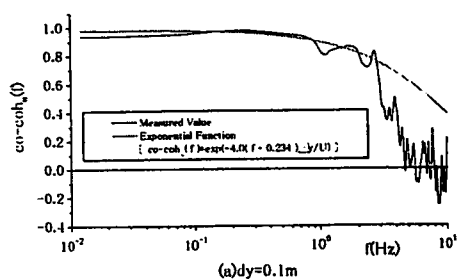


図 5.2-2 生成乱流のパワースペクトル



気流方向成分

鉛直方向成分

図 5.2-3 生成乱流の気流直角水平方向 2 点間の空間相関

(3) 空力アドミッタンスの算定結果

図 5.2-1 に示す断面 I に関して計測し、5.2.1 式より算定した空力アドミッタンスの結果は図 5.2-4 のとおりである。図中、抗力のアドミッタンスに関しては Davenport 式、揚力および空力モーメントのアドミッタンスに関しては簡易 Sears 関数、Holmes の提案式を併記している。今回、対象とする超長大吊橋で

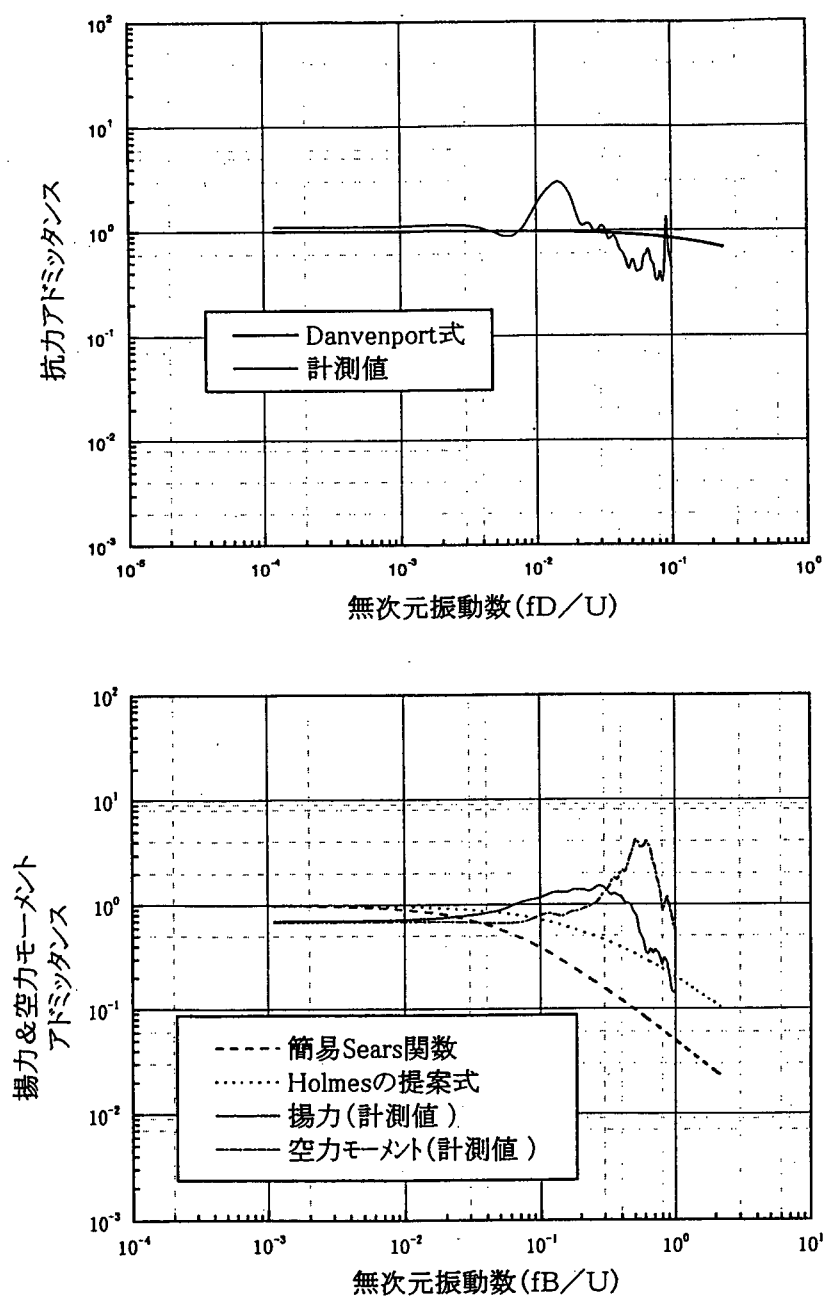


図 5.2-4 断面 I の空力アドミッタンス (計測値)

は、抗力に関しては設計風速 5.6 m/s に相当する無次元振動数が 0.0015 ～ 0.004 であり、Davenport 式による値と計測値では差が小さい。揚力に関しては無次元振動数が 0.03 ～ 0.05 で、簡易 Sears 関数、Holmes の提案式による値と大差ないが、空力モーメントに関しては無次元振動数が 0.07 で簡易 Sears 関数あるいは Holmes の提案式による値とは若干差がみられる。

5.3 ガスト応答解析

5.2 項で述べた計測された空力アドミッタンスを用いてガスト応答解析を実施した。解析は表 5.3-1 に示す 3 ケースである。解析 1 は本四基準に準拠したケース、解析 2 は非定常空気を計測値に変えたケース、また、解析 3 は解析 2 に比べて空力アドミッタンスを計測値に変えたケースである。

$U_{10} = 4.0$ m/s に相当するガスト応答解析結果を表 5.3-2 に示す。

表 5.3-1 ガスト応答解析ケース

解析 No.	気流パケッ	空間相関	静的空気力	非定常空気力	空力アドミッタンス
解析 1 (本四基準)	主流成分→ 日野の式 鉛直成分→ Busch & Panofsky	Davenport の指数関数 近似式	一様流中 計測値	準定常空気力	Davenport の 提案式 & 簡易 Sears 関数
解析 2				計測値 (一様流)	Davenport の 提案式 & 簡易 Sears 関数
解析 3				計測値 (一様流)	計測値

解析結果を表 2 に示す。なお、解析結果は $U_{10} = 4.0$ m/s に相当する解析値である。

表 5.3-2 ガスト応答解析結果

		①ケース 1	②ケース 2	③ケース 3
水平変位 (m)	平均変位	11.423	11.423	11.423
	標準偏差	2.179	2.030	2.152
	最大振幅	5.848	5.459	5.788
	最大変位	17.271	16.882	17.211
鉛直変位 (m)	平均変位	-0.600	-0.600	-0.600
	標準偏差	0.632	0.703	0.783
	最大振幅	1.864	2.068	2.326
	最大変位	-2.464	-2.669	-2.926
ねじれ変位 (deg)	平均変位	-1.725	-1.725	-1.725
	標準偏差	0.539	0.259	0.321
	最大振幅	1.695	0.812	1.010
	最大変位	-3.419	-2.536	-2.734

6. 桁の渦励振対策の検討

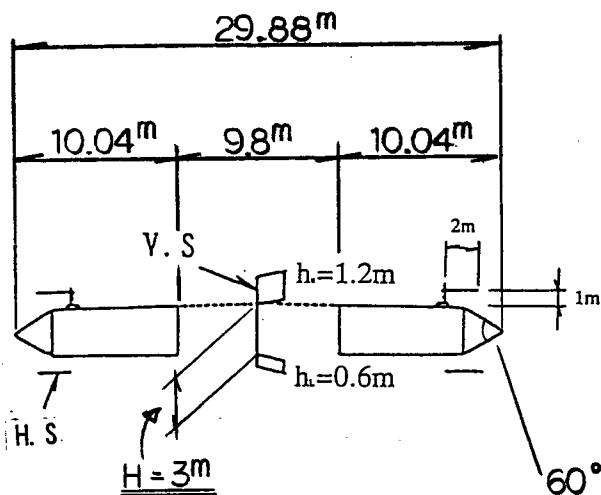
6. 1 概要

これまで渦励振については多くの研究機関で研究がなされており、制振効果についても報告されている。渦励振は風の入射角（迎角）や気流特性など同一断面であっても流れ剥離点と再付着点の変化から応答が変化し、さらに高欄形状やセンターバリア形状、橋梁添加物の有無などによっても渦励振応答特性に影響を及ぼすことが知られている。しかしながらこれは渦励振を制御するにはわずかな断面形状の変化や橋梁耐風安定化策を講じることで可能であることを示唆している。また、渦励振は構造減衰に対しても敏感な特性を示し、TMD などによっても制振する場合がある。このような超長大橋の1次モードにおける固有振動数は非常に小さく、わずかな風で渦励振の発生が予想できるため橋梁の施工性、使用性に十分な検討が必要となる。したがって、橋梁断面に発生する渦励振を正確に評価し適切な対策を開発することが重要である。

