

東神戸水路橋主桁の耐風安定性

工務部設計課 北沢正彦
神戸建設部設計課 石崎浩
同部同課 吉田聡

要 約

東神戸水路橋の主桁はトラス形式であり、主構と床組を合成した断面形式を採用する予定である。この合成断面について、2次元模型による風洞実験を行った結果、フラッター、過励振については問題ないことがわかった。しかしながら自然風の乱れに起因する不規則振動（バフェッティング）については、三分力試験結果あるいは乱流中でのバネ支持試験結果から大きく発現しやすいという特性が得られた。そこでこのバフェッティングの応答値について解析的な手法により、より精度よく求めることとし、そのために必要な変動風速と変動揚力との関係式（アドミッタンス関数）をアドミッタンス計測試験により求めた。そしてこの計測結果を用いて振動振幅を推定したところ、設計風速時（ $V_D = 60 \text{ m/sec}$ ）における実橋の最大片振幅は750 mmとなった。

次に、このような振幅が生じた状態に対し、各部材の作用応力度が設定された許容値以内に収まるかどうか、またこのような振幅がくり返しおこったときの部材の疲労の面からも検討を行ったが、ともに問題ないことを確認した。

まえがき

東神戸水路橋は湾岸線（4期兵庫）区間のうち神戸市東灘区深江浜町～同魚崎浜町間の東神戸水路に建設される中央径間485 mの斜張橋である。本橋は道路が2階建て構造となっており、主桁形式としてトラスを採用している。また主桁断面は主構と床組を合成した形式（合成断面）を考えている。この合成断面は充実率は小さくできるものの耐風安定性の面からみると、床組・主構間の吹き抜けがなくなるため、動的な耐風安定性に影響を与えることも考えられる。

本報告では、まず2次元部分剛体模型を用いて

の風洞実験による主桁の耐風安定性についての検討結果を示し、次にこの風洞実験の結果、更に詳細な検討が必要と考えられるバフェッティングについて、振動振幅の推定およびこれに対する橋梁の安全性についての検討結果を示す。

1. 合成断面の空力特性

合成断面の耐風安定性上の問題を調べるために縮尺1/27.8の2次元部分剛体模型を用いて風洞実験を行った。ここでは比較のため、非合成断面についても行っている。また実橋では検査車走行のためのレールが付設され、これが耐風安定性に影響を与えることも考えられるため、検査車レー

