

平板状構造物の曲げねじれフラッター 特性に関する基礎的考察

ON THE FUNDAMENTAL CHARACTERISTICS OF CLASSICAL FLUTTER PHENOMENUM OF PLATE-LIKE STRUCTURES

白石 成人*
By Naruhito Shiraiishi

1. ま え が き

橋梁構造物はその力学的特性においてもまた幾何学的部材構成においても複雑なものとなることが多いが、特に流体との相互作用による応答は理論的に厳密に解析することは困難である。長大つり橋の補剛桁の耐風性は土木構造物の中でもとりわけ重要な特性であり、これまでも F. Bleich, D.B. Steinman, F.B. Farquharson, A. Selberg, C. Scruton, A.G. Davenport, 平井等によって研究されてきたが^{1),2)}、最近では Severn 橋の断面形状が紹介され、いわゆるトラス補剛桁断面構成とは異なる箱型閉断面の耐風性が注目されている。このことは耐風性を考慮した構造物の設計という面からきわめて興味あるところである。

さて構造物の耐風応答を考える場合、さまざまな空力弾性現象をいかに分類体系化するかは現在のところ統一的な立場はなく研究者により異なっているが、A.G. Davenport³⁾ は次のように分類している。

1) 強制振動

- (i) 構造物自身の後流における周期的渦発生によるバフエッティング現象
- (ii) 他の構造物の後流によるバフエッティング現象
- (iii) ガストによるバフエッティング現象

2) 自動振動

- (iv) ギャロッピング型自励振動(非連成振動)
- (v) フラッター型自励振動(連成振動)

このような分類は必ずしも空力弾性応答を明瞭に把握するものではないが、流体中の構造物の耐風応答を考慮する上できわめて興味あるところである。さてつり橋補剛桁を直接対象としてその定常・非定常空力を理論的に求めることは現在のところきわめて困難であるが、従

来の実験的研究によれば、その応答はある程度理想化しうるものと考えられ、就中、トラス充実率の小さなトラス・ガーダー付平板型断面、(桁高/幅員)比の小さな台型あるいは Severn 型断面では、平板の空気力学的特性に相似した応答が知られている。このような平板あるいは平板に近いと考えられる構造断面では、迎え角の小さな領域でたわみ・ねじれ、2 自由度振動系では連成フラッターすなわち曲げねじれフラッター現象が生じ、高風速においては、連成発散振動となり破壊に至ると考えられる。構造物の耐風応答としては角型断面などにみられる失速フラッター現象もあるが、これははく離による流れの時間的変動によってもたらされる 1 周期あたりのエネルギー増加による負減衰振動と考えられ、平板の失速角近傍における応答、あるいは非流線型箱型断面の応答として知られるところである。

このように土木構造物の耐風性については多くの未解決の点をもつものであるが、ここではとくに平板状構造物に関する曲げねじれフラッター現象について考察したのでその結果について報告するものである。

2. 単一平板状構造物の耐風性について

いわゆる平板状構造物の耐風性を考慮する場合、たわみ・ねじれ振動の連成した曲げねじれフラッターが重要となるが、完全に平滑な平板のポテンシャル流内における応答は Theodorsen 関数を $C(k)$ とすれば、非定常揚力 L およびピッチング・モーメント M は、たわみを

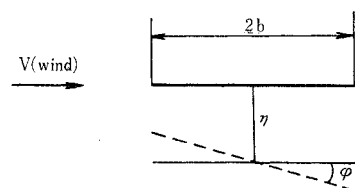


Fig. 1

* 正会員 D. Eng. Soc., 京都大学助教授 工学部土木工学科

η , η ねじれ変位を φ とするとき, 加速度項を無視すれば, 次式ようになる (図-1)。

$$\left. \begin{aligned} L &= 2\pi\rho VbC(k)\dot{\eta} + \pi\rho b^2V\{C(k)+1\}\dot{\varphi} \\ &\quad + 2\pi\rho bV^2C(k)\varphi \\ M &= 2\pi\rho b^2VC(k)\dot{\eta} - \frac{\pi}{2}\rho b^2Vb\{1-C(k)\}\dot{\varphi} \\ &\quad + 2\pi\rho V^2b^2C(k)\varphi \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(1)$$

ここに, ρ : 空気密度, V : 風速, $k = \omega b/V$: 換算振動数 (Strouhal 数) である。これら非定常外力は変位および速度に比例する項であり, 振動基礎方程式は,

$$\left. \begin{aligned} \ddot{\eta} + 2\zeta_{\eta}\omega_{\eta}\dot{\eta} + \omega_{\eta}^2\eta &= H_1\dot{\eta} + H_2\dot{\varphi} + H_3\varphi \\ \ddot{\varphi} + 2\zeta_{\varphi}\omega_{\varphi}\dot{\varphi} + \omega_{\varphi}^2\varphi &= A_1\dot{\eta} + A_2\dot{\varphi} + A_3\varphi \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2)$$

のように表わすことができる。ここに, $H_i, A_i (i=1, 2, 3)$ は非定常空気力係数であり, $\omega_{\eta}, \omega_{\varphi}$ はたわみ・ねじれ固有振動数, $\zeta_{\eta}, \zeta_{\varphi}$ はたわみ・ねじれ振動に関する減衰係数である。Ali Sabzevari, R.H. Scanlan⁴⁾ は式 (2) の形を構造物の耐風応答に関する一つの基本形式としているが, 式 (2) の空気力係数 $H_i, A_i (i=1, 2, 3)$ は式 (1) との関係で次のように, 平板の場合, 表わされる。

$$\left. \begin{aligned} H_1^* &= -\frac{2\pi}{k}|C(k)| = -2A_1^* = \frac{m}{\rho b^2\omega} H_1 \\ H_2^* &= -\frac{\pi}{k}\{1+|C(k)|\} = -\frac{\pi}{k} - A_1^* = \frac{m}{\rho b^3\omega} H_2 \\ H_3^* &= -\frac{2\pi}{k^2}|C(k)| = -\frac{2}{k}A_1^* = \frac{m}{\rho b^3\omega^2} H_3 \\ A_1^* &= \frac{\pi}{k}|C(k)| = \frac{I_P}{\rho b^3\omega} A_1 \\ A_2^* &= \frac{\pi}{2k}\{|C(k)|-1\} = \frac{1}{2}\left(A_1^* - \frac{\pi}{k}\right) = \frac{I_P}{\rho b^4\omega} A_2 \\ A_3^* &= \frac{\pi}{k^2}|C(k)| = \frac{A_1^*}{k} = \frac{I_P}{\rho b^4\omega^2} A_3 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3)$$

$H_i^*, A_i^* (i=1, 2, 3)$ は空気力係数を無次元化したもので, m, I_P は単位長さあたりの質量および慣性モーメントであり, 平板の場合換算振動数の関数であるが, Theodorsen 関数と一意的に関係づけられることになる。Ali Sabzevari, R.H. Scanlan⁵⁾ は式 (2) を基礎としてこれらの空気力係数を非連成自由振動およびフラッター振動を発生せしめることにより決定する, いわゆる自由振動法を示し, この方法による計測結果が比較的理論値とよく一致することを示した。また, いくつかの構造形式について空気力係数を求めれば, 一般的に平板状構造物の場合 H_1, H_2, H_3 はいずれも負, A_1, A_3 は正であるが, A_2 は負となる。これに対して箱型あるいは H 型断面では $H_1 > 0$, あるいは $A_2 > 0$ となる場合が多く, いずれも式 (2) で減衰項に関係し, この場合負減衰を示すことになる。Ali Sabzevari, R.H. Scan-

lan はこのような空気力係数の特性が, D. Dicker⁶⁾ の H 断面について考察した基礎式に表現されておらず, その表式自体が不完全であり, また空気力係数の特性としてこれらが換算振動数の関数となることも示されていない点を指摘した⁷⁾。

橋梁構造物の耐風性はその振動特性と空気力学的特性によって評価されなければならないが, 橋梁構造物が空気力学的にきわめて複雑であり, その非定常空気力を理論的にいまだ説明しえないことは, 従来いくつかの理論的研究が実験結果をよく説明しえないことから明らかである。わが国においても平井・岡内・宮田⁷⁾, 伊藤・田中⁸⁾ 等はこうした点に注目し, 主として長大つり橋の耐風性を, 静的な座屈, 横たわみ現象の解析と非定常空気力の解析の両面から把握しようとしてきた。最近田中・伊藤は強制振動法による非定常空気力の計測を行ない, 耐風不安定性の類別を空気力係数の特性より行なった。また, 宮田・岡内⁹⁾ は G.V. Parkinson¹⁰⁾ 等が箱型断面の跳躍振動に応用した非線型空気力を用いる解析手法を用いて, 吊橋の耐風応答すなわち, 不安定発振機構の解明を試みている。これらの研究は空気力特性を実験的に求め, 耐風応答をより合理的に評価しようとするものと考えられる。著者らもこれまでいくつかの基本的断面形状を想定して基礎的実験を行ってきたが, この結果橋梁等土木構造物の耐風特性を解明する一つの手がかりとして箱型断面構造物と平板状構造物に大別して考察することが合理的なように考えるものである。