本章では中央支間長 2,800m 超長大橋に適用する桁の渦励振に対する対策について検討する。

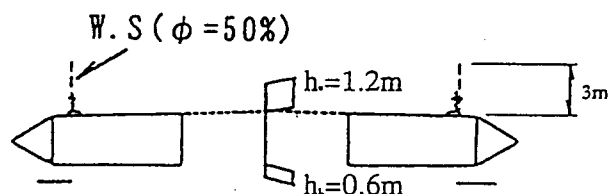
6. 2 鉛直および水平スタビライザーを活用した二箱桁の検討

四車線二箱桁タイプで約 10m 幅の中央開口部をオーブングレーチング構造とし、内側二車線に活用する設計において、桁高 3m とし、鉛直および水平スタビライザーを耐風対策とする図 6.2-1 に示すような桁断面Ⅰ、さらに、ウインドシールド（高さ 3m、充実率 50 %）を併置した図 6.2-2 に示すような断面Ⅱを中央支間 2800m、全長 5000m の超長大吊橋に適用した場合のフラッター性能については 4. 2. 6 項で述べた。ここでは、渦励振特性に関する風洞試験結果を述べる。



H.S : 水平スタビライザー
V.S : 鉛直スタビライザー

図 6.2-1 断面Ⅰ



W.S : ウインドシールド

図 6.2-2 断面Ⅱ

(1) 渦励振検討の試験条件

10 m/s 以下の比較的低風速で発生する延長たわみおよびねじれ渦励振を精度よくとらえるため、これに焦点をあてた 2 次元ばね支持試験を行った。ばね支持試験条件を表 6.2-1 に示す。気流は一様流の他、乱れの強さ 5 %、10 % の格子乱流であり、一部 15 % に変化させた場合や減衰付加による効果を調査した。

(2) 断面Ⅰの渦励振特性

図 6.2-3 に断面Ⅰの一様流中、迎角 $\alpha = 0^\circ$ 、 $\pm 3^\circ$ の振動応答を示す。 $\alpha = 0^\circ$ 、 -3° では、約 6 m/s で 0.6° 、 $\alpha = +3^\circ$ では約 5 m/s で 0.2° のねじれ渦励振がみられる。鉛直たわみ渦励振は約 2 m/s で 2 cm 程度と極めて小さい。

表 6.2-1 ばね支持試験条件（渦励振特性調査）

			4 車線、中央支間2800m、2-B0X(桁高3m)		
			実橋諸元値	模型所要値	模型試験値 (渦励振の調査)
振 動 数	ね じ れ	H z	0.148	---	6.348
	鉛直たわみ	H z	0.066	---	2.876
振動数比	ねじれ ／ 鉛直たわみ	---	2.24	2.24	2.21
慣 性	質 量	kg/m/Br	2,456	0.384	0.380
	質量慣性モーメント	kg・m/Br	305,429	0.00746	0.00740
減 衰 率 (δ)	ね じ れ	---	---	0.02	0.02
	鉛直たわみ	---	---	0.02	0.03
風速倍率					1.85

注) 模型試験は、代表ケースの記入。表中の質量及び質量慣性モーメントは、振動モードを考慮した換算値（換算質量・換算質量慣性モーメント）である。

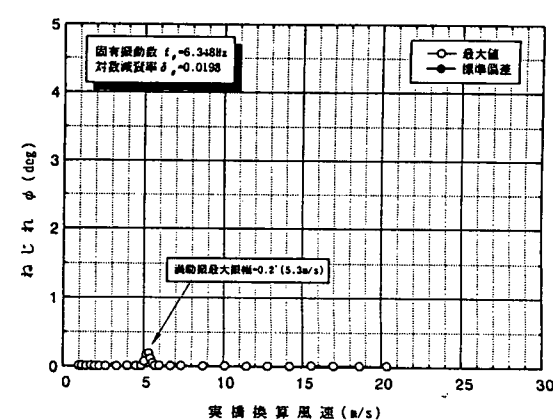
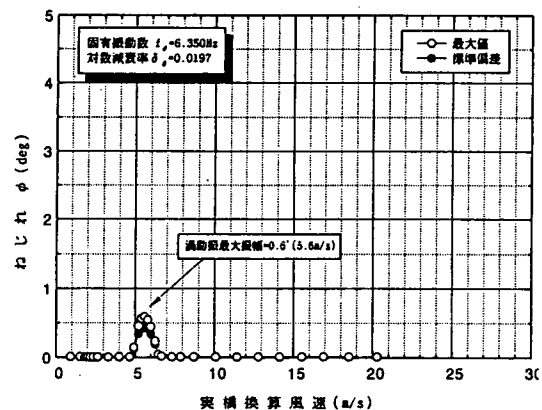
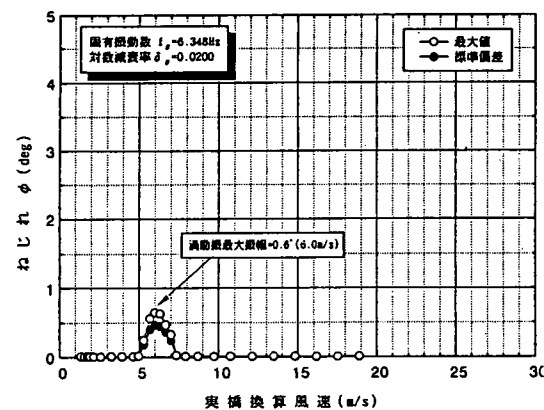
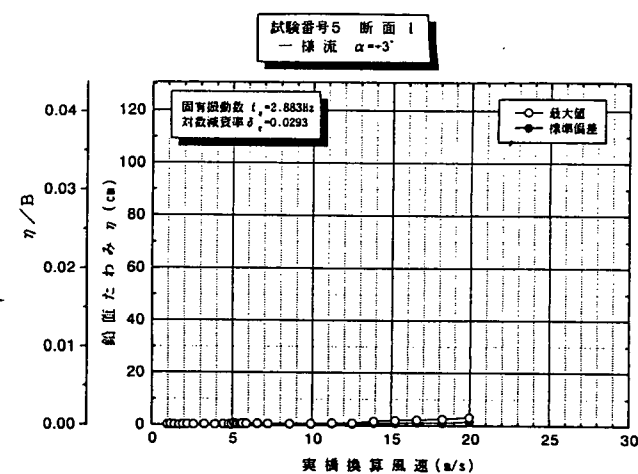
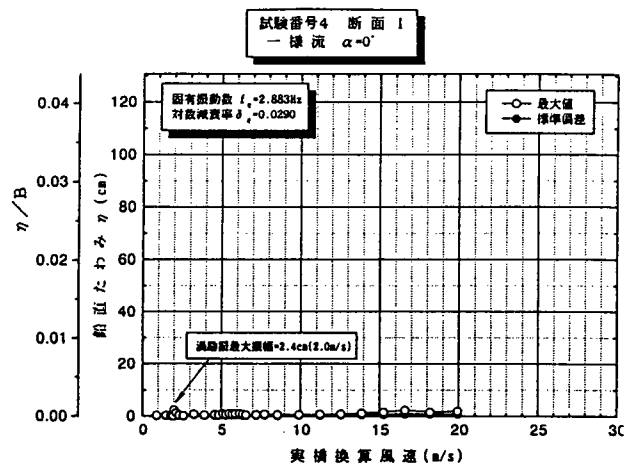
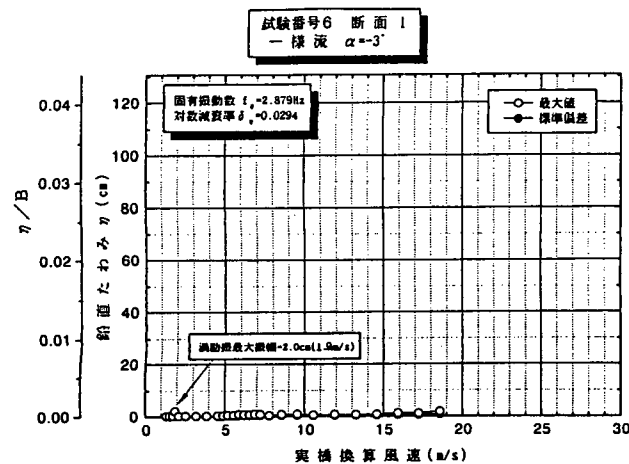
乱れの強さ 5 % の格子乱流中の応答は図 6.2-4 のとおりで、乱れにより渦励振振幅は低減している。この振幅は、乱れの強さが 10 %、15 % と大きいほど小さくなることが確認された。また、乱れの強さが 10 % で 0.2° 程度のわずかなねじれ渦励振が残存しているが、減衰を付加し、 $\delta_s = 0.04$ とすると消滅することが確認された。

