

中央連結ケーブル方式による超長大吊橋の耐風特性

Aeroelastic performance of super-long suspension bridge with center connected main-cable

佐々木 誠*, 久保喜延**, 山口栄輝***, 坂田隆博****

Makoto SASAKI, Yoshinobu KUBO, Eiki YAMAGUCHI and Takahiro SAKATA

*工修 日立造船(株)向島工場 (〒722 尾道市向東町 14755 番地), (研究当時, 九州工業大学大学院生)

**工博 九州工業大学教授 工学部設計生産工学科 (〒804 北九州市戸畑区仙水 1 番 1 号)

***Ph. D 九州工業大学助教授 工学部設計生産工学科 (〒804 北九州市戸畑区仙水 1 番 1 号)

****(株)建設技術研究所 福岡支店 (〒810 福岡市中央区薬院 1 丁目 5 - 6)

The suspension bridge with longer main span than 2000m has problem that the flutter on-set wind velocity extremely decreases. In this paper, the moment of inertia due to main cables is considered as one of causes of the decrement of flutter on-set wind velocity. The cable system connected at the center of main span is proposed as the structural system to reduce the moment of inertia due to main cable mass. The dynamic and aeroelastic performances are investigated for several cable systems. Referring to the analytical results, although the improvement of dynamic performance is very difficult through only changing structural system, the improvement of aeroelastic performance can be done by changing vibration modes due to structural system.

key words : super-long suspension bridge, natural frequency, flutter, aeroelastic vibration

1. まえがき

現在建設中の明石海峡大橋は、補剛トラス桁の架設が始まり、1998 年の完成予定に向けて、一歩ずつ近づいており、完成すると世界最長のスパンを持つ吊橋となる。しかし、明石海峡大橋の完成を待たずして、プロジェクトは次の段階へと進み、センタースパンが 2,000m を越えるような橋梁の建設が考えられている。このような長大スパンを持つ橋梁は、今まで通りの構造形式では不可能ではないかという考えもあり、いろいろな研究機関で新しい構造形式の開発や研究が進められている。

2,000m を越えるような超長大橋は、スパン長が増加すると共に、固有振動数、特にねじれ固有振動数が低下し、耐風設計上最も注意しなければならない曲げ・ねじれ連成フラッターの発振風速が低下するという問題が生じてくる。そこで、本論文では、長大化した場合のねじれ固有振動数の低下の原因の 1 つにメインケーブルの重量増加による極慣性モーメントの増加があると考え、メインケーブルによる極慣性モーメントを小さくするための構造形式として、メインケーブルを中央部で連結するケーブルシステムを提案している。本論文では、新構造形式として提案している中央連結ケーブル形式(図-1)とクロスハンガーの導入による形式(図-2)とについて固有

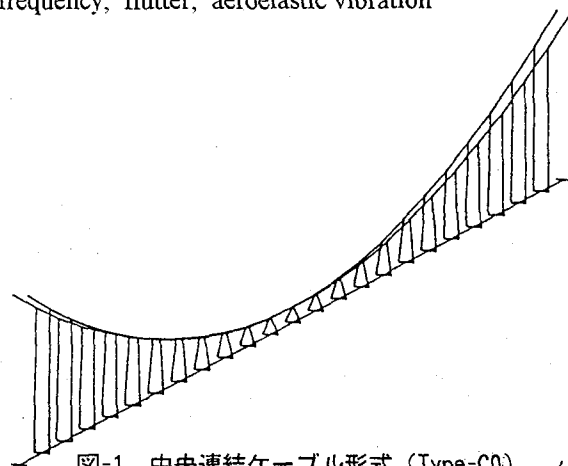


図-1 中央連結ケーブル形式 (Type-C0)

