

超長大橋梁断面の連成フラッタ特性

白石 成人・松本 勝・白土 博通
油谷 康弘・目見田 哲

ON COUPLED FLUTTER PROPERTIES OF LONG-SPANDED BRIDGE DECK SECTION

By *Naruhito SHIRAISHI, Masaru MATSUMOTO,*
Hiromichi SHIRATO, Yasuhiro ABURATANI and Tetsu MEMITA

Synopsis

In this study the aerodynamic improvement for the coupled flutter oscillation of the bridge road deck box section of super long-spanned suspension bridge was experimentally investigated. The mitigation of the aerodynamic instability by installing "air gap" on the deck was targeted here, besides the effects of the geometry shape of the edge fairing of the box girder were briefly discussed. The unsteady pressure distribution on the box girder in a state of coupled flutter oscillation was measured, then it was clarified the pressure difference between upper and lower flange near the leading edge was significantly mitigated by the installment of "air gap", consequently this could sufficiently and aerodynamically stabilize the box girder.

1. ま え が き

橋梁断面の耐風設計を行なう場合、耐風性の優れた補剛桁の形式およびその断面形状を選定、開発していくことは不可欠である。補剛桁の形式は大きくトラス形式と箱桁形式に大別されるが、これらを比較するとお互いに長所、短所を含んでいる。トラス形式の場合、特に長大橋梁においては作用する抗力がかなり大きく、静的変形量が大きくなりすぎる点に問題がある。しかしグレーチングの設置などによって耐フラッタ性能は一応の成果をあげている。一方箱桁形式、特に流線形で偏平な断面は、形状特性として抗力係数が小さい為、静的変形量が小さく、また一般に鋼材の必要量が少なく経済的であり、美観もすぐれている。しかし対フラッタ性能は一般に上記のグレーチングなどによって工夫されたトラス形式より劣るとされている。トラス形式、箱桁形式、いずれを採用するにせよ、特に超長大橋においては、その可換性から対フラッタ性に対し十分な安全性が要求され、風洞実験などによって研究が続けられている。

流線型箱桁断面においてはフラッターの中でも特に連成フラッタ対策に注意を要する。現在では連成フラッタの発生風速 V_F が断面の曲げ、捩れ固有振動数の比 f_p/f_q が1に近づくことと上昇することを利用した twin bridge や、平板状床に橋軸方向のスリットを設けた開床板の採用などの工夫もみられ、多くの断面が研究、開発されつつある。

一例として現在、香港で計画中の Lantau 橋の断面がある¹⁾。この橋梁においては偏平六角形断面の上面に二箇所、下面に一箇所 air-gap を設けた断面が採用されており大きな成果を上げている。air-gap はフラッター時の上下面の圧力差の緩和、また三角形の edge の部分は抗力の低減という点で非常に有効である。

ここでは gap の幅, および位置の決定に際して, 連成フラッター発生風速 V_F , および渦励振発生時の振幅などについて gap の位置, および幅を変化させたパラメトリックな実験が実施されている。

本研究においては Lantau 橋断面をスタートポイントとして捉え, air-gap 付偏平六角形断面の対連成フラッタ性, また振動発生時のメカニズムを探り, 最終的にはよりよい断面を開発するという方針で実験, 考察を重ねていく。

2. 平板(断面比1:20)および翼断面の連成フラッターの発生機構

連成フラッターは薄平板, 薄翼などに典型的に生じる曲げ振れ2自由度の振動現象である。その特徴は曲げと振れの振動数の一致, およびその位相差の存在であり, これが流体よりエネルギーをうける要因となっている。薄翼, 薄平板といった物体は流れに剥離が生じない為, ポテンシャル理論が適用でき, 振動中に作用する非定常空気が解析的に求められる。これによると空気が付加質量の効果を無視した時, 曲げ速度 $\dot{\eta}$, ねじれ変位速度 $\dot{\varphi}$, ねじれ変位 φ の線形結合によって表わすことができる。R. H. Scanlan 等はこのことに注目して翼, 各種の断面を対象としてそれに作用する非定常空気を次のように定式化し, 自由振動法によって式中の非定常空気力係数 $H_1 \sim H_3, A_1 \sim A_3$ を求めた²⁾。

$$\begin{cases} \ddot{\eta} + 2\zeta_{\eta_0}\omega_{\eta_0}\dot{\eta} + \omega_{\eta_0}^2\eta = H_1\dot{\eta} + H_2\dot{\varphi} + H_3\varphi & \dots\dots\dots(1) \\ \ddot{\varphi} + 2\zeta_{\varphi_0}\omega_{\varphi_0}\dot{\varphi} + \omega_{\varphi_0}^2\varphi = A_1\dot{\eta} + A_2\dot{\varphi} + A_3\varphi & \dots\dots\dots(2) \end{cases}$$

η : 断面中心点における曲げ変位

φ : 断面中心点におけるねじれ変位

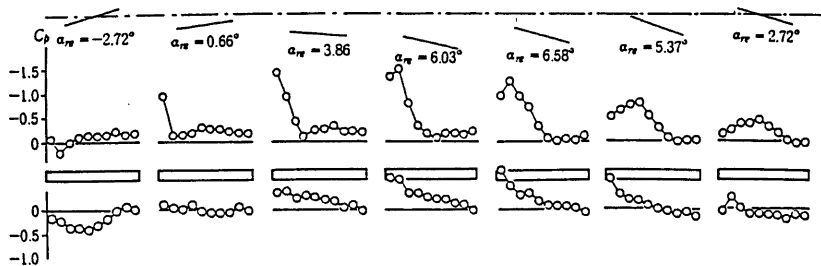


Fig. 1 Instantaneous pressure distribution of 1:20 rectangular prism in state of coupled flutter oscillation ($f_{\varphi}/f_{\eta}=1.23$, $U=5.26$ m/s).

