

吊橋のねじれフラッターに及ぼす 鉛直バフエッティングの影響

EFFECTS OF CROSS-WIND GUST RESPONSE OF SUSPENSION
BRIDGE ON ITS TORSIONAL FLUTTER

山口宏樹*・清水 亨**・伊藤 学***

By Hiroki YAMAGUCHI, Toru SHIMIZU and Manabu ITO

1. ま え が き

近年、構造物の大型化、軽量化に伴い、風による振動が誘起されやすいフレキシブルな構造物が増加しつつある。長大吊橋はその代表的なもので、吊橋の設計は耐風安定性に支配されることが多い。わが国においては本州四国連絡橋が計画されて以来、長大吊橋の耐風安定性に関する研究が活発に行われ、設計実務への反映が進められてきた。特にそれらの耐風性を支配することの多いねじれフラッターは最も注意をしなければならない現象とされてきた。一方、可撓性に富む長大吊橋においては自然風の乱れによる不規則振動、すなわちバフエッティングも大なり小なり必ず発生する現象であり、耐風性の総合的評価に際して見逃せない問題であることも指摘されている¹⁾。この2つの振動現象は実際には独立して生じるわけではないにもかかわらず、現在までのところ別個に取り扱われており、それらの間の相互作用については未解明な点が多い。

そこで著者らは、強風時に同時に発生している風の乱れによる顕著なバフエッティングが自励振動限界風速等にいかにか影響するかを考察し、耐風設計の信頼性を向上せしめることが必要ではないかと考えた。本研究では、自然風の乱れの鉛直成分によって引き起こされるような限定振幅鉛直たわみ振動に着目し、これがねじれフラッターに対する吊橋の耐風性をどのように変化させるかを、一様流中での2次元風洞実験、3次元風洞実験を通して調べ、さらに strip theory を前提として2次元風洞実験から得られた非定常空気を3次元構造系に適用し、鉛直たわみ振動モード、振幅等の影響を検討する。

もちろん、前述のようにバフエッティングは風の乱れ

がもたらす振動現象であり、この風の乱れは自励振動に対しさまざまな影響を与えるはずで、バフエッティングを強制振動で与えてそのときの空力応答特性を一様流中で調べることは、直接に実橋での応答を論ずることにはならない。本論文はこのことを踏まえて、いわゆる乱れの効果を論ずるのではなく、鉛直たわみ振動が存在するときの、連成変位の効果としての空力的影響を調べ、現象解明上の手がかりを得ようとするものである。

2. 吊橋のバフエッティング応答

鉛直バフエッティングの空力的効果を明らかにするために先立ち、実際の吊橋でのバフエッティング応答（ガスト応答）がどの程度のものであるかを定量的に把握しておくことが必要となる。しかし現状では、鉛直ガスト応答に対する検討は実験的には風洞試験技術の問題、解析的には自然風の特長、理論上の諸仮定の問題があって、吊橋のバフエッティング応答量を正確に推定することは難しい。このような問題はああるものの、ここでは既往のバフエッティング理論に基づき、実際の吊橋を対象に応答を推定した。

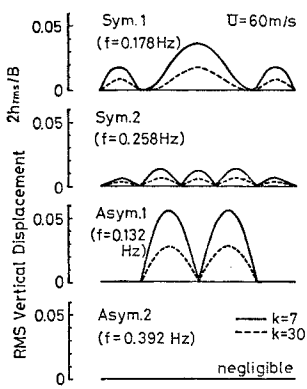
風の乱れによる不規則振動としてのバフエッティング応答推定に統計的手法を導入したのは Davenport²⁾ であり、変動空気力と変動風速を空力アドミッタンスなる伝達関数で関係づけ、これと吊橋の周波数応答関数を用いて変動応答を得るという方法である。その後多くの研究者達によって提案された手法もこの Davenport の手法を改良したもので、本質的には同じものといえよう。本論文では比較的最近のものであり、かつ簡便である Scanlan らによる手法³⁾を準用した。

