

## 新素材 (FRP) ケーブルを用いた超長大吊橋の構造特性と経済性

Structural Characteristics and Economical Efficiency  
of an Ultra Long-Span Suspension Bridge Using New Material (FRP) Cable

前田研一\*・森園康之\*\*・中村一史\*\*\*・江口立也\*\*\*\*・藤野陽三\*\*\*\*\*

Ken-ichi MAEDA, Yasuyuki MORIZONO, Hitoshi NAKAMURA, Tatsuya EGUCHI and Yozo FUJINO

* 工博	東京都立大学教授	大学院工学研究科土木工学専攻	(〒192-03 東京都八王子市南大沢1-1)
** 工修	鶴長大 国際事業部	長大橋計画部	(〒305 茨城県つくば市春日3-22-6)
*** 工修	東京都立大学助手	大学院工学研究科土木工学専攻	(〒192-03 東京都八王子市南大沢1-1)
****	新日本製鐵(株)	鉄橋海洋事業部 建設・技術部	(〒229-11 神奈川県相模原市西橋本5-9-1)
***** 工博	東京大学教授	大学院工学系研究科社会基盤工学専攻	(〒113 東京都文京区本郷7-3-1)

The progress of the development of fiber reinforced plastics (FRP) in recent years is remarkable, and they are spotlighted as new materials for the civil engineering structures. Especially, by using CFRP cables for the main cable of a suspension bridge instead of steel cables, it would have been indicated that the dead load can be drastically reduced, if a center span becomes longer than longer. In receiving such indication, the authors trially designed an ultra long-span box-girder suspension bridge with a center span of 2,500m using steel or CFRP cables, and investigated the static structural characteristics, the aerodynamic stability and the economical efficiency in this paper. Then, from analytical results, the authors discussed the prospect on the realizability of ultra long-span suspension bridges using CFRP cables.

*Key Words*: ultra long-span suspension bridge, carbon fiber reinforced plastic cable, cable stay, aerodynamic stability, cost efficiency

キーワード: 超長大吊橋, 炭素繊維補強プラスチック製ケーブル, ケーブルステイ, 耐風安定性, 経済性

## 1. 緒言

世界最長の明石海峡大橋の完成を迎えた1998年4月に、6ルートの海峡横断道路(東京湾口、伊勢湾口、紀淡海峡、豊予海峡、関門海峡、早崎瀬戸・長島海峡)構想を、超伝導浮上式リニアモーターカーによる高速鉄道構想とともに、2010年から2015年を目標年次とする新全国総合開発計画(五全総)に盛り込むことが決められた。これによって、21世紀の次世代の計画として策定された海峡横断道路プロジェクト構想が具体的な段階に移行し、明石海峡大橋の中央径間長1,991mを大きく超える超長大橋時代の幕開けが間近に迫ってきた<sup>1)</sup>。

ただし、この計画では、コストの大幅縮減を含めた技術開発の成果、自然環境への影響、および、費用対効果などを十分に見極めたうえで事業化を図ることとされており、これらの構想の実現を目指すためには、超長大橋の開発を今後も種々の観点からより活発に行っていくことが不可欠であるといえる。このような背景の下、近年、特に中央径間長2,500mから3,000mに至る超長大吊橋に関する研究が活発に行われており、実現に向け、より詳細な検討が実際問題に即して実施されつつある<sup>2)</sup>。

超長大吊橋の開発では、経済性の追求とともに、我が国の厳しい環境下で耐風安定性を確保することがその成否を左右する最重要課題であり、構造的、空力的耐風安定化策として、補剛桁断面のねじり剛性または橋全体のねじり剛度をより高くすることや、補剛桁断面の空力特性を改善することなどが主要な研究対象とされてきた。

著者らは、構造的な耐風安定化策に着目し、まず、中央径間長3,000mの超長大トラス吊橋を対象に、補剛桁断面のねじり剛性に関する研究を行って、従来技術の延長線上で、より合理的なトラス断面構造を提案した<sup>3)</sup>。

しかし、トラス吊橋では経済性の革新的な向上を望めなかったことから、中央径間長1,500mでの経済的な優位が確認<sup>4)</sup>された流線形箱桁吊橋の超長大化の可能性を検討した結果、中央径間長2,000mに近づくと耐風安定性の確保が困難となる兆候がみられ、中央径間長2,500m~3,000mの領域で耐風安定性の確保に十分なねじり剛性を与えるためには、箱桁断面の板厚をかなり厚くする必要がある、経済性を著しく損なうことが確かめられた<sup>5)</sup>。

すなわち、流線形箱桁吊橋の超長大橋への適用を可能にするためには、例えば、箱桁断面の中央に開口部を設けること<sup>6), 7)</sup>や、中央径間長3,300mのメッシナ海峡吊橋

案のような斬新な桁断面構造とすること<sup>8)</sup>など、国内外で現在、精力的に検討されている補剛桁断面の空力特性の改善のための対策、あるいは、橋全体のねじり剛度をより高くするための適切な構造的対策が不可欠であることが解った。

そこで、著者らは、そのための構造的対策として、上述の文献6)、7)に同時に記述された各種対策のフラッター限界風速への影響の試算結果を基に、主ケーブルのモノ・デュオ形式化と新たに提案した補助ハンガーシステム(リジッドハンガーシステム)による耐風安定化策を考え、中央径間長2,500mの超長大吊橋を対象に研究を進めてきた<sup>9)~12)</sup>。その結果、従来型断面の超長大流線形箱桁吊橋であっても、十分な耐風安定性を確保できる可能性を確かめることができた。

したがって、著者らの研究成果を含め、国内外の研究成果を概観すると、空力的対策のみならず、構造的対策による耐風安定性の確保に関する研究についても、多くの成果が蓄積されつつあり、今後の超長大吊橋の研究の中心は、より経済的な新しい吊構造の追究へと移ろうとしている<sup>13)</sup>。

このような観点から、著者らは、ケーブルシステムに着目し、海外で提案されたコンセプト<sup>14)15)</sup>を基に、斜張橋と吊橋を組み合わせたいわゆる斜張吊橋に関する基礎的研究<sup>4)10)</sup>を経て、中央径間長2,500mの超長大橋への適用性の検討に着手している<sup>17)18)</sup>。これまでの検討結果からは、超長大斜張吊橋が、超長大箱桁吊橋に比べて、より高い経済性を期待できること、および、耐風安定性についても、かなりの改善がみられることなどが既に確かめられている。

一方、近年における新素材の開発の進展は著しく、なかでも、繊維強化プラスチック(FRP)の性能の進歩には目を見張るものがあり、土木構造物の1次構造材料としても脚光を浴びつつある<sup>19)</sup>。特に、最近では、その比強度がきわめて高いことから、鋼製ケーブルの代わりに、FRP製ケーブルを吊橋の主ケーブルに用いることによって、死荷重を大幅に軽減でき、総死荷重に占める主ケーブルの自重の割合が大きくなる長径間になればなる程、その効果も大きくなることが指摘されるようになっている。