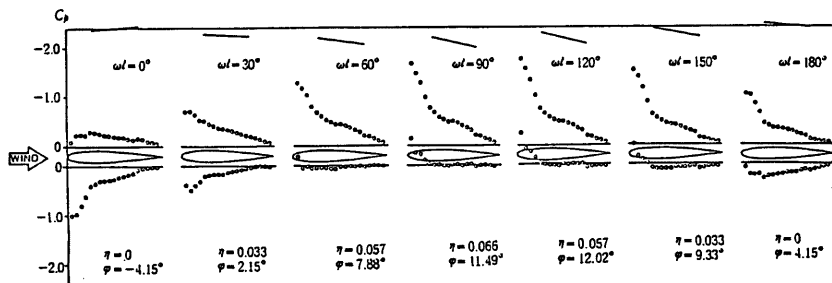


Fig. 2 Instantaneous pressure distribution of airfoil (NACA0012) in state of coupled flutter oscillation ($f_{\varphi}/f_{\eta}=1.25$, $U=6.2$ m/s).

$\zeta_{\eta_0}, \zeta_{\varphi_0}$: 無風時における振動系の曲げ振れの減衰比

$\omega_{\eta_0}, \omega_{\varphi_0}$: 無風時における振動系の曲げ振れの円振動数

H_1, A_2, A_3 : 非連成空気力係数

H_2, H_3, A_1 : 連成空気力係数

この結果、連成空気力係数である H_2, A_1 および非連成空気力係数の A_3 が正の値を示す傾向がみられた。白石、松本が断面比 1:20 の矩形断面（平板）を対象として行なった実験においても同様な傾向がみられた³⁾。

また連成フラッタの発生機構について白石、松本は連成フラッタ発生中の 1:20 矩形断面⁴⁾ および翼断面⁵⁾ の非定常圧力を測定した (Fig. 1~Fig. 2)。

これによると両者は非常に類似した傾向を示す。 α_{rel}, η （下方向が正）の値が共に増す頭上げ運動においては、上面前縁部付近で負圧が絶対値をましながらその領域を広げていき、上下面の圧力差は非常に大きなものとなる。この傾向は leading edge が最下点に達するまで続く。一方逆方向の頭下げ運動では同様に下面前縁部付近の負圧の発達がみられる。さらに振動発生中に流体から供給されるエネルギーを断面上の各地点別に計算すると両断面とも流体より正のエネルギーをうけているのは主に断面前縁部となり、このことから前縁付近の流れ、先に述べた低圧領域の流れが励振力になっているといえる。以上より 1:20 の矩形断面と翼断面の連成フラッタの発生機構は本質的に同じものであると思える。Bluff な断面である 1:20 の矩形断面には当然 leading edge での流れの剝離はおこっているが、ここでは leading edge での剝離バブルのサイズが断面の幅員に対して非常に小さいことより、断面が流線形断面と同じ性質を示したものである。1:20 矩形断面の連成フラッタにおいては、leading edge での流れの剝離は発生機構上、特に重要なポイントにはならないものと考えられる。

翼などの構造断面の連成フラッタ発生風速を求める式としては、Selberg によって次の簡便な経験式が提案されている。

$$V_S = 0.88 \omega_\varphi b \sqrt{\frac{\sqrt{\nu}}{\mu} \left\{ 1 - \left(\frac{\omega_\eta}{\omega_\varphi} \right)^2 \right\}} \dots\dots\dots (3)$$

但し、

b : 断面半幅員

ω_η : たわみ角固有振動数 ($= 2\pi f_\eta$)

ω_φ : ねじれ角固有振動数 ($= 2\pi f_\varphi$)

μ : 質量パラメータ ($= 2\pi \rho b^2/m$)

ν : 離心率 ($= 2r^2/b^2$)

r : 断面 2 次半径

m : 断面単位長さ当りの質量

Selberg の式は簡便であり、しばしば用いられるがこの式においては f_φ/f_η が 1.2 以下になると V_S が 0 に近づいているのに反し、実際の値 (V_F) は f_φ/f_η が 1.2 以下になると大きく上昇する⁶⁾ こと、および Selberg の経験式には振動系の構造減衰項が直接含まれていないことには注意すべきであろう。

3. 風洞実験概要

まず扁平六角形断面の edge の変化が V_F に及ぼす影響を考える為、Lantau 橋梁断面（断面 L）を基本に edge fairing の形状を変化させた 7 種類の閉断面について $\alpha=0^\circ$ で連成フラッタの発生風速 V_F を測定した。7 種類の断面形状を Fig. 3 に示す。次に 7 種類の断面の中で耐風特性のよかったもの (V_F の値が大き