対象とした吊橋は本州四国連絡橋因島大橋で、主径間 770 m、側径間 250 m の 3 径間 2 ヒンジ吊橋であり、計算に必要な固有振動特性および空力特性（静的 3 分力係数等）は文献 4)、5) によった。風の乱れは Simiu

* 正会員 工博 埼玉大学講師 工学部建設基礎工学科

** 正会員 工修 建設省北陸地建(元・東京大学大学院)

*** 正会員 工博 東京大学教授 工学部土木工学科



図一 吊橋の鉛直パフエッティング応答

のスペクトル⁶⁾により評価し、粗度長は海上における値 0.003 m を用いた。また、構造減衰は本州四国連絡橋耐風設計基準⁷⁾にある対数減衰率 0.03 を採用している。さらに、風の水平方向空間相関係数を無次元周波数の指数関数によって近似しようとする⁸⁾ときの指数 (decay factor) k

については、Davenport⁹⁾ の提案した 7, および Chuen⁹⁾ 等の自然風観測結果を参考にした 30 を用いた。

図一は鉛直たわみ各固有振動モードに対するパフエッティング応答 rms 値 (計算値) を桁幅で無次元化して示したものである。これより、固有振動数の高いモードになるにつれて急激にパフエッティング応答が小さくなるのがわかる。これは、自然風の乱れのスペクトルが高振動数成分になるにつれて急激に減少すること、および空気力の換算風速依存性により、同じ風速に対して振動数の大きな現象ほど空力減衰が大きくなること等に起因している。

因島大橋の設計風速は桁位置で約 55 m/s であり、ねじれフラッターに対してはその 1.2 倍を限界風速に採用⁷⁾ことから、ここでの計算は平均風速 60 m/s に対する応答を求めた。解析上の問題点の一つとされている指数 k の採り方に左右されるものの、低次モードの吊橋の鉛直パフエッティング応答振幅 (rms 値) としては、強風時には桁幅の数パーセント程度をとればよいと考えられる。

3. 2次元風洞実験

(1) 実験装置および実験方法

パフエッティングのような風により誘起される強制的鉛直振動の存在が吊橋のねじれフラッターに対する耐風安定性にどのような空力的効果をもたらすかを調べる目的で、部分模型による2次元風洞実験を行った。実験に用いた風洞は東京大学土木工学科所属の空力弾性試験用風洞 (エッフェル型) で、測定部断面は高さ 1.8 m, 幅 1.1 m である。

模型は辺長比 1:5 の H 型断面で、模型諸元は表一に示すとおりである。この断面形状を選定した理由はね

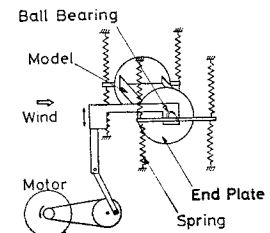
じれ1自由度フラッターの発生が保証されるため、旧 Tacoma Narrows 橋の断面形状とほぼ同じであって、充実率のあまり小くない捕剛トラスを有する吊橋も類似の空力特性を有するとされている。

この模型を図二に示すように風路内に設置し、鉛直方向に強制定常振動させたいうでねじれ自由振動応答を測定した。加振装置は図に示すようにモーターの回転を上下振動に変換する方式で、モーターの回転数により鉛直加振振動数を、アームの取り付け位置により加振振幅をそれぞれ制御することが可能である。また、加振用アームと模型とはボールベアリングを介して連結されており、鉛直加振によりねじれ方向の運動を拘束することがないよう考慮されている。

実験は風洞風速を 0.1 m/s ~ 0.3 m/s ピッチで段階的に設定し、それぞれの風速でねじれの自由振動応答を記録した。強制鉛直振動は表二に示すように振動数、振幅の組合せで与え、気流はすべて迎角 0° の一様流とした。なお、鉛直加振振動数は後述する3次元風洞実験におけるねじれ1次振動数と鉛直たわみ1次, 2次, 3次各振動数との比が等しくなるように設定している。

