

川田工業(株) 正会員 ○ 米田 昌弘
 東京大学 正会員 伊藤 学

1. まえがき 著者ら等、本で、中央支間長1,000mの流線形箱桁で補強された吊橋をモデル(支間長比0.3, ササ比1/10)を対象として、流線形箱桁断面形状の自重を増加させることにより、構造力学的に曲げねじれフッターの発現風速を向上させることを報告してゐる¹⁾。吊橋の中央支間長がさらに増大すると同時に固有振動数が低下し、曲げねじれフッターの発現風速も低下するところから、超長径間吊橋に流線形箱桁の風荷を適用する場合に、学理的効果と構造力学的効果の両者の平衡により、曲げねじれフッターの発現風速を向上させる必要があり、学理的効果と構造力学的効果の両方より検討して所見が得られ、有用な結果を報告してゐる。そこで、本で、概略設計した中央支間長1,980mの超長径間吊橋を対象として、構造力学的効果の観点から、曲げねじれフッターの発現風速を向上させる要因について検討した結果を報告する。

2. 対象とした超長径間吊橋モデル 対象とした超長径間吊橋の基本モデルは、中央支間長1,980m、支間長比0.5, ササ比1/10.5であり、断面形状は中心付近に質量を付加した偏角の構造断面形状を以下に図1表-1に示す通りである。この基本モデルは、曲げねじれフッター発現風速を Selberg 式(補正係数を1.0と仮定)で計算したところ、箱桁に質量を付与する材料を9 t/m²の質量を付与した偏角で曲げねじれフッターの発現風速が約65 m/sであり、所要風速 $V_0 \times 1.2 = 30 \text{ m/s}$ を上回ることを示された。そこで、中央支間長と支間長比の両方を、ササ比を1/8.5、橋幅 $B = 46 \text{ m}$ 、メインゲート間隔 $b = 33 \text{ m}$ 、箱桁 $D = 6 \text{ m} \sim 8 \text{ m}$ と変化させ、さらに、トラス桁と比較して大橋の自重を増加させる。箱桁に質量を付与した改良モデルを以下に図2に示す。改良モデルの一般図と断面形状は、また、箱桁 $D = 7.5 \text{ m}$ と仮定した偏角の構造断面形状を以下に表-2に示す。この改良モデルは、ササ比5/2を大きくし、橋幅 B と箱桁 D を増大させたこと、ねじれ振動数の上昇を期待したものであり、メインゲート間隔 b の長さ、ゲート V の非剛性モーメントの増加を主として期待したものである。

3. 計算結果と考察 曲げねじれフッター発現風速 V_{cr} は、空気密度を $0.120 \times 10^{-3} \text{ t/m}^3$ と仮定して Selberg 式を適用した式で算定した。

$$V_{cr} = 38.12 \times \left(\frac{m \cdot I_0}{\left(\frac{B}{2} \right)^2} \right)^{\frac{1}{2}} \omega \sqrt{1 - \left(\frac{\omega_p}{\omega} \right)^2} \times C_F \quad (1)$$

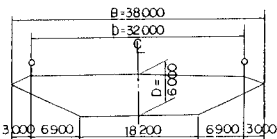


図-1 基本モデルの断面形状

表-1 基本モデルの構造諸元 ($D = 6.0 \text{ m}$)

		波 線 影 箱 桁			
		サ サ 比 1/10.5			
支 間 長 比 L/l		0.5	0.5	0.5	0.5
橋 幅	ケーブル部 b_c	16.6	18.5	20.4	22.3
	吊 橋 部 b	22.0	22.0	22.0	22.0
	付 加 部 b_d	0	3.0	6.0	9.0
	箱 桁 部 b_r	38.6	43.5	48.4	53.3
	箱 桁 部 材 重 W	700.9	750.6	800.2	849.8
トラス部	ケーブル間隔 b	32.0	32.0	32.0	32.0
	ケーブル間隔 Ac	1.84	2.05	2.26	2.47
トラス部	ケーブルササ I	188.6	188.6	188.6	188.6
	ケーブル水平慣性 I_0	100297	111901	124506	138492
補 強 部	面内曲げ剛性 EI	0.17×10^9	0.17×10^9	0.17×10^9	0.17×10^9
	ねじれ剛性 CJ	0.14×10^9	0.14×10^9	0.14×10^9	0.14×10^9

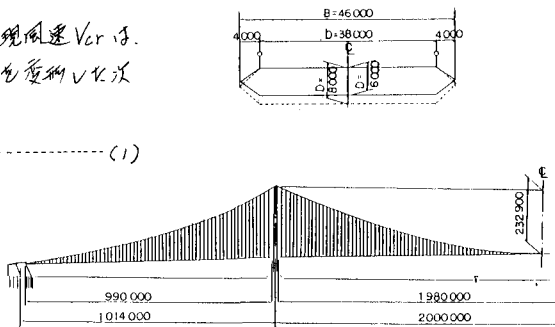


図-2 改良モデルの一般図と断面形状

表-2 改良モデルの構造諸元 ($D = 7.5 \text{ m}$)