本論文は、このような指摘を受けて、CFRP製ケーブルを主ケーブルに用いた中央径間長2,500mの超長大箱桁吊橋の試設計を行い、種々の設計荷重に対する静的構造特性、および、フラッター限界風速の推定値による動的耐風安定性を、鋼製ケーブルを用いた場合と比較、検討するとともに、その経済性に関する展望を得ることを試みたものである。

さらに、より高い耐風安定性を確保するために、構造的対策として、塔と主ケーブルを結ぶケーブルステイを取り上げ、これにもCFRP製ケーブルを用いて、その効果について検討を加えたものである。

## 2. 材料特性と許容応力度

### 2.1 FRPの利点と欠点

FRPには、補強繊維としてアラミド系繊維、ガラス系繊維、炭素系繊維をそれぞれ使用したAFRP、GFRP、および、CFRPなどがある。鋼製ケーブルと比較したFRP製ケーブルの主な利点を列挙すると、

- ①単位体積重量が鋼に比べ極めて軽く、死荷重を大きく低減でき、運搬や、架設も容易である。
- ②耐食性に優れ、防錆対策などは不要で、メンテナンスも容易である。
- ③引張強度・疲労強度は、鋼と同等以上である。
- ④弾性係数は、鋼にほぼ匹敵する。
- ⑤線膨張係数は極めて小さく、鋼と異なって、温度変化に伴う構造全体の変形や断面力をほとんど生じず、ケーブル架設時の形状管理も容易である。
- ⑥非磁性体である。

などである。

これに対して、主な欠点を列挙すると、

- ①現状では、かなり高価であり、その使用にあたっては、コストに関する充分な配慮が不可欠である。
- ②耐候性について、マトリクス樹脂の吸湿や、紫外線による劣化が懸念される。
- ③脆性材料で、降伏伸びがなく、靱性も低いことから、ハンドリングに注意が必要である。
- ④せん断強度が低く、曲げ変形能が劣ることや、側圧に弱く、摩擦係数が小さいことから、サドルや、バンドの構造を工夫する必要がある。
- ⑤耐熱性、耐火性が弱く、使用環境、特に、周辺温度への配慮や、防火対策などが必要である。
- ⑥導電性によって、接触している金属に電食を生じさせたり、落雷で破損する恐れがある。

などである。また、軽量で、死荷重(質量)が大きく低減されることは、動的には必ずしも利点とはいええず、耐風安定性の面では逆に欠点となることも予測される。

### 2.2 検討対象のFRPの特性と許容応力度

3種のFRP、および、高張力鋼の応力-ひずみ関係を模式的に図示すると、図-2.1のようである。本研究では、FRPのなかで最も弾性係数の大きいCFRP(炭素繊維強化プラスチック)を検討の対象とした。

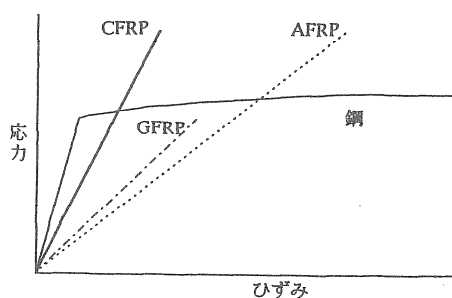


図-2.1 各材料の応力-ひずみ関係

次章に記述する試設計で設定したCFRP製ケーブルの材料特性と許容応力度を、鋼製ケーブルのそれらと比較して、表-2.1に示す。この表において、鋼製ケーブルの引張強度210kgf/mm<sup>2</sup>、安全率2.0、および、許容引張応力度105kgf/mm<sup>2</sup>は、文献9)~12)の研究に際して行った試設計で適用した将来の目標値である。

表-2.1 材料特性と許容応力度の比較

	鋼	CFRP
単位重量 (tf/m <sup>3</sup> )	7.85	1.60
弾性係数 (tf/m <sup>2</sup> )	2.0×10 <sup>7</sup>	1.6×10 <sup>7</sup>
線膨張係数 (1/°C)	12×10 <sup>-6</sup>	0.6×10 <sup>-6</sup>
引張強度 (kgf/mm <sup>2</sup> )	210	250
安全率	2.0	2.5
許容引張応力度 (kgf/mm <sup>2</sup> )	105	100

これに対して、CFRP製ケーブルの引張強度250kgf/mm<sup>2</sup>は既に保証されている値であるが、使用実績が少ないことや、図-2.1に示した特殊な応力-ひずみ関係を考慮して、破断に対する安全率を2.5とし、許容引張応力度が100kgf/mm<sup>2</sup>と、鋼製ケーブルのそれとほぼ等しい値となるようにした。

すなわち、本研究では、両者の許容引張応力度をほぼ同じにして、CFRP製ケーブルが鋼製ケーブルに比べ極めて軽量であることによる効果と、そのデメリットに主眼を置いて検討するものとした。

### 3. 超長大箱桁吊橋の解析モデル

#### 3.1 鋼製主ケーブル吊橋の試設計例

比較の対象となる鋼製ケーブルを主ケーブルに用いた超長大箱桁吊橋の試設計例として、文献9)~12)の研究に際し、新たに設計された中央径間長2,500mの3径間2

ヒンジ形式流線形箱桁吊橋を適用するものとした。

その一般図、および、補剛桁断面図を図-3.1、および、図-3.2に示す。表-3.1は構造諸元を示すものであり、この表には、死荷重に対応する主ケーブル、ハンガーの慣性質量、および、補剛桁の慣性質量と回転慣性の値を付記しているが、主塔の慣性質量の値は省略した。

表-3.1 試設計例の構造諸元

形 式	3径間2ヒンジ吊橋	
支間長	主ケーブル	1000 + 2500 + 1000 m
	補剛桁	980 + 2480 + 980 m
主ケーブル	サグ比	1 / 10
	中心間隔	32 m (最大)
	断面積	0.5564 m <sup>2</sup> / cable
	慣性質量	4.575 tf / m ÷ g (9.8m/sec <sup>2</sup> )
ハンガーケーブル	断面積	0.008 m <sup>2</sup> / 格点
	慣性質量	0.05 tf / m ÷ g (9.8m/sec <sup>2</sup> )
	中心間隔	中央径間 24.8 m 側径間 24.5 m
センターステイ	断面積	0.2 m <sup>2</sup> (中央径間1山) / cable
補剛桁	形式(桁高)	鋼箱桁(桁高7m)
	断面積	1.3 m <sup>2</sup>
	鉛直曲げ剛性	11.0 m <sup>4</sup>
	水平曲げ剛性	132 m <sup>4</sup>
	ねじり剛性	23.7 m <sup>4</sup>
	慣性質量	23 tf / m ÷ g (9.8m/sec <sup>2</sup> )
	回転慣性	2500 tf·m <sup>2</sup> / m ÷ g (9.8m/sec <sup>2</sup> )
主塔	断面積	2.6~4.2 m <sup>2</sup> / 塔柱
	塔面内剛性	13.5~23.2 m <sup>4</sup> / 塔柱
	塔面外剛性	26.0~85.3 m <sup>4</sup> / 塔柱
	ねじり剛性	17.6~37.3 m <sup>4</sup> / 塔柱