表-1 風洞実験項目

項目	主桁断面	合成断面	
		非合成断面	検査車レール 無し 有り
三分力試験	○	○	○
バネ支持試験	一様流中	○	○
	乱流中	-	-

ル付きの合成断面についても実験を行った。

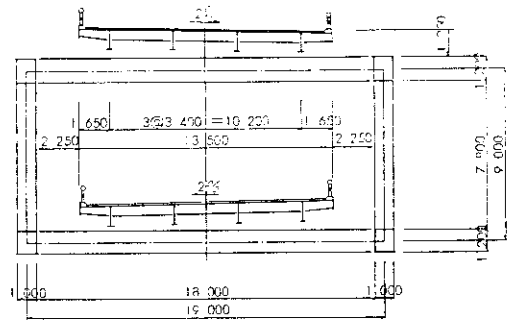
表-1に風洞実験項目を、また図-1に対象とした主桁断面形状を示す。

1-1 一様流中での空力特性

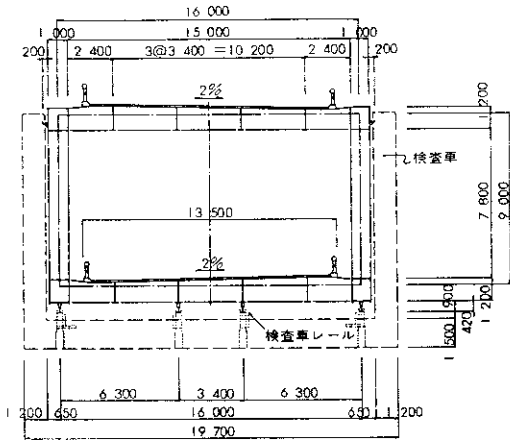
一様流中での実験結果は以下のとおりであった。

- ① バネ支持試験結果からは、いずれの断面についても設計風速域内でフラッターは発生せず、渦励振についても実用上問題とはならない(図-2)。
- ② 三分力試験結果をみると、合成断面の場合揚力係数勾配が大きく出ている(図-3、表-2)。このことは風の吹上げ(又は吹きおろし)角が少し変化しても揚力が急激に変化し、桁の鉛直方向のパフェティングが設計上問題となる可能性のあることを示している。なお合成断面では、検査車レールありの場合も、なしの場合も殆んど同じ特性を示している。

このように本橋の合成断面の揚力係数勾配が非



非合成断面



合成断面

図-1 主桁断面図

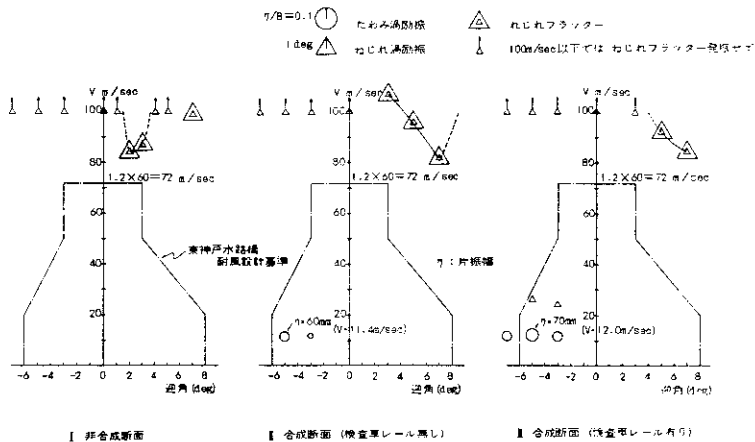
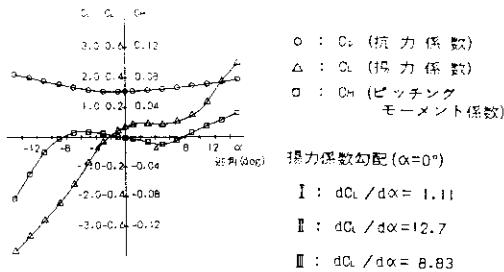
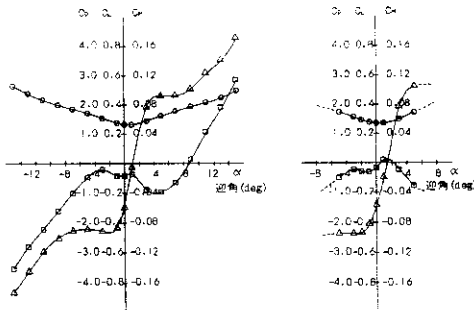


図-2 バネ支持試験結果(一様流中)



I 非合成断面



II 合成断面(検査車レール無し) III 合成断面(検査車レール有り)

図-3 三分力試験結果

表-2 他橋梁の揚力係数勾配

橋種		橋名	揚力係数勾配
合成床組	上路のみ合成 下路鉄道	岩黒島橋	5.9
	上下路とも合成	六甲大橋	5.0
非合成床組	上路のみ合成	マタディ橋	9.6
	上路道路のみ	因島大橋	1.6
	上路道路 下路鉄道	南、北備讃瀬戸大橋	1.4

常に大きい理由として、上下路に同じ幅の2枚の合成床組があることにより複葉翼としての特性が生じているのではないかと考えられる。ちなみに複葉翼の場合の $dC_F / d\alpha$ 値は理論的には 4π となる。

1-2 乱流中の空力特性

乱流中のバネ支持試験結果を図-4に示す。乱流の種類は、格子によるものと(翼列+ダンパー)によるものの2種類である。これによれば、まず渦励振についてはいずれの乱流でも発生せず、実橋においても自然風中で渦励振が発生する可能性は少ないと考えられる。