箱型断面は一般に非流線型であり, 風による空気力は流れのはく離, 境界層の発達などが重要な因子になると考えられる。これに対して平板状構造物は, 平板を基本系とした充実率の小さなトラス補剛桁, 桁高の小さな台型断面, Severn 型断面等に見られるようなものを対象とするもので, いわゆる静的空気力係数は揚力・ピッチングモーメントについては正の迎え角 (頭上げを正) に対して正 (揚力は上側向きを正, ピッチングモーメントは頭上げ方向を正, 図-1 参照) の流体力を示し, 非定常空気力についても式 (3) に示す平板のそれに相似したものとなると考えられる。F. Bleich はつり橋のフラッター限界風速を求めるために, 流体力として平板に関するそれを直接用いてフラッター限界風速を求めたが, この結果は必ずしも現象を適確に把握するには至らなかった¹¹⁾。このことはつり橋補剛桁に作用する非定常空気力が平板のそれと同一でないことを意味すると考えられるが, 充実率の小さなトラス補剛桁をもつ断面構造の場合, その空気力学的応答特性は基本的には式 (2) の形で与えられ, とくに減衰項に対応する H_1^*, A_2^* は負であることが多く, 空気力係数の負勾配による不安定現象ではなく, たわみおよびねじれ振動の連成効果に基

づく曲げねじれフラッターと考えられる。

平板状構造物の曲げねじれフラッターに関係する諸因子は振動数，減衰係数，空気力係数がまず考えられるが，これらは迎え角，レイノルズ数，部材寸法，形状，縦横比等によって変化するものもあり，すべてを詳細に明らかにすることは不可能である。そこでここでは一応迎え角 0，微小振幅の応答を考え，空気力による連成振動の安定性について考察する。

平板状構造物の空気流中の運動方程式は加速度項を無視すれば，式(2)のように表わすことができるから，明らかに，空気力係数 H_1, A_2, A_3 は非連成項で，連成振動は A_1, H_2, H_3 によって与えられることになる。平板の場合には式(3)より，

$$H_2^* = -\frac{\pi}{k} - A_1^*, \quad H_3^* = -\frac{2}{k} A_1^* \dots\dots\dots (4)$$

であり，これら 3 項が同時に存在するが，とりわけ $k=0.2$ の近傍では Theodorsen 関数

$$C(k) = \frac{H_1^{(2)}}{H_1^{(2)} + jH_0^{(2)}}, \quad j^2 = -1 \dots\dots\dots (5)$$

は，近似的に $C(k) = (0.93 - k) - j0.18$ のように表わされる¹²⁾から，

$$\left. \begin{aligned} A_1^* &= \frac{\pi}{k} |C(k)| = \frac{\pi}{k} \sqrt{0.897 - 1.86k + k^2} \\ H_2^* &= -\frac{\pi}{k} [1 + \sqrt{0.897 - 1.86k + k^2}] \\ H_3^* &= -\frac{2\pi}{k^2} \sqrt{0.897 - 1.86k + k^2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

のようになり， A_1^* および H_3^* の k に対する変化は類似したものになるのに対して， H_2^* と A_1^* の関係はこれとは異なるものと考えられる。そこで，連成項が安定性にどのように貢献するかを知るため，連成項を 1 項のみを考えた 1 項連成と 2 項を考えた 2 項連成の場合，ならびに式(2)の形を考えれば次のようになる。

1) 1 項連成の場合

1.1) A_1 のみによる連成の場合，式(2)は

$$\ddot{\eta} + 2\zeta_\eta \omega_\eta \dot{\eta} + \omega_\eta^2 \eta = H_1 \dot{\eta} \dots\dots\dots (7.1)$$

$$\ddot{\phi} + 2\zeta_\alpha \omega_\alpha \dot{\phi} + \omega_\alpha^2 \phi = A_1 \dot{\eta} + A_2 \phi + A_3 \varphi \dots\dots (7.2)$$

となるが， $2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2 > 0, \omega_\alpha^2 - A_3 > 0$ ならば，減衰振動となる。

1.2) H_2 のみの連成の場合，同様に

$$\ddot{\eta} + 2\zeta_\eta \omega_\eta \dot{\eta} + \omega_\eta^2 \eta = H_1 \dot{\eta} + H_2 \dot{\phi} \dots\dots\dots (8.1)$$

$$\ddot{\phi} + 2\zeta_\alpha \omega_\alpha \dot{\phi} + \omega_\alpha^2 \phi = A_2 \dot{\phi} + A_3 \varphi \dots\dots\dots (8.2)$$

であり， φ は減衰振動が可能である。

1.3) H_3 のみの連成の場合，式(2)は，

$$\ddot{\eta} + 2\zeta_\eta \omega_\eta \dot{\eta} + \omega_\eta^2 \eta = H_1 \dot{\eta} + H_3 \varphi \dots\dots\dots (9.1)$$

$$\ddot{\phi} + 2\zeta_\alpha \omega_\alpha \dot{\phi} + \omega_\alpha^2 \phi = A_2 \dot{\phi} + A_3 \varphi \dots\dots\dots (9.2)$$

であり減衰振動であるから，1 項連成は安定振動のみを

与えることになる。

2) 2 項連成の場合

2.1) H_2^*, H_3^* による連成の場合，式(2)は，

$$\ddot{\eta} + 2\zeta_\eta \omega_\eta \dot{\eta} + \omega_\eta^2 \eta = H_1 \dot{\eta} + H_2 \dot{\phi} + H_3 \varphi \dots\dots (10.1)$$

$$\ddot{\phi} + 2\zeta_\alpha \omega_\alpha \dot{\phi} + \omega_\alpha^2 \phi = A_2 \dot{\phi} + A_3 \varphi \dots\dots\dots (10.2)$$

となるため，上と同様 $(2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2) > 0, \omega_\alpha^2 - A_3 > 0$ でかつ $2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1 > 0$ であれば減衰安定振動を示すことになる。

2.2) A_1^*, H_2^* による連成の場合，式(2)は，

$$\ddot{\eta} + 2\zeta_\eta \omega_\eta \dot{\eta} + \omega_\eta^2 \eta = H_1 \dot{\eta} + H_2 \dot{\phi}$$

$$\ddot{\phi} + 2\zeta_\alpha \omega_\alpha \dot{\phi} + \omega_\alpha^2 \phi = A_1 \dot{\eta} + A_2 \dot{\phi} + A_3 \varphi$$

であり，これより η を消去すれば，

$$\begin{aligned} \ddot{\phi} + \{ & (2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2) + (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1) \} \dot{\phi} \\ & + \{ \omega_\eta^2 + (\omega_\alpha^2 - A_3) \\ & + (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2) - A_1 H_2 \} \phi \\ & + \{ (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(\omega_\alpha^2 - A_3) + (2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2)\omega_\eta^2 \} \phi \\ & + \omega_\eta^2 (\omega_\alpha^2 - A_3) \varphi = 0 \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

となるが，この場合解の安定性は Routh-Hurwitz の条件より，

- a) $(2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2) + (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1) > 0$
- b) $\omega_\eta^2 + (\omega_\alpha^2 - A_3) + (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2) - A_1 H_2 > 0$
- c) $(2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(\omega_\alpha^2 - A_3) + (2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2)\omega_\eta^2 > 0$
- d) $\omega_\eta^2 (\omega_\alpha^2 - A_3) > 0$
- e) $(2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2 + 2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1) \{ \omega_\eta^2 + (\omega_\alpha^2 - A_3) + (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2) - A_1 H_2 \} \times \{ (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(\omega_\alpha^2 - A_3) + (2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2)\omega_\eta^2 \} - \{ (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(\omega_\alpha^2 - A_3) + (2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2)\omega_\eta^2 \}^2 - \{ 2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2 + 2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1 \}^2 \omega_\eta^2 (\omega_\alpha^2 - A_3) > 0$

が成立するとき満足される。条件(a),(c),(d)はこれまでの考察より満足され，式(b)も平板状構造物では一般に $A_1 > 0, H_2 < 0$ であるため成立する。さて条件(e)は，簡単のため，

$$C_\eta = 2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1, \quad C_\alpha = 2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2, \quad \tilde{\omega}_\alpha^2 = \omega_\alpha^2 - A_3 \dots\dots\dots (12)$$