以上、乱れを有する自然風下では、断面Ⅰの渦励振は極めて小さいか、発生しないと予測される。

(3) 断面Ⅱの渦励振特性

路面上高さ 3 m、充実率 50 % の金網構造のウインドシールドを設置した断面Ⅱの一樣流中の振動応答は図 6.2-5 のとおりで、ウインドシールドの設置により鉛直たわみおよびねじれの渦励振はいずれも発生していない。

断面Ⅱでは、断面Ⅰに比べ渦励振は問題とならないと考えられる。



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

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

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

図 6.2-3 渦励振動応答 (断面 I : 一様流)

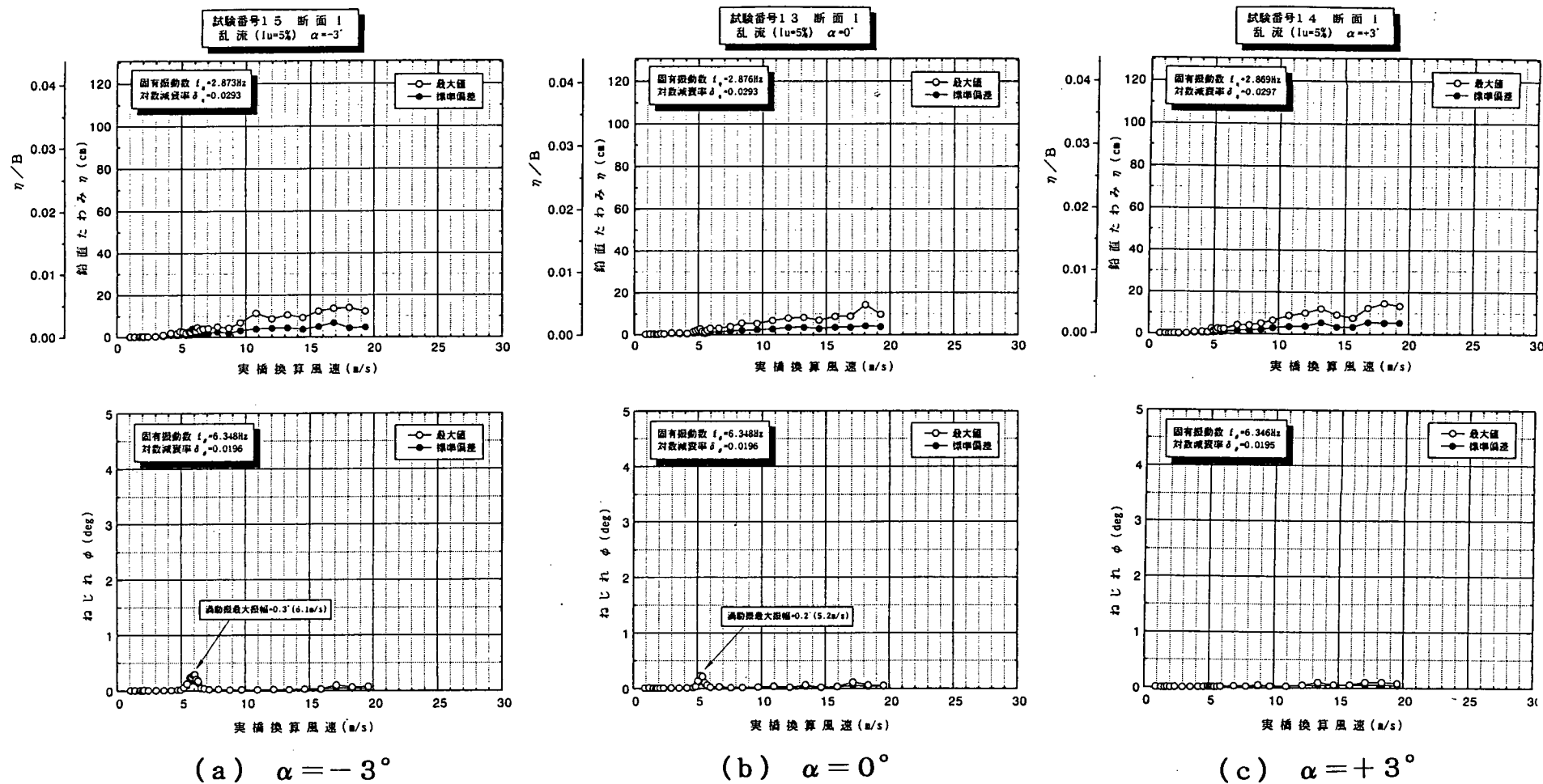
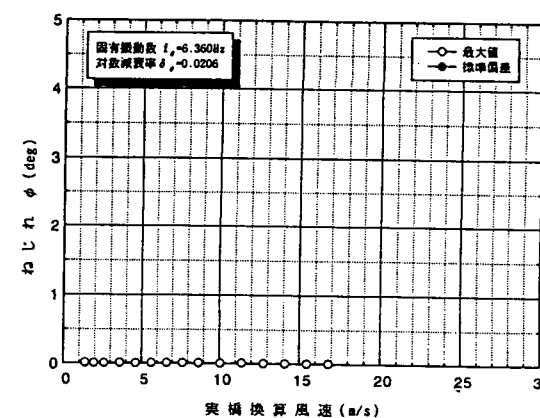
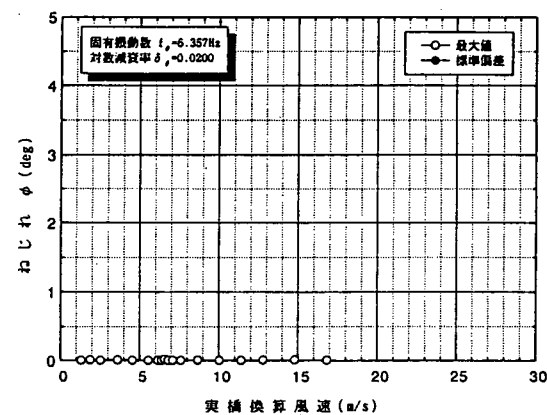
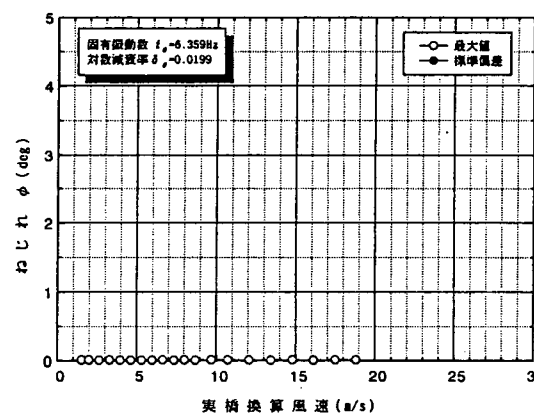
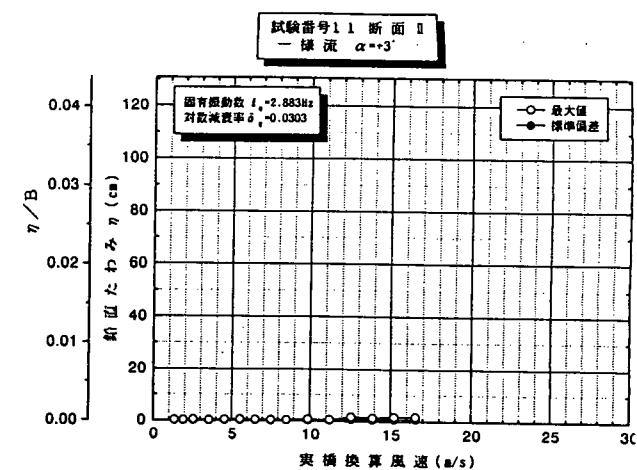
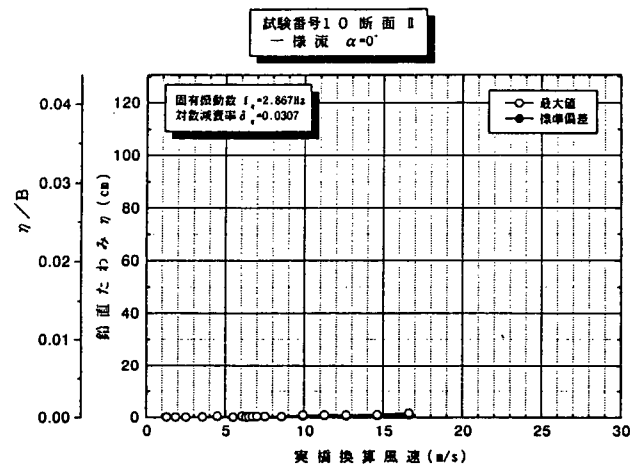
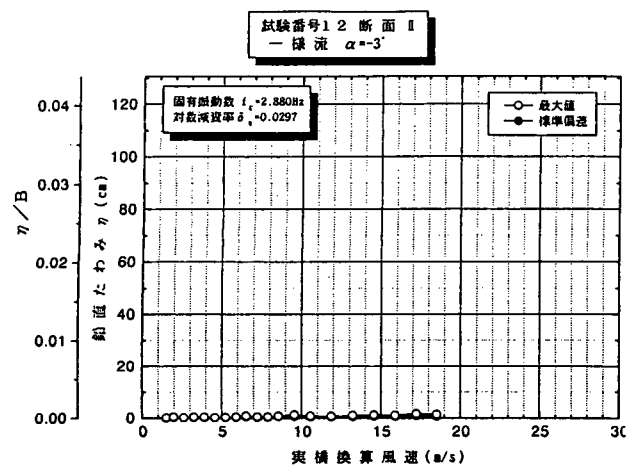