#### 3.2 CFRP製主ケーブル吊橋の試設計結果

前節の鋼製主ケーブル吊橋の試設計例を基に、全く同じ設計条件で、主ケーブルをCFRP製ケーブルに代えて、中央径間長2,500mのCFRP製主ケーブル吊橋の試設計を行った。ただし、補剛桁断面については、図-3.2に示した鋼製主ケーブル吊橋の試設計結果におけるもの

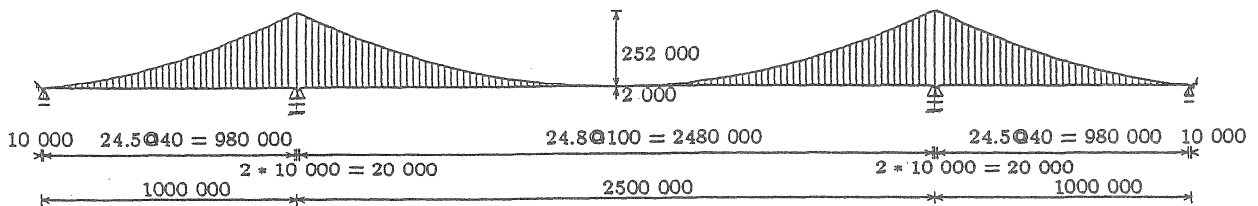


図-3.1 超長大吊橋の試設計例の一般図

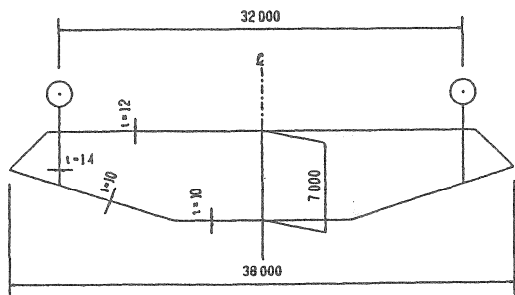


図-3.2 補剛桁の断面図

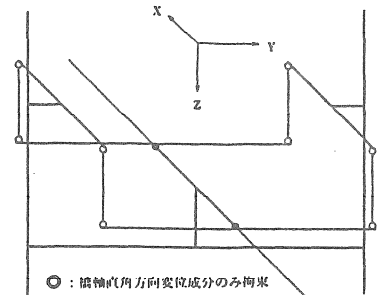


図-3.3 ウィンドシュエーのモデル化

と同一とした。主ケーブルの死荷重(質量)と伸び剛性、幾何剛性、および、線膨張率などの相違による差異の比較が主たる目的であったことから、主塔についても、便宜上、同一断面とした。

したがって、両者の試設計結果の相違点は、主ケーブルの断面積と死荷重のみであり、これらを補剛桁の死荷重とともに比較すると、表-3.2のようになる。なお、この表において、死荷重  $w_c$ 、 $w_c$  は、水平軸に沿って分布する主ケーブル、補剛桁の死荷重をそれぞれ表しているが、ハンガー等に関するものの  $\frac{1}{2}$  づつも割振られている。

表-3.2 試設計結果の比較

			鋼	CFRP
主ケーブル断面積 (m <sup>2</sup> /cable)			0.5564	0.4520
死荷重 (tf/m/cable)	$w_c$	中央径間	4.825	0.905
		側径間	4.935	0.935
	$w_c$	中央径間	11.595	11.595
		側径間	11.610	11.610

### 3.3 解析モデルの作成とその形状決定

前々節、前節の試設計から、鋼製主ケーブル吊橋とCFRP製主ケーブル吊橋の両者について、補剛桁を魚骨(fish-bone)モデルに置き換えた立体骨組構造モデルを作成した。ここに、ウィンドシューについては、図-3.3に示すように、橋軸直角方向成分以外の変位成分が解放された節点を一端に持つ剛部材を塔横梁上に配置してモデル化した。

また、吊橋特有の設計条件を満たすための初期形状決定、すなわち、死荷重時の主ケーブルの節点座標や、部材の初期張力、無応力長、および、主塔の無応力形状などの算定は、文献(20)、(21)で誘導した手法を適用した。

図-3.4に、死荷重時の平衡状態におけるCFRP製主ケーブル吊橋モデルのスケルトン図を示す。両者の解析モデルのスケルトン図における相違点は、主ケーブルの中間節点の鉛直方向座標が僅かに異なるのみであり、鋼製主ケーブル吊橋モデルについては省略した。

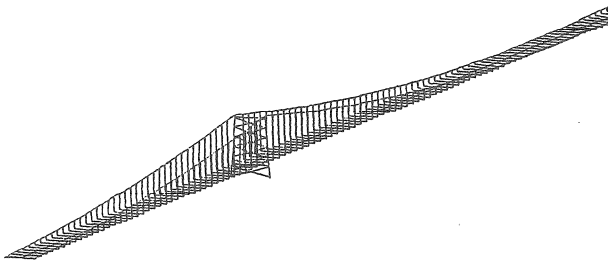


図-3.4 解析モデルのスケルトン図

## 4. 静的構造特性と経済性の検討

### 4.1 活荷重載荷による検討

設計荷重に対する静的構造特性を検討するために、まず、活荷重<sup>22)</sup>を載荷して、非線形有限変位解析<sup>20) 21)</sup>を

鋼製主ケーブル吊橋モデルとCFRP製主ケーブル吊橋モデルを対象に行った。

解析結果として、図-4.1に、両モデルについて、活荷重を中央径間のみ、あるいは、全径間に載荷した際の主ケーブル節点の鉛直方向変位を示す。当然、補剛桁節点の鉛直方向変位もほぼ同様であり、ここでは省略した。

また、図-4.2に、活荷重を中央径間のみに載荷した際の補剛桁部材の面内曲げモーメントを示す。さらに、図-4.3、および、図-4.4には、活荷重を全径間に載荷した際の主ケーブル部材の張力の変動量、および、それに死荷重時張力を加えた総量をそれぞれ示す。