		波 線 影 箱 桁			
		サ サ 比 1/8.5			
支 間 長 比 L/l		0.5	0.5	0.5	0.5
橋 幅	ケーブル部 b_c	13.9	15.4	16.8	18.2
	吊 橋 部 b	24.9	24.9	24.9	24.9
	付 加 部 b_d	0	3.0	6.0	9.0
	箱 桁 部 b_r	38.8	43.3	47.7	52.1
	箱 桁 部 材 重 W	878.5	933.8	985.4	1036.9
トラス部	ケーブル間隔 b	38.0	38.0	38.0	38.0
	ケーブル間隔 Ac	1.54	1.70	1.85	2.02
トラス部	ケーブルササ I	232.9	232.9	232.9	232.9
	ケーブル水平慣性 I_0	81640	91108	100367	109625
補 強 部	面内曲げ剛性 EI	0.27×10^9	0.27×10^9	0.27×10^9	0.27×10^9
	ねじれ剛性 CJ	0.33×10^9	0.33×10^9	0.33×10^9	0.33×10^9

ここに、 m と I_0 はねじれ慣性係数と巻りの質量と極慣性モーメント、 B は橋幅、 w_e と w_p はねじれ固有振動の対称および非対称固有振動数、 C_F は巻りレバ断面積に起因する補正係数である。式(1)より、曲げねじれフラッターの発現風速を向上させるためには、ねじれ固有振動数 w_p を高くすると、固有振動数比 w_p/w_e を大きくする、さらに、ねじれ固有振動数 w_e を大きくする必要がある。この範囲で、質量と極慣性モーメントを増加させることが必要であることが判る。また、本研究では、各種の巻気や巻り対策の採用により、補正係数 C_F を1.0を実現できるものと考え、以下の計算を実施した。

通常の3根間単純支橋を基準とし、支間長比 l_1/l_2 が0.5の場合、ねじれの振動振動モードを対称1次と非対称1次とする。ここで、巻き量を1.2倍改良名を $V_{1.2}$ とし、自重の増加(極慣性モーメントの増加も含む)とねじれ対称1次振動数の関係を調べた。その結果を図-3に示す。この図より、改良名 $V_{1.2}$ では巻き量を1.2倍したとき、ねじれ対称1次振動数の値が大きくなり、つまり、巻き、自重が増加した振動数は大きく低下したことが判る。

次に、式(1)を用いて、曲げねじれフラッターの発現風速を計算した。その結果を図-4に示す。この図より、改良名 $V_{1.2}$ では、橋高を7.5mとし、通常の質量を付加してTotal質量を44.2 t/m/br.に較差する、改良名 $V_{1.2}$ は80 m/sの所要風速を向上することが判る。一方、橋高を8mに較差した場合、静的設計基準となるこのTotal質量は9.0 t/m/br.で、同様に所要風速を向上することが判る。

4. おわりに 本研究では、橋高条件が変化する場合を想定して、支間長比0.5の超長橋間単純支橋を対象として、V_{1.2}とV_{0.5}の巻き、架橋地点付近の海流が変化する場合、支間長比に条件を課することは、設計に施工上より大きな影響を及ぼすことが判る。中央支間長を1.980mに固定し、その他の諸条件を同じくして支間長比の l_1/l_2 が0.5より小さくすると、曲げねじれフラッター特性がどのようになる結果が得られた。鉄鋼レバと鋼の橋脚に換えてみた。

また、本研究を基礎に適用する際、前章で述べた所要の構造諸元を有する巻きと、風洞実験で実施した補正係数 C_F が1.0となる巻き断面積が各種の巻気や巻り対策の実現を見出し、必要があることを確認して行く。さらに、橋幅を $B=46m$ に較差することから、バリエーションが得られる重要性が示され、向上することが判る。このことから、今後の検討課題とされた。

最後に、本研究に際して、巻き設計を助けた、川田工業(株)技術本部 野村 国勝氏、同所 巻き部 前田 研一氏に感謝致します。

＜参考文献＞

- Yoneda, M. and Ito, M.: Effects of Dead Weight on Aerodynamic Stability of Long-Span Suspension Bridges, Proc. of JSCE, No.68/I-5, 1986.4.

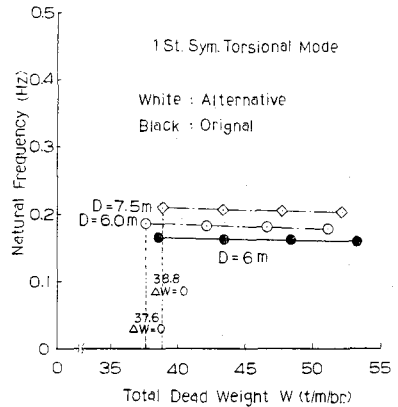


図-3 ねじれ対称一次振動数

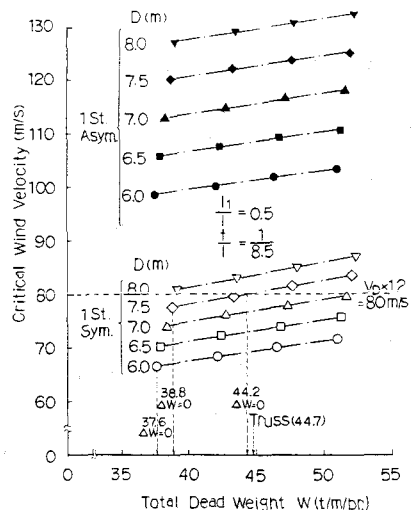


図-4 曲げねじれフラッターの発現風速(改良モデル)