図 6.2-4 渦励振動応答 (断面 I : 格子乱流 5%)



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

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

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

図 6.2-5 渦励振動応答 (断面Ⅱ：一様流)

6. 3 開口部を有する一箱桁断面の渦励振の課題と対策

6. 3. 1 検討概要

これまで開口部を有する一箱桁断面のフラッター性能について検討を行ってきた。遮風スクリーンや断面下面のチッププレートの設置が耐フラッター性能を向上させる結果となっている。しかし、このような耐フラッター性能を向上させる橋梁付加物については、必ずしも渦励振の制振効果にも効くわけではなく、渦励振については別途詳細な検討する必要がある。そこで、本節では桁の渦励振の課題と対策を述べる。まず、前章で示した断面（図 6.3.1-1）の改善を耐フラッター性・経済性の両面に優れることに着目して行い、新断面を提案した後、それを最終基本断面とし、各種風洞試験により渦励振特性を把握することを方針とする。振動応答試験では渦励振の構造減衰による効果を評価することを目的とし、渦励振の制振効果を得るための必要構造減衰の把握や遮風スクリーンを設置しない架設系の検討も行うことにする。表 6.3.1-1 に振動応答試験を行う諸元の目標値を示す。模型は縮尺 1/60 で、模型のグレーチング部分は実物グレーチング（明石海峡大橋の鋼床版に使用されているもの）の形状を相似する。

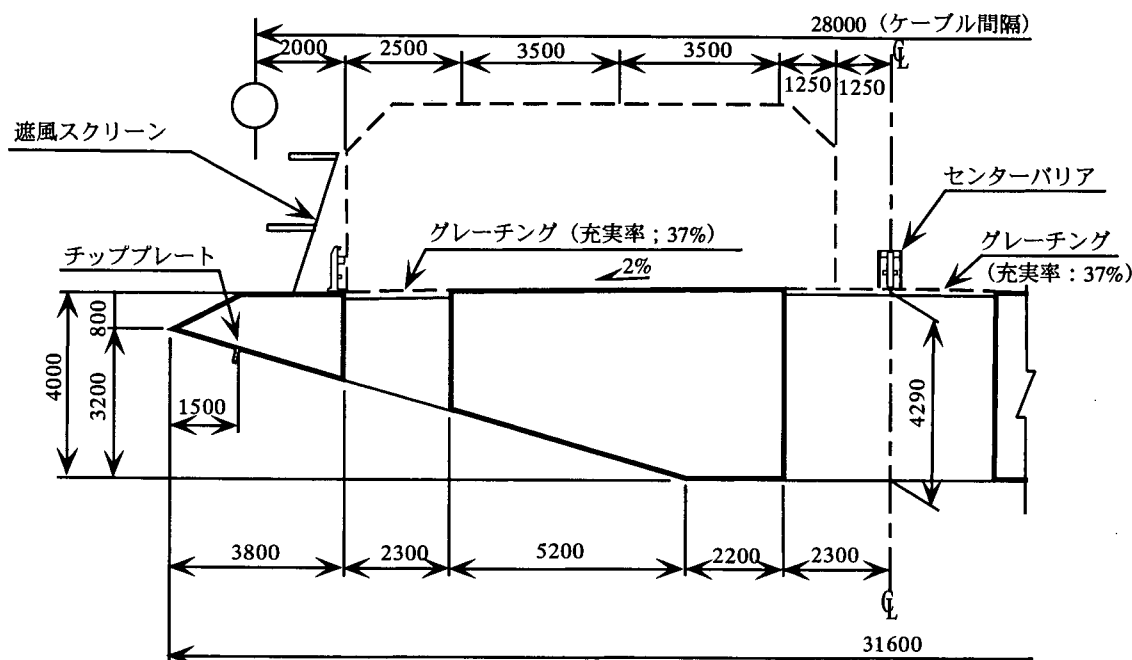


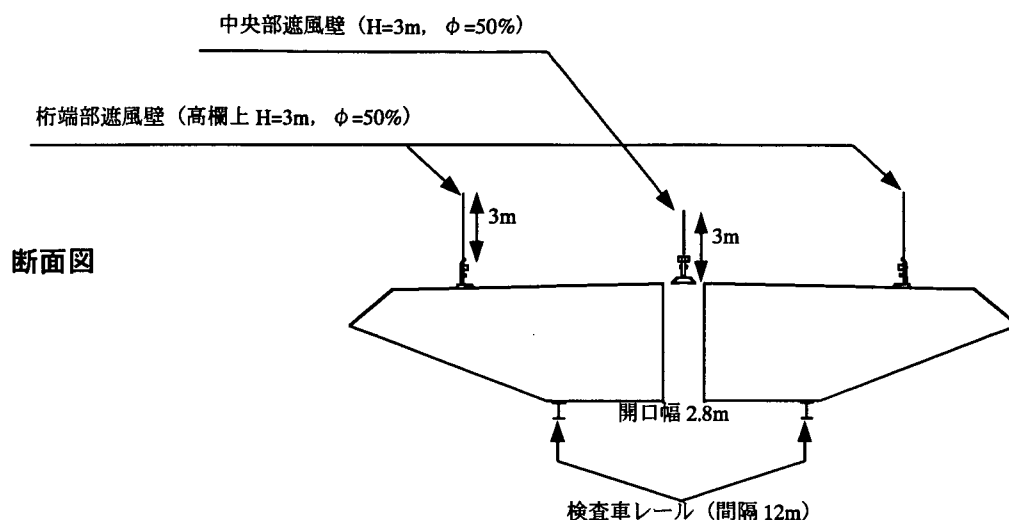
図 6.3.1-1 基本断面（単位：mm）

表 6.3.1-1 試験諸元（目標値）

項目			実橋想定参考値	模型実験値(目標値)
縮尺	n		1	1/60
重量	m		288.1 kN/m	80.04 N/m
極慣性モーメント	I		38617.9 kNm ² /m	2.980 Nm ² /m
振動数	たわみ	$f\eta$	0.062 Hz	2.0 Hz
	ねじれ	$f\theta$	0.126 Hz	4.0 Hz
振動数比		$f\theta/f\eta$	2.032	2.000
対数減衰率	たわみ	$f\eta$	0.02	0.02
	ねじれ	$f\theta$	0.02	0.02