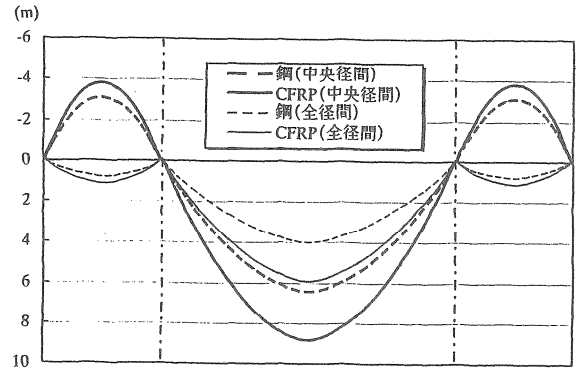


図-4.1 活荷重載荷時の主ケーブル節点の鉛直方向変位(全径間、中央径間載荷)

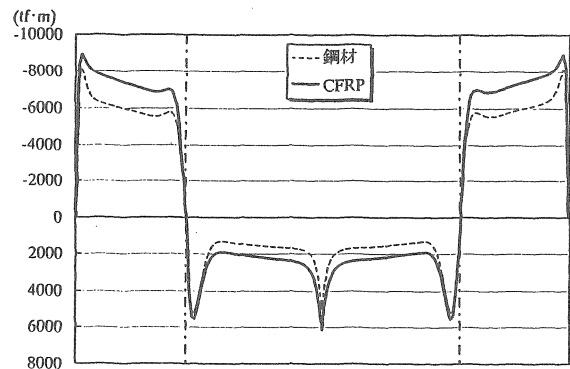


図-4.2 活荷重載荷時の補剛桁部材の面内曲げモーメント(中央径間載荷)

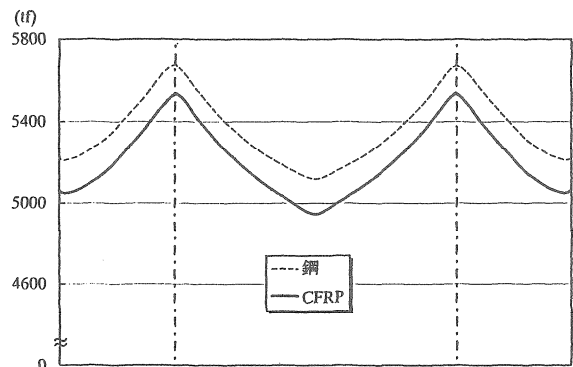


図-4.3 活荷重載荷時の主ケーブル部材の張力の変動量(全径間載荷)

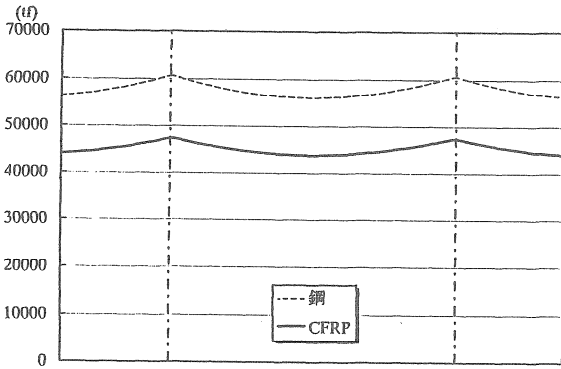


図-4.4 死荷重時張力を加えた活荷重載荷時の主ケーブル部材の張力の総量(全径間載荷)

図-4.1から、主ケーブルの伸び剛性、幾何剛性の差異により、CFRP製主ケーブル吊橋モデルでは、鋼製主ケーブル吊橋モデルに比べ、活荷重載荷時の鉛直たわみが増加するが、文献22)に規定されたたわみ制限を僅かに超える程度であることが解る。

また、図-4.2から、鉛直たわみの増加に伴って、補剛桁の面内曲げモーメントも増加するが、活荷重載荷時の応力で箱桁断面の板厚が決定される程の量にはならないことが解る。

さらに、図-4.3、および、図-4.4から、CFRP製主ケーブル吊橋モデルでは、活荷重載荷時の主ケーブル部材の張力の変動量、および、それに死荷重時張力を加えた総量ともに、鋼製主ケーブル吊橋モデルに比べて大きく低減されることが解る。

#### 4.2 温度変化の影響に関する検討

設計荷重載荷による検討として、次に、温度変化の影響を検討するために、鋼製主ケーブル吊橋モデルとCFRP製主ケーブル吊橋モデルを対象に、 $\pm 30^\circ\text{C}$ の温度変化を全部材に与え、線膨張係数を乗じて温度ひずみとし、非線形有限変位解析を行った。

解析結果として、図-4.5、および、図-4.6に、両モデルについて、 $+30^\circ\text{C}$ の温度変化に伴う主ケーブル節点の鉛直方向変位、および、補剛桁部材の面内曲げモーメントをそれぞれ示す。当然、補剛桁節点の鉛直方向変位は主ケーブル節点とほぼ同様であり、ここでは省略した。

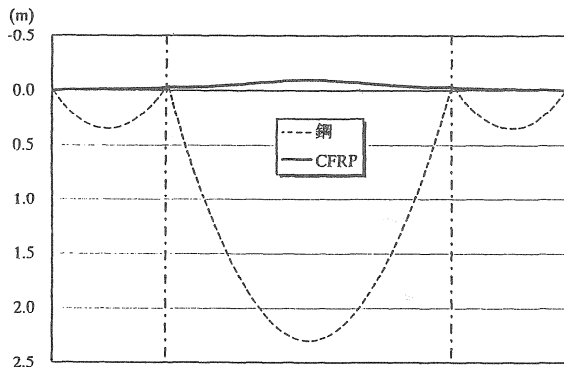


図-4.5 温度変化に伴う主ケーブル節点の鉛直方向変位

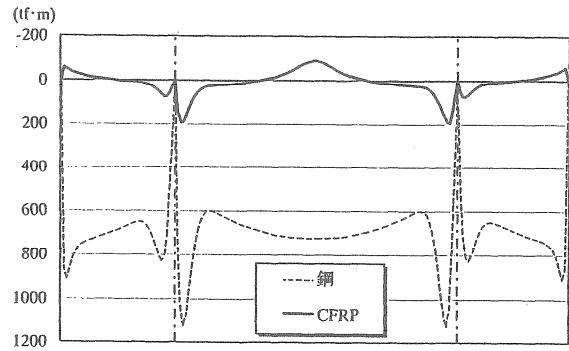


図-4.6 温度変化に伴う補剛桁部材の面内曲げモーメント

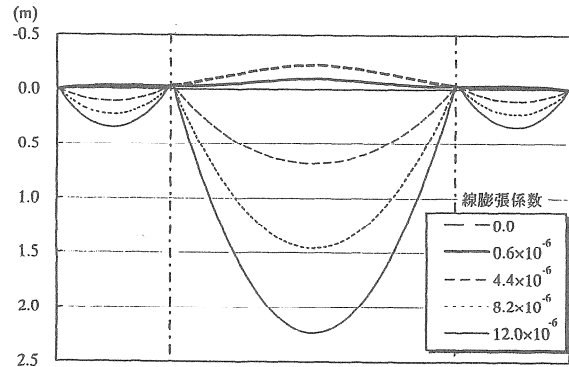


図-4.7 CFRP製主ケーブルの線膨張係数と鉛直方向変位

さらに、図-4.7には、CFRP製主ケーブル吊橋モデルについて、CFRP製主ケーブルの線膨張係数の値を、仮に、零の値から鋼製主ケーブルのその値まで変化させた際の $+30^\circ\text{C}$ の温度変化に伴う主ケーブル節点の鉛直方向変位を示す。