のようにおけば，

$$\frac{C_\eta C_\alpha}{C_\eta + C_\alpha} \left\{ 1 + \frac{(\tilde{\omega}_\alpha^2 - \omega_\eta^2)^2}{C_\eta \tilde{\omega}_\alpha^2 + C_\alpha \omega_\eta^2} \right\} > A_1 H_2 \dots (13)$$

のようになり， $A_1 > 0, H_2 < 0$ であることを考慮すれば，式(13)は満足されるから，このような 2 項連成 (A_1^*, H_2^*) は安定振動を与えることになる。

2.3) A_1^*, H_3^* による連成の場合，式(2)は

$$\begin{aligned} \ddot{\eta} + \{ & 2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2 + 2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1 \} \dot{\eta} \\ & + \{ (\omega_\alpha^2 - A_3) + \omega_\eta^2 + (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2) \} \eta \\ & + \{ (2\zeta_\eta \omega_\eta - H_1)(\omega_\alpha^2 - A_3) \\ & + (2\zeta_\alpha \omega_\alpha - A_2)\omega_\eta^2 - A_1 H_3 \} \dot{\phi} + \omega_\eta^2 (\omega_\alpha^2 - A_3) \varphi = 0 \end{aligned} \dots\dots\dots (14)$$

のようになり、上と同様 Routh-Hurwitz の条件は5個求められるが、平板状構造物の特性 $A_1H_3 < 0$ であることを考慮すれば、このうち4個はただちに満足され、安定条件は次式で決定されることになる。

$$\begin{aligned} & \{(2\zeta_\alpha\omega_\alpha - A_2) + (2\zeta_\gamma\omega_\gamma - H_1)\} \\ & \cdot \{\omega_\gamma^2 + (\omega_\alpha^2 - A_3) + (2\zeta_\gamma\omega_\gamma - H_1)(2\zeta_\alpha\omega_\alpha - A_3)\} \\ & \cdot \{(2\zeta_\gamma\omega_\gamma - H_1)(\omega_\alpha^2 - A_3) \\ & + (2\zeta_\alpha\omega_\alpha - A_2)\omega_\gamma^2 - A_1H_3\} \\ & - \{(2\zeta_\gamma\omega_\gamma - H_1)(\omega_\alpha^2 - A_3) \\ & + (2\zeta_\alpha\omega_\alpha - A_2)\omega_\gamma^2 - A_1H_3\}^2 \\ & - \{(2\zeta_\alpha\omega_\alpha - A_2) + (2\zeta_\gamma\omega_\gamma - H_1)\}^2\omega_\gamma^2(\omega_\alpha^2 - A_3) > 0 \end{aligned}$$

これに式 (12) の記号を用いれば、結局

$$\begin{aligned} & \left\{ -A_1H_3 - \frac{(\tilde{\omega}_\alpha^2 - \omega_\gamma^2)(C_\alpha - C_\gamma)}{2} \right\}^2 \\ & < \left(\frac{C_\alpha + C_\gamma}{2} \right)^2 \{(\tilde{\omega}_\alpha - \omega_\gamma)^2 + C_\gamma C_\alpha\} \\ & \cdot \{(\tilde{\omega}_\alpha + \omega_\gamma)^2 + C_\gamma C_\alpha\} \dots\dots\dots(15) \end{aligned}$$

のようになる。式 (15) の左辺は $A_1 > 0, H_3 < 0$ なるゆえ、 $-A_1H_3 > 0$ であり、換算振動数が0に近づくにつれて発散する値になるため、発散振動の限界条件は式 (15) の両辺が等しいときに満足されることになる。

3) 3項連成の場合

この場合は連成空気力係数 A_1^*, H_2^*, H_3^* のいずれもが存在し、基礎方程式は式 (e) にほかならない。いま、

$$\begin{aligned} L_\gamma &= \frac{d^2}{dt^2} + (2\zeta_\gamma\omega_\gamma - H_1)\frac{d}{dt} + \omega_\gamma^2 \\ L_\varphi &= \frac{d^2}{dt^2} + (2\zeta_\alpha\omega_\alpha - A_2)\frac{d}{dt} + (\omega_\alpha^2 - A_3) \end{aligned}$$

なる演算子を導入すれば、式 (2) は、

$$\left(L_\gamma L_\varphi - A_1H_2 \frac{d^2}{dt^2} - A_1H_3 \frac{d}{dt} \right) \varphi = 0 \dots\dots(16)$$

のように表わされ、式 (16) は式 (11) と式 (14) における連成項が加え合わされた場合と考えられる。式(16) に対する Routh-Hurwitz の条件は上と同様5個の条件式よりなるが、平板状構造物の空気力学的特性として $A_1^* > 0, H_2^*, H_3^* < 0$ であることを考慮すれば、限界式は

$$\begin{aligned} & (C_\alpha + C_\gamma)(\omega_\gamma^2 + \tilde{\omega}_\alpha^2 + C_\gamma C_\alpha - A_1H_2) \\ & \cdot (C_\gamma\tilde{\omega}_\alpha^2 + C_\alpha\omega_\gamma^2 - A_1H_3) \\ & - (C_\gamma\tilde{\omega}_\alpha^2 + C_\alpha\omega_\gamma^2 - A_1H_3)^2 \\ & - (C_\alpha + C_\gamma)^2\omega_\gamma^2\tilde{\omega}_\alpha^2 > 0 \dots\dots\dots(17) \end{aligned}$$

となり、また

$$\begin{aligned} & \left\{ -A_1H_3 - \frac{(\tilde{\omega}_\alpha^2 - \omega_\gamma^2)(C_\alpha - C_\gamma)}{2} \right\}^2 \\ & < \left(\frac{C_\alpha + C_\gamma}{2} \right)^2 \{(\tilde{\omega}_\alpha - \omega_\gamma)^2 + C_\alpha C_\gamma - A_1H_2\} \\ & \cdot \{(\tilde{\omega}_\alpha + \omega_\gamma)^2 + C_\alpha C_\gamma - A_1H_2\} \dots\dots\dots(18) \end{aligned}$$

であるから、不安定発散振動の限界は連成空気力係数

A_1^*, H_3^* によるものと考えられる。

このように線型応答の安定性と空気力係数の関係では A_1^*, H_3^* の存在が不安定性を構成すると考えることができる。

以上の考察結果を数値的に検討するために、平板を対象にしてアナログ計算機(日立 ALS-1000)を用いてシミュレーションを行なった。計算機のプログラムの簡単さのために式(2)を、

$$\left. \begin{aligned} \ddot{\eta} + f_1\dot{\eta} + f_2\eta + f_3\dot{\varphi} + f_4\varphi &= 0 \\ \ddot{\varphi} + g_1\dot{\varphi} + g_2\varphi + g_3\dot{\eta} &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(19)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} f_1 &= 2\zeta_\gamma\omega_\gamma - H_1 & g_1 &= 2\zeta_\alpha\omega_\alpha - A_2 \\ f_2 &= \omega_\gamma^2 & g_2 &= \omega_\alpha^2 - A_3 \\ f_3 &= -H_2 & g_3 &= A_1 \\ f_4 &= -H_3 \end{aligned} \right\} \dots\dots(19')$$

のように表わせば、式 (19) のアナログ・ブロック図は図-2 のようであり、計算結果は図-3~7 のようになり、連成空気力係数 A_1H_3 が存在する場合にのみ不安定発散振動が求められた。さて計算にあたり、空気力係数は式 (3) より、

$$\begin{aligned} H_1 &= \frac{\rho b^2 \omega}{m} H_1^* & A_1 &= \frac{\rho b^3 \omega}{I_P} A_1^* \\ H_2 &= \frac{\rho b^3 \omega}{m} H_2^* & A_2 &= \frac{\rho b^4 \omega}{I_P} A_2^* \\ H_3 &= \frac{\rho b^2 \omega^2}{m} H_3^* & A_3 &= \frac{\rho b^4 \omega^2}{I_P} A_3^* \end{aligned}$$

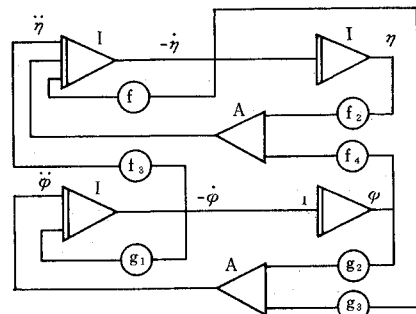


Fig. 2 Analog Block Diagram for Flutter Simulation.