次に、バフェッティングは(翼列+ダンパー)の方が大きな振幅を生じている。これは図-5に示すように格子による乱流は高周波成分が卓越しており、そのため応答が静的に変位した後、その点を中心に桁の固有振動数付近で共振しているのに対し(翼列+ダンパー)による乱流の場合、低周波成分により生ずるうねりにさらに固有振動数付近の共振が付加されて変位量が大きくなっていると考えられる。

いずれにしても、三分力試験結果をも考え併せると、合成断面についてはバフェッティングが発現しやすいことが考えられる。この振動振幅について、図-4にあるように模型の振動振幅に縮尺倍数を乗じると最大振動片振幅 100 mm ~ 300 mm (実橋風速 60 m/sec 時)となるが、風洞実験での乱流と架橋地点の自然風の特徴が一致していないこともあり、振動振幅を定量的に把握するためには、なお十分な検討が必要であり、次節で詳細な検討を行っている。

2. バフェッティング振動振幅の推定

2-1 解析方法

極値理論に基づく Davenport の提案による方法によれば、¹⁾バフェッティング振動振幅の標準偏差および最大振動振幅は以下のようにして求められる。

$$\sigma_{\eta} = \sqrt{2 \int_0^{\infty} S_{\eta}(f) df}$$

ここに、 σ_{η} : 変動応答の標準偏差

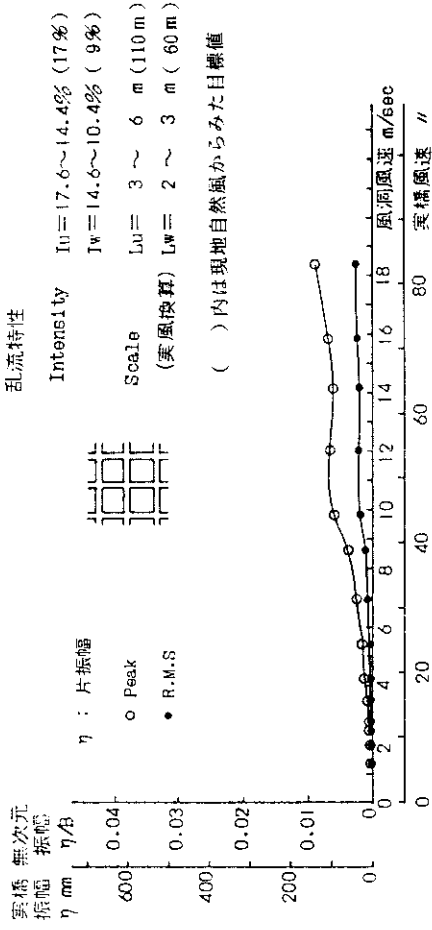
$S_{\eta}(f)$: 変動応答のパワースペクトル

f : 変動周波数

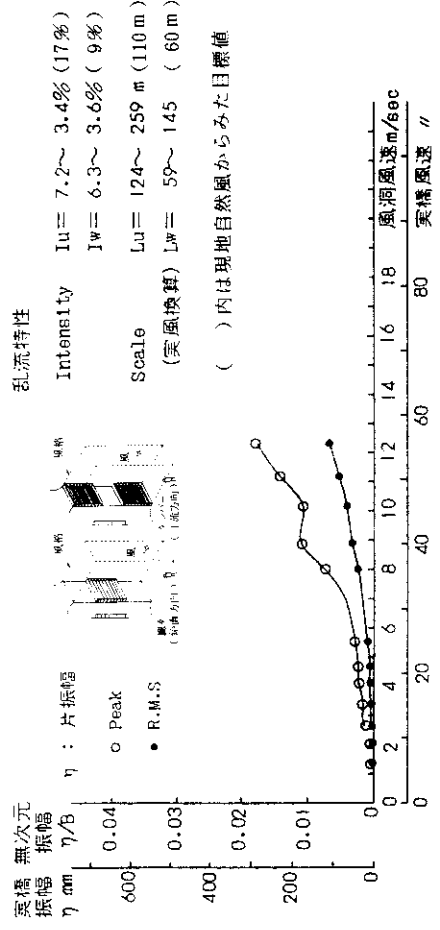
$$\eta_{\max} = \bar{\eta} + g \cdot \sigma_{\eta}$$