なお、ここでは、 $+30^\circ\text{C}$ の温度変化の場合の解析結果のみを示したが、 $-30^\circ\text{C}$ の場合も、符号は変わるが、絶対値はほぼ同じ値であった。

図-4.5から、主ケーブルの線膨張係数が極めて小さいことにより、CFRP製主ケーブル吊橋モデルでは、温度変化に伴う鉛直たわみがほとんど生じず、鋼製主ケーブル吊橋モデルに比べて大きく減少することが解る。

したがって、図-4.6から、CFRP製主ケーブル吊橋モデルでは、温度変化に伴う補剛桁の面内曲げモーメントもほとんど生じず、鋼製主ケーブル吊橋モデルに比べて大きく減少することが解る。

さらに、図-4.7から、CFRP製主ケーブル吊橋モデルにおける温度変化の影響は、主ケーブルの線膨張係数の値が零の場合に近接していることが解る。また、温度変化の影響が、主ケーブルの線膨張係数の値の変化にほぼ比例して変化することも解る。

#### 4.3 風荷重載荷による検討

設計荷重載荷による検討として、温度変化の影響に続いて、風荷重<sup>23)</sup>を載荷し、鋼製主ケーブル吊橋モデルとCFRP製主ケーブル吊橋モデルを対象に非線形有限変位解析を行った。

風荷重は、設計基本風速45m/sec, ガスト応答の補正係数2.0, 補剛桁の平均高度70mとして、橋軸直角方向に水平に、補剛桁の全径間(抗力係数1.00), ハンガーと主ケーブル(抗力係数0.70), および、主塔の塔柱(抗力係数1.80)に载荷した。

なお、CFRP製主ケーブルについては、太径の円形断面としての使用には問題点が残されているが、ここでは一応、円形断面とし、鋼製主ケーブルと同じ空隙率約20%として直径を求め、受風面積を算定した。

解析結果として、図-4.8, および、図-4.9に、両モデルについて、補剛桁節点の水平方向変位、および、補剛桁部材の面外曲げモーメントをそれぞれ示す。

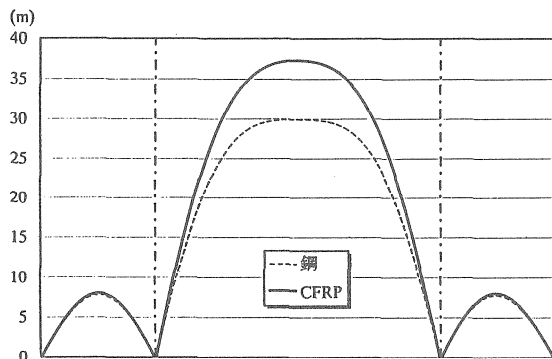


図-4.8 風荷重載荷時の補剛桁節点の水平方向変位

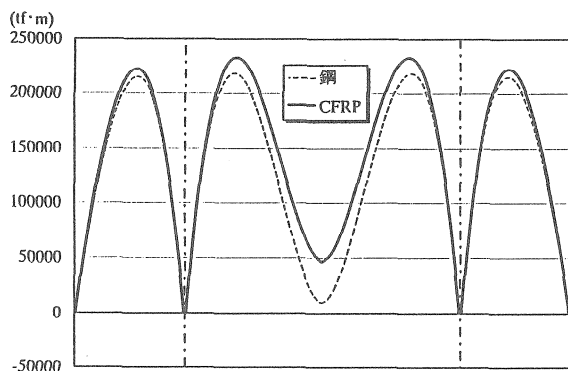


図-4.9 風荷重載荷時の補剛桁部材の面外曲げモーメント

図-4.8から、主ケーブルの伸び剛性、幾何剛性の差異により、CFRP製主ケーブル吊橋モデルでは、鋼製主ケーブル吊橋モデルに比べ、風荷重載荷時の補剛桁の水平たわみが増加するが、特に問題となるような量にはならないことが解る。

また、図-4.9から、水平たわみの増加に伴って、鋼製主ケーブル吊橋モデルのものと同一断面としたCFRP製主ケーブル吊橋モデルの補剛桁の面外曲げモーメントも増加するが、断面構成に大きな影響を及ぼす程の増加量ではないことが解る。

#### 4.4 経済性の展望に関する検討

最後に、CFRP製主ケーブル吊橋の経済性の展望について試みる。そのために、表-4.1に、主ケーブルの最

表-4.1 主ケーブルの最大張力と総重量

	最大張力 (tf/cable)		総重量 [比率] (tf/br.)
	D	D + L	
鋼	54984.4	60636.3	40513.6 [6.04]
CFRP	41841.5	47336.3	6707.2 [1.00]

表-4.2 主ケーブルの概算工費

	材料費 [比率] (千円/tf)	架設費 [比率] (千円/m <sup>2</sup> )	工費 [比率] (千円/tf)
	鋼	480 [1.0]	5600 [1.0]
CFRP	4800 [10.0]	2800 [0.5]	6800 [5.5]
		5600 [1.0]	8600 [7.0]
	9600 [20.0]	2800 [0.5]	11800 [9.5]
		5600 [1.0]	13600 [11.0]

(単位体積重量: 鋼 7.85tf/m<sup>2</sup>, CFRP 1.60tf/m<sup>2</sup>)

大張力、および、総重量とその比率を、鋼製主ケーブル吊橋モデルとCFRP製主ケーブル吊橋モデルについて示す。なお、この表において、D, D + Lは、死荷重時、(死荷重+活荷重)時を表しており、D + Lの最大張力は、活荷重の全径間載荷時に得られたものである。

また、表-4.2に、鋼製ケーブルの単位重量 (tf) 当たりの材料費を480千円/tfとして、それに対するCFRP製ケーブルの材料費の比率を10倍または20倍とした場合、および、鋼製ケーブルの単位体積 (m<sup>2</sup>) 当たりの架設費を5600千円/m<sup>2</sup> (単位重量当たりに換算すると720千円/tf) として、それに対するCFRP製ケーブルの架設費の比率を0.5倍または1.0倍 (単位重量当たりに換算すると3600千円/tfの0.5倍または1.0倍) とした場合を組み合わせ、主ケーブルの単位重量 (tf) 当たりの概算の工費とその比率を示す。