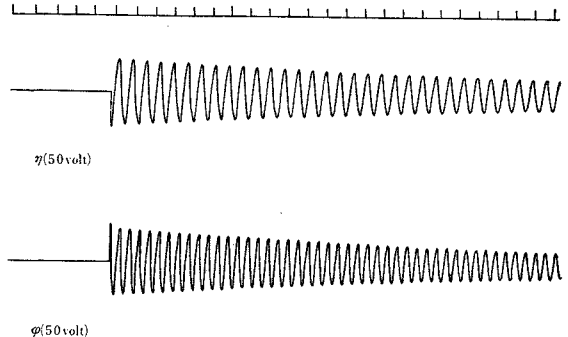


Fig. 3 Simulated Free Vibrations of Deflectional and Torsional Modes

のようである。 H_i^*, A_i^* ($i=1, 2, 3$) は換算振動数 k のみの関数であるが、 H_i, A_i はフラッター振動数の関数である。式(2)より、フラッター振動数は ω_α と ω_γ

の間にあることが求められるが、計算にあたってはまず ω を仮定し、応答をこれに対する空気力係数を代入して求め、仮定したものと一致するまで修正して求めた。

さて、平板状構造物の曲げねじれフラッター現象はこれまでの考察により空気力係数 $A_1 H_3$ により決定されることになるが、実験上あるいは設計上直接発振限界風速を知ることはきわめて重要なことである。そこで式(18)を用いて限界風速の近似式を求めてみる。平板状構造物では $A_1 > 0, H_3 < 0$ であるから、式(18)より、

$$A_1 |H_3| < \frac{C_\alpha - C_\gamma}{2} (\tilde{\omega}_\alpha^2 - \omega_\gamma^2) + \frac{C_\alpha + C_\gamma}{2} \cdot \{(\tilde{\omega}_\alpha - \omega_\gamma)^2 + C_\alpha C_\gamma - A_1 H_3\}^{1/2} \cdot \{\tilde{\omega}_\alpha + \omega_\gamma\}^2 + C_\alpha C_\gamma - A_1 H_3\}^{1/2}$$

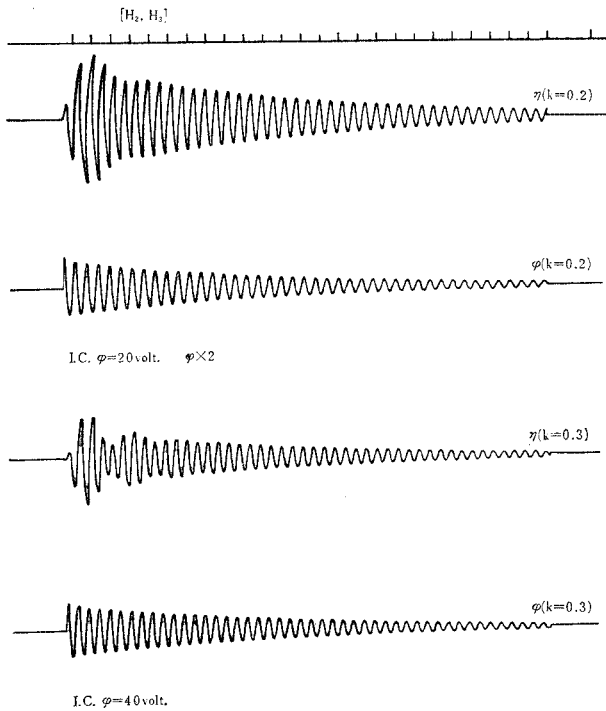


Fig. 4 Convergent Oscillations in two terms coupling of H_2 and H_3 .

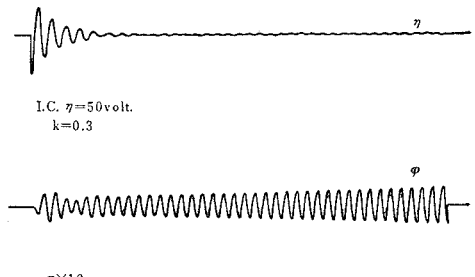


Fig. 6 Divergent Oscillations due to Coupling Aerodynamic Coefficients A_2 and H_3 (k =reduced frequency)

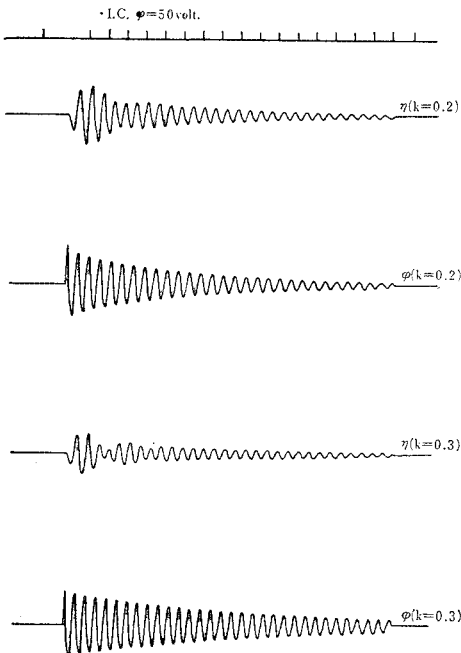


Fig. 5 Convergent Oscillations in two terms coupling of A_1 and H_2 .

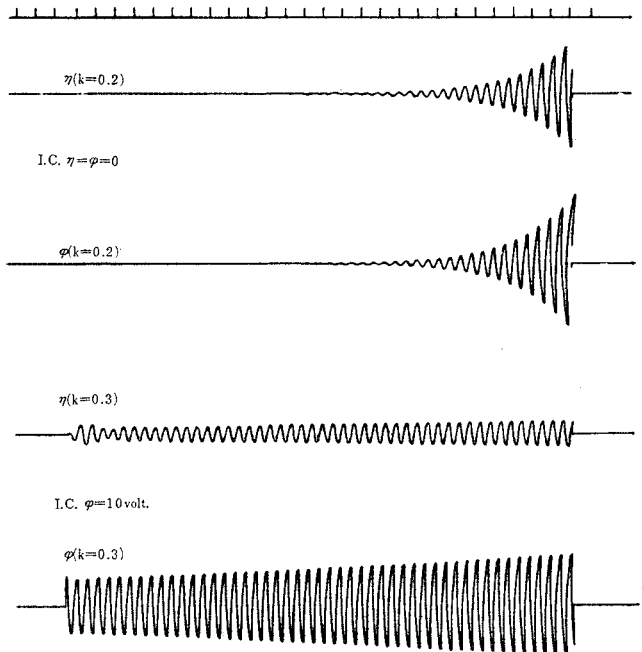


Fig. 7 Simulated Divergent Oscillations in Air Stream.

となるが、限界状態に対しては上式より右辺の第2項の $C_\alpha C_\eta$, $A_1 H_2$ および A_3 の項を無視すれば、近似的に

$$A_1 |H_3| = C_\alpha (\omega_\alpha^2 - \omega_\eta^2) \dots \dots \dots (20)$$

であり、式 (20) の左辺に擬定常理論を用いれば、

$$A_1 |H_3| = \left(\frac{\partial C_L}{\partial \alpha} \right)^2 \frac{\rho b^3 V^3}{2 m I_P} = \{2 \zeta_\alpha \omega_\alpha + |A_2|\} (\omega_\alpha^2 - \omega_\eta^2)$$

$$\therefore V_{cr} = \tilde{K} b \omega_\alpha \sqrt[3]{\left(\frac{I_P}{\rho b^4} \right) \left(\frac{m}{\rho b^2} \right) \left(1 - \frac{\omega_\eta^2}{\omega_\alpha^2} \right)} \dots \dots \dots (21)$$

$$\tilde{K} = \sqrt[3]{\frac{2\{\zeta_\alpha + |A_2|/\omega_\alpha\}}{(\partial C_L/\partial \alpha)^2}} \dots \dots \dots (22)$$

のようになる。式 (22) で与えられる \tilde{K} は実験的に求められる空気力係数 A_2 , H_1 を代入すればよく、式 (21) より換算限界風速パラメーター $V_{cr}/b \omega_\alpha$ が回転慣性パラメーター $I_P/\rho b^4$, 質量パラメーター $m/\rho b^2$, 振動数比 $\omega_\eta/\omega_\alpha$ および断面特性、減衰特性より決まる係数 \tilde{K} によって与えられることがわかる。式 (21) は A. Selberg の近似式

$$\frac{V_{cr}}{b \omega_\alpha} = 0.88 \sqrt{\frac{\nu}{\mu} \left(1 - \frac{\omega_\eta^2}{\omega_\alpha^2} \right)}$$

$$= 0.417 \sqrt{\sqrt{\left(\frac{I_P}{\rho b^4} \right) \left(\frac{m}{\rho b^2} \right) \cdot \left\{ 1 - \frac{\omega_\eta^2}{\omega_\alpha^2} \right\}}} \dots \dots \dots (23)$$

と類似したものであり、式 (23) の形式で示せば、

$$\frac{V_{cr}}{b \omega_\alpha} = K \sqrt[3]{\frac{\nu}{\mu^2} \left(1 - \frac{\omega_\eta^2}{\omega_\alpha^2} \right)} \dots \dots \dots (21 \cdot a)$$