表一 2次元模型諸元

模型	長	105 cm
桁幅	幅	30 cm
ねじれ固有振動数		4.46 Hz



図二 2次元風洞実験装置

表二 2次元実験加振ケース

鉛直加振振動数 f_v/f_T	0.56	1.12	1.66
鉛直加振振幅 $2h_d/B$	—	0.0207	0.0223
	0.0327	0.0350	0.0387
	—	0.0577	0.0600
	0.0670	0.0710	—
	0.0980	0.1050	—
	0.1323	—	—
	0.1627	—	—

(2) 実験結果および考察

a) 鉛直振動の対風応答性状への影響

図三~六に2次元実験から得られた風速-振幅曲線 (U-A 曲線) を示す。横軸にはねじれ振動に対する換算風速 $U_r = U/f_T B$ (U : 風速, f_T : ねじれ振動数, B : 桁幅) をとり、縦軸にはねじれ倍振幅 $2\phi_0$ (deg) をとっている。図三~五には鉛直加振振動数が等しく振幅が異なる場合の U-A 曲線を、図六には鉛直加振振幅がほぼ等しく振動数が異なる場合の U-A 曲線を示した。各図で破線は不安定なリミットサイクルを示し、応答がいわゆるハードフラッターであることを意味している。

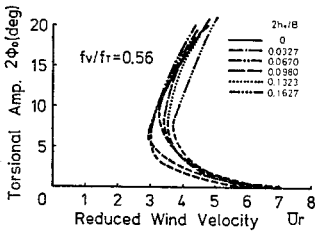


図-3 U-A 曲線 (鉛直振動数比 0.56)

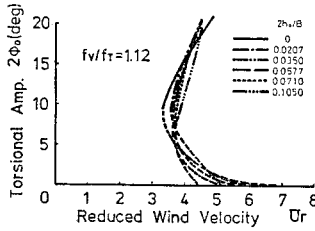


図-4 U-A 曲線 (鉛直振動数比 1.12)

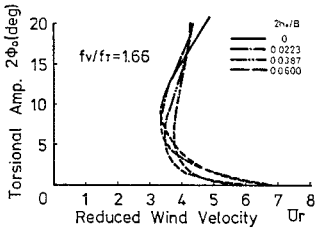


図-5 U-A 曲線 (鉛直振動数比 1.66)

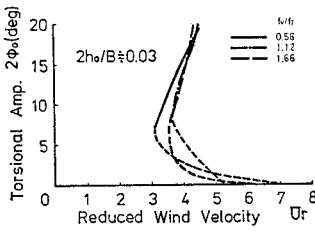


図-6 U-A 曲線 (無次元鉛直振幅 0.03)

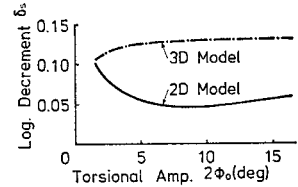


図-7 模型の構造減衰

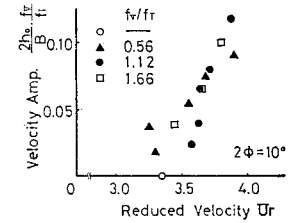


図-8 2φ=10° の応答が生ずる風速と鉛直速度振幅の関係

これは、実験装置の関係から模型の構造減衰(鉛直加振なしの場合のもの)の振幅に対する非線形性が強く、ねじれ振幅が小さい場合に構造減衰がかなり大きい(図-7, 実線)ためであり、本質的にはあまり意味をもたない。