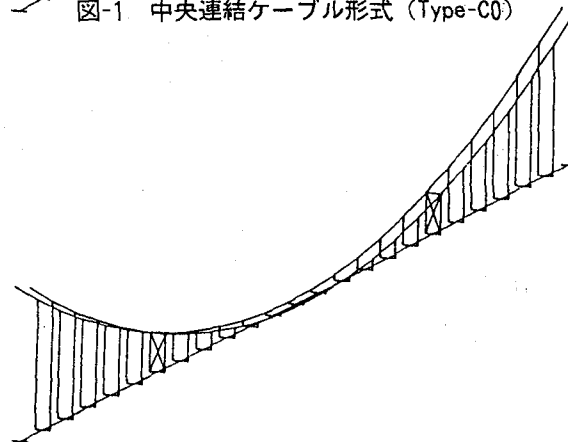


図-2 クロスハンガー導入形式 (Type-NC)

振動特性の検討と宮田・山田らにより提案されている直接法による曲げねじれ連成フラッター特性について、単径間吊橋モデルを用いて検討を行っている。

2. 非定常空気力の定式化

フラッター解析に用いる非定常空気力は、図-3に示すように平板翼に作用する空気力と、準定常的に求められた非定常抗力を作用させている^{1), 2)}。

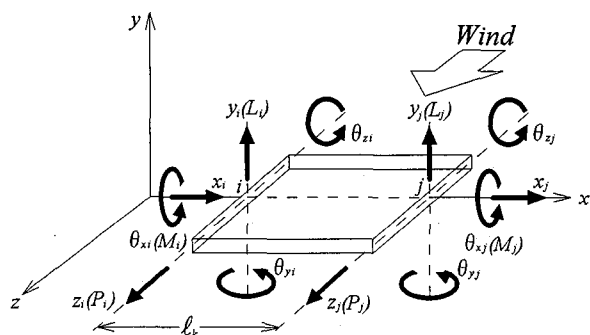


図-3 立体骨組の座標系

補剛桁に作用する非定常空気力は式(1)、ケーブルに作用する非定常空気力は式(2)のようになる。

$$\{F\}_i = [F_A]_i \{\ddot{u}\}_i = \begin{Bmatrix} 0 \\ L \\ P \\ M \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & L_y & 0 & L_\theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & P_S & 0 & 0 & 0 \\ 0 & M_y & 0 & M_\theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_i \\ \ddot{y}_i \\ \ddot{z}_i \\ \ddot{\theta}_{xi} \\ \ddot{\theta}_{yi} \\ \ddot{\theta}_{zi} \end{Bmatrix} \quad \dots (1)$$

ここに、

$$L_y = \frac{\pi \rho B^3}{8k} \left\{ \frac{4}{B} (G - Fi) \right\}$$

$$L_{\theta} = -\frac{\pi \rho B^3}{8k} \left\{ \left(\frac{2}{k} F - G \right) + \left(1 + F + \frac{2}{k} G \right) i \right\}$$

$$M_y = \frac{\pi \rho B^4}{32k} \left\{ \frac{4}{B} (G - Fi) \right\}$$

$$M_{\theta} = -\frac{\pi \rho B^4}{32k} \left\{ \left(\frac{2}{k} F - G \right) - \left(1 - F - \frac{2}{k} G \right) i \right\}$$

$$P_s = \frac{\rho h C_{DS} B}{2k} i$$

B : 幅員, ρ : 空氣密度, h : 補剛桁高

k : 換算振動数, C_{DS} : 桁の抗力係数

F, G : Theodorsen 関数 ($C(k)=F(k)+iG(k)$)

$$\{F\}_i = [F_A] \{\ddot{u}\}_i = \begin{Bmatrix} 0 \\ L \\ P \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & L_C & 0 \\ 0 & 0 & P_C \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_i \\ \ddot{y}_i \\ \ddot{z}_i \end{Bmatrix} \quad \dots(2)$$