一方、下図に示す開口一箱桁断面においては、これまで主としてフラッター限界風速の向上を念頭においた検討が実施されている。

本断面におけるフラッター限界風速向上のための空力対策部材としては、遮風壁や検査車レールが用いられているが、渦励振の発生が懸念される場合には、これら対策部材の配置・形状の見直しやさらに既存実績のある対策（高欄形状の変更）などによる対処が考えられる。



【中央開口部条件】

- ・橋軸方向開口率：50%（6m ピッチで開口部が離散的に設置される）
- ・グレーチング：充実率 30%のものを開口部に設置

図 6.3.1-2 フラッターに関する検討で得られた開口一箱桁断面

以下、本節では渦励振対策として実績のある検査車レールによる対策、さらに高欄形状の変更による対策について、その制振対策例を示すこととする。

(1) 検査車レールによる対策¹⁾

下図に、扁平箱桁断面における「基本設計断面」と「基本設計断面+検査車レール」の応答図を比較したものを示す。これより、現状断面で発生していた渦励振振幅が、検査車レールの設置によって効果的に抑制されていることが判る。

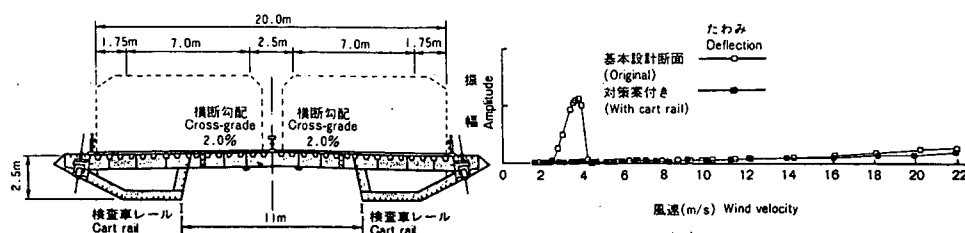


図 6.3.1-3 検査車レールによる渦励振制振対策

(2) 高欄形状の変更による対策²⁾

下図に検討対象となった基本断面及び渦励振制振検討の経緯をまとめて示す。

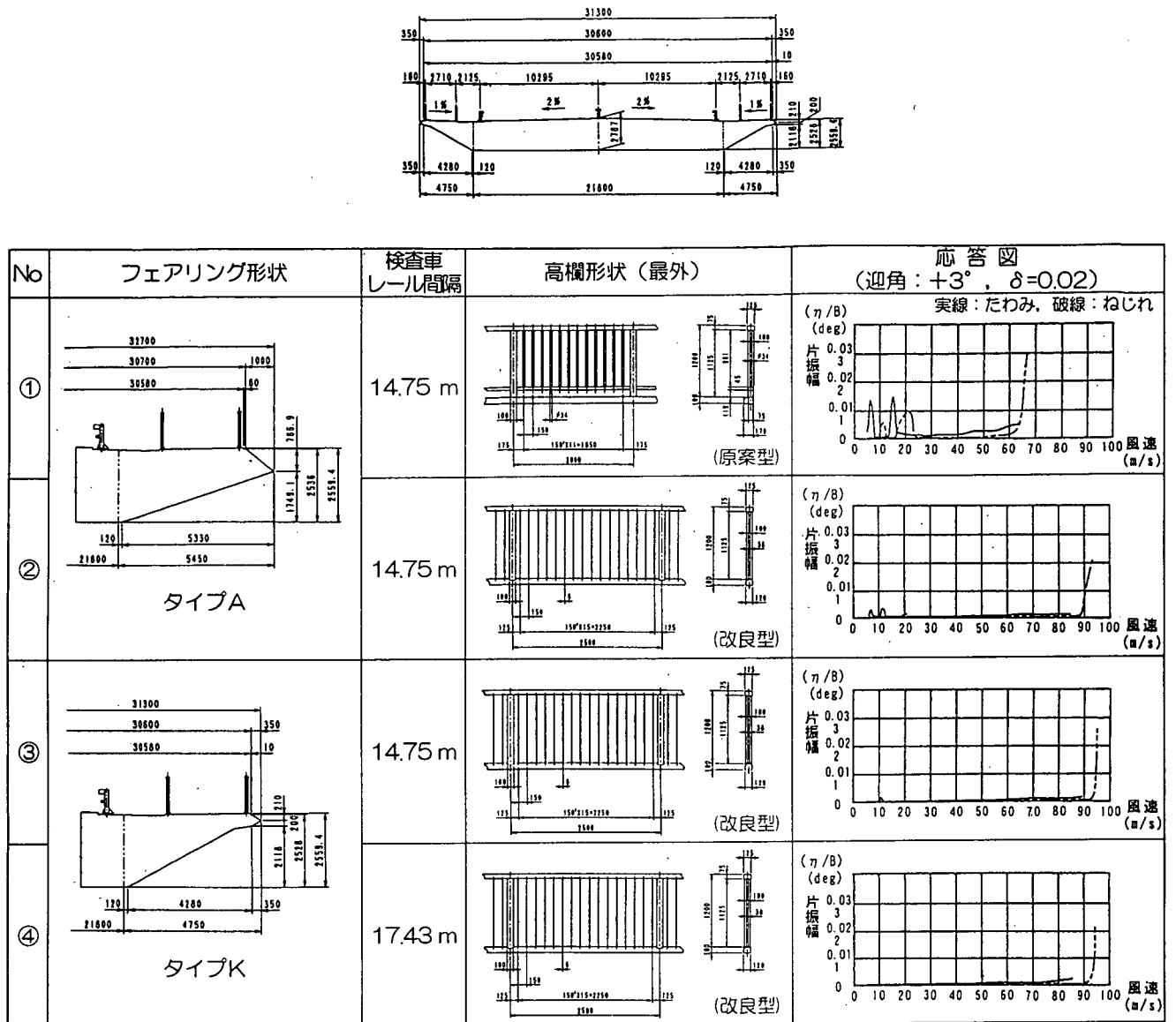


図 6.3.1-4 渦励振制振の一例 (図中の単位は mm)

上図より、現状断面で設置されていた高欄 (①) を上図中の②に示す高欄形状へと変更することによって、たわみ・ねじれ渦励振ともにその振幅を大幅に低減することが可能であり、高欄形状の変更による渦励振対策への有効性が確認できる。

また、フェアリング形状が①、②のケースとは異なるものの、検査車レールの間隔を変更 (③⇒④) することによって、残存する微細な渦励振振幅を消滅させることが可能であり、検査車レールによる渦励振対策への有効性が再確認できる。

(参考文献)

- 1) 生口橋風洞試験 (その2) 報告書 (昭和61年3月)
- 2) 多々羅大橋上部工 (その1) (その2) 工事 桁二次元部分模型風洞試験報告書 (平成7年3月)

7. その他の検討

7.1 検討＜Re数の影響＞¹⁾

(1) 概要

一般に、実橋の耐風安定性は、①3次元弾性模型を用いた風洞試験結果、②2次元剛体模型に作用する空気力係数を用いた数値解析結果から評価される。しかし、いずれの方法も風洞試験のレイノルズ数（Re数）は、実橋のRe数に比べ、オーダーが2～3桁小さい。したがって、現行の風洞試験手法の妥当性を確認するために、橋梁の作用空気力におよぼすRe数の影響を調べることは、耐風設計上重要であると考えられる。実際、明石海峡大橋主塔の風洞試験結果によると、その渦励振特性は、Re数の影響を受けることが報告されている²⁾。

Re数と橋梁耐風安定性の研究は、これまでに多数実施されている³⁾。しかし、風洞試験の種類は、主として三分力試験やばね支持試験であり、また、その試験Re数は比較的小さい。一方、 10^6 のオーダーの高いRe数（代表長：桁高D）領域における研究例も見られる。しかし、それらは三分力試験⁴⁾、⁵⁾やストローハル数⁵⁾の計測であり、空気力の動的特性とRe数の関係についての計測例はない。