Table 1

	α	f_{φ}/f_{η}	J_{η}	f_{φ}	M [kg·s ² /m ²]	I [kg·s ²]	δ_{η}	δ_{φ}	V_s [m/s]	V_f [m/s]	V_f/V_s
F	0°	1.29	1.4337	1.7998	0.6082	4.506	0.02984	0.03500	3.65	3.79	1.04
		1.61	1.4363	2.3077	0.5991	4.619	0.00959	0.02530	6.09	6.00	0.99
		1.96	1.4354	2.7465	0.5995	5.240	0.01989	0.02947	8.15	9.00	1.10
	+7°	1.25	1.4499	1.8137	0.6037	4.610	0.01980	0.04624	3.68	4.00	1.09
		1.59	1.4464	2.3156	0.6317	4.735	0.01789	0.04642	6.21	6.69	1.08
		1.90	1.4450	2.7500	0.5158	4.733	0.01069	0.04318	7.64	7.51	0.96
	-7°	1.30	1.4363	1.7940	0.5884	4.124	0.02456	0.03371	3.51	6.00	1.71
		1.61	1.4321	2.2970	0.5622	4.797	0.02039	0.02726	6.01	7.62	1.27
		1.91	1.4355	2.7451	0.6048	4.890	0.01342	0.05167	8.02	9.64	1.20
B	0°	1.25	1.4464	1.8094	0.6542	4.304	0.01818	0.03184	3.68	5.27	1.43
		1.57	1.4403	2.2612	0.6251	4.241	0.01461	0.03610	5.81	8.03	1.38
		1.92	1.4464	2.7752	0.6179	5.219	0.00705	0.04880	8.29	10.01	1.21
	+7°	1.22	1.4691	1.7911	0.6483	3.290	0.01763	0.05475	3.21	2.01	0.63
		1.58	1.4626	2.3110	0.6244	4.833	0.01995	0.04106	6.16	2.03	0.33
		1.89	1.4627	2.7614	0.6521	5.136	0.01094	0.03365	8.28	2.01	0.24
	-7°	1.22	1.4306	1.7511	0.6160	4.307	0.01899	0.03736	3.37	3.75	1.11
		1.58	1.4254	2.2451	0.6304	4.325	0.01819	0.02351	5.82	5.02	0.86
		1.93	1.4267	2.7591	0.6151	4.830	0.01536	0.02806	8.10	6.03	0.74
L	0°	1.29	1.4493	1.8750	0.6256	4.080	0.01589	0.03598	3.93	5.03	1.28
		1.61	1.4433	2.3214	0.6434	4.700	0.01584	0.05732	6.26	7.25	1.16
		1.97	1.4423	2.8431	0.6317	4.900	0.01726	0.03456	8.49	9.71	1.14
	+7°	1.28	1.4695	1.8849	0.6987	3.920	0.02208	0.03439	3.96	4.28	1.08
		1.57	1.4706	2.3095	0.6951	4.250	0.01599	0.05342	6.16	6.40	1.04
		1.93	1.4634	2.8287	0.6554	4.620	0.02284	0.04789	8.34	8.77	1.05
	-7°	1.30	1.4286	1.8640	0.6224	4.110	0.01695	0.05255	3.96	4.83	1.22
		1.63	1.4222	2.3125	0.6039	4.540	0.01436	0.03684	6.13	6.80	1.11
		1.96	1.4218	2.7915	0.6146	4.860	0.01577	0.04568	8.25	9.56	1.15

かったもの)を3種類選び、それぞれについて $\alpha=0^\circ, \pm 7^\circ$ $f_{\varphi}/f_{\eta}=1.25, 1.60, 1.90$ と迎角および固有振動数比を変化させ、合計27種類の断面につき V_F を測定した。実験条件、結果を Table 1 に示す。また選んだ3つの断面については応答振幅測定実験、静的空気力測定実験も同時に行なった。そしてその中で耐風特性が一番良好と思われる断面については、air-gap、の幅を変化させて、それぞれ連成フラッタ発生中の非定常圧力を測定し、その発生機構について考察した。以下その概要を述べる。

応答振幅測定実験

対象とした断面を Fig. 4~Fig. 6 に示す。各模型ともにスパン長は 60 cm であり、気流の二次元性を保つために、模型端部には端板が設けられている。使用した風洞は吹き出し式エッフェル型風洞である。風洞測定部は高さ 1.0 m、幅 0.7 m、長さ 5 m であり、風速は 0~20 (m/s) の範囲を連続的に変化させることができる。さらにこの風洞は模型支持アーム、壁面境界層による気流の乱れを避けるため、側面から 3.5 cm の

ところにアクリル製の導風壁が設けられている。模型は端板にアームを取り付けることによりスプリング支持を可能にし、左右各4本、計8本のコイルスプリングにより風洞内に水平に設置した。模型の変位はコイルスプリングの端部のコの字エレメントに貼りつけたひずみゲージにより電氣的に検出し、ホイストンブリッジ（興和電気 KK）、動歪計（新興通信 KK、6008F 型）さらにローパスフィルター（NF 回路ブロック KK、E 3201 型）を通した後、ペン書きレコーダー（渡辺測器製作所 KK、WR 3101 型）に記録した。風洞内の平均風速は N.P.L 型ピトー管を風洞内に設置し、その総圧と静圧との差圧をデジタルマノメーター（OKANO WORKS LTD OP-20A）で読みとった。模型の迎角は -7° , 0° , $+7^\circ$ の三通りに変化させ、air-gap の存在、および偏平断面であること、使用した模型の構造減衰の小ささから生じる高風速域での静的変形はその都度補正した。また曲げと振れの固有振動数比はコイルスプリングの位置を変えることにより調節した。

静的空気力測定実験

使用した断面は応答振幅測定実験で使用したものと同じ三種類であり、使用した風洞も同じである。模型は2台のロードセル（LMC 3501、日章電気 KK）により風洞内に水平に固定し、空気力（揚力、抗力、ピッチングモーメント）を電氣的に検出し動歪計（前出）、ローパスフィルター（遮断周波数 1 Hz）を通してマルチコーダー（グラフテック社）に記録した。なお測定時の風速は 5.0 (m/s) である。以下の式を用いて静的空気力係数を算定した。

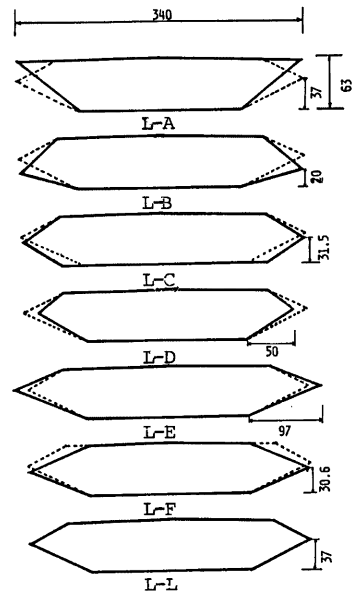


Fig. 3 Variation of edge shape of section L.