ただし、

$$\mu = 2 \pi \rho b^2 / m, \quad \nu = 2 r^2 / b^2,$$

$$K = \sqrt[3]{\frac{8 \pi^2}{(\partial C_L / \partial \alpha)^2} \left\{ 2 \zeta_\alpha + \frac{|A_2|}{\omega_\alpha} \right\}}$$

は、 r は回転半径である。

式 (21・a) と式 (23) を比較すれば、質量、回転慣性パラメーターならびに振動数比の影響を示す幅数が異なることになるが、実験値との比較より、後述のように式 (21) の表式が合理的のように考えられる。

3. スロットを有する平板状構造物の耐風特性について

平板状構造物の耐風性を向上するために床板部にスロットを入れ、空気力を減少させ、耐風安定性を増加する方法は、これまで多くの構造物に応用されてきたものであるが、その解析はスロットの位置、大きさ、幅員との関係でかなり複雑なものとなる。著者ら¹³⁾は近似

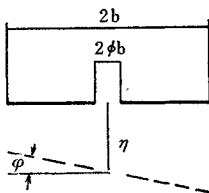


Fig. 8

的な解析例として幅員中央にスロットを有する平板について考察したが、平板状構造物の二自由度のフラッターの限界風速について次のように考えることができるようである。図-8 に示すように幅員中央にスロットを有する断面に作用する揚力 L およびピッチング モーメント M は近似的に

$$\left. \begin{aligned} L &= H_1 S_1 \dot{\eta} + H_2 S_2 \dot{\phi} + H_3 S_3 \dot{\varphi} \\ M &= A_1 S_2 \dot{\eta} + A_2 S_4 \dot{\phi} + A_3 S_2 \dot{\varphi} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (24)$$

のように表わすことができる¹³⁾。ここに、

$$S_1 = 1 - \phi, \quad S_2 = \frac{1}{2} (1 - \phi)^2, \quad S_3 = \frac{1}{4} (1 - \phi)^3$$

$$S_4 = \frac{1}{4} (1 - \phi)^2 + \frac{1}{1 - C(k)} (1 - \phi) (1 + \phi)^2$$

で ϕ は開床率である。

したがって式 (21) の近似式を用いるとすれば、空気力係数 $A_1 H_3$ に対する修正関数として $S_1 S_2$ が考えられ、限界風速は、

$$V_{cr} = \tilde{K} b \omega_\alpha \sqrt[3]{\frac{1}{S_1 S_2} \left(\frac{I_P}{\rho b^4} \right) \left(\frac{m}{\rho b^2} \right) \left(1 - \frac{\omega_\eta^2}{\omega_\alpha^2} \right)}$$

のようになる。式 (21・a) を用いれば、スロットによる影響は

$$\frac{V_{cr}}{b \omega_\alpha} = \frac{K'}{(1 - \phi)} \sqrt[3]{\frac{\nu}{\mu^2} \left(1 - \frac{\omega_\eta^2}{\omega_\alpha^2} \right)}$$

$$K' = \sqrt[3]{4 \left(2 \zeta_\alpha + \frac{|A_2|}{\omega_\alpha} \right)} \dots \dots \dots (25)$$

のようになる。

田中・伊藤⁹⁾は開床平板に関する実験を行ない、Selberg の近似式において $\phi=0$ の場合の無次元風速パラメーター $V_{cr}/b \omega_\alpha^*$ を V_0^* とするとき、開床平板のそれを $V^* = (1 - \phi)^{-2/3} V_0^*$ としたが、実験値はこの値よりもいずれも小さくなり、とくに開床形式としては開床部を平板の外縁部におくほうが限界風速を向上することを示した。いま式 (21) において、他のパラメーターを同一にして幅員を $2\phi b$ だけ縮小した場合、上と同様の符号を用いれば、 $V^* = (1 - \phi)^{-2} V_0^*$ となるが、限界風速についてみれば $V_{cr} = (V_{cr})_0 / (1 - \phi)$ になると考えられる。開床形式のフラッター限界風速に対する影響は、開床率、開床部の位置、開床方法により異なると考えられるが、開床率が小さな場合、その影響は上の考察より、

$$V^* = (1 - \phi)^{-n} V_0^* \dots \dots \dots (26)$$

のように表わすことが可能であると考えられ、 n は開床形式に応じて実験的に決定するのが合理的であると思われる。

4. 二重平板構造の耐風性について

長大橋梁ではしばしば二重床板構造形式が応用されるが、ここでは二重平板の形に理想化してその耐風性を考

察する。古く航空工学での複葉翼の静的空力特性に関する研究¹⁴⁾があるが、動的応答に関するものは少ないようである。いま図-9に示すように幅員 $2b$ の平板を間隔 d で配置し、その重心点のたわみ変位を η 、ねじれ変位を ϕ とし、これに作用する空気を擬定常理論によって求めてみる。平板に渦密度 $\nu(x)$ が分布するとき、渦密度は図-9を対象とする場合次の積分方程式を満足する。

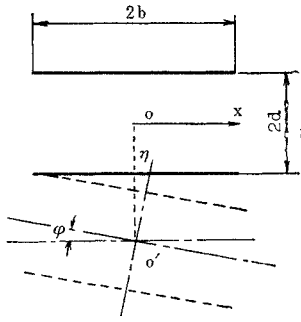


Fig. 9

$$\begin{aligned}
 & -V\phi - \dot{\eta} - x\dot{\phi} + \frac{d}{2}\dot{\phi}^2 \\
 & = \frac{1}{2\pi} \int_{-b}^b \frac{\nu(\xi)}{\xi-x} d\xi + \frac{1}{2\pi} \int_{-b}^b \frac{\nu(\xi)(\xi-x)}{(\xi-x)^2+d^2} d\xi
 \end{aligned} \tag{27}$$

ただし微小変位で、平板の鉛直方向の速度成分のみを考慮するものとする。式(27)を解くために

$$\begin{aligned}
 x &= -b \cos \psi, \quad \xi = -b \cos \theta, \\
 \nu &= 2V \left(A_0 \cot \frac{\psi}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin n\psi \right) \tag{28}
 \end{aligned}$$

とおけば¹⁵⁾、式(27)は、

$$\begin{aligned}
 & -V\phi - \dot{\eta} + \frac{d}{2}\dot{\phi}^2 + \dot{\phi} b \cos \psi \\
 & = V \left(-A_0 + \sum_1^{\infty} A_n \cos n\psi + \frac{1}{\pi} \sum_0^{\infty} A_n B_n(\psi) \right)
 \end{aligned} \tag{29}$$

となる。ここに $B_n(\psi)$ は式(28)を式(27)に代入して求められ、 ψ と d/b によって決定される関数であるが、式(29)の両辺は $\cos n\psi$ のいかなる項についても成立しなければならぬため $B_n(\psi)$ の影響は表われず、結局次式が求められる。

$$\begin{aligned}
 A_0 &= \frac{1}{2} \left(\phi + \frac{\dot{\eta}}{V} - \frac{d}{2V} \dot{\phi}^2 \right), \quad A_1 = \frac{b}{2V} \dot{\phi}, \\
 A_n &= 0 \quad (n=2, 3, \dots) \tag{30}
 \end{aligned}$$

式(30)を式(28)に代入すれば渦密度が求められ、これより揚力 L 、ピッチングモーメント M は、

$$\begin{aligned}
 L &= -2\rho V \int_{-b}^b \nu(x) dx = \frac{1}{2} \rho V^2 (2b) C_L \\
 M &= -2\rho V \int_{-b}^b \nu(x) x dx = \frac{1}{2} \rho V^2 (2b)^2 C_M \\
 \therefore C_L &= -\frac{1}{V} \frac{\partial C_L}{\partial \alpha} \dot{\eta} - \left\{ \frac{b}{2V} \left(\frac{\partial C_L}{\partial \alpha} \right) \right. \\
 & \quad \left. \cdot (1-2\kappa\phi) \right\} \dot{\phi} - \frac{\partial C_L}{\partial \alpha} \phi \\
 C_M &= \frac{1}{4V} \left(\frac{\partial C_L}{\partial \alpha} \right) \dot{\eta} - \frac{b}{4V} \left\{ \pi - \frac{1}{2} \left(\frac{\partial C_L}{\partial \alpha} \right) \right.
 \end{aligned}$$

$$\left. \cdot (1-2\kappa\phi) \right\} \dot{\phi} + \frac{1}{4} \frac{\partial C_L}{\partial \alpha} \phi \tag{31}$$

となり、ここに $\kappa=d/b$ である。式(31)で $\kappa=0$ のとき、単一平板の場合に一致するが、二重平板構造に対する空気力は非線型空気力によって特徴づけられると考えられる。しかも非線型項はねじれ変位の速度成分に表われ、単一平板の場合に比して非連成ねじれ減衰効果および連成項 H_2 の影響の非線型性は κ が増大するに連れて大きくなることを示すことになる。