鉛直加振振動数比 f_v/f_T が 0.56 の場合(図-3)、鉛直振幅の増大に伴い、U-A 曲線の高風速側への移動が顕著である。小さな鉛直振幅に対してははっきりしないが、鉛直振幅が大きいほどねじれフラッターに対する耐風性は向上する傾向があるといえる。このことは他の加振振動数比の場合(図-4, 図-5)についてもいえるが、他の場合は U-A 曲線の立ち上がりの勾配が鉛直振動の増大とともに急峻化するため、その効果がねじれ応答振幅に依存している。

鉛直振動数のねじれフラッターに対する耐風性への影響は図-6 に示されるが、振動数の増大により U-A 曲線が高風速側に移動し、その立ち上がりが急峻になる傾向がわずかながら認められよう。

このように、鉛直振動の振幅および振動数の増大はともにねじれフラッターに対する発生風速を高める傾向にある。そこで鉛直振幅と振動数の積である鉛直速度振幅を考え、無次元化した鉛直速度倍振幅 $2h_0/B \cdot f_v/f_T$ を縦軸に、ハードフラッターでのいわゆる quench 点¹⁰⁾ 付近のねじれ倍振幅 10° の応答が生ずる換算風速を横軸にとってプロットしたものを図-8 に示した。この図から、鉛直たわみ速度振幅と換算風速の間にはほぼ線形な関係が

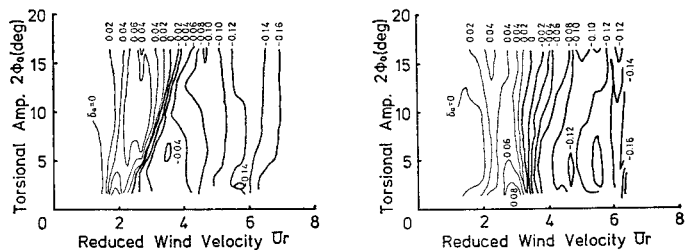
存在し、その傾きは振動数比により多少異なるものの、ほぼ同じ値をとるといえよう。このように、鉛直振動の速度振幅がねじれフラッター応答性状に影響するパラメーターとなることは興味深い。

b) 鉛直振動の非定常空気力への影響

前述のように、U-A 曲線には構造減衰特性が反映されており、今回の実験のようにそれが特殊である場合、鉛直振動の影響を U-A 曲線から詳しく考察することは難しい。そこで鉛直振動が存在するときの非定常空気力から考察を加えることにする。

図-9 はいわゆる風速-振幅-空力減衰図(U-A- δ_0 図)であり、鉛直振動なしのものに加振した場合の代表的なものを比較して示した。横軸は換算風速 U_r 、縦軸はねじれ倍振幅 $2\phi_0$ であり、等減衰線は構造減衰を差し引いた空力減衰のみを対数減衰率で示している。図よりわかるように、鉛直振動の存在は空力減衰が正から負に変わる風速範囲 $U_r=2\sim4$ で空力特性を大きく変え、ねじれ振幅の小さい範囲でそのことが顕著となる。

この空力減衰測定値を用い、非定常空気モーメントを



(a) 鉛直加振なし

(b) 鉛直加振あり ($f_v/f_T=1.12$, $2h_0/B=0.105$)

図-9 風速-振幅-空力減衰図

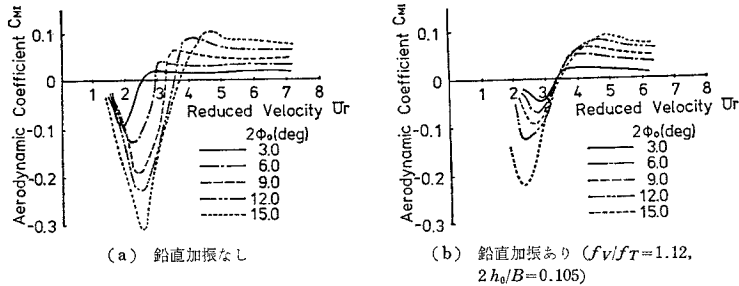


図-10 非定常空気力係数 C_{MI}

次式で与えてその係数 C_{MR} , C_{MI} を風洞実験結果より求めた。

$$M = \frac{1}{2} \rho B^2 U^2 \{C_{MR} + iC_{MI}\} \frac{\phi}{\phi_0} \dots \dots \dots (1)$$