ここに、

$$L_c = -\frac{\rho d C_{DC} B}{4k} i \quad , \quad P_c = \frac{\rho d C_{DC} B}{2k} i$$

d : ケーブル径, C_{DC} : ケーブルの抗力係数

3. 直接法

フラッター解析は、直接法を用いて解析を行っている
ので、直接法について簡単に説明しておく²⁾。

解析の基本となる運動方程式は、次式のようになる。

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{F\} \quad \cdots(3)$$

ここに、

$[M]$: 質量マトリクス

[C] : 減衰マトリクス

[K] : 剛性マトリクス

$\{F\}$: 外力ベクトル

 $\{u\}$: 変位ベクトル

連成フラッターについては、構造減衰の影響は小さいので構造減衰項は省略し、外力項 $\{F\}$ に非定常空気力の式(1)、(2)を代入すると、

$$[M]\{\ddot{u}\} + [K]\{u\} = [F_A]\{\ddot{u}\} \quad \cdots(4)$$

となる。ここで、 $[F_A]$ は空気力マトリクスであり、式(1)、(2)が代入される。

式(3)において、換算振動数 k を仮定しながら複素固有値計算を行うと解として、複素振動数 $\omega = \omega_R + \omega_I j$ と複素固有ベクトル $\Phi = \Phi_R + \Phi_I j$ が求められる。求められた複素振動数より風速 U_F 、対数減衰率 δ を求めると次式のようになる。

$$U_F = \frac{b\omega_R}{k}, \quad \delta = \frac{2\pi\omega_I}{\sqrt{\omega_R^2 + \omega_I^2}} \quad \dots(5)$$

ここに、

 ω_R : 複素振動数の実数部 ω_I : 複素振動数の虚数部

複素振動数の虚数部が負になるとフラッターが起こっている状態なので、式(5)より $V-\delta$ 曲線を描き、その曲線がゼロクロスする点をフラッター発振風速として求める。

4. 解析モデル

4.1 構造諸元

解析に用いる吊橋は、立体骨組構造でセンターパン3,000mの単径間吊橋モデルを基本系としている。補剛桁は、風荷重低減を図るために、図-4に示すような桁高7mの流線形箱桁を想定し、解析モデルの構造諸元を表-1に示す。また、主塔の諸元は考慮せず、塔頂部でケーブルを固定としている。

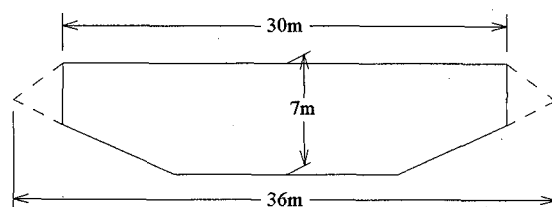


圖-4 補剛桁断面 3)

表-1 基本系の構造諸元 (I/Br.)³⁾

		単位	
サゲ比			1/10
幅員		m	30
重量	補剛桁	tf/m	19.5
	メインケーブル	tf/m	18.0
桁剛性	面内断面二次モーメント	m ⁴	11.0
	面外断面二次モーメント	m ⁴	110.0
	ねじれ定数	m ⁴	22.0
断面積	メインケーブル	m ²	2.0

4.2 ケーブルシステム

超長大橋に導入するケーブルシステムは、従来の吊橋形式である標準形式 (Type-N) と図-1 に示す中央連結ケーブル形式 (Type-C0) を考える。また、それぞれの形式にクロスハンガーを導入した Type-NC, Type-CC0 も考え、クロスハンガーの導入は、センタースパン 1/4 の位置に 2 ヶ所設置し、その諸元は、ハンガーケーブルと同じものを用いる。

各ケーブルシステムのセンタースパン中央位置でのメインケーブルの高さは、Type-N では 2m, Type-C0 では 30m としている (図-5)。Type-C0 のセンタースパン中央でのメインケーブル高は 30m になっており、本来の目的であるメインケーブルの極慣性モーメント低減が図れないため、Type-N と同様にケーブル高を 2m にした Type-C1 (図-5(c)) も考える。これは、補剛桁の上に車面を通すのではなく、補剛桁の中に通すことを前提にした形式である。よって、図-4 に示した桁断面を用いることはできないが、今回は同じ諸元を用いることにした。