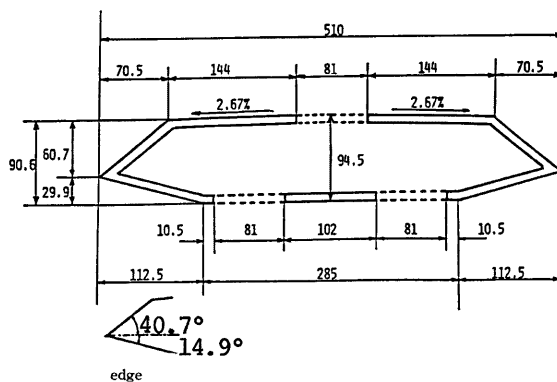


Fig. 4 Section B.

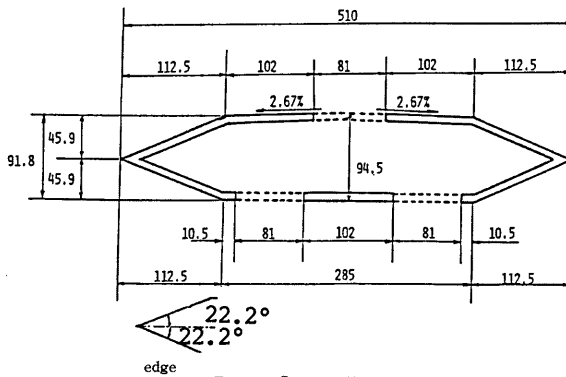


Fig. 5 Section F.

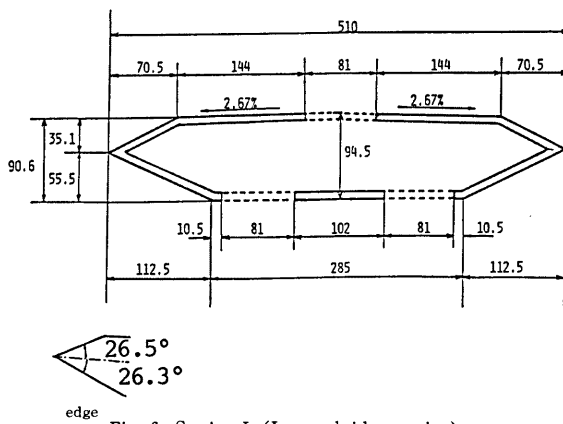


Fig. 6 Section L (Lantau bridge section).

$$\left. \begin{aligned} C_D &= \frac{D}{\frac{1}{2}\rho V^2 B l} \\ C_L &= \frac{L}{\frac{1}{2}\rho V^2 B l} \\ C_M &= \frac{M}{\frac{1}{2}\rho V^2 B^2 l} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$



Fig. 7.

但し、

L: 揚力, D: 抗力, M: ピッチングモーメント,
 ρ: 空気密度, V: 平均風速, B: 断面幅員,
 l: スパン長

なお、迎角は $-10^\circ < \alpha < 10^\circ$ の範囲で 2° ずつ変化させた。

非定常圧力測定実験

本実験においては Fig. 6 に示した断面 L の gap の幅に変化をもたせた 3 種類の断面を対象にする。ここでは断面 L の gap をそのままにしたもの (original gap), gap の幅を半分にしたもの (half gap), gap をなくしたもの (closed), それぞれについて迎角 0° の状態で連成フラッタ発生中の非定常圧力を測定した。

本実験で使用した風洞は吹込み式のエッフェル型風洞であり, 風洞測定部は高さ 1 m, 幅 25 m, 長さ 8 m である。風速は 0~20(m/s) まで連続的に変化させることができる。なおこの実験で使用した断面は前述の応答特性, 空気力特性測定実験で使用したものの 2/3 の縮尺になっており, スパン長は 93 cm である。

original 断面上の pressure hole の位置を Fig. 8 に示す。また測定時の風速は以下のとおりである。

original gap	$V = 14.4(\text{m/s})$
half gap	$V = 10.3(\text{m/s})$
closed	$V = 8.2(\text{m/s})$

測定時には表面圧力は, 模型のスパン中央部の表面に設けた圧力孔からアルミ製の導圧管を用いて端板部まで導く。ここからビニール製の導圧管によってプレッシャーマイク (豊田工機, DD 101K) へ入力する。プレッシャーマイクへはピトー管静圧からも入力し, 両者の差圧を検出する。プレッシャーマイクの出力は, DC 増幅器 (豊田工機, AA 2300) を介して変動成分はローパスフィルター (前出) からリニアコーダ (前出) に記録した。さらに平均成分はローパスフィルター (前出) を介してフォトコーダー (Yokokawa Electric Works 2932 型) に記録し, さらにピトー管動圧でわって圧力の無次元を行ない, 圧力係数 (C_p) を算出した。

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho V^2} \dots\dots\dots (5)$$

但し,

C_p : 圧力係数, p_∞ : 風洞内静圧,
 p : 模型表面圧力, V : 風速
 ρ : 空気密度

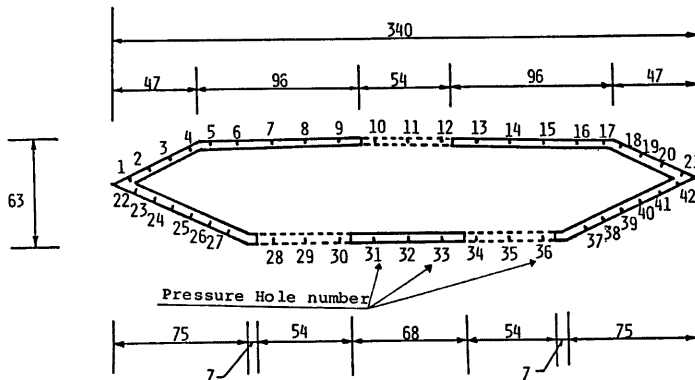


Fig. 8 Section L.