5. 風洞実験結果および考察

京都大学工学部に設置されているエッフェル型風洞(写真)を用いて、いくつかの基本的断面形状の二次元模型についてフラッター実験を行なった。

模型寸法は図-10に示すようであるが、平板、トラ

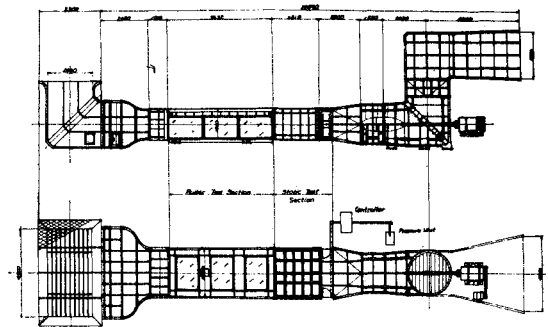


写真-1

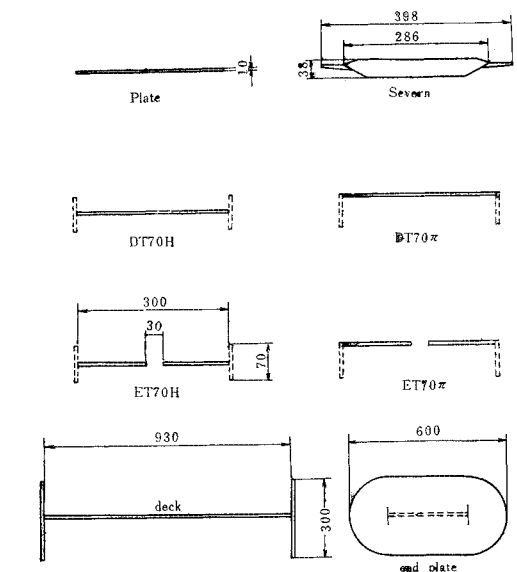


Fig. 10 Dimensions and Configurations of Models.

スガーダー付平板, Severn 型の 3 種であり, トラスガーダー形式については床板位置をガーダー中央においた H 型, および上端につけた π 型, ならびに床板を閉床 (D 型) と床板中央部に幅員の 10% のスロットを設けた開床形式 (E 型) の 4 種類について実験を行なった。模型の支持形式は 図-11 に示すが, G_1 ケージはたわみを計測し, G_2 よりねじれ角の計測を行なった。なお, 風速はベッツ型マノメーター (理化精機製) および NPL 型ピトー管を使用し, ひずみ計測は動ひずみ計 (新興通信製 DS6-MTX 型) およびデータレコーダー (TEAC 製) を用いて行なった。

フラッター実験結果を振幅・換算風速図で示せば, 図-12~16 に示すようである。これより明らかなように平板状構造物のフラッターではフラッター開始風速 (on-set velocity) とフラッター終止風速 (quench velocity) があり, 両者はかなり異なる値を示している。フラッター開始機構は物理的に一種の過渡事象であり安定

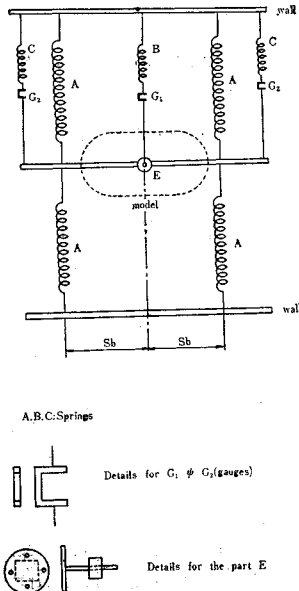


Fig. 11 Mounting Arrangement

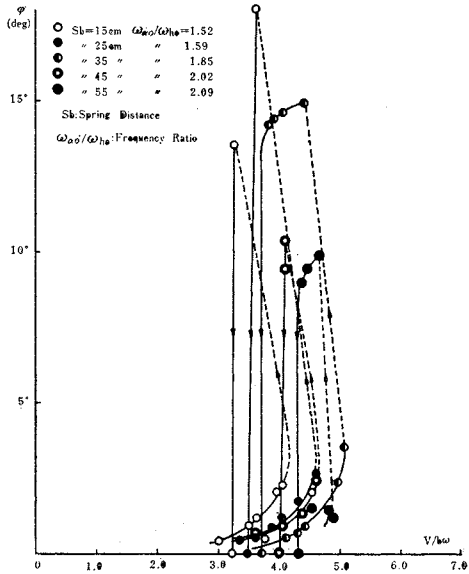


Fig. 12 Flutter Amplitude-Reduced Velocity Relation Model: Plate.

化までにはそれだけ外的エネルギーを要するものと考えられ, ここでは終止風速をもって限界風速とする。これを式 (25) を用いて整理すれば 表-1 に示すようで, 係数 K 値は 0.3~0.4 の間にほとんど含まれることになるが, 平板の実測フラッター係数は $K=0.39$ となる。トラスガーダー形式の場合には, 平板以外の付属部分の影響で若干このフラッター係数が低下すると考える

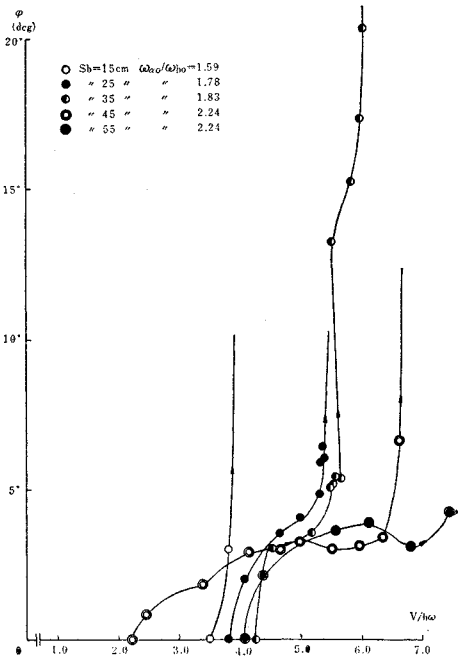


Fig. 13 Flutter Amplitude-Reduced Velocity Relation, Model: DT 70 π .

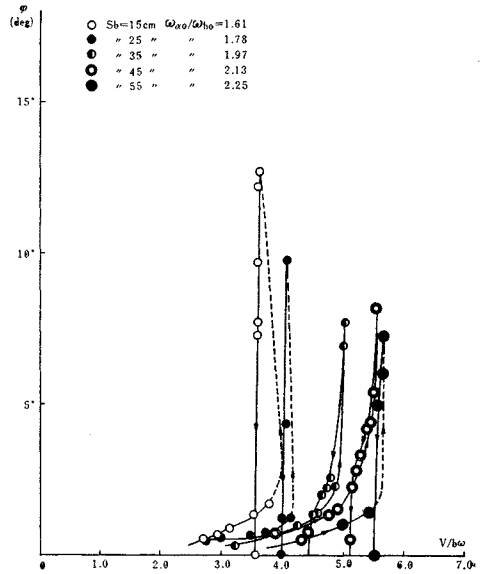


Fig. 14 Flutter Amplitude-Reduced Velocity Relation, Model: DT 70 H

Table 1 Flutter Characteristics for Plate-like Structures.

