

桁形状が超長大橋の耐風安定性に及ぼす影響のフラッター解析による一検討

九州工業大学 学生員○宇都宮実 正会員 木村吉郎, 山口栄輝, 久保喜延

1. はじめに

現在,海峡横断プロジェクトなどにおいて,明石海峡大橋を上回るスパンの超長大橋梁が計画されている。そのような超長大橋に関して,まず克服すべき耐風問題は一度発生するとわずかな風速の増加によって橋梁を破壊に至らしめるフラッターである。桁周りの流れ場が桁形状に依存することから,フラッターを安定化させる桁形状に関して研究されている。本研究では空力的な安定性を向上させる一つのアイデアとして,スパン方向に異なる桁形状を用いることにより,フラッター発現モードをコントロールしフラッター発現風速を高くすることができないか検討することとした。スパン方向に異なる桁形状を用いる桁形式は,明石海峡大橋箱桁案¹⁾として検討されたことはあるが,剛性の違いも合わせて考慮しているために空気力単独の影響は今まで明らかにされていない。

2. 解析方法

2.1 解析モデル

対象とした基本橋梁モデルは,豊予海峡架橋の試験設計案である主径間長 3000m,側径間長 1200m,サグ比 1/10 の 4 径間吊橋である。一般図を図 1,主な構造諸元を表 1 に示す。桁形状は,図 2 に示すようなオールグレーチング桁と平板桁の 2 つを考慮する。平板桁に対しても構造諸元はオールグレーチング桁と同様とし,空気力が及ぼす影響のみを検討することとした。

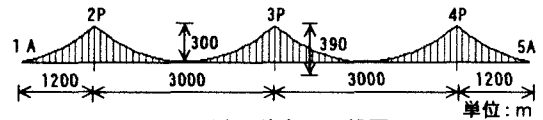


図 1 試験設計案の一般図

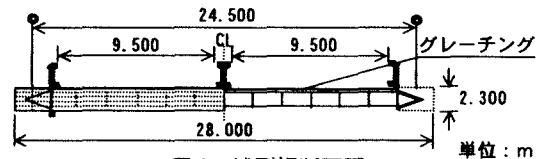


図 2 補剛桁断面図

2.2 非定常空気力の算出

平板翼の非定常空気力は,セオドルセンの平板空気力を適用すると非定常揚力と非定常空力モーメントは式(1)で表される。また,風洞実験で非定常空気力を算出する場合,式(2)で表される。

$$\left. \begin{aligned} L &= \pi \rho b^2 (\ddot{y} + U \dot{\theta}) + 2\pi \rho U b C(k) (\dot{y} + U \theta + \frac{b}{2} \dot{\theta}) \\ M &= -\pi \rho b^3 \left(\frac{1}{2} U \ddot{\theta} + \frac{1}{8} b \ddot{\theta} \right) + \pi \rho U b^2 C(k) (\dot{y} + U \theta + \frac{b}{2} \dot{\theta}) \end{aligned} \right\} \text{式(1)}$$

$$\left. \begin{aligned} L &= \pi \rho B^3 \omega^2 \left[C_{LYR} \frac{y}{B} + C_{LYI} \frac{\dot{y}}{B\omega} + C_{LGR} \theta + C_{LGI} \frac{\dot{\theta}}{\omega} \right] \\ M &= \pi \rho B^4 \omega^2 \left[C_{MYR} \frac{y}{B} + C_{MYI} \frac{\dot{y}}{B\omega} + C_{MGR} \theta + C_{MGI} \frac{\dot{\theta}}{\omega} \right] \end{aligned} \right\} \text{式(2)}$$

ここで, ρ : 空気密度($N \cdot s^2 / m^4$), b : 桁半幅(m), U : 風速(m/s), k : 換算振動数($\omega b / U$), $C(k)$: セオドルセン関数, y : 鉛直たわみ振幅(m), θ : ねじれ振幅(rad.), $C_{LYR} \sim C_{MGI}$: 非定常空気力係数, ω : 円振動数(rad./s), B : 桁幅(m)

2.3 解析手法

吊橋を立体骨組モデルに置き換え有限要素法で離散化し,固有振動解析および直接法による立体骨組フラッター解析を行う。な

表 1 設計案の構造諸元

死荷重	ケーブル部	tf/m/Br	8.297
	吊構造部	tf/m/Br	11.886
	合計	tf/m/Br	20.183
主ケーブル	ケーブル径	m	0.852
	中心間隔	m	24.5
	断面積	m ² /Br	0.456
	ヤング率	tf/m ²	2.03*10 ⁷
補剛桁	断面積	m ² /Br	0.235
	桁高	m	2.3
	桁幅	m	25.6
	ヤング率	tf/m ²	2.10*10 ⁷
	面内断面 2 次モーメント	m ⁴ /Br	0.208
	面外断面 2 次モーメント	m ⁴ /Br	19.25
	ねじり剛度	m ⁴ /Br	0.167