ここに、 η_{\max} : 時間 T 内における最大応答値

T = 600 sec をとる。



(a) 格子乱流



(b) 翼列十ダンパー

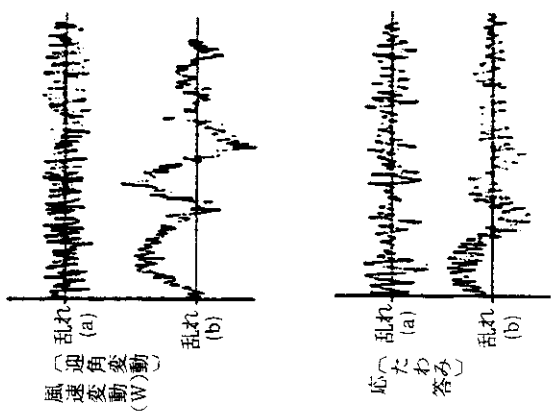


図-5 応答特性の違い

図-4 風速—振幅曲線(乱流中)

$\bar{\eta}$: 平均応答値

ここでは $\bar{\eta}$ は静的なたわみであり
パフエッティング振動振巾として
は $\eta \cdot \sigma_{\eta}$ をとることとした。

g : Peak Factor

$$g = \sqrt{2 \ln(\nu T) + \frac{0.5772}{\sqrt{2 \ln(\nu T)}}}$$

ν : Responce Factor

$$\nu = \sqrt{\int_0^{\infty} f^2 S_{\eta}(f) df / \int_0^{\infty} S_{\eta}(f) df}$$

また、変動応答のパワースペクトル $S_{\eta}(f)$ は、
以下のようにして求めることができる。

$$S_{\eta}(f) = \left[\frac{\pi \rho B \bar{V} \int_0^{\ell} \phi^2(y) dy}{(2\pi f_0)^2 \int_0^{\ell} m(y) \phi^2(y) dy} \right]^2$$

- $|H(f)|^2 \cdot |X_L^W(f)|^2 \cdot |J(f)|^2$
- $S_w(f) \cdot \phi^2(y_0)$

ここに、

$|H(f)|^2$: 周波数応答関数。構造物の共振による
応答倍率を評価するための関数であり固有振動数 f_0 と風速の
変動周波数の比および構造減衰 δ_0 の関数で表わされる。

$|X_L^W(f)|^2$: 空力アドミッタンスと呼ばれ、変
動風速と変動揚力とを風の変動周波数 f を介して関係づける伝達関
数 $X_L^W(f)$ の絶対値を2乗したものである。これについては風洞実験
等により求める必要がある。

$S_w(f)$: 変動風速のパワースペクトル

$|J(f)|^2$: ジョイントモードアクセプタンス。

変動風速の空間的な相関による応答
への影響を評価するための関数であ
り変動風速鉛直成分の空間相関を表
わす関数 $R_y^W(y_1, y_2; f)$ およびモ
ード関数 $\phi(y)$ を用いて表わされる。

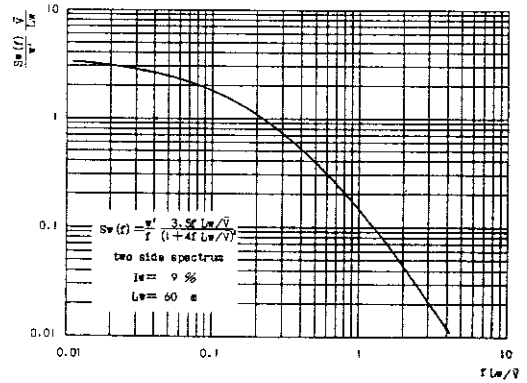


図-6 変動風速のパワースペクトル(鉛直成分)