Model	m kg sec ² /m ²	I kg sec ²	ω_η rad/sec	ω_α rad/sec	$\omega_\alpha/\omega_\eta$	μ	ν	$V_{cr}/b \omega_\alpha$ (exp.)	K
PLATE	0.4473	0.01631	11.69	17.80	1.52	0.03951	3.241	3.603	0.341
	0.4473	0.01941	11.62	19.64	1.69	0.03951	3.857	4.269	0.365
	0.4473	0.02401	11.62	21.54	1.85	0.03951	4.771	4.687	0.361
	0.4473	0.03017	11.52	23.25	2.02	0.03951	5.995	4.426	0.310
	0.4473	0.03540	11.52	24.08	2.09	0.03951	7.035	4.681	0.309
DT 70 H	0.5426	0.01794	10.60	17.07	1.61	0.03257	2.939	3.486	0.291
	0.5426	0.02104	10.60	18.85	1.78	0.03257	3.447	3.938	0.301
	0.5426	0.02564	10.55	20.74	1.97	0.03257	4.200	4.638	0.323
	0.5426	0.03180	10.25	22.44	2.13	0.03257	5.209	5.213	0.333
	0.5426	0.03703	10.37	23.34	2.25	0.03257	6.066	5.323	0.320
ET 70 H	0.5802	0.01806	10.60	16.96	1.60	0.03046	2.767	4.669	0.382
	0.5802	0.02117	10.60	18.85	1.78	0.03046	3.243	5.326	0.398
	0.5802	0.02557	10.54	20.65	1.96	0.03046	3.917	6.075	0.415
	0.5802	0.03193	10.52	23.04	2.19	0.03046	4.892	6.122	0.380
DT 70 H	0.5440	0.01718	10.54	16.80	1.59	0.03248	2.807	4.224	0.360
	0.5440	0.02026	10.47	18.59	1.78	0.03248	3.310	4.879	0.379
	0.5440	0.02488	10.61	19.39	1.83	0.03248	4.065	5.290	0.379
	0.5440	0.03105	10.54	23.62	2.24	0.03248	5.073	5.606	0.358
	0.5440	0.03628	10.40	23.27	2.24	0.03248	5.928	5.690	0.345
ET 70 H	0.5820	0.01822	10.66	16.85	1.59	0.03046	2.971	4.901	0.393
	0.5802	0.02133	10.56	18.71	1.77	0.03046	3.268	5.267	0.393
	0.5802	0.02593	10.60	20.75	1.86	0.03046	3.973	5.613	0.387
	0.5802	0.03209	10.60	22.53	2.13	0.03046	4.916	5.936	0.369
	0.5802	0.03732	10.60	23.15	2.17	0.03046	5.718	6.208	0.366
Severn	0.4553	0.01463	11.47	17.07	1.49	0.03881	2.856	3.802	0.373
	0.4553	0.01771	11.55	18.93	1.64	0.03881	3.458	4.116	0.364
	0.4553	0.02233	11.47	20.87	1.82	0.03881	4.360	4.471	0.354

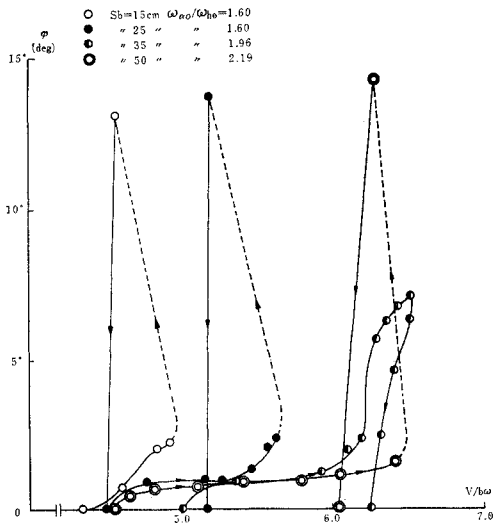


Fig. 15 Flutter Amplitude-Reduced Velocity Relation, Model : ET 70 H

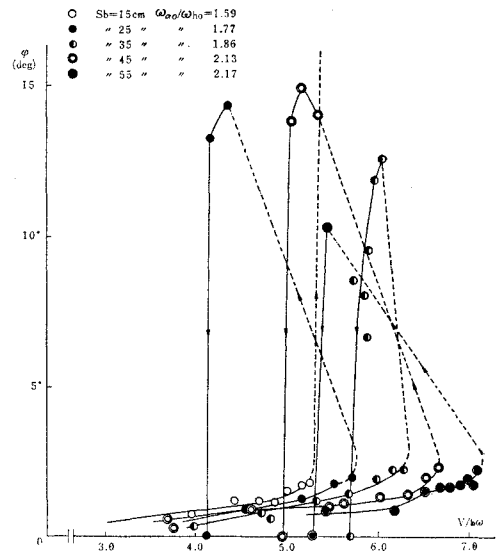


Fig. 16 Flutter Amplitude-Reduced Velocity Relation, Model : ET 70 pi.

のが妥当であろう。開床構造とした場合、開床率の影響を表一1では加味していないが、閉床の場合と比較して大体において上記の考察が妥当であると結論しようである。なお、平板に $\phi=0.1$ のスロットを設けた場合の実験を行なったが、これは図一17に示すようであり、式(25)は実験値とよく一致するように考えられる。ま

た二重平板構造についての実験結果は図一18および表一2に示すようであるが、この場合フラッター係数 (K -値) は平板間隔が増大するにつれて低下し、正方形形式の場合フラッター風速は約 20% 程度低下することが求められた。

Table 2

2b cm	d cm	ω_η rad/sec	ω_α rad/sec	$\omega_\alpha/\omega_\eta$	μ	ν	Experimental		K
							V_{cr} m/sec	$V_{cr}/b \omega_\alpha$	
20	0	5.747	9.948	1.731	0.01474	5.7085	10.12	10.174	0.391
20	4	5.703	10.014	1.756	0.01474	5.6337	10.12	10.107	0.389
20	8	5.694	9.739	1.710	0.01474	5.9562	8.962	9.203	0.351
20	12	5.687	9.896	1.740	0.01474	5.7663	8.971	9.066	0.347
20	16	5.731	9.621	1.679	0.01474	6.1030	8.003	8.318	0.317
20	20	5.720	9.425	1.648	0.01474	6.3596	7.645	8.053	0.323

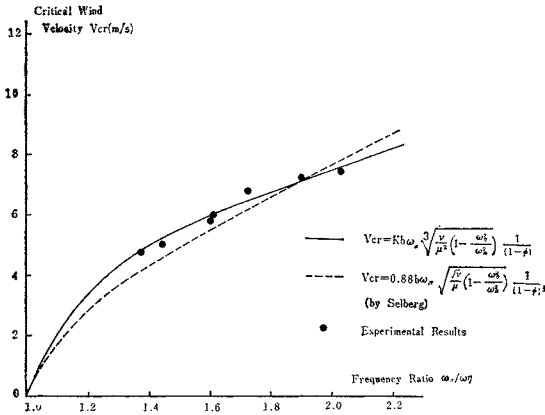
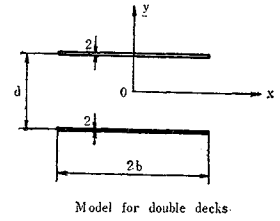


Fig. 17 Critical Wind Velocity-Frequency Ratio Relation (Plate with slot at mid-chord, $\phi=0.1$).

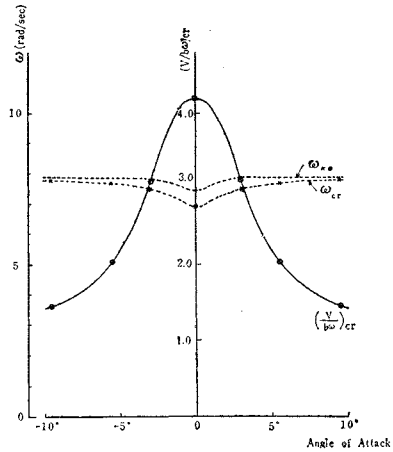


Fig. 19 Flutter Characteristics of plate.

以上は迎え角のない場合の平板状構造物の耐風特性についての考察であるが、迎え角をもつ場合の特性は平板の場合 図-19 のようであり、限界風速が低下し、フラッター振動数は迎え角の増加とともにねじれ振動数に近づくように考えられる。また振幅・換算風速・減衰係数(対数減衰率の $1/2\pi$) 関係図を示せば、図-20~22 のようであり、等減衰曲線は迎え角が小さい場合はほとんど振幅に無関係であり、このことは応答が線型であることを示すと考えられるが、迎え角が増大すれば定常振幅がそれぞれの風速に対して求められ、非線型特性が顕著になるものと考えられる。

6. む す び

平板状構造物のフラッター特性について考察したが、フラッター現象については連成空気力係数 A_1^* および H_3^* がきわめて重要であることを Routh-Hurwitz の判定条件および 2, 3 の換算振動数のもとでの数値計算をアナログ計算例で示した。この結果曲げねじれフラッターを生ずる換算振動数の範囲で連成空気力係数 A_1^* および H_3^* なる2項連成がなければ安定振動となることが考えられるため、これに基づく限界風速の近似式を誘導した。また曲げねじれフラッター限界風速にスロット、

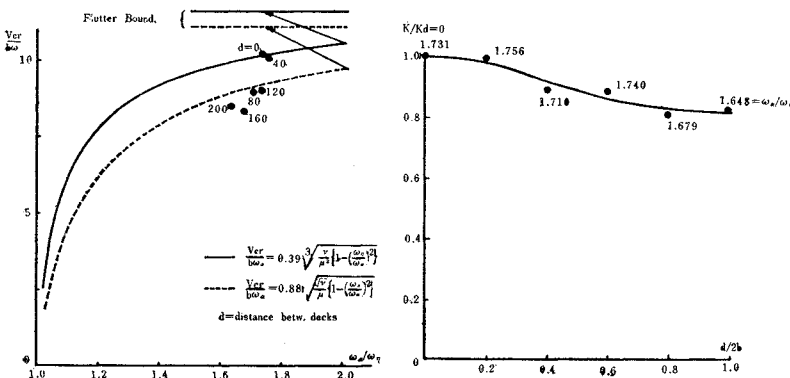


Fig. 18 Flutter Characteristics of double deck structure.

