

長大吊橋トラス補剛桁架設時のフラッター特性に関する実験的研究

四 国 電 力 株 正 員 〇 小 林 修 二
 京 都 大 学 工 学 部 正 員 白 石 成 人
 京 都 大 学 工 学 部 正 員 松 本 勝
 京 都 大 学 大 学 院 学 生 員 小 川 哲 治

1. ま え が き 長大吊橋架設時の耐風応答特性に関する研究は、白木⁽¹⁾、福沢⁽²⁾、横山⁽³⁾、成田⁽⁴⁾等によって報告されており、架設時のフラッター特性は各種パラメータの影響によ、マ様々に変化することが知られている。本研究では二次元剛体模型実験によ、マ架設時の耐風応答特性を検証するとともに実橋架設時の耐風特性を二次元実験の結果をもとに推定するノ手法について述べるものである。なお今回対象とした吊橋は本四連絡橋計画吊橋(中央径間長770m)であり、模型縮尺は1/34.6である。

2. 計算手法 二次元実験結果と実橋の空力特性との関連づけについては、過去にBleich⁽⁵⁾、Vincent⁽⁶⁾、Scanlon⁽⁷⁾、久保伊藤宮田⁽⁸⁾、白石⁽⁹⁾、小川⁽¹⁰⁾等による研究報告例がある。本研究では、対象断面に生ずるフラッター振動をノ自由変系振動と想定し、以下に示おように A_2^* (二次元実験より求められる非定常空気力係数)を実橋の振動モードを考慮することにより補正し、それによ、マ実橋のA-V曲線を推定し、併せて風速分布が一様でない場合の応答性状を同手法を応用することにより評価しようとするものである。又、二次元模型実験により得られる空力挙動は実橋としてノ一部分の挙動を表わし、捩り振動モード間の連成は無視できる、という条件のもとでは実験より得られる非定常空気力係数 A_2^* を捩り倍振幅(2 $\bar{\varphi}$)のべき級数として次式のように近似;

$$A_2^* = \bar{\varphi} b_2 (2\bar{\varphi})^i = b_0 + b_1 (2\bar{\varphi}) + b_2 (2\bar{\varphi})^2 + b_3 (2\bar{\varphi})^3 + \dots \quad \dots(1)$$

したがって実橋架設時の捩りj次モードリ振動方程式は以下のように表わし得る。

$$\begin{aligned} \ddot{\varphi}_j + 2\delta_{0j}\omega_j \dot{\varphi}_j + \omega_j^2 \varphi_j &= \left(\int_0^L A_2 \dot{\varphi} + A_3 \dot{\varphi} \right) \varphi_j dx + \left(\int_0^L A_2 \dot{\varphi} + A_3 \dot{\varphi} \right) \varphi_j dx \Big/ I_{eq} \\ &\approx \rho b_p^* \omega_j \dot{\varphi}_j \int_0^L A_2^* \varphi_j dx + \rho b_p^* \omega_j \dot{\varphi}_j \int_0^L A_3^* \varphi_j dx \Big/ \int_0^L \varphi_j^2 dx + \rho b_p^* \omega_j \dot{\varphi}_j \int_0^L \varphi_j^2 dx \Big/ I_{eq} \\ &= \rho b_p^* \omega_j \dot{\varphi}_j \left[b_0 + b_1 (2\bar{\varphi}) \chi_{1j} + b_2 (2\bar{\varphi})^2 \chi_{2j} + b_3 (2\bar{\varphi})^3 \chi_{3j} + \dots \right] \Big/ I_{eq} \\ &\quad + \rho b_p^* \omega_j A_3^* \varphi_j \Big/ I_{eq} \\ &= \rho b_p^* \omega_j \dot{\varphi}_j A_{2p}^* \Big/ I_{eq} + \rho b_p^* \omega_j A_3^* \varphi_j \Big/ I_{eq} \quad \dots(2) \end{aligned}$$