ここで ρ は空気密度, ϕ はねじれ変位, C_{MR} , C_{MI} は非定常空気力係数である. 変位比例項の係数である C_{MR} はほとんど 0 であり, 図-10 には速度比例項係数 C_{MI} を, 図-9 に対応すべく示した. 図で横軸は換算風速 U_r , 縦軸は非定常空気力係数 C_{MI} であり, ねじれ倍振幅が $2\phi_0=3^\circ, 6^\circ, 9^\circ, 15^\circ$ についての C_{MI} を示している. 図より明らかなように, 換算風速 5 以上では鉛直振動の有無による差はほとんどないといえるが, 特に $U_r=2\sim 4$ で鉛直振動の存在により C_{MI} 曲線が変化しており, 空力特性の変化がみてとれる. 鉛直振幅による差異をみるためにねじれ倍振幅 3° の場合をとり出し, 振動数別に示したものが 図-11~13 である. C_{MI} が正になると空気力による負減衰効果を生ずるわ

い場合に比べて大きくなることが多い. 以上のことより, 鉛直振動の存在はフラッター発振風速を上昇せしめる傾向のあることがうかがえる.

4. 3次元風洞実験

(1) 実験模型および実験方法

2次元風洞実験によって強制的鉛直たわみ振動の存在が一般に吊橋のねじれフラッターの発生風速を高める傾向のあることがわかったが, その振動モード形がどのように影響するかを調べる目的で3次元風洞実験を行った. 実験に用いた風洞は東京大学土木工学科所属のゲッチェンゲン型全橋模型用低速風洞で, 吹出口寸法は幅 16 m, 高さ 1.9 m である.

模型は実橋を完全に相似させたものではなく, 3次元現象を扱ううえで簡便な方法とされている taut strip model¹³⁾ を採用した. つまり, 2本のピアノ線を一定張力で張り, それに2次元実験模型と同じ辺長比 1:5 のH型断面ブロックを定着した模型を用いた. その諸元は表-3のとおりであり, スパン長は桁幅との比が実吊橋での桁幅と主径間長との比にあまり変わらないように考えた. 完成した模型の固有振動数および構造減衰は表-4 および 図-7 に示すとおりである.

実験は, 無風時に加振器を用いて鉛直たわみ固有振動 (1次~3次) で強制振動させ, 風速を段階的に設定してスパン中央点および 1/4 点の変位応答を測定した.

表-3 3次元模型諸元

支間長	615 cm
サグ長	2.1 cm
ピアノ線間隔	18 cm
桁幅	20 cm

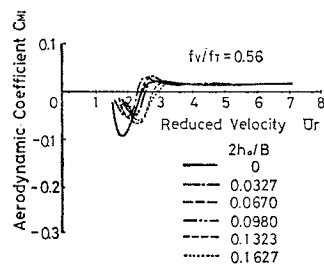


図-11 C_{MI} に対する鉛直振動の影響 (鉛直振動数比 0.56, $2\phi_0=3^\circ$)

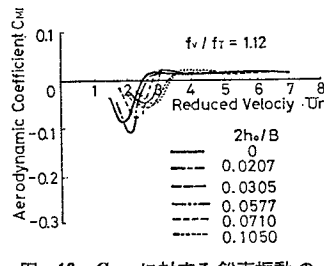


図-12 C_{MI} に対する鉛直振動の影響 (鉛直振動数比 1.12, $2\phi_0=3^\circ$)

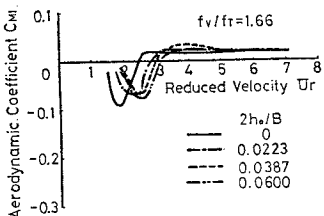


図-13 C_{MI} に対する鉛直振動の影響 (鉛直振動数比 1.66, $2\phi_0=3^\circ$)