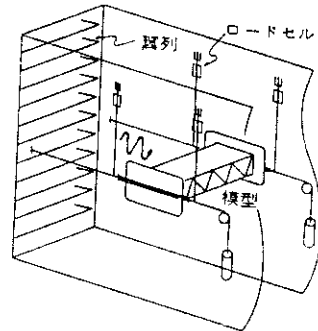


図-7 アドミッタンス計測試験概要

表-3 解析条件

ℓ	スパン長	485 m	f_0	固有振動数	1次	0.374 Hz
B	主構中心間隔	16 m			2次	0.602
ρ	空気密度	0.12 kg・sec ² /m ⁴			3次	0.927
\bar{V}	平均風速	0~50 m/sec (設計風速 V _D = 60 m/sec)			4次	1.347
k	Decay Factor	10			5次	1.661
δ_0	構造減衰					0.03
f	変動周波数	0~∞ Hz	m(y)	質量分布	2.585 t・sec ² /m ²	
dC _L /dα	揚力係数勾配	12.7	φ(y)	モード関数	y ₀ : 着目点	

表一 3 および図一 6 に解析条件を示す。ただし、空力アドミッタンス $|X_L^W(f)|^2$ については、これを精度よく求めるために風洞実験による計測を行った。

2-2 空力アドミッタンスの計測

空力アドミッタンスの計測概要は次のとおりである(図一 7)。

- ① 風洞出入口に取付けられた翼列をパルス・モーターで駆動させることにより、鉛直方向に変動する正弦波上の変動風を発生させる。
- ② この変動風を、風路内にロードセルで固定支持された模型に作用させ、変動揚力を測定する。
- ③ 変動風速と変動揚力との間の伝達関数(空力アドミッタンス)は次式により求められる。

$$|X_L^W(f)|^2 = \left(\frac{2 L_0}{\rho B \bar{V} (dC_L/d\alpha) w_0} \right)^2$$

ここで、翼断面における空力アドミッタンスとの比較を行うため、三分力試験で得られた揚力係数勾配の代わりに、翼断面における揚力係数勾配 2π を用いて無次元化し、また換算振動数 fB/\bar{V} を用いて整理した。したがってアドミッタンスは次式で表わされる。