但し、 $\varphi_j(x, t) = \bar{\varphi}_j(t) \phi_j(x)$ $\bar{\varphi}_j, \phi_j$ は捩りj次モードノ一般座標、モード関数

$$A_2^* = A_2 / \rho b^* \omega$$

$$A_3^* = A_3 / \rho b^* \omega^2$$

L, l_1, l_2 ; スパン長, 97-

例ノ3ノ桁架は1/4

ρ, b ; 空気密度, 半弦長

ω_j, ω_j ; 固有円振動数

振動時の円振動数

架設長	α_{ij}	$\int_0^L \frac{\phi_j^3 dx}{\phi_j^2 dx}$	$\int_0^L \frac{\phi_j^4 dx}{\phi_j^2 dx}$	$\int_0^L \frac{\phi_j^5 dx}{\phi_j^2 dx}$
100 %	Sy-1	0.8359	0.7315	0.6580
	As-1	0.8488	0.7500	0.6791
94.5 %	Sy-1	0.8115	0.6917	0.6074
	As-1	0.8855	0.8045	0.7425
71.5 %	As-1	0.8513	0.7541	0.6843

表1. 架設長に応じた補正係数の値

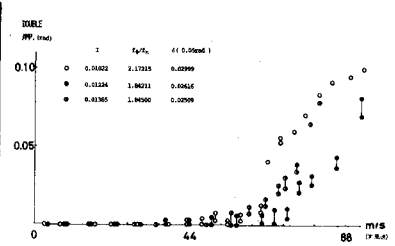
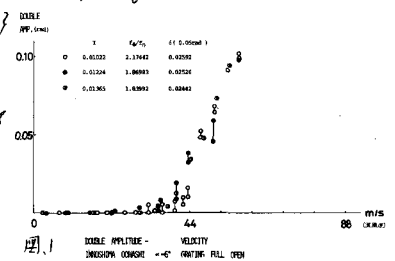


図2. 架設長に応じた補正係数の値

次に、風速分布が全スパンにわたって一様でない場合、 A_p^* が変化するものと考えられ、この時の振動方程式は；

$$\ddot{p}_i + 2\zeta_{ij}\omega_{ij}\dot{p}_i + \omega_{ij}^2 p_i = P b_i^* \omega_{ij}^2 \phi_i / I_{eq} + \int_{x_1}^{x_2} A_i^* \phi_j^2 dx / I_{eq} + \int_{x_1}^{x_2} \phi_i^2 dx / I_{eq} + P b_i^* \omega_{ij}^2 A_i^* \phi_i / I_{eq} \dots (3)$$

$$= P b_i^* \omega_{ij}^2 \phi_i \{ b_0 \beta_{ij} + b_1 \beta_{ij} (2\bar{p}) + b_2 \beta_{ij} (2\bar{p})^2 + \dots \} / I_{eq} + P b_i^* \omega_{ij}^2 A_i^* \phi_i / I_{eq}$$

eq(2), eq(3)において α_{ij} , β_{ij} は各々以下の式で表わされる係数である。

$$\alpha_{ij} = \frac{\int_{x_1}^{x_2} \phi_i^2 dx + \int_{x_1}^{x_2} \phi_j^2 dx}{\int_{x_1}^{x_2} \phi_i^2 dx + \int_{x_1}^{x_2} \phi_j^2 dx}, \quad \beta_{ij} = \frac{\int_{x_1}^{x_2} \phi_i^2 dx + \int_{x_1}^{x_2} \phi_j^2 dx}{\int_{x_1}^{x_2} \phi_i^2 dx + \int_{x_1}^{x_2} \phi_j^2 dx} \dots (4)$$