2重平板構造等の影響がどのように表われるかについて近似的な考察を行なったが、その効果はフラッター係数(K値)で示すことができると考えられる。以上のような基礎的な考察ならびに実験結果より次のようなことが考えられる。

1) 平板状構造物ならびに箱型断面構造物は幾何学的形状による分類であるが、2自由度振動系としての耐風応答現象について考えるならば、迎え角が小

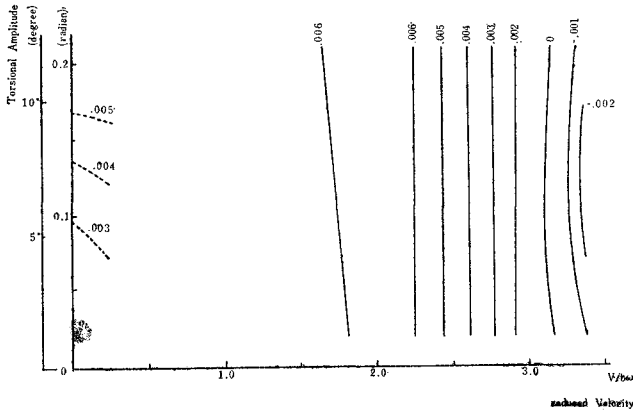


Fig. 20 Amplitude-Reduced Velocity-Damping Relation (Plate, Angle of Attack=3.1°, $\omega_n/\omega_\gamma=1.385$)

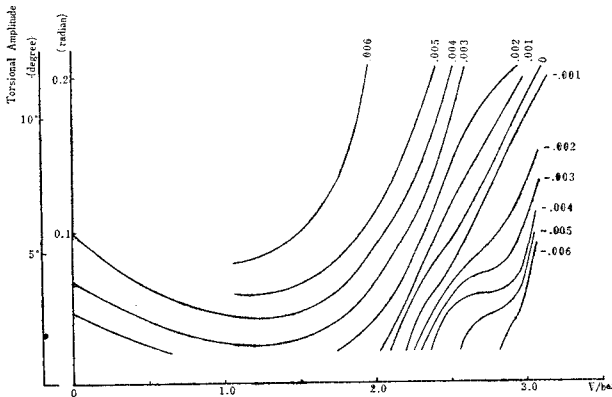


Fig. 21 Amplitude-Reduced Velocity-damping Relation (Plate, Angle of Attack=5.5°, $\omega_n/\omega_\gamma=1.381$)

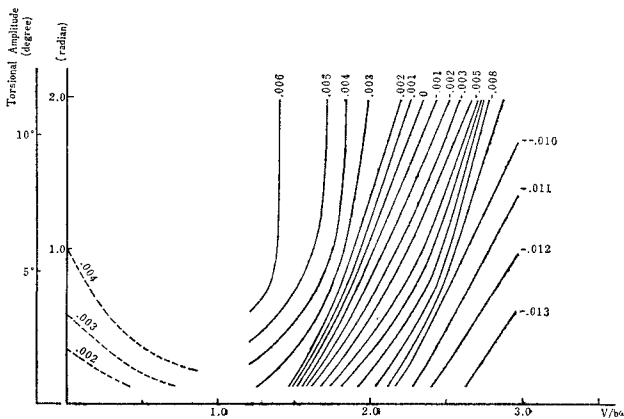


Fig. 22 Amplitude-Reduced Velocity-Damping Relation (Plate, Angle of Attack 9.7°, $\omega_n/\omega_\gamma=1.394$)

さな場合、空気力係数 A_2^* が負の場合と正の場合に対応し、不安定特性は明瞭に異なると考えられる。

2) 空気力係数 A_2^* は、Ali Sabzevari, R.H. Scanlan が指摘したように、正の場合にはねじれ1自由度のフラッター現象が限界風速を与えるが、負の場合には一

般に非連成振動は安定振動であり空気力による連成による曲げねじれフラッターが限界風速を与えることになる。この場合不安定性の限界を与える空気力係数は A_1^* ならびに H_3^* という、たわみ速度に比例するピッチングモーメント、ねじれ、速度に比例する揚力の係数であることが考えられる。

3) 上記の不安定限界値を風速で与える近似式を求めたが、この形は A. Selberg が提案している経験式と比較すれば、関係するパラメーターはほぼ同一である。Selberg の経験式は平板に関するねじれ振れフラッター限界風速を数値的に求めた場合の最低次の近似式であると考えられる。式(21)は限界状態を空気力係数 A_1^* および H_3^* の積の形で近似的にまとめると、質量、回転慣性、振動数比等の効果の1/3乗に比することになり、Y. Rocardの近似式と同じパターンに属するものと考えられる。

4) 平板状構造物の曲げねじれフラッター限界風速に各種パラメーター、空気力係数がどのように貢献するかを式(21)は示すものと思われる。すなわち曲げねじれフラッター限界に直接関係する空気力係数は連成項であるが、限界風速の大きさは空気力係数 A_2^* が重要な項となる。平板、その他の構造物に関する空気力係数の計測結果は大体において理論値に一致するが、 A_2^* に関しては理論値と実験値はかなりずれており、今後計測精度、計測法ならびにその物理的特性についても検討が必要であると思われる。

5) 2, 3の基本的形状の模型を用いて風洞実験を行なったが、式(21)で導入したフラッター係数(K値)は構造形式の耐風性を示す一つの尺度と考えられ、スロットの影響、2重平板構造の特性も示すことができると思われる。曲げねじれフラッター現象ではスロットは一般的に耐風性(限界風速)を向上するが、2重平板構造では若干耐風性は低下すると思われる。

6) 平板状構造物のフラッター限界風速におよぼす迎え角の影響は、迎え角が小さな場合線型応答が卓越するが、迎え角が大きくなると非線型応答が顕著に表われ、フラッター振動数はねじれ振動数に接近する。このような応答特性はまだ理論的にも十分に解析されておらず、今後の重要な研究課題の一つであると思われる。

本研究は昭和43・44年度日本鉄道建設公団の研究費によって行なわれたものであり、関係方面に感謝の意を

表するものである。またご指導をうけた京都大学小西一郎教授ならびに京都大学工学部土木工学教室橋梁研究室で風洞実験に協力された松本 勝, 辻 勝成, 浅沼秀弥, 外山進一の諸氏に感謝するものである。

参 考 文 献

- 1) ASCE : Wind Forces on Structures, Trans. ASCE, Vol. 126, Part II, 1961.
- 2) 土木学会・本州四国連絡橋技術調査委員会 : 耐風設計指針 (1964) 解説, 1965.5.
- 3) Davenport, A.G. : The Causes of Wind Induced Vibrations of Structures, RILEM, Theme 3, 1963, pp. 445~475.
- 4) Scanlan, R.H. & Ali Sabzevari : Suspension Bridge Flutter Revisited, ASCE Str. Eng'g Conf./Seattle, Washington, May, 1967.
- 5) Ali Sabzevari & Scanlan, R.H. : Aerodynamic Instability of Suspension Bridges, J. Eng'g Mech. Division, Proc. ASCE, EM-2, April, 1968, pp. 489~519.
- 6) Dicker, D. : Aerodynamic Stability of H-Section, J. Eng'g Mech. Division, Proc. ASCE, EM-2, April, 1966, pp. 1~23.
- 7) 平井・岡内・宮田 : 吊橋の耐風性に関する風洞実験とその考察, 土木学会論文集 151 号, 1968, March, pp. 1~17.
- 8) 田中・伊藤 : 充腹構造物の自励振動における空気力の特性, 土木学会論文報告集 168 号, 1969, August, pp. 15~24.
- 9) 宮田・岡内 : 吊橋の風による自励振動に関する一考察, 土木学会論文報告集 173 号, 1970, Jan., pp. 19~34.
- 10) Parkinson, G.V. et al : The Square Prisms as an Aeroelastic Non-linear Oscillator, Quart. J. Mech. & Applied Math., Vol. XVII, Part 2, 1964.
- 11) Bleich, F. et al : Math. Th. of Vibrations in Suspension Bridges, Dep't of Commerce, U.S.A., 1950.
- 12) Rocard, Y. : Dynamic Instability, Ungar, 1957, p. 155.
- 13) 白石・浅沼 : スロットをもつ平板のフラッター現象に関する 2, 3 の考察, 第 1 回構造物の耐風性に関するシンポジウム, 1970, May.
- 14) Lagally, M. : Die reibungslose Strömung im Außengebiet zweiter Reise. ZAMM, Band 9, Heft 4, 1929, Aug.
- 15) Fung, Y.C. : An Introduction to the Theory of Aeroelasticity, J. Wiley, 1955.

(1970.7.3・受付)