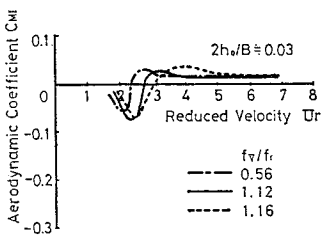
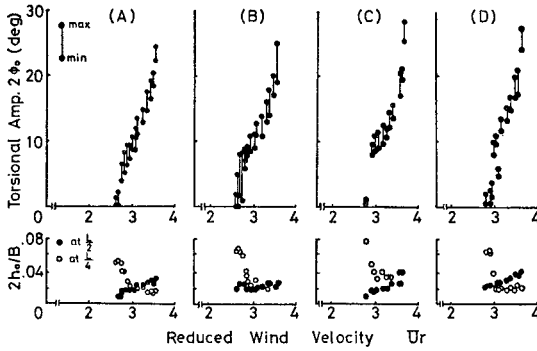


図-14 C_{MI} に対する鉛直振動の影響 (鉛直振幅 0.03, $2\phi_0=3^\circ$)

表-4 3次元模型振動特性

振動モード	固有振動数	対数減衰率	
鉛直たわみ	Sym. 1	3.84 Hz	0.048~0.058
	Asym. 1	7.69 Hz	0.044~0.084
	Sym. 2	11.45 Hz	0.08~0.10
ねじれ	Sym. 1	6.89 Hz	0.09~0.13



(A) 加振なし (B) 対称1次加振 (C) 逆対称1次加振 (D) 対称2次加振

図-15 U-A 曲線 (3次元実験)

(2) 実験結果および考察

図-15 に3次元実験結果としての U-A 曲線を示す。横軸はねじれ1次振動に関する換算風速、縦軸はスパン中央点におけるねじれ倍振幅である。また図の下半分には、フラッターが発生する付近の風速でのスパン中央点、1/4点における鉛直たわみ倍振幅 $2h_0/B$ の最大値を示してある。

これらの結果からは鉛直加振モードの違いがねじれフラッターの発生状況に及ぼす効果は判然とせず、有意な差があるとはいえない。これは、風速が高くなるにつれて鉛直たわみ振動に関する空力減衰が変化し、無風時に与えた鉛直振動モード、鉛直加振振幅を保持し得なかったこと、および加振のいかんにかかわらず換算風速2くらい以下のフラッター発振風速付近で鉛直たわみ逆対称1次の渦励振が発生したこと等による。しかし図よりわかるように、ねじれフラッター応答は鉛直たわみ渦励振が治まる風速付近から急激に発達しており、鉛直たわみ振動の存在が何らかの影響を及ぼしていると思われることは、鉛直パフェッティングのねじれフラッターに及ぼす影響を考えるうえにおいても興味深い。

5. 鉛直パフェッティングを伴う吊橋の耐風安定性

taut strip model による3次元風洞実験では鉛直たわみ振動モードの影響が判然としなかったため、ここでは2次元非定常空気を、strip theory に基づいて鉛直た

わみ振動している3次元構造系へ作用させ、その応答を数値計算により求めて鉛直たわみ振動モードのフラッター応答への影響を考察する。

(1) 理論

吊橋の i 次ねじれ振動 $\theta_i(x)$ に関するねじれフラッターを考えるものとし、基準座標を $p_i(t)$ とすれば、運動方程式は次式のように表わされる。

$$\ddot{p}_i(t) + 2\zeta_i\omega_i\dot{p}_i(t) + \omega_i^2 p_i(t) = M_i(t)/\theta_i \dots\dots\dots(2)$$