表 1 フラッター解析条件

	平板空気力			測定空気力		
	鉛直	ねじれ	水平	鉛直	ねじれ	水平
L	○	○	×	○	○	△
M	○	○	×	○	○	△
D	×	×	△	○	○	△

○: 非定常空気力 △: 準定常空気力

×: 考慮せず

お、解析の簡略化を考へて構造減衰項は省略してあり、風荷重による水平変形の影響は考慮していない。平板桁に作用させる平板空気力とオールグレーチング桁に作用させる測定空気力の解析条件を表1に示す。また、主桁に作用する非定常空気力には桁形状の違いをみるため、平板空気力と測定空気力を表2に示すように作用させた。

3. 解析結果および考察

固有振動解析結果として図4に主な固有振動数およびそのモード図を示す。

フラッター解析より得られたフラッター発現風速を表3に示す。表3のTYPE1におけるフラッター発現風速は32m/s、TYPE2においては92m/sとなっており、桁形状を平板桁としたケースとオールグレーチング桁としたケースとではフラッター発現風速は60m/sも違っている。TYPE3～TYPE5から、中央径間である2P～3Pと3P～4Pの桁形状を平板桁とするとどのケースもTYPE2に比べフラッター発現風速が大幅に減少し、1A～5Aの全てを平板桁としたTYPE1とあまり変わらないフラッター発振風速となることが分かる。また、側径間の桁形状を平板桁としたTYPE6は、TYPE3～TYPE5に比べ若干フラッター発現風速は上昇しているもののTYPE1と比べると50m/s程度低いものとなっている。

オールグレーチング桁のフラッター発振風速が高いのは、作用する非定常空気力の大きさが小さいことが主に寄与しているものと考えられる。表3のように、平板を一部の支間に用いただけでもフラッター発現風速が大幅に低減するのは、平板の非定常空気力がグレーチング桁と比べて大きく、橋梁系全体としてのフラッター特性を支配してしまうためではないかと推察される。

次に図5にフラッター発生時のモード形を示す。TYPE3～TYPE5においては、桁形状をオールグレーチング桁としている部分はねじれがほとんど生じていないが、平板桁としている部分にはねじれと鉛直が連成したモードとなっている。

4. まとめ

本研究では、非定常空気力の大小のバランスの悪い平板桁とオールグレーチング桁の組み合わせを用いたために、フラッター発現風速が平板桁とほとんど変わらない結果となったと考えられる。今後は、他の断面に対する非定常空気力を適用して検討する予定である。〈謝辞〉本研究で用いた超長大橋の構造諸元およびグレーチング桁の非定常空気力係数は本四連絡橋公団に提供頂いた。ここに記して感謝を表する次第である。〈参考文献〉1) 藤野他：

三次元弾性模型による箱型補剛桁を有する超長大吊橋の風洞実験，第46号 日本風工学会誌，1991年，pp.1-17。

表2 解析ケース

	1A～2P	2P～3P	3P～4P	4P～5A
TYPE1	a	a	a	a
TYPE2	b	b	b	b
TYPE3	b	b	a	a
TYPE4	a	b	a	a
TYPE5	b	b	a	b
TYPE6	a	b	b	a

a：平板空気力 b：測定空気力

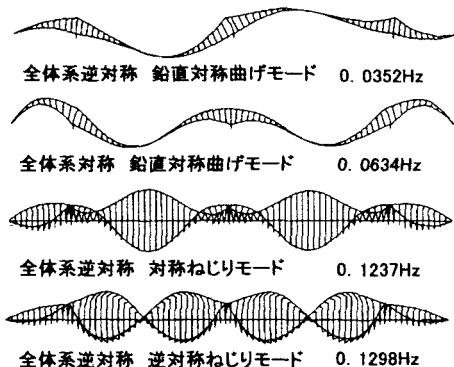


図4 主な固有振動解析結果

表3 フラッター発現風速

解析ケース	フラッター発振風速(m/s)
TYPE1	32
TYPE2	92
TYPE3	34
TYPE4	33
TYPE5	35
TYPE6	41

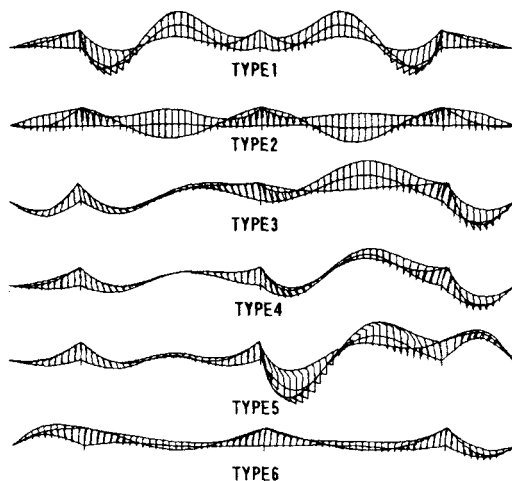


図5 フラッターモード形