$$|X_L^W(f)|^2 = \left(\frac{L_0}{\pi \rho B \bar{V} W_0} \right)^2$$

ここに、 $|X_L^W(f)|^2$: 空力アドミッタンス

f : 風速の変動周波数

B : 主構中心間隔

\bar{V} : 主流平均風速

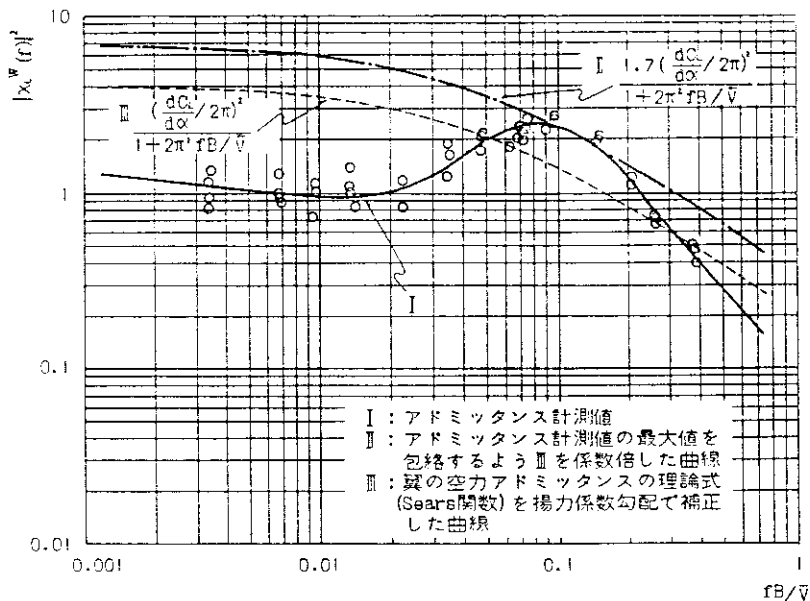
W_0 : 変動風速

L_0 : 変動揚力

ρ : 空気密度

測定結果を図一 8 に示す。ここで実験結果を包絡する曲線は I で、また翼の空力アドミッタンスの理論式を揚力係数勾配で補正した曲線は III で表わされる。

実験結果では、理論曲線に比べて低周波領域でやや落ちこんでいる、この原因としては図一 3 からわかるように、揚力係数勾配が迎角 0° を中心に線形的に増大していない ($\alpha < -1^\circ$ 、 $\alpha > 3^\circ$ で揚力の絶対値が急激に小さくなる) ため、周波数が低い場合には風速変動に伴う揚力変動は準定常的に変動するが、高い周波数の場合には動的な効果により、揚力変動が静的な揚力曲線上をたどらずに増幅され、低周波領域では結果的に L_0 が小さくなったことが考えられる。(図一 9)



図一 8 アドミッタンス試験結果

以上の検討を踏まえ、振動振幅の推定のために用いるアドミッタンス関数は実験値の最大値を用いるよう理論式を係数倍した曲線Ⅱを用いることとした。

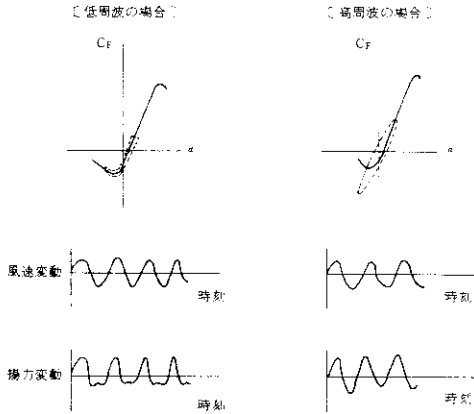


図-9 周波数の違いによる揚力変動の違い

表-4 バフェッティング振動振幅

(mm)				
振動モード	風速 V	標準偏差	最大振幅	着目点
1次	20 m/sec	19	61	中央径間 $\ell/2$ 点
	40 "	91	299	
	60 "	224	743	
2次	60 "	57	197	$\ell/4$ 点
3次	60 "	19	67	$\ell/2$ 点
4次	60 "	7.6	28	3 $\ell/8$ 点
5次	60 "	4.9	18	$\ell/2$ 点

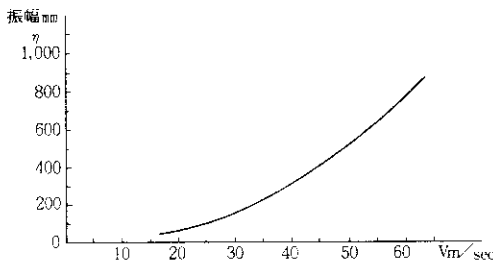


図-10 バフェッティング振動振幅

2-3 解析結果

前述のアドミッタンス計測結果に基づき、バフェッティングの振動振幅を推定した結果を表-4及び図-10に示す。その結果、設計風速 ($V_D = 60 \text{ m/sec}$) における実橋の最大片振幅は $760 \text{ max} = 750 \text{ mm}$ 程度と推定される。

また、車両が走行する限界風速を 30 m/sec とすると、このときの最大片振幅は 170 mm 程度となるが、これを加速度に換算すると $0.096 g$ 程度であり振動感覚の面からみて特に問題ないと考えられる。

3. バフェッティングに対する安全性

3-1 部材耐力からの検討

バフェッティングに対し構造物が安全であるためには、まず最大振幅が生じた場合における各部材の作用応力度が、設定された許容応力度内に収まる必要がある。

3-1-1 荷重状態の設定

荷重状態および許容応力度の割増係数としては「東神戸水路橋耐風設計指針(案)」をもとに、

表-5 荷重状態の設定

風速 V		荷重状態	許容応力度割増係数
I	10 m/sec	$D+L/2+T+W$	1.00
II	30 "	$D+L/2+T+W$	1.35
III	60 "	$D+T+W$	1.35