ただし、

$$\theta_i = \int_0^l \theta(x) \{\phi_i(x)\}^2 dx \dots\dots\dots(3 \cdot a)$$

$$M_i(t) = \int_0^l M(x, t) \phi_i(x) dx \dots\dots\dots(3 \cdot b)$$

である。 l はスパン長、 $\theta(x)$ 、 $M(x, t)$ は単位長さ当たりの橋桁の極慣性モーメント、自励空力モーメントで、 θ_i 、 M_i はそれぞれ i 次の一般化極慣性モーメント、および一般化外力である。また、 ζ_i 、 ω_i は i 次ねじれ振動モードの減衰比、固有円振動数を表わしている。

自励力 $M(x, t)$ は 3. で の 2次元実験結果より次式で表わされる。

$$M(x, t) = \frac{1}{2} \rho U^2 B^2 \frac{\dot{\phi}}{\omega_{\phi_0}} C_{MI} \dots\dots\dots(4)$$

式 (4) を式 (3・b) に代入し、さらに式 (2) に代入すれば、

$$\ddot{p}_i + 2(\zeta_i + \tilde{\zeta}_i)\omega_i\dot{p}_i + \omega_i^2 p_i = 0 \dots\dots\dots(5)$$

ただし、

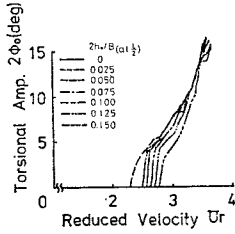
$$\tilde{\zeta}_i = \frac{-\rho B^2 U^2}{4\theta_i \omega_i} \int_0^l C_{MI} \frac{\phi_i^2}{\phi_0} dx \dots\dots\dots(6)$$

であり、一般に空力減衰とよばれるものである。

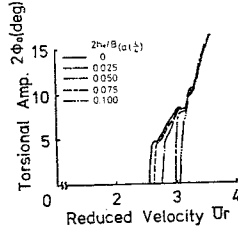
式 (5) の解は簡単に求まり、それを時間に関して逐次追跡していけば定常応答が得られるわけであるが、ここでは風速-振幅曲線を得ることを考えて、各風速について各ねじれ振幅に対する系全体の減衰 (構造減衰と空力減衰の和) を求め、各風速に対して減衰が 0 となるねじれ振幅を求めた。なお、構造減衰は対数減衰率で 0.03 と設定している。

(2) 計算結果および考察

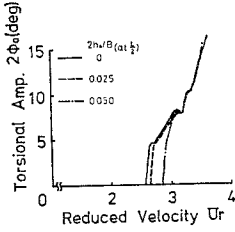
計算は3次元風洞実験で用いたモデルを対象に、鉛直たわみ振動モードとして対称1次、2次、逆対称1次の3ケースについて種々振幅を変えて行った。その結果得られた U-A 曲線を 図-16~18 に示す。これらの図より、多少の例外はあるものの、鉛直たわみ振幅の増大とともに発振風速が大きくなるのがわかる。ただし、鉛直たわみ振動の存在による耐風安定性の変化は、ねじれ応答振幅が小さい場合に顕著であるものの、ねじれ変位



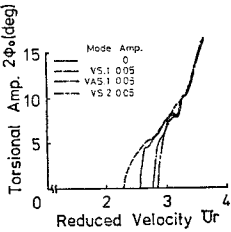
図一六 U - A 曲線 (計算値, 対称 1 次鉛直振動)



図一七 U - A 曲線 (計算値, 逆対称 1 次鉛直振動)



図一八 U - A 曲線 (計算値, 対称 2 次鉛直振動)



図一九 U - A 曲線 (計算値, モードの影響)

が大きい場合にはほとんど効果が認められない。つまり、鉛直たわみ振幅の増大に伴って、 U - A 曲線の立ち上がり急峻になっている。このことは逆対称 1 次鉛直振動 (図一七)、および対称 2 次鉛直振動 (図一八) の場合に特に顕著であり、この場合一度フラッターが発生すると急激に振幅が増大するわけで、フラッター発振風速は上昇するものの工学的には耐風安定性が向上するとは必ずしもいえない。