本研究は、橋梁のフラッター特性を支配する橋桁の非定常空気力に着目した。過去に計測例のない 10^6 のオーダーの高いRe数領域における非定常空気力を、強制加振法で計測し、非定常空気力におよぼすRe数効果について考察した。

(2) 風洞試験

本研究で使用した風洞および模型の主要諸元を表7.1-1に、カナダ National Research Council の風洞内における模型の写真を写真7.1-1に示す。広範囲のRe数領域を確保するため、3種類の異なる風洞および模型を用いた。模型の断面図を図7.1-1に示す。

表 7.1-1 風洞および模型の主要諸元

ν : 動粘性係数(m^2/s)

研究機関	風洞			模型					レイノルズ数 $Re=VD/\nu$
	幅 (m)	高さ (m)	風速 $V(\text{m/s})$	縮尺	幅 $B(\text{m})$	桁高 $D(\text{m})$	長さ $L(\text{m})$	アスペクト比 L/B	
NRC	9.1	9.1	5~55	1/10	4.0	0.4	8.0	2.0	$1.4 \times 10^5 \sim 1.5 \times 10^6$
IHI	6.0	3.0	0.5~15	1/30	1.3	0.13	3.0	2.3	$4.5 \times 10^3 \sim 1.3 \times 10^5$
IHI	1.5	2.5	0.5~20	1/80	0.5	0.05	1.35	2.7	$1.7 \times 10^3 \sim 6.8 \times 10^4$

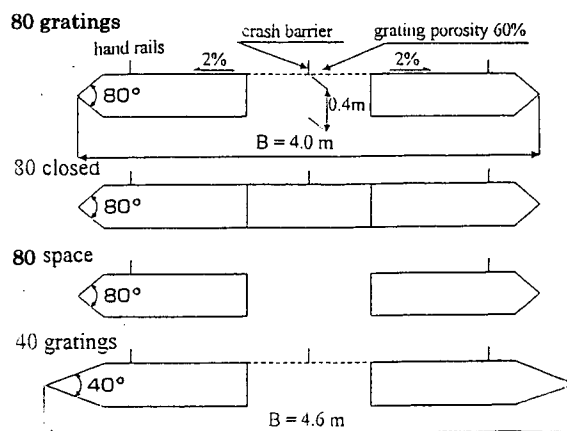
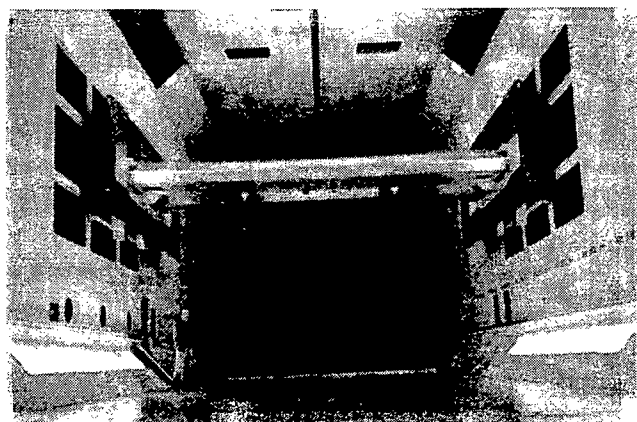


写真 7.1-1 カナダNRC風洞と縮尺 1/10 模型 図 7.1-1 模型断面図 (寸法は縮尺 1/10 模型の値)

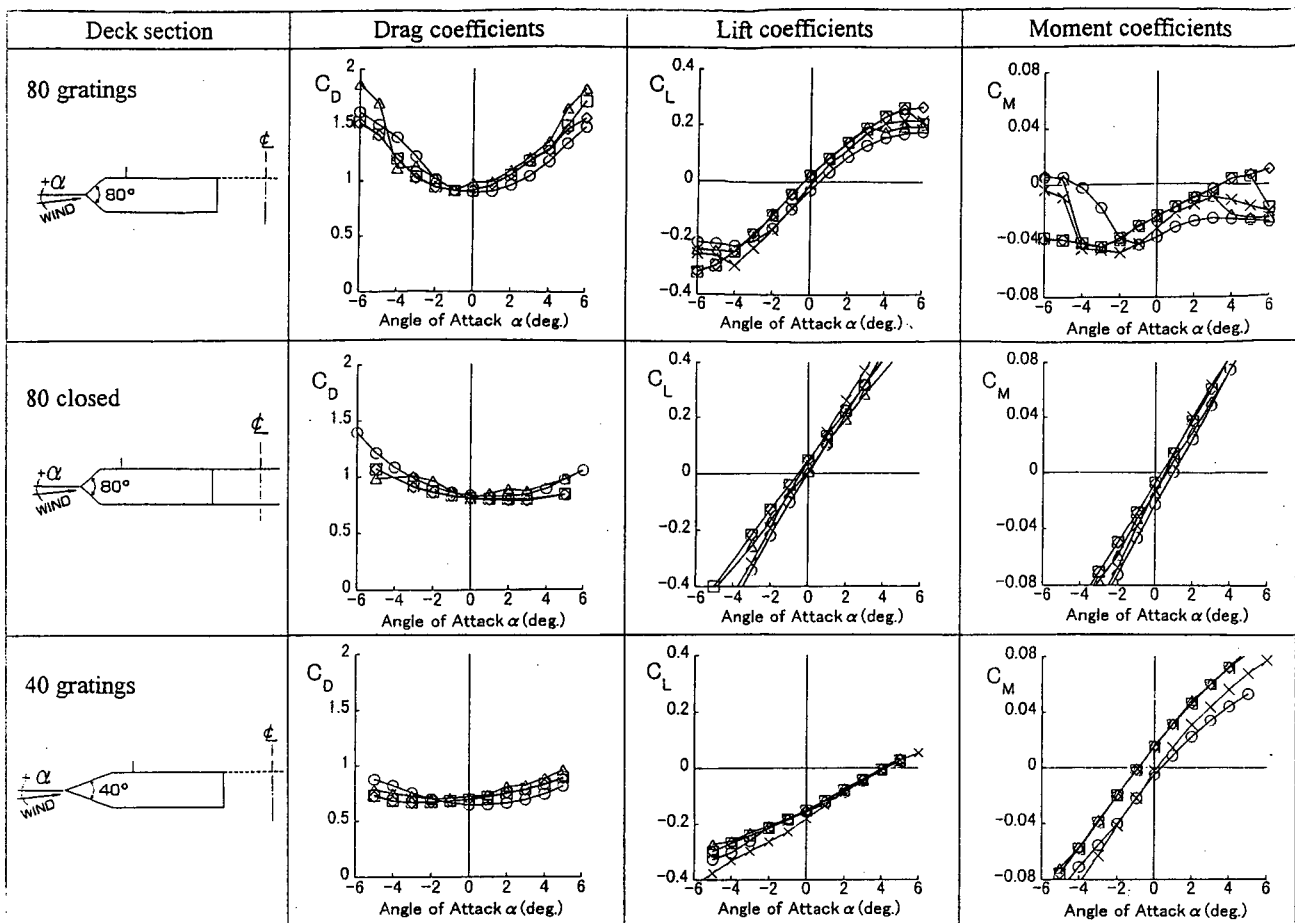


図 7.1-2 三分力係数

○ 1:80 scale model, $Re=5.1 \times 10^4$ △ 1:10 scale model, $Re=2.7 \times 10^5$
 × 1:30 scale model, $Re=1.0 \times 10^5$ □ 1:10 scale model, $Re=1.1 \times 10^6$
 ◇ 1:10 scale model, $Re=1.3 \times 10^6$

計測空気力は、定常空気力である三分力、非定常空気力および表面圧力分布の3種類である。非定常空気力は、強制加振法によって計測され、加振振幅は鉛直曲げの場合、桁幅の1/100、ねじれ加振の場合1度である。風洞気流は、いずれも一様流である。三分力係数および非定常空気力係数の定義式は、文献¹⁾と同様である。