表-4.1から、両モデルの主ケーブルの総重量の比率は約6倍であり、表-4.2から、CFRP製ケーブルの軽量の特質を生かして単位体積当たりの架設費を0.5倍近くまで下げることができ、単位重量当たりの材料費の比率を10倍程度までに抑えることができれば、CFRP製主ケーブル吊橋の経済性が満たされるということになる。

ただし、これは、主ケーブルの工費のみによる比較であり、表-4.1から、CFRP製主ケーブル吊橋モデルにおける主ケーブルの最大張力は、鋼製主ケーブル吊橋モデルの約80%に低減されていることから、アンカレイジや、塔、および、それを支える橋脚、基礎などの工費もかなり低減され、経済性をより高めるはずである。

そのことに加えて、本研究では、CFRP製ケーブルの引張強度を250kgf/mm<sup>2</sup>としたが、現状でも既に290kgf/mm<sup>2</sup>までは可能とされている。これに対して、鋼製ケーブルの引張強度210kgf/mm<sup>2</sup>は目標値で、現状では最大180kgf/mm<sup>2</sup>である。したがって、今後の材料開発の推移などによっては、CFRP製主ケーブル超長大吊橋の経済性がさらに高まることも十分に予想される。

## 5. フラッター解析による耐風安定性の検討

静的構造特性の検討の後、鋼製主ケーブル吊橋モデルとCFRP製主ケーブル吊橋モデルを対象にフラッター解析を行って、耐風安定性の検討を行った。

フラッター解析に適用する固有振動数、振動モードを求めるための固有振動解析は、前章で適用した静的な非線形有限変位解析法<sup>20) 21)</sup>によって得られる死荷重時の平衡状態での接線剛性行列と集中質量行列を用いた固有振動解析法<sup>21) 24)</sup>によった。

フラッター解析は、モード解析によるマルチモード連成フラッター解析プログラム<sup>25) 26)</sup>を用い、上述の無風時での1~40次の固有振動解析結果を適用して行った。

非定常空気力としては、補剛桁に、平板翼理論による揚力、ピッチングモーメントを作用させ、空気力の定式化は文献<sup>27)</sup>によるものとした。さらに、補剛桁(抗力係数0.80)には、抗力として、準定常理論に基づく空気力も作用させた。なお、構造減衰は、対数減衰率 $\delta = 0.02$ とした。

フラッター解析からは、作用空気力成分を加えた運動方程式の複素固有値解析によって、適用したモード次数と同じ数の有風時振動モード分枝が得られるが、ここでは、最も低い風速で負減衰の領域に遷移するフラッターモード分枝に着目し、 $U$ (風速)- $\delta_w$ (空力減衰:対数減衰率)を描いて、限界風速の推定値を算定した。

解析モデルは、前章の静的解析に適用した鋼製主ケーブル吊橋モデルと、CFRP製主ケーブル吊橋モデルを、それぞれの基本モデルとし、これらに加えて、CFRP製主ケーブル吊橋については、図-5.1に示す3ケースのケーブルステイモデルも対象とした。

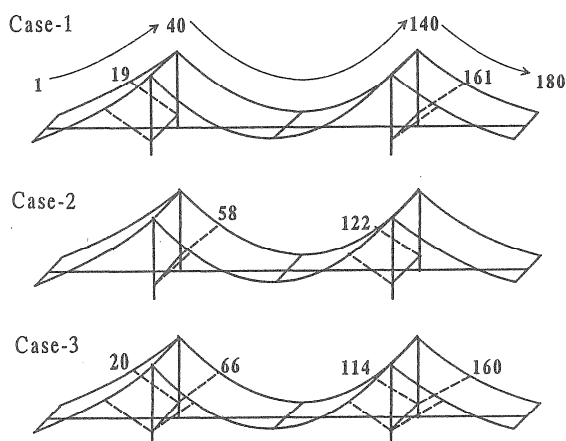


図-5.1 ケーブルステイモデル

このケーブルステイは、主ケーブルの軽量化によって耐風安定性の低下が予想されたことから、構造的対策として設置されたものであり、ハンガーと同断面積のCFRP製ケーブルを用いるものとした。経済性への影響は最小限であり、軽量で垂れ下がらず、この程度の直径で

あれば、構造景観を損なうこともないと思われる。

また、図-5.1の3ケースのモデルにおけるケーブルステイの設置位置(図中の番号は下流側の主ケーブルの節点番号を表している)は、塔側定着点を補剛桁高さ付近に固定し、主ケーブル側定着点を橋軸方向に移動させて、フラッター限界風速の推定値が最高の値となる箇所を探索した結果から得られた最適位置を示している。

解析結果として、図-5.2に、鋼製主ケーブル吊橋モデルとCFRP製主ケーブル吊橋モデルの両基本モデルについて、フラッターモード分枝の $U$ - $\delta_w$ 曲線を示す。図-5.3には、CFRP製主ケーブル吊橋の3ケースのケーブルステイモデルについて、同様に、フラッターモード分枝の $U$ - $\delta_w$ 曲線を示す。

さらに、表-5.1には、全てのモデルについて、 $U$ - $\delta_w$ 曲線から算定されたフラッター限界風速の推定値を、たわみとねじりの対称一次固有振動数とともに示す。

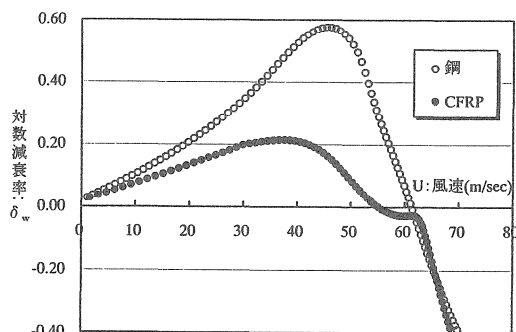


図-5.2  $U$ - $\delta_w$ 曲線(基本モデル)

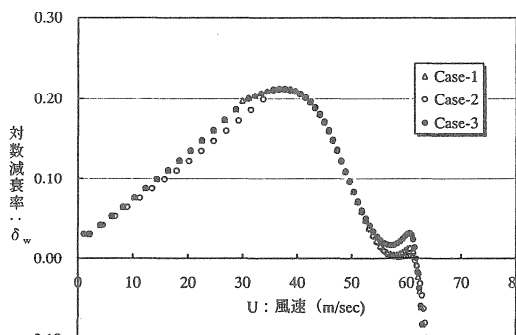


図-5.3  $U$ - $\delta_w$ 曲線(ケーブルステイモデル)