4. 実験結果および考察

4.1 応答振幅特性

断面 B, F, L のそれぞれについて V_F の値を測定し, また Selberg の式に各断面の諸値 ($f_y, f_\varphi, M, I \partial_y, \partial_\varphi$) を代入した結果求めた V_S との比を求めた。結果を Table 1 に示す。この結果によると V_F/V_S の値は f_φ/f_y が増加するにつれて減少していく傾向にある。これは Simpson らによる Lantau fixed crossing に関する実験結果¹⁾ (扁平六角形断面に air-gap, splitter plate を設けた断面を対象とした風洞実験) にもみられる傾向である。3つの断面を比較すると迎角をつけた時の断面 B の耐風特性が大きく劣るが, $\alpha = +7^\circ$ で断面 B に生じたフラッタは後述するように静的空気力係数およびフラッタ発生中の振動数と f_y, f_φ の大小関係などから捩れフラッタであると思われる。なおこの測定においては V_F の測定を主目的とした為, V_F 以前の応答については重視しなかったが, 次のケースではねじれ振動の卓越した渦励振が発生した。

断面 B $f_\varphi/f_y = 1.9, \alpha = -7^\circ$

断面 F $f_\varphi/f_y = 1.6, \alpha = -7^\circ$

$f_\varphi/f_y = 1.9, \alpha = -7^\circ$

断面 L $f_\varphi/f_y = 1.9, \alpha = 0^\circ, -7^\circ$

渦励振についても対連成フラッタ性が満足できた時点で防振装置などの対策が必要であろう。

4.2 静的空気力特性

Fig. 9~Fig. 11 に各断面の抗力係数 (C_D), 揚力係数 (C_L), ピッチングモーメント係数 (C_M) を示す。その結果, 断面 B は α がある値以上になると断面 F, L と明らかに異なった特性を示す。断面 F, L は, $-10^\circ < \alpha < 10^\circ$ において共に $dC_L/d\alpha > 0, dC_M/d\alpha > 0$ であり, α の変化に伴って C_L, C_M の値が直線的に漸増する。これは平板が示す空力特性とよく一致する。これに反して断面 B は α が $2^\circ \sim 4^\circ$ 付近より大きくなると断面 F, L とは傾向が異なり, C_L の値はほぼ一定値をとる。 C_M の値

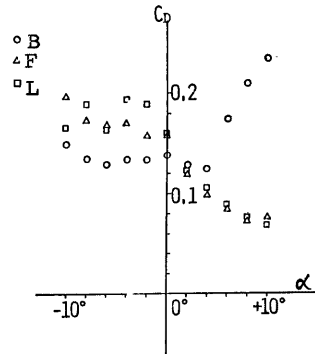


Fig. 9 Drag coefficients of aerostatical forces.

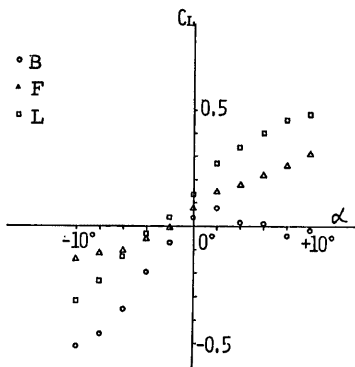


Fig. 10 Lift coefficients of aerostatical forces.

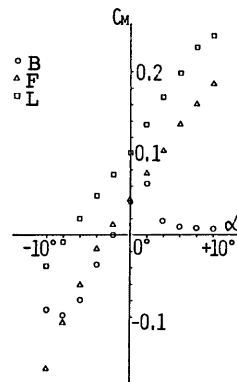


Fig. 11 Moment coefficients of aerostatical forces.

も α が $2^\circ \sim 4^\circ$ 付近で $dC_M/d\alpha < 0$ となる。 $dC_M/d\alpha < 0$ は振れフラッタの生じる断面によくみられることであり、断面 B に $\alpha = -7^\circ, 0^\circ$ では連成フラッタがそして $\alpha = 7^\circ$ では振れフラッタが発生したこととよく対応している。 C_D の値も α が $2^\circ \sim 4^\circ$ より大きくなると断面 B は F, L と傾向が異なる。断面 B が $\alpha = 2^\circ \sim 4^\circ$ 以上で断面 F, L と異なった空力特性を示すことは、edge 先端部の角度、特に上側の 40.7° という値が大きい為、正の迎角をもつ流れが剝離しやすいことに起因するものと思われる (Fig. 4 参照)。

以上断面 B, F, L について応答振幅、静的空力特性を考えてみると断面 B は正の迎角をもつ風に対しては低風速で振れフラッタが発生する為、空力的にきわめて不安定な断面であるが、断面 F, L に関しては大差がなかった。幅員の大小より実用性は断面 L が F より優れているので今後、断面 L を対象に研究をすすめる。まず断面 L の連成フラッタの発生機構における air-gap の効果、役割を考えていく為、air-gap の幅を変化させ、それぞれの非定常圧力を測定する。