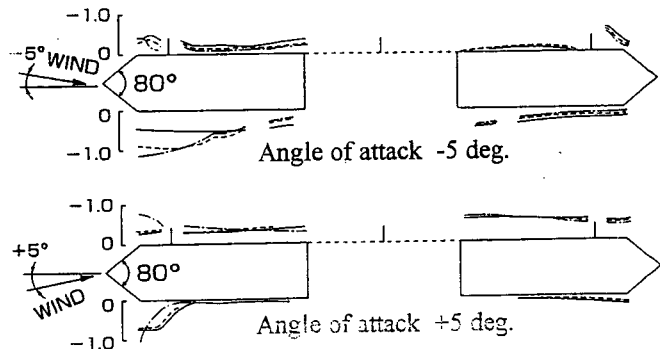


図 7.1-3 模型表面定常圧力分布

— $Re=2.7 \times 10^5$, — $Re=6.8 \times 10^5$, - - - $Re=1.3 \times 10^6$

(3) 試験結果・考察

①三分力係数

三分力試験結果の例を図 7.1-2 に示す。80 gratings が Re 数の影響を大きく受けている。とくに +4 度および -4 度より大きい迎角における揚力係数、空力モーメント係数は、 Re 数の増加とともに徐々に変化している。これは、図 7.1-3 に示す模型表面の定常圧力分布から、 Re 数の変化に伴う上流側桁下面の圧力分布の変化に起因していることがわかる。

②非定常空気力係数

非定常空気力計測結果の例を Theodorsen 関数と対比させて、図 7.1-4 および図 7.1-5 に示す。Re 数の影響が三分力係数に見られた 80 gratings は、非定常空気力係数も Re 数の影響を受けている。とくに揚力係数に比べ、モーメント係数が Re 数の影響を大きく受けている。図 7.1-6 に Re 数を変化させたときの模型表面の変動圧力分布を示す。Re 数が大きくなるにつれて、上流側桁の下面の圧力分布ピークが上流側に移動している。このため、Re の増加とともに模型全体の非定常モーメント係数は大きくなる。

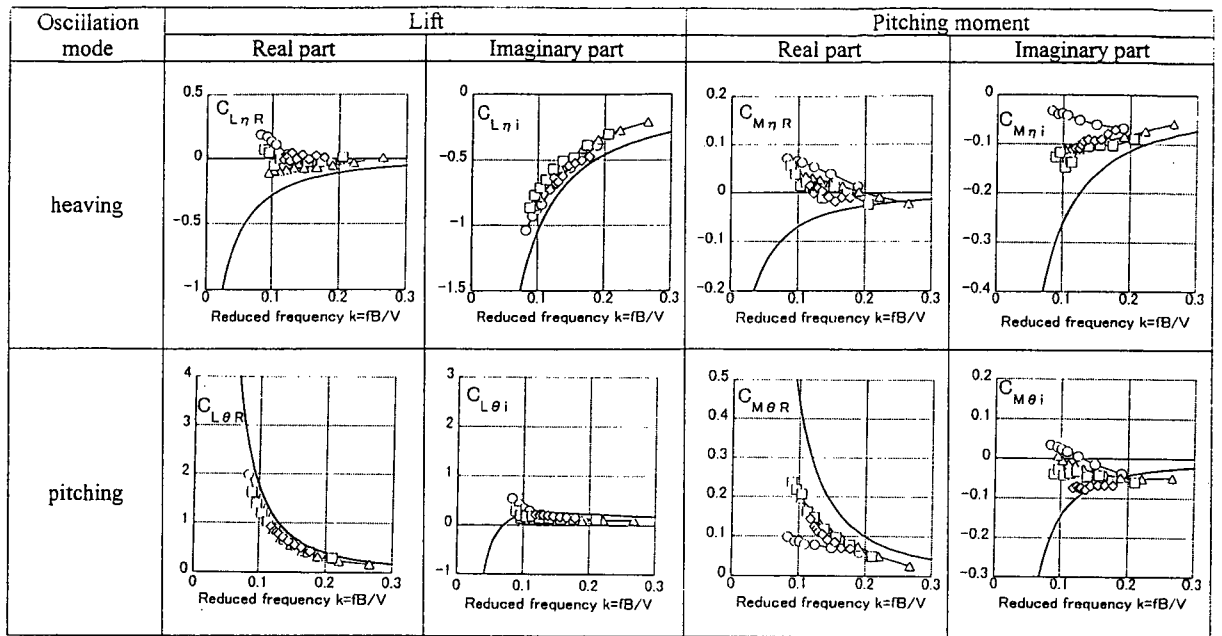


図 7.1-4 非定常空気力係数(80 gratings)

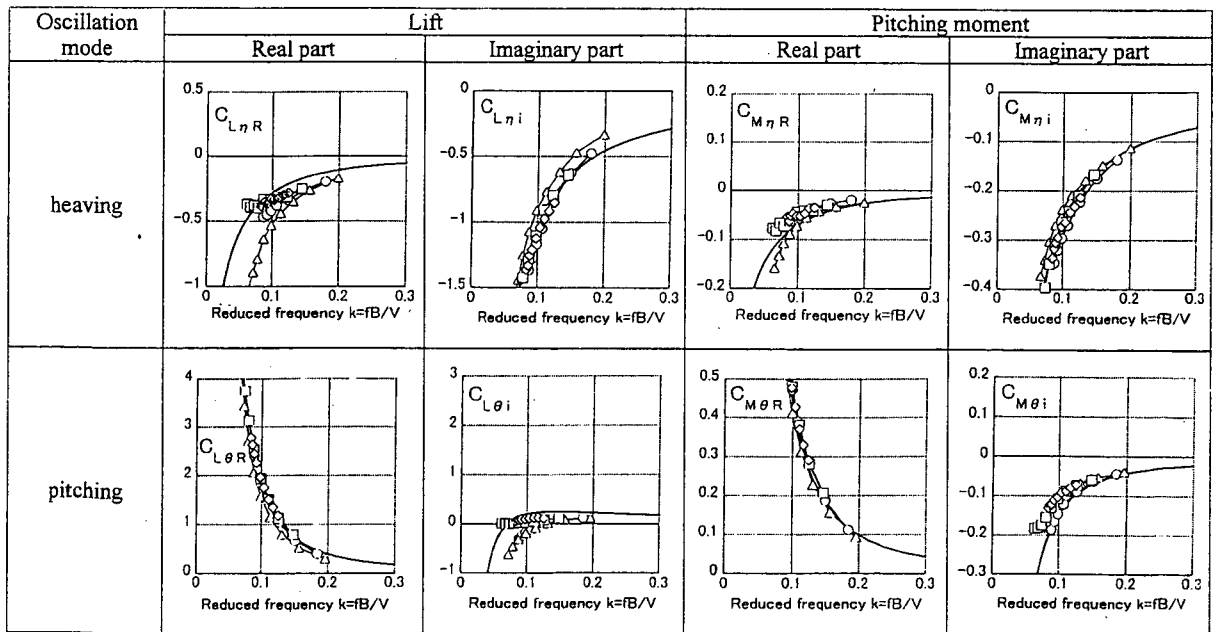
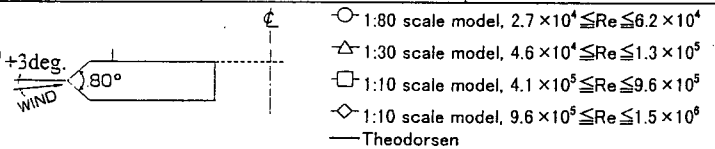
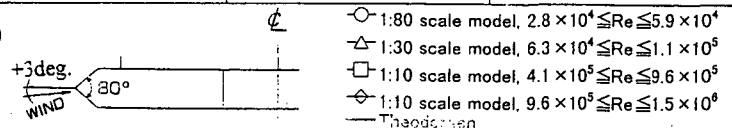


図 7.1-5 非定常空気力係数(80 closed)