表-5.1 各モデルの固有振動数とフラッター限界風速

	基本モデル		ケーブルステイモデル		
	鋼	CFRP	Case-1	Case-2	Case-3
たわみ振動数	0.0644	0.0644	0.0644	0.0645	0.0646
ねじり振動数	0.1704	0.2026	0.2026	0.2031	0.2028
限界風速 (m/s)	61.5	55.8	61.9	61.6	62.1

図-5.2から、鋼製主ケーブル吊橋モデルとは異なって、CFRP製主ケーブル吊橋モデルの基本モデルの $U$ - $\delta_w$ 曲線は屈曲し、算定されるフラッター限界風速の推定値



が低下することが解る。また、図-5.3からは、CFRP製主ケーブル吊橋モデルの側径間または中央径間にケーブルステイを設置することにより、 $U-\delta_w$ 曲線の屈曲部が部分的に引き上げられて、算定されるフラッター限界風速の推定値が高くなることが解る。

さらに、表-5.1から、CFRP製主ケーブル吊橋モデルのフラッター限界風速の推定値は、鋼製主ケーブル吊橋モデルのそれと比較して10%程度低下するが、全径間に、あるいは、中央径間または側径間のみにでも、ケーブルステイを最適位置に設置することによって、鋼製主ケーブル吊橋モデルのそれを上回るまでに耐風安定性を回復できることが解る。

この表-5.1において、CFRP製主ケーブル吊橋モデルのフラッター限界風速の推定値の低下も、当然、主ケーブルの軽量化と伸び剛性、幾何剛性の低下によるものであるが、固有振動特性は、ねじり対称一次固有振動数が大きく変化しているのに対して、たわみ対称一次固有振動数には大きな変化がみられない。

また、ケーブルステイの設置は、それによって主ケーブルの振動を抑えることによる効果を期待したものであるが、たわみ対称一次固有振動数、ねじり対称一次固有振動数には、ともに大きな変化はみられない。

したがって、これらのように、たわみ対称一次固有振動数が変化せず、ねじり対称一次固有振動数が一方的に高くなったにもかかわらず、フラッター限界風速の推定値が低下したことや、たわみ、および、ねじりの対称一次固有振動数の変化に関係なく、ケーブルステイの設置が効果を及ぼしたことは、基本2モード以外の振動モードの寄与によるものと推測された。

そこで、着目したフラッターモード分枝における各無風時固有振動モードの運動エネルギーの寄与率を比較した結果、鋼製主ケーブル吊橋モデルでは、基本2モードの寄与が支配的であるのに対して、CFRP製主ケーブル吊橋モデルでは、たわみ、あるいは、ねじりの対称一次振動モードの寄与率が大きく減少、あるいは、増加する一方、これら基本2モード以外のたわみ対称三次振動モード（対称二次振動モードとは側径間部の符号のみが異なる）の寄与率が著しく増加することが確かめられた。

さらに、CFRP製主ケーブル吊橋モデルへのケーブルステイの設置によって、たわみ対称三次モードの寄与率がかなり減少し、基本2モードの寄与率が鋼製主ケーブル吊橋モデルのものに近くなることも確かめられた。

すなわち、ここでは、特に、たわみ対称三次振動モードの寄与が耐風安定性におおきな影響を及ぼし、それが $U-\delta_w$ 曲線を屈曲させるとともに、その屈曲部を上下させたものと考えられた。

なお、ここでは、省略したが、鋼製主ケーブル吊橋モデルにケーブルステイを設置したモデルについても解析を行った結果、フラッター限界風速の推定値を高める効果はほとんど認められなかった。

## 6. 結 言

前章までの中央径間長2,500mの試設計モデルを対象とした検討結果からは、CFRP製ケーブルを主ケーブルに用いた超長大箱桁吊橋の静的構造特性と、耐風安定性、および、経済性について、次のようなことがいえた。

(1)主ケーブルの伸び剛性、幾何剛性の低下により、CFRP製主ケーブルの場合は、鋼製主ケーブル吊橋の場合に比べ、活荷重載荷時の鉛直たわみが増加したが、たわみ制限を僅かに超える程度であった。また、鉛直たわみの増加に伴って、補剛桁の面内曲げモーメントも増加したが、活荷重載荷時の応力で箱桁断面の板厚が決定される程の量にはならなかった。

(2)主ケーブルの伸び剛性、幾何剛性の低下と死荷重の軽減によって、CFRP製主ケーブルの場合は、活荷重載荷時の主ケーブル部材の張力の変動量、および、それに死荷重時張力を加えた総量ともに、鋼製主ケーブルの場合に比べて大きく低減された。

(3)線膨張係数が極めて小さいことにより、CFRP製主ケーブルの場合は、温度変化に伴う鉛直たわみがほとんど生じず、鋼製主ケーブルの場合に比べて大きく減少した。その結果、温度変化に伴う補剛桁の面内曲げモーメントもほとんど生じず、鋼製主ケーブルの場合に比べて大きく減少した。

(4)主ケーブルの伸び剛性、幾何剛性の低下により、CFRP製主ケーブルの場合は、鋼製主ケーブルの場合に比べ、風荷重載荷時の水平たわみが増加したが、特に問題となるような量にはならなかった。また、水平たわみの増加に伴って、補剛桁の面外曲げモーメントも増加したが、補剛桁の断面構成に大きな影響を及ぼす程の増加量ではなかった。

(5)CFRP製主ケーブルの場合のフラッター限界風速の推定値は、鋼製主ケーブルの場合のそれと比較して10%程度低下した。ただし、固有振動特性は、ねじり対称一次固有振動数が大きく変化したのに対して、たわみ対称一次固有振動数には大きな変化がみられなかった。

(6)CFRP製主ケーブルの場合、全径間に、あるいは、中央径間または側径間のみにでも、細径のCFRP製のケーブルステイを最適位置に設置することによって、その耐風安定性を、鋼製主ケーブルの場合のそれを上回るまでに回復できた。このケーブルステイの設置は、主ケーブルの振動を抑えることによる効果を期待したものであるが、たわみ対称一次、ねじり対称一次固有振動数には、ともに大きな変化はみられなかった。

(7)CFRP製主ケーブルの場合のフラッター限界風速の低下、および、ケーブルステイの設置がもたらした効果については、フラッターモード分枝における、たわみ対称一次、ねじり対称一次の基本2モード以外の振動モードの寄与、特に、たわみ対称三次振動モードの寄与が大きな影響を及ぼしたことによるものと考えられた。



(8)両者の主ケーブルの総重量の比率は約6倍で、CFRP製ケーブルの超軽量の特性を生かして単位体積当たりの架設費を0.5倍近くまで下げることができ、鋼製主ケーブルに対する単位重量当たりの材料費の比率を10倍程度までに抑えることができれば、主ケーブルの工費のみにおいても、CFRP製主ケーブル超長大吊橋の経済性が満たされる可能性のあることが解った。