但し、 $x_1 \sim x_2$, $x_2 \sim x_4$ 桁のうち風の作用を受ける範囲

eq(2)により実橋架設時の $A-V$ 図が決定できフラッター限界風速について、eq(3)により風速分布が一様でない場合の応答振幅図を検討できる。

3. 実験および計算結果 今回の対象としたトラマ補剛桁断面では、完成時架設系とともに迎え角 $\alpha = 6^\circ, 3^\circ$ で換り振動の卓越したフラッターの発現が認められた。二次元模型実験では $\alpha = 6^\circ$ において 94.5% 架設系対称一次モードを対象とした場合がフラッター限界風速が最も低く、 $\alpha = 3^\circ$ においては完成時が最もフラッター限界風速が低いという結果が得られた。図1, 2に二次元実験結果の $A-V$ 図を示す。図3, 4にはそれを用いて94.5% 架設系の換り対称一次モードに対する二次元実験結果およびその結果を用いてeq(2), eq(4)により実橋のシミュレーションを行った結果を示す。各架設系、各モード形状に対応したeq(4)の α_{ij} は表1に示す通りである。

図3, 4の比較から判明するように実験結果とシミュレーション結果とでは顕著な差異は現れていない。次に図5, 6に風速分布迎え角分布が一様でない場合のeq(4)の β_{ij} を用いた応答振幅の計算結果を示す。図5, 6より知られるように風速迎え角の分布形状によっては補剛桁に一樣に風が作用する時よりもフラッター限界風速が低下し、耐風安定上危険側に移行する事をして示している。

結論 以上のような実験計算結果より以下のことが結論できる。

- (1) 架設系の実験においては完成時以上に振動特性(モード振動数比, 減衰)が大きな影響を持つものと考えられる。
- (2) 風速分布特性の相異により、フラッター限界風速はかなり変化し、モードの影響も受けるため種々のケースについて検討する必要が

ある。

参考文献 (1) 自木・補剛・三菱技報1647

- (2) 横山, 成田; 土木学会31回全国大会
- (3) F. Bleich; ASCE, 1948, Oct.
- (4) G. S. Vincent; Aerodynamic Stability of Arch. Br.
- (5) R. H. Scanlan; ASCE, Str. Eng. Conf. 1967
- (6) 文部省・建設省; 土木学会30回全国大会
- (7) 白石・小川; 土木学会論文報告集 40-264

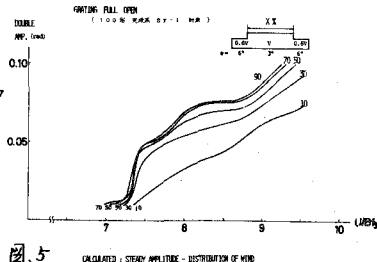


図5 CALCULATED - STEADY AMPLITUDE - DISTRIBUTION OF WIND

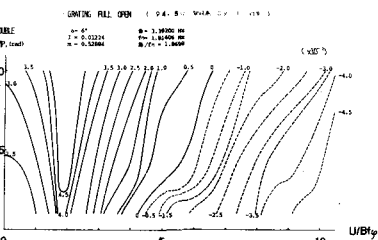


図3 CALCULATED - DOUBLE AMPLITUDE - REDUCED VELOCITY - LOGARITHMIC SWEEPING

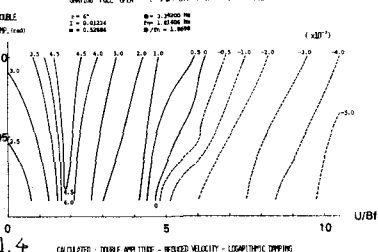


図4 CALCULATED - DOUBLE AMPLITUDE - REDUCED VELOCITY - LOGARITHMIC SWEEPING

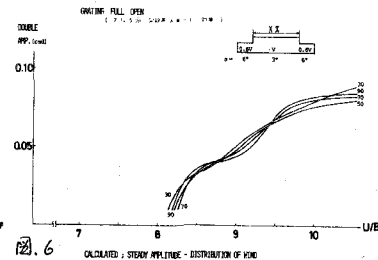


図6 CALCULATED - STEADY AMPLITUDE - DISTRIBUTION OF WIND