4.3 非定常圧力特性

連成フラッタ発生時の非定常圧力を Fig. 12～Fig. 14 に示す。相対迎角 $\alpha_{rel} = \varphi + \dot{\eta}/V$ の値も同時に記す。各断面の V_F ($\alpha = 0^\circ$) を比較すると閉断面では $8.2(\text{m/s})$ であるが、half gap を施すと $V_F = 10.3(\text{m/s})$ で閉断面の $1.2 \sim 1.3$ 倍、original gap を施すと $V_F = 14.5(\text{m/s})$ となり閉断面の約 1.8 倍と gap の効果が徐々に現われる。閉断面の非定常圧力をみると α_{rel} , η が共に増す頭上げ運動においては上面前縁部付近で負圧が絶対値をましながらその領域を広げていき、一方、逆方向の頭下げ運動では同様に下面前縁部付近の負圧の発達のみみられる。これは連成フラッタ発生時の $1:20$ 矩形断面および翼断面においてみられるものと同じである。閉断面が流れよりエネルギーをうけているのが断面前縁部付近であること (非定常圧力より各 Pressure hole ごとに計算した結果) からも両者の発生機構は本質的に同じと思える。

次に original gap の断面をみると、上面側での負圧領域の発達は閉断面と同様にみられるが、 α_{rel} , η の値が共に減少する頭下げ運動の際の下面側での負圧領域の発達はみられない。よって上面前縁部付近の流れは励振力となるものの下面前縁部付近の流れは air-gap による負圧の緩和がなされる為、励振力とならない。断面が流れよりうけるエネルギー (仕事) を計算しても下面前縁部付近は上面側に比べはるかに値が小さい。これが original 断面において V_F を上昇させた原因と思われる。half-gap の断面の非定常圧力も original-gap のものと同様の傾向を示すが、特に下面の gap 付近の圧力緩和が original-gap はどううまくいっておらず V_F は original-gap の約 0.7 倍の値をとる。

以上発生機構から予想できる通り、偏平六角形断面の対連成フラッタ性は前縁付近の負圧の緩和が重要なポイントになると思われる。

4.4 Air-Gap の変化による応答特性の変化

前節で air-gap、特に断面前縁付近に設けたものは連成フラッタの抑制に大きな効果を発揮することがわかったが、それに関するさらに詳しいデータ、特性をつかむ為、次の実験を行なう。

ここでは断面 L の gap の位置、幅および個数を変化させ、それぞれについて V_F を測定する。対象とする断面を Fig. 15 に示す。G 1 は断面 L の gap をなくした閉断面であり、G 2～G 4 は gap の位置、ならびに個数を変化させたものである。また断面 G 5 は G 4 の上面側の gap の幅を半分にしたものである。Table 2 に各断面の諸元を、また Fig. 16 に各断面の V_F/V_S の値、およびねじれの渦励振時の振幅を示す。なおこの実験においては gap の開閉の際、質量変化をほとんどなくす為に薄膜を用いた。各断面の V_F/V_S の値を比較すると G 1, G 2, G 3 と値が大きくなることより、gap を設けることの効果、特に断面前縁部付近の gap の効果が確認できる。また G 3 と G 4 を比較することによって、断面後縁部付近の gap はあまり効果がないことが確認できる。これらは連成フラッタの発生機構を考えれば当然のことと思える。また G 4 と G 5 を比較すると上面の gap の幅を半分にしたことによる影響はあらわれていないが、断面 L の half-gap の断面と original-gap との間には V_F の値にかなり差が生じたことも併せて考えると gap の設置、特に gap の幅についてはさらにパラメトリックな実験を重ねていくことが必要と思える。

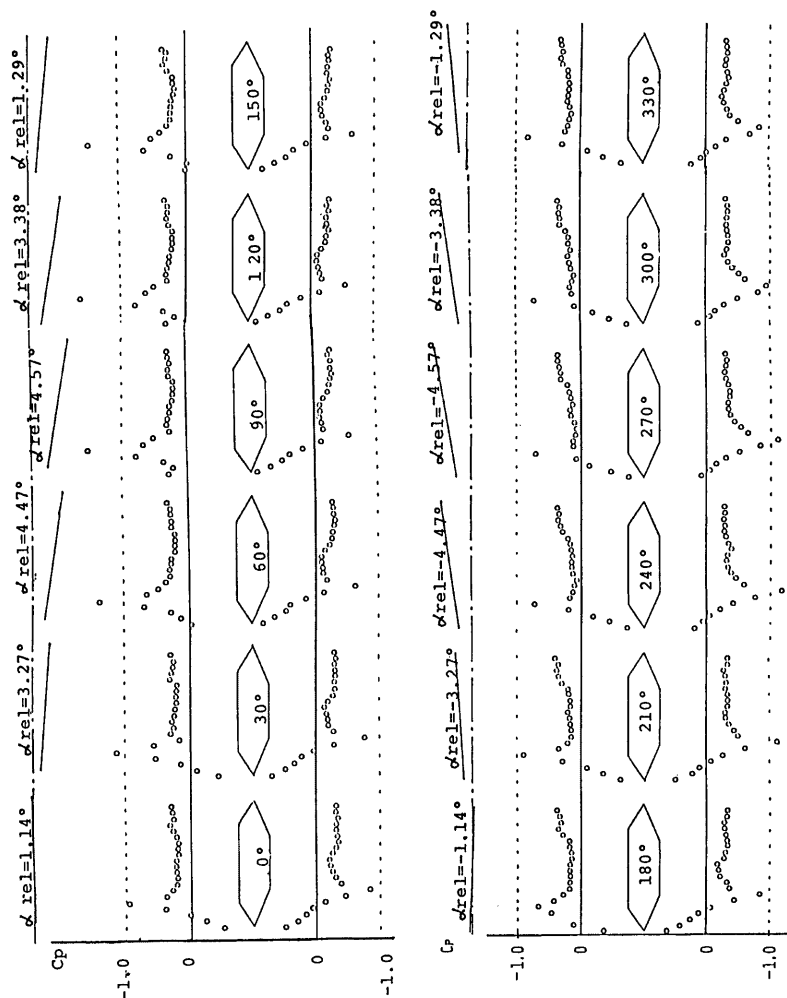


Fig. 12 Instantaneous pressure distribution of Lantau bridge section (closed) in state of coupled flutter oscillation ($f_p/f_r=1.43$, $V_f=8.20$ m/s).