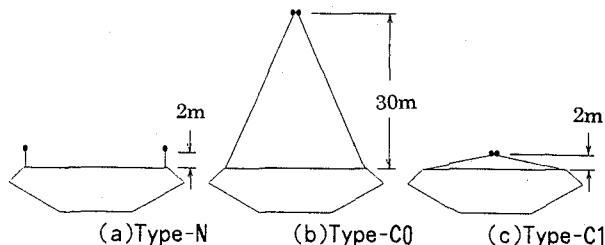


図-5 センタースパン中央部でのメインケーブル高

本論文の解析パターンをまとめると、表-2 のようになる。

表-2 解析パターン

		クロスハンガー	
		なし	あり
標準形式		Type-N	Type-NC
中央連結	ケーブル高 30m	Type-C0	Type-CC0
	ケーブル高 2m	Type-C1	Type-CC1

5. 解析結果および考察

5.1 固有振動特性

固有振動解析は、鉛直たわみ振動、ねじれ振動、水平たわみ振動についてそれぞれ 1 次、2 次の固有振動数を表-3, 4 に示し、それらの振動モード形はねじれ 1 次のみを図-6~図-11 に示す。ねじれ振動時のモード形は、桁のねじれ状態を正面からの投影で表現した x-y 平面図と、ねじれ振動時に伴う面外モード (以後、x-z 平面図) で表すことにする。

(1) 形式別

Type-N, Type-C0, Type-C1 の固有振動数を表-3 に示す。

Type-C0 の固有振動数は Type-N に対し、全体的に低下しており、特にねじれ振動数の低下が著しくなっている。Type-C1 について見ていくと、鉛直たわみは Type-N に対して若干の低下を示しており、水平たわみはほぼ同じになっている。ねじれ 1 次については、約 15% の向上になっている。

表-3 形式別固有振動数 (Hz)

		1 次	2 次
Type-N	鉛直たわみ	0.074 (3)	0.087 (4)
	ねじれ	0.157 (13)	0.189 (15)
	水平たわみ	0.041 (1)	0.071 (2)
Type-C0	鉛直たわみ	0.066 (3)	0.086 (4)
	ねじれ	0.117 (9)	0.160 (13)
	水平たわみ	0.039 (1)	0.062 (2)
Type-C1	鉛直たわみ	0.069 (3)	0.085 (4)
	ねじれ	0.180 (14)	0.222 (18)
	水平たわみ	0.041 (1)	0.069 (2)

()内は振動次数

次に、固有振動モード形について見ていくと、図-6~図-8 より Type-N と Type-C0, Type-C1 のモード形で大きな違いがあり、Type-C0, Type-C1 はねじれ振動時に面外モードを伴っていることである。

Type-C1 のねじれ振動時の x-y 平面図は、Type-N と同じ傾向を示しているが、Type-C0 と同様に面外モードも伴っている。しかし、ねじれ振動に伴う面外モード形は Type-C0 と大きな違いを示している。

(2) クロスハンガーの導入

Type-NC, Type-CC0, Type-CC1 の固有振動数を表-4 に示す。

Type-N に対する Type-NC, Type-CC0, Type-CC1 の固有振動数をみていくと、Type-NC はねじれ振動数が著しく低下している。Type-CC0 も Type-N に対してねじれ振動数が低下しているが、Type-C0 とは大差がない。