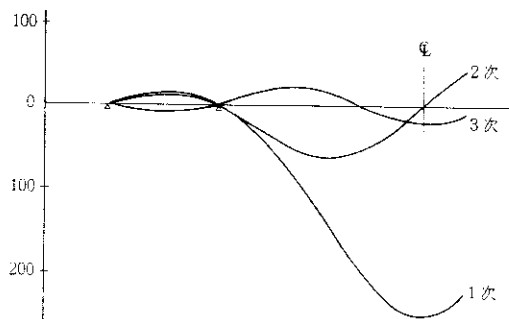


図-11 各次モードの振動によるたわみ曲線

表一 5 のとおり設定した。

3-1-2 振動モード

パフェッティングによる振動振幅をみた場合、2次、3次の振動モードで最大たわみの生ずる位置での応答振幅は各々1次モードにおけるその点の振巾より小さい(図-11)。しかしながらこれを応力振幅でみた場合、部材によっては最大応力振幅の生ずる振動モードが異なるため、1次モードのみを対象とすることは危険側になる場合があることから、ここでは振動モードとしては5次程度まで考えることとした。なお、振動モードの重

ね合わせについては、各次モードの振動による応力振幅の二乗和の平方根として評価することとした。

3-1-3 検討結果

前項にしたがい各部材に対し、振動モードの重ね合わせを行った場合、応力的に最も厳しくなるのは中央径間中央付近の上弦材および塔付近の下弦材であり、また許容応力度の割増しからみて設計風速時(状態Ⅲ)が特に問題となる。表-6にこれらの部材の設計風速時の作用応力度を示すが、いずれの部材についても作用応力度は部材の許容応力度内に収まっている。参考までに想定した弦材断面の形状を図-12に、また常時および風荷重作用時における弦材軸力、抵抗軸力を図-13に示す。

表一 6 設計風速時の作用応力度

(kg/cmf)

	中央径間中央上弦材		塔付近下弦材	
	①	②	③	④
死 荷 重	- 1 011	- 1 013	- 1 260	
温 度 変 化	± 2	± 19	± 12	
風 荷 重	抗 力 力	± 578	± 699	± 746
	平均揚力	- 57	- 56	- 66
	合 計	- 635	- 755	- 812
鉛 直 方 向 パフェッティング 7% max = 750mm (1次モード)	1次モード	± 801	± 577	± 508
	2次モード	± 57	± 421	± 261
	3次モード	± 310	± 170	± 124
	4次モード	± 39	± 121	± 12
	5次モード	± 265	± 82	± 106
	合 計	± 901	± 748	± 594
作用 応 力 度 合 計	- 2 549	- 2 535	- 2 678	
許 容 応 力 度	- 2 709	- 2 718	- 2 835	

3-2 疲労に対する照査

パフェッティングに対する安全性について考える場合に、前節で述べたような最大振幅による各部の作用応力度に対する検討とともに部材の疲労に対する検討が必要となる。この点については、白石・松本らにより提案された以下のような方法により検討を行った。²⁾