図一九には最大振幅が等しく、鉛直振動モードが異なる場合の U - A 曲線を比較して示したが、高次モードになるほど U - A 曲線は高風速側に移動するがその立ち上がりは急峻になる傾向にある。

前述のように、実橋での鉛直パフェッティング応答としては低次モードに対して桁幅の数パーセント考え得るわけで、この程度の鉛直たわみ振動の存在でも吊橋のねじれフラッター発振風速等を変化させ得るといえよう。

6. むすび

パフェッティングを念頭に、吊橋が鉛直たわみ振動を生じている場合、ねじれフラッターに対する耐風安定性がどのように変化するかを考察した。得られた結果は以下のとおりである。

(1) ねじれに関する 2 次元非定常空力は鉛直たわみ振動の存在により、負減衰効果が生ずるあたりの風速で大きな影響を受け、鉛直たわみ振幅が比較的大きい場合に非定常空力の振幅に対する非線形性が小さくな

る。

(2) (1) の効果は鉛直たわみ速度振幅により支配されられると思われる。

(3) 鉛直たわみ振動の振幅、振動数の増大に伴い、ねじれフラッター発振風速が上昇する。

(4) 鉛直パフェッティング応答程度の鉛直たわみ振動の存在は、吊橋のねじれフラッターに対する耐風安定性を変化させると考えられる。

鉛直たわみ振動が存在すれば、構造物の弾性エネルギーの状況および物体まわりの流れの場は変化することが予想され、ねじれフラッターの発生状況にも影響を及ぼすことは当然のこととも考えられる。本論文では鉛直たわみ振動として鉛直パフェッティングを念頭においているが、それを定常強制振動で代表させて考察を加えた。流れの場という観点からすると、パフェッティング応答のような振動の非定常性は現象にかなり影響すると思われる。このことはねじれフラッター発生メカニズムの解明と関連して今後の課題である。

なお、本研究は文部省科学研究費 (一般研究 A) の補助を受けたことを付記する。

参考文献

- 1) 耐風研究会ワーキンググループ：橋梁の耐風設計法ならびに風洞試験法の問題点について，日本風工学会誌，第 15 号，pp. 51~60，1983 年 2 月。
- 2) Davenport, A.G. : Buffeting of a suspension bridge by storm winds, Proc. of ASCE, Vol. 88, No. ST 3, pp. 233~268, June, 1962.
- 3) Scanlan, R.H. and R.H. Gade : Motion of suspended bridge spans under gusty wind, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST 9, pp. 1867~1883, Sep., 1977.
- 4) 東京大学工学部橋梁研究室：因島大橋の補剛桁架設時における耐風安定性の実験的研究，東京大学橋梁研究室報告，No. 81301，1981 年 3 月。
- 5) 本州四国連絡橋公団，因島大橋補剛桁工事共同企業体：因島大橋補剛桁工事風洞試験報告書，1981 年 10 月。
- 6) Simiu, E. : Wind spectra and dynamic along-wind response, Proc. of ASCE, Vol. 100, No. ST 9, pp. 1897~1910, Sep., 1974.
- 7) 本州四国連絡橋公団：本州四国連絡橋耐風設計基準 (1976)・同解説，1976。
- 8) Davenport, A.G. : The response of slender line-like structures to a gusty wind, Proc. of ICE, Vol. 20, pp. 389~408, 1962.
- 9) Chuen, C.C. : Correlation and spectral function of atmospheric turbulence, Proc. of 3rd Int. Conf. on Wind Effects on Buildings and Structures, Tokyo, 1971.
- 10) 岡内 功・伊藤 学・宮田利雄：耐風構造，丸善，1977。
- 11) Tanaka, H. and A.G. Davenport : Response of taut strip models to turbulent wind, Proc. of ASCE, Vol. 108, No. EM 1, pp.33~49, Feb., 1982.

(1983.6.16・受付)