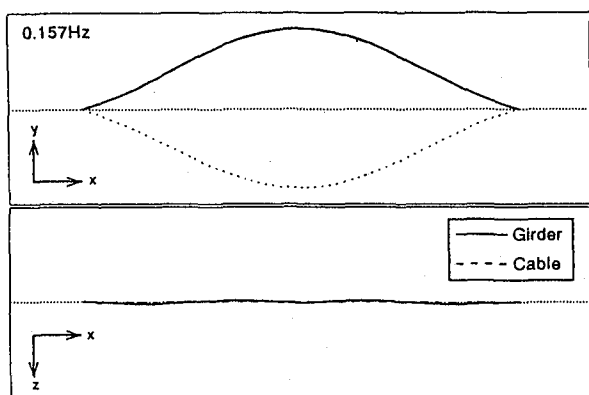


図-6 Type-N

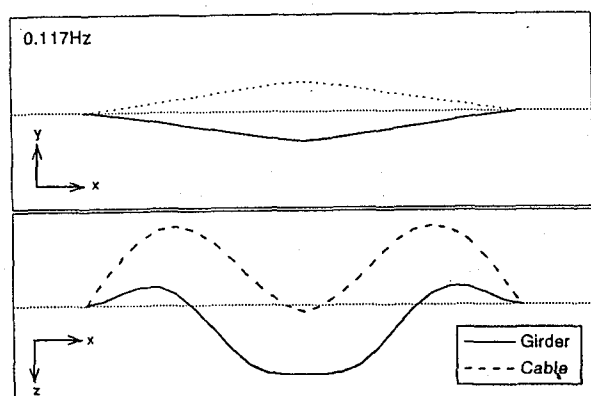


図-7 Type-C0

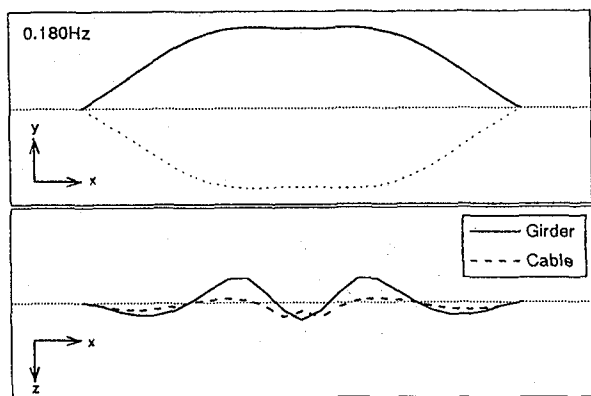


図-8 Type-C1

また、Type-N に対する Type-CC1 もねじれ振動数が著しく低下し、Type-C1 に対する Type-CC1 も同様に、ねじれ振動数だけが低下している。

次に振動モード形についてであるが、Type-N にクロスハンガーを導入した Type-NC は、Type-C0、Type-C1 と同様、ねじれ振動時に面外モード形を伴っている。

表-4 クロスハンガー導入による固有振動数 (Hz)

		1 次		2 次	
Type-NC	鉛直たわみ	0.074	(3)	0.087	(4)
	ねじれ	0.105	(5)	0.131	(8)
	水平たわみ	0.040	(1)	0.073	(2)
Type-CC0	鉛直たわみ	0.066	(3)	0.086	(4)
	ねじれ	0.117	(6)	0.171	(12)
	水平たわみ	0.037	(1)	0.061	(2)
Type-CC1	鉛直たわみ	0.0695	(2)	0.085	(4)
	ねじれ	0.103	(5)	0.133	(8)
	水平たわみ	0.041	(1)	0.070	(3)

()内は振動次数

Type-C0 と Type-CC0 とを比較すると大差はみられないが、Type-C1 と Type-CC1 を比較すると、かなり違ったモード形になっており、Type-CC1 は Type-NC のモード形とよく似ている。また、図-9 より、Type-NC のねじれ 1 次は、ねじれ振動時に面外モードを伴うというよりも、面外振動時にねじれモードを伴っていると考えられる。よって、Type-N と Type-NC のねじれ振動数を直接比べるべきではないと思われる。