(9)CFRP製主ケーブルの場合の主ケーブルの最大張力が、鋼製主ケーブルの場合の約80%に低減されたことから、アンカレージや、塔、および、それを支える橋脚、基礎などの工費もかなり低減され、経済性がより高められる可能性のあることが確かめられた。

ゆえに、限定された条件下における検討結果であるとともに、数多くの解明すべき問題点が未だ残されているが、本研究によって、CFRP製主ケーブル超長大吊橋の実現性に関する一資料を得ることができたといえる。

なお、本研究で設定したCFRP製ケーブルの引張強度 $250\text{kgf}/\text{mm}^2$ を大きく上回る $290\text{kgf}/\text{mm}^2$ のものが既に開発、実用化されているのに対して、鋼製ケーブルのそれは、 $180\text{kgf}/\text{mm}^2$ に到達したのさえ最近のことで、 $220\text{kgf}/\text{mm}^2$ まで開発可能とはいわれているものの、現状において量産化が可能なのは $200\text{kgf}/\text{mm}^2$ とされており、設定した目標値 $210\text{kgf}/\text{mm}^2$ を下回っている。

したがって、今後の材料開発の推移や、安全率(安全係数)の取り方によっては、CFRP製主ケーブル超長大吊橋の経済性がさらに高まることも十分に予想される。

最後に、本論文が鋼橋技術研究会技術情報部会(部会長:藤野陽三)における成果の一部であることを付記するとともに、委員各位の常に適切なお助言とご助力に対し、心より謝意を表したい。

また、当時、東京都立大学の大学院生、卒業研究生であった栗原直久氏(現 春本鉄工働)、重岡剛雄君(現 大学院)らによる解析データの作成・整理などへの協力に対しても、心より謝意を表したい。

#### 参考文献

- 1) 成田信之編:鋼橋の未来, 技報堂出版, 1998.
- 2) 明石海峡大橋開通記念特集:長大橋技術の展開と展望, 橋梁と基礎, 建設図書, Vol. 32, No. 8, 1998.
- 3) 野村国勝・中崎俊三・成田信之・前田研一:超長大吊橋における補剛トラスの合理的構造に関する研究, 土木学会論文集, No. 516/VI-27, 1995.
- 4) 野村国勝・中崎俊三・成田信之・前田研一・中村一史:長大吊形式橋梁の構造特性と経済性, 構造工学論文集, Vol. 41A, 1995.
- 5) 野村国勝・中崎俊三・前田研一・成田信之:流線形箱桁吊橋の補剛特性に及ぼす自重の影響に関する研究, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 1, 1993.
- 6) M. A. Astiz and E. Y. Andersen: On Wind Stability of Very Long Spans in Connection with a Bridge across the Strait of Gibraltar, Strait Crossings, J. Krokeborg(ed.), 1990 Balkema Rotterdam.
- 7) Klaus H. Ostenfeld & Allan Larsen: Bridge Engineering and Aerodynamics, Aerodynamics of Large Bridges, A. Larsen(ed.), 1992 Balkema Rotterdam.
- 8) Brown W. C.: Development of the Deck for the 3, 300m Span Messina Crossing, Final Report of 17th IABSE Congress, 1996 Copenhagen.
- 9) 前田研一・森園康之・岩本政巳・長井正嗣・藤野陽三:補助ハンガーシステムを併用したMONO-DUO形式超長大吊橋の構造特性, 構造工学論文集, Vol. 42A, 1996.
- 10) 前田研一・岩本政巳・森園康之・田平秀和・長井正嗣・藤野陽三:MONO-DUO形式超長大吊橋の耐風安定性に及ぼすリジッドハンガーの効果, 構造工学論文集, Vol. 43A, 1997.
- 11) 前田研一・岩本政巳・森園康之・田平秀和・長井正嗣・藤野陽三:MONO-DUO形式化とリジッドハンガーによる超長大吊橋の耐風安定化策の実現性, 構造工学論文集, Vol. 44A, 1998.
- 12) M. Iwamoto, K. Maeda, Y. Morizono, M. Nagai & Y. Fujino: Coupled Flutter Behaviour of Ultra Long-Span Suspension Bridges, IABSE Reports, Vol. 79, Symposium Report on Long-Span and High-Rise Structures, 1998 Kobe.
- 13) IABSE: Symposium Report on Long-Span and High-Rise Structures, IABSE Reports, Vol. 79, 1998 Kobe.
- 14) Niels J. Gimsing: Cable Supported Bridges, John Wiley & Sons, 1983 (伊藤 学 監修, 藤野陽三・長井正嗣・杉山俊幸・中村俊一 訳:吊形式橋梁—計画と設計—, 建設図書, 1990).
- 15) T. Y. Lin and Philip Chow: Gibraltar Strait Crossing - A Challenge to Bridge and Structural Engineers, Structural Engineering International, Vol. 1, No. 2, 1991.
- 16) 野村国勝・中崎俊三・吉村 健・前田研一・成田信之:斜張吊橋の構造特性に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol. 40A, 1994.
- 17) 成田信之・前田研一・野村国勝・中崎俊三・中村一史:超長大斜張吊橋の構造特性と実現可能性に関する基礎的研究, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 4, 1996.
- 18) N. Narita, K. Maeda, H. Nakamura & K. Nomura: Applicability of Dischinger-Type to Ultra Long-Span Bridges, IABSE Reports, Vol. 79, Symposium Report on Long-Span and High-Rise Structures, 1998 Kobe.
- 19) 建設省土木研究所材料施工部化学研究室:繊維強化プラスチックの土木構造材料への適用に関する共同

- 研究報告書(I)-1次構造材料としてのFRPの適用事例調査-，共同研究報告書No.210，1998.
- 20) 林 正・前田研一・増井由春・内海 靖・山野長弘：長径間吊橋の立体有限変位解析，構造工学論文集，Vol.37A，1991.
- 21) 土木学会：構造工学における計算力学の基礎と応用-応用編，構造工学シリーズ7，1996.
- 22) 本州四国連絡橋公団：上部構造設計基準(1989)・同解説，昭和55年6月.
- 23) 本州四国連絡橋公団：尾道・今治ルート耐風設計基準・同解説，平成6年11月.
- 24) 橋梁振動研究会：橋梁振動の計測と解析，技報堂出版，1993.
- 25) 岩本政巳・藤野陽三・長井正嗣：三次元モデルによる長大斜張橋のフラッター解析，土木学会第48回年次学術講演会講演概要集I，1993.
- 26) 岩本政巳：吊形式橋梁に関するフラッターを中心とした空力振動予測，東京大学博士学位論文，1997.
- 27) 宮田利雄・山田 均・太田博文：立体骨組解析法における横たわみしたトラス補剛吊橋の曲げねじれフラッター解析，土木学会論文集，No.404/I-11，1989.

(1999年9月17日受付)