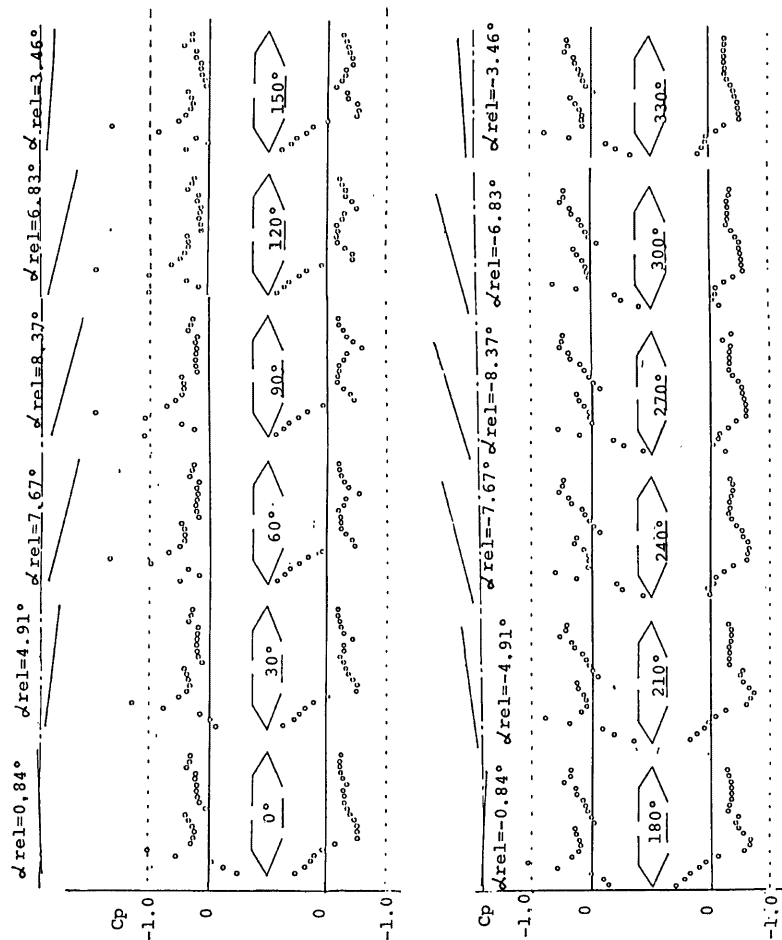


Fig. 13 Instantaneous pressure distribution of Lantau bridge section (half gap) in state of coupled flutter oscillation ($f_\phi/f_y=1.43$, $V_f=10.28$ m/s).

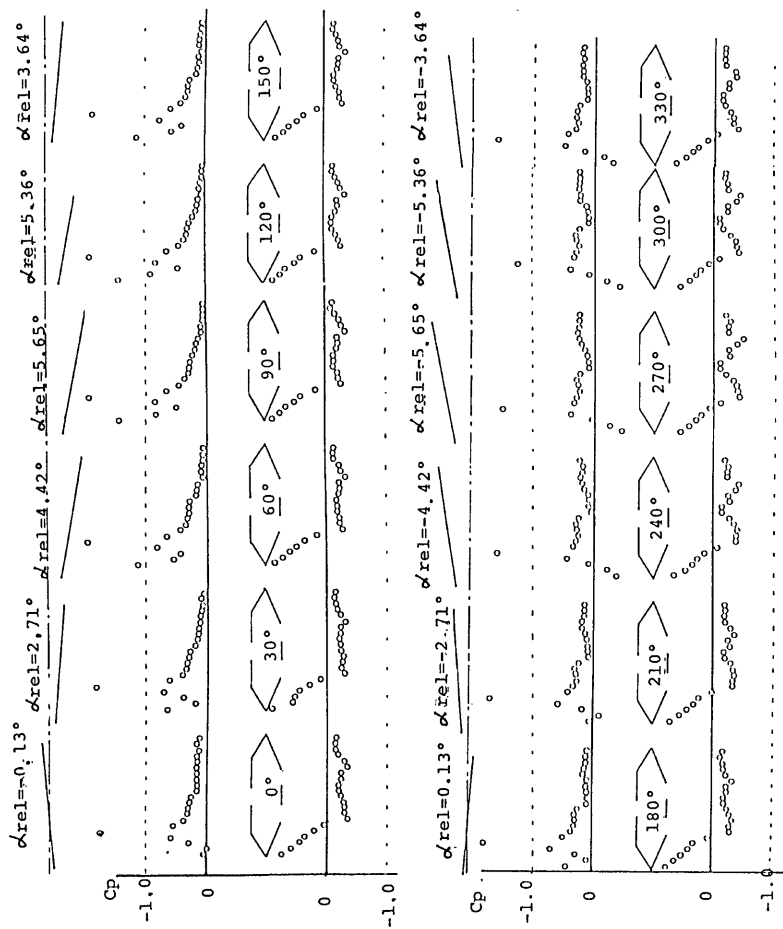


Fig. 14 Instantaneous pressure distribution of Lantau bridge section (original gap) in state of coupled flutter oscillation ($f_\phi/f_q = 1.43$, $V_f = 14.53$ m/s).