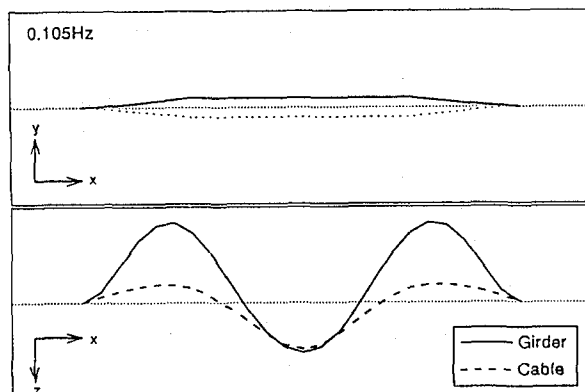


図-9 Type-NC

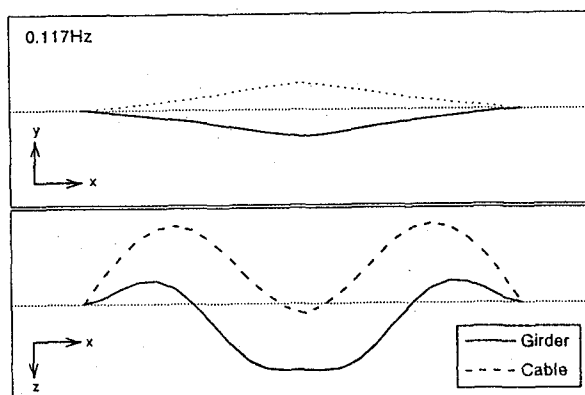


図-10 Type-CC0

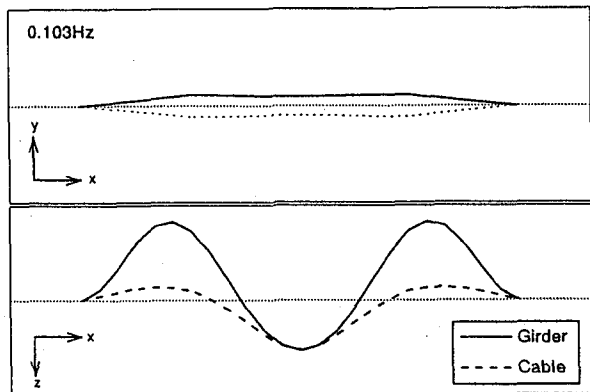


図-11 Type-CC1

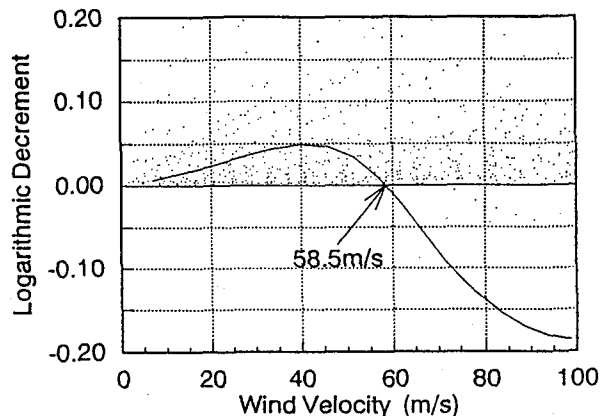


図-13 V-δ曲線 (Type-C0)

5.2 フラッター特性

それぞれの解析結果のV-δ曲線を図-12～図-16 に示し、これらの図より、構造減衰を考慮しないときのフラッター発振風速と、構造減衰 $\delta=0.03$ を考慮したときのフラッター発振風速をそれぞれ表-5, 6 にまとめる。

(1)形式別

図-12～図-14 より、構造減衰を考慮しない時は、Type-Nを基準としてType-C0で27%、Type-C1で26%の向上になっている。さらに構造減衰を考慮すると、Type-C0で28%、Type-C1で21%の向上になっている。

表-5 フラッター発振風速：形式別 (m/s)

	Type-N	Type-C0	Type-C1
$\delta=0.00$	46.2	58.5	58.1
$\delta=0.03$	49.3	63.0	59.6

各タイプのフラッター発生時の起点モードを固有振動時の振動モードでみていくと、Type-N、Type-C1については、ねじれ1次であるのに対し、Type-C0ではねじれ2次であった。