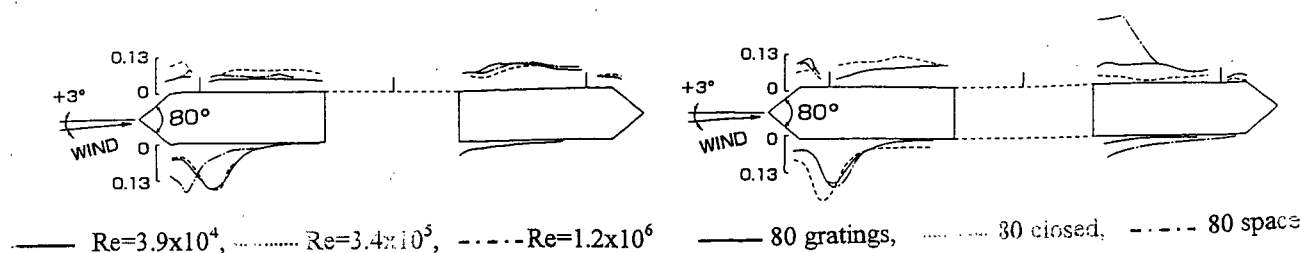


図 7.1-6 模型表面変動圧力分布(ねじれ加振 1 度)

図 7.1-7 模型表面変動圧力分布 ($Re=7.0 \times 10^5$)

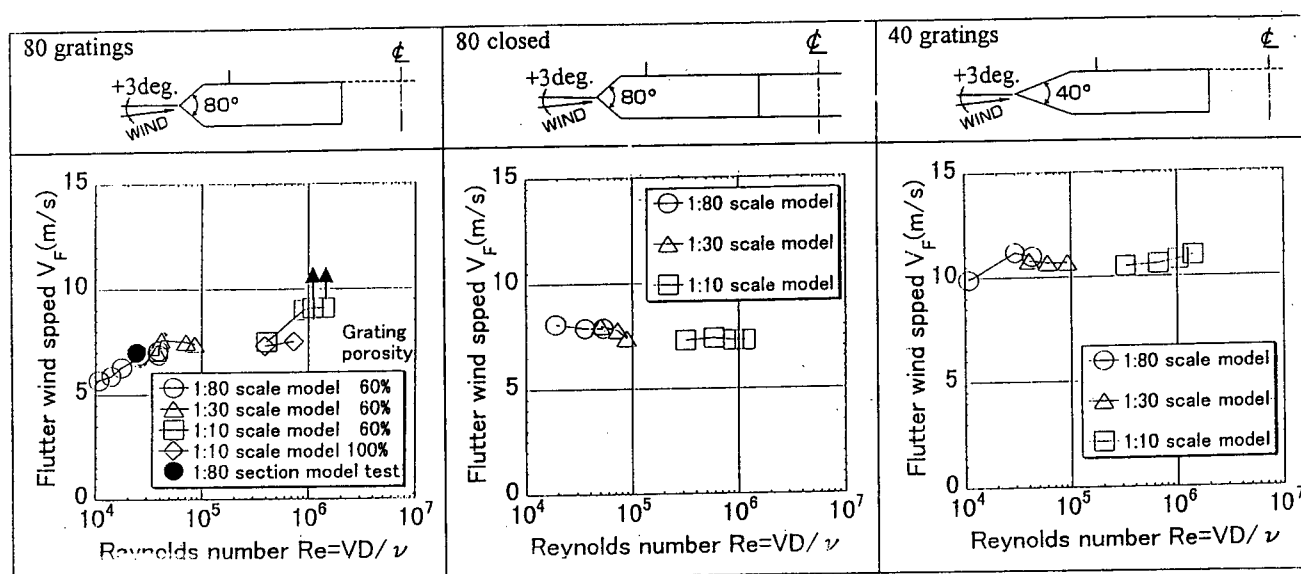


図 7.1-8 フラッター風速 (解析値)

また、80 gratings の係数とくに空力モーメント係数は、80 closed の係数と比較すると、絶対値が小さい傾向にある。この原因は、図 7.1-7 の変動圧力分布から、80 gratings の上流側桁下面の圧力分布ピークが、80 closed のそれに比べ、小さくかつ桁中心側に存在することによるものと考えられる。

③フラッター風速

計測した空気力係数によらず Re 数効果を直接的に把握するため、フラッター解析を行った。縮尺 $1/80$ の 2 次元剛体模型の解析モデルを、フラッター解析の対象とした。解析結果例を図 7.1-8 に示す。図中、●印は風洞試験結果のフラッター風速である。試験値と解析値がよく一致していることは、非定常空気力の重ね合わせが成立すること、空気力の計測精度が確保されていることを示している。

定常空気力および非定常空気力に Re 数効果が認められた 80 gratings のフラッター風速は、 Re 数の増加とともに、徐々に高くなる傾向にある。一方、他の橋梁断面のフラッター風速は、 Re 数に依らずほぼ一定となっている。したがって、高い Re 数領域で得られた非定常空気力係数を用いて計算したフラッター風速は、通常の高 Re 数領域の風洞試験から得られた係数を用いたフラッター風速と比べ、同程度かやや高くなることがわかった。

(4) まとめ

橋桁断面の非定常空気力におよぼすRe数効果について、3種類の風洞・模型を用いて、広いRe数範囲で調査した。その結果、以下のことがわかった。

- ①今回研究対象とした橋梁断面に関する限り、現行の低Re数領域における風洞試験に基づく耐風設計は、安全側の評価を与えると判断される。
- ②三分力係数にRe数効果が見られた橋桁断面は、非定常空気力係数にもRe数効果が見られた。
- ③模型表面の圧力分布計測結果から、Re数効果は主として、上流側桁下面の圧力変化によって生じていることがわかった。

参考文献

- 1) Matsuda,K.,Cooper,K.R., Tanaka,H.,Tokushige,M. and Iwasaki,T.:An investigation of Reynolds number effects on the steady and unsteady aerodynamic forces on a 1:10 scale bridge deck section model, *Proc. of the 10th international conference on wind engineering*,vol.2,pp.971-978,Copenhagen,Denmark,1999.
- 2) 土木学会構造工学委員会風洞実験相似則検討小委員会：「橋は揺れているか ―予測と現実―」 土木学会構造工学委員会風洞実験相似則検討小委員会（第2期）研究報告会概要集, pp.60-61, 1996.7.
- 3) 例えば、構造工学委員会風洞実験相似則検討小委員会：風洞実験相似則に関する調査研究，土木学会論文集，No.489/I-27, pp.17-25, 1994.4.
- 4) Barr,C.and Barnard,G : High Reynolds number simulation techniques and their application to shaped structures model test, *Proc. of 1st LAWE European & African Regional Conference*, Guensey,UK,pp.83-93,1993.
- 5) Schewe,G. and Larsen,A.: Reynolds number effects in the flow around a bluff bridge deck cross section, *Proc. of 2nd LAWE European & African Regional Conference*, Genova,Italy,1997.

7.2 主塔の渦励振対策の検討

主塔の渦励振対策に関しては、昨年度までに、まだ具体的な検討はあまりなされておらず、今年度以降の検討課題となるが、昨年度においては、

①空力的なアプローチとして、スリット付主塔に関する検討が一部着手されており、
また、

②構造的なアプローチとして、主塔中段に配置したタワースティを渦励振対策として用いる、タワーケーブルシステムのアイデアが提案されている。

本課題に関しては、今年度以降、このような空力面・構造面の両側面から、各種の検討を進めていきたいと考えている。

また、その検討に際しては、経済性を考慮した主塔の構造合理化についても念頭においたかたちでの検討が行われることが望ましいものと考えられる。

8. あとがき

本報告書は、中央支間 2500～3000 m 程度の規模で4車線断面の超長大橋を対象とし、フラッターに重点を置き、さらに、渦励振、主塔渦励振も対象として安全性を確保する方法について、主として経済性に着目して研究結果をとりまとめたものである。

研究は補剛桁の形状検討を中心に、ケーブルシステムによる制振効果検討、ガスト応答検討、渦励振対策、その他 Re 数の影響等について実施した。形状検討では一箱桁、二箱桁のそれぞれについて、桁中央部の開口度、防風柵、導流板、センターバリア、アンダーバリア、検査車レール等の対策によるフラッター発現風速の向上効果を確認した。対策のなかには効果の高いものもみられ、今後の更なる検討成果が期待される。また、構造面では、ケーブルシステムの検討のなかで、フラッター性能だけでなく、主塔の渦励振対策に効果が期待されるタワーケーブルシステム等について提案があった。

今後は大型風洞試験によって、本成果のうち3次元性の強いものを中心にその耐風性能を確認していく必要があると考えられる。