Table 2

Section	f_{ϕ}/f_{η}	f_{η} (Hz)	f_{ϕ} (Hz)	M ($\text{kg}\cdot\text{s}^2/\text{m}^2$)	I ($\text{kg}\cdot\text{s}^2$)	$\bar{V}_s$ (m/s)
G 1	2.23	1.4793	3.0347	0.5987	0.0046	8.90
G 2	1.43	1.0611	1.5150	1.0122	0.0342	8.38
G 3	2.00	1.5217	3.0435	0.5919	0.0042	8.67
G 4	2.14	1.5435	3.1091	0.5657	0.0046	8.97
G 5	2.02	1.5222	3.1042	0.5536	0.0044	8.83
L	2.20	1.5163	3.0614	0.5768	0.0046	8.86

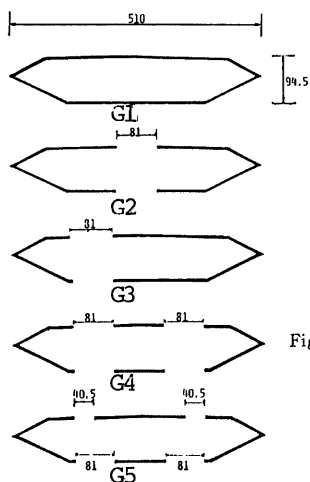


Fig. 15 Variation of gap configuration of section L.

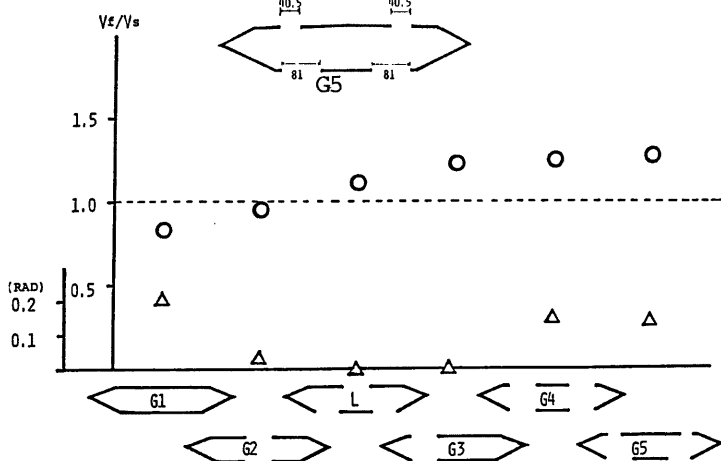


Fig. 16 Difference of onset velocity and vortex induced oscillation due to the variation of gap configuration.

以上, air-gap により偏平六角形断面の耐風特性が大きく高まったわけであり, 今後も air-gap を利用した良好な断面の開発が期待される。ただ edge, air-gap などによる空力特性のみではなく, 断面自身の剛性の確保を忘れてはならない。とはいえ断面自身の剛性を確保する為に桁高の高い断面にすると一般に空力的には不安定になりつつある。断面自身の剛性と空力的な安定化を両立させることが断面開発において重要なポイントであり, 今後の課題といえる。

4. む す び

本研究では偏平六角形断面の達成フラッタの発生機構とその特性, および断面に設けた air-gap, edge の形状が断面の連成フラッタ特性に与える影響について考察してきたが, その結果得られた結論を以下に列挙する。

- (1) 偏平六角形断面においては edge 部分の形状の微妙な変化が振動応答特性 (V_F) に大きな影響を及ぼす。
- (2) 偏平六角形断面においては固有振動数比 (f_p/f_q) の値の増加につれて V_F/V_S の値が減少していく傾向がみられる。
- (3) 偏平六角形断面の連成フラッタの発生機構は, 翼, および 1:20 矩形断面のそれと本質的に同じものであり, 前縁付近の負圧領域の発達 (η, α_{rel} の値がまず半周期間は上面側, 逆方向の運動の時は下面側) が原因である。
- (4) 偏平六角形断面の対連成フラッタ性の向上には, 断面前縁部付近の air-gap がその位置での負圧の発達を緩和することによって大きな効果を発揮する。

最後に本研究を遂行するにあたり風洞実験, データ整理等に多大な御協力をいただいた泉千年氏, 真下義章氏をはじめとする京都大学工学部橋梁工学研究室のかたがたに心から感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Simpson, A. G., D. J. Curtis and Y.-L. Choi: Aeroelastic aspects of the Lantau fixed crossing, Bridge Aerodynamics, TTL, London, 1981, pp. 109-113.
- 2) Scanlan, R. H. and J. J. Tomko: Airfoil and Bridge Deck Flutter Derivatives, Proc. ASCE, EM6, 1971, pp. 1717-1737.
- 3) 北川雅章: 矩形断面のフラッタ特性とその空力非定常特性に関する基礎的研究, 京都大学修士学位論文, 1983.
- 4) 白石成人・松本 勝・白土博通・北川雅章・平出純一: 各種矩形断面のフラッタ時の圧力分布特性, 第8回風工学シンポジウム, 1984, pp. 297-304.
- 5) Shiraishi, N., M. Matsumoto and H. Shirato: On unsteady pressure distribution of rectangular prisms in state of flutter oscillation, Proceeding of Asia pacific symposium on wind engineering, Roorke, India, 1985, pp. 173-180.
- 6) 中村泰治・吉村 健: 吊橋断面の2自由度フラッタにおける振動数比の影響及び Selberg の式の検討, 構造物の耐風性に関する第3回シンポジウム, 1974, pp. 231-236.