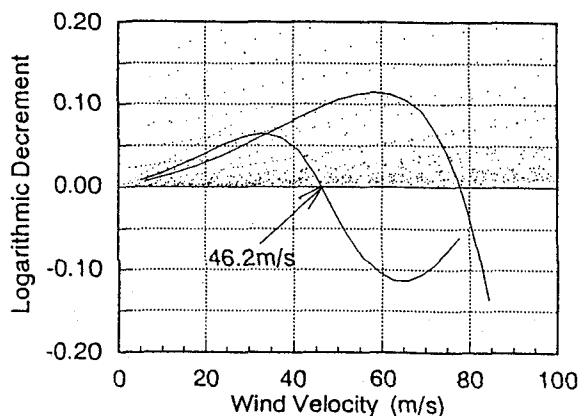


図-12 V-δ曲線 (Type-N)

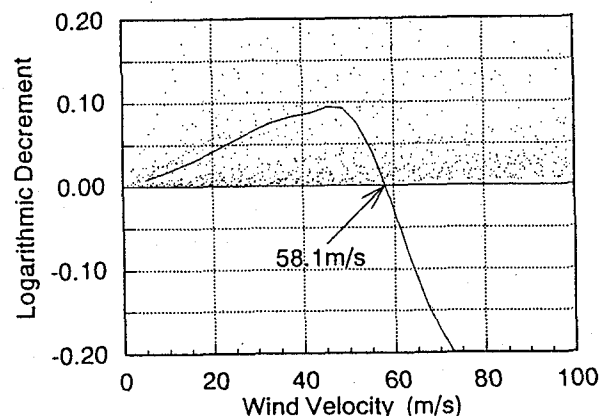


図-14 V-δ曲線 (Type-C1)

(2)クロスハンガーの導入

図-15, 16 および表 6 より、構造減衰を考慮しない時は、Type-Nを基準としてType-NCで18%、Type-CC0で91%の向上になっており、Type-CC1については、風速100m/s以内ではフラッターが発生しなかった。さらに構造減衰を考慮すると、Type-NCで32%、Type-CC0で90%の向上になっている。

表-6 フラッター発振風速：クロスハンガー (m/s)

	Type-NC	Type-CC0	Type-CC1
$\delta=0.00$	54.5	88.4	発生せず
$\delta=0.03$	65.0	93.9	発生せず

Type-NCは、構造減衰を考慮することにより、向上率が2倍近くになっているのは、V-δ曲線が他のタイプに比べて、緩慢に変化しているためであり、クロスハンガーを導入したタイプはすべてV-δ曲線が、緩慢になる傾向がある。

また、フラッター発生時の起点モードを固有振動時の振動モードでみていくと、Type-CC0はねじれ1次が起点

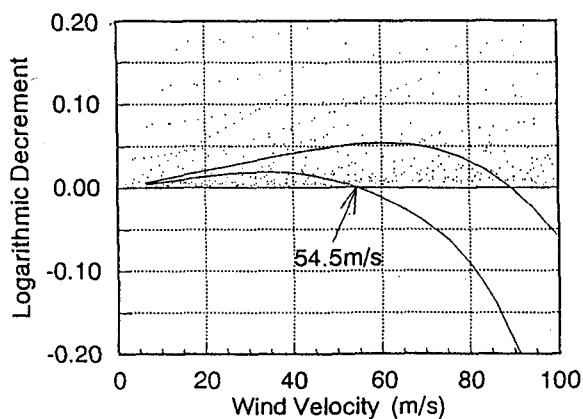


図-15 V- δ 曲線 (Type-NC)

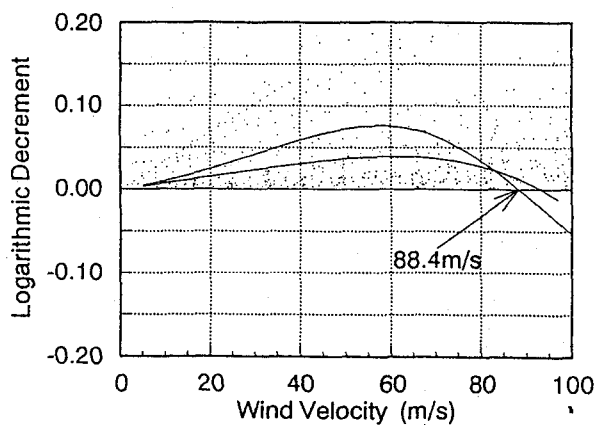


図-16 V- δ 曲線 (Type-CC0)

モードであったのに対し、Type-NC はねじれ 3 次が起点モードであった。

6. 結論

3,000m 級の吊橋において、単径間モデルを用いて中央連結ケーブル形式およびクロスハンガーの効果について述べてきたが、これらケーブルシステムの効果が著しく現れたフラッター特性について述べる。また、これらのフラッター発振風速をまとめたものを図-17 に示す。

(1) 中央連結ケーブル形式について

ケーブル高 30m の Type-C0 とケーブル高 2m の Type-C1 共に、Type-N に対して、約 30%フラッター発振風速が向上した。Type-C0 については、構造減衰を考慮することによりさらにフラッター発振風速は、向上することが期待される。

(2) クロスハンガーの効果

クロスハンガーを導入することにより、Type-N でも約 20%フラッター発振風速を向上させることができる。また、構造減衰を考慮するだけでフラッター発振風速は約 30%向上する。Type-C0 については、クロスハンガーを導

入することにより約 2 倍になり、Type-C1 はそれ以上になっている。

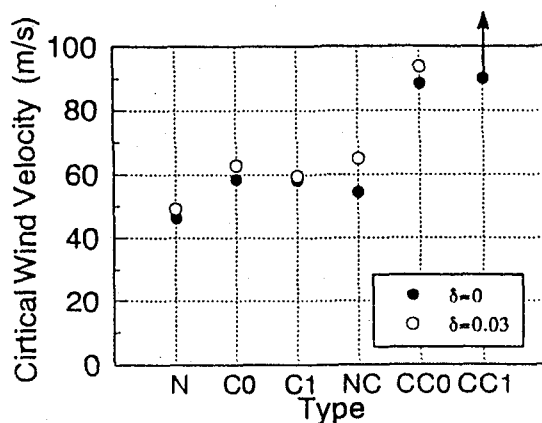


図-17 フラッター発振風速

(2) クロスハンガーの効果

クロスハンガーを導入することにより、Type-N でも約 20%フラッター発振風速を向上させることができる。また、構造減衰を考慮するだけでフラッター発振風速は約 30%向上する。Type-C0 については、クロスハンガーを導入することにより約 2 倍になり、Type-C1 はそれ以上になっている。

(3) 固有振動特性から見たフラッター発振風速

ねじれ振動時における面外モードが、フラッター発振風速向上の要因になっていると考えられる。また、フラッター発振風速向上策として、ねじれ剛性もしくはねじれ振動数を向上させるということがねらいであったが、新ケーブルシステムについてはこのことは単純に言えない。

本研究に使用した連成フラッター解析プログラム作成において、横浜国立大学の宮田利雄教授、山田均助教授の御協力を受けました。紙面を借りてここに厚くお礼を申し上げます。

参考文献

- 1) 猪瀬寧雄, 高田孝信共訳: 吊橋の振動解析, 森北出版, 1971
- 2) 宮田利雄, 山田均, 太田博文: 立体骨組み解析法によ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, 土木学会論文集第 404 号/1-11, 1984, 4
- 3) 野村國勝, 中崎俊三, 米田昌弘, 木村公男, 大野克紀: 3,000m 級吊橋の静的特性と連成フラッター特性に及ぼす各種ケーブルシステムの効果について, 川田技報 Vol. 13, 1994, 1

(1995 年 9 月 18 日受付)