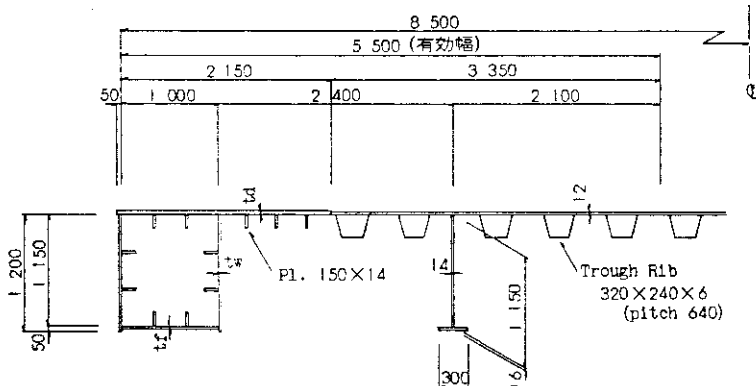


図-12 弦材有効断面

すすなわち、振幅 η_i の振動の生起確率を $p(\eta_i)$ とした時、耐用期間 T_D 内で、この振幅の発生する回数 n_i を

$$n_i = T_D \cdot f_0 \cdot P(\eta_i)$$

ここに f_0 ：固有振動数

とすると、振幅 η_i による疲労度 ζ_i は

$$\zeta_i = n_i / N_i$$

ここに N_i ：振幅 η_i に対する疲労限界繰返し回数

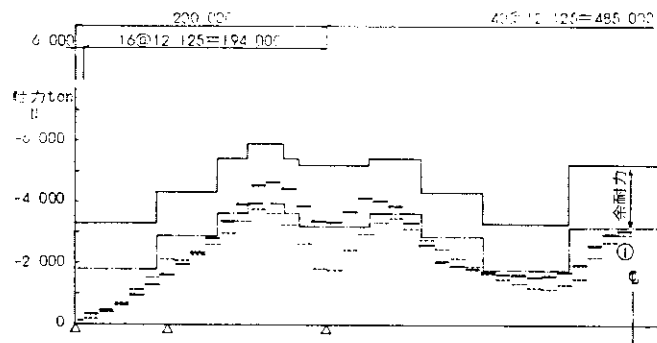
により求められる。

また、振動の生起確率としては風速 $U_1 \sim U_2$ の間で振幅 $\eta_i \sim \eta_i + \Delta \eta$ の振動が発生する確率として次式により算定することとした。

$$P(\eta_i) = \sum_{\ell} P_{\ell} \int_{U_1}^{U_2} \int_{\eta_i}^{\eta_i + \Delta \eta} f_{\ell}(U) \cdot g(\eta, U) \cdot dU \cdot d\eta.$$

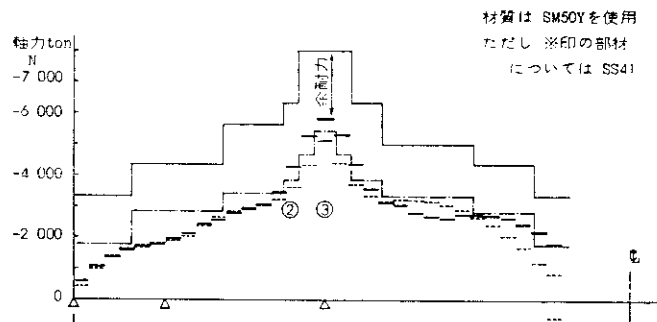
ここに、 P_{ℓ} ：風向 ℓ の生起確率

$f_{\ell}(U)$ ：風向 ℓ に対する風速の生起確率密度関数で、Weibull分布とすると $f_{\ell}(U) =$

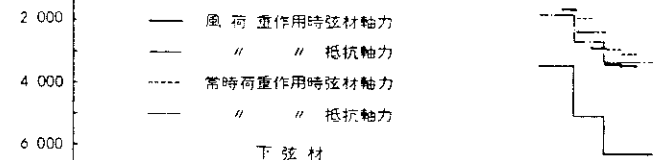


上弦材

td mm	12 ※	12	12	12	14	12	12	12 ※	14
tf mm	12	12	22	28	22	16	22	12	16
tw mm	14	14	22	28	22	16	22	14	16



材質は SMOYを使用
ただし ※印の部材
については SS41



下弦材

td mm	12 ※	12	14	14	16	14	12	12	12 ※	12	12
tf mm	12	12	19	25	36	25	19	12	12	12	22
tw mm	14	14	19	25	36	25	19	14	14	14	22

図-13 弦材軸力および抵抗軸力

$$\frac{k}{C} \left(\frac{U}{C}\right)^{k-1} \cdot \exp$$

$$\cdot \exp\left\{-\left(\frac{U}{C}\right)^k\right\}$$

(c, k: Weibull
パラメータ)

$g(\eta, U)$: 風速Uにおける振巾の生
起確率密度関数Reyleigh
分布に従うものとし、

$$g(\eta, U) = \frac{\eta}{S\eta^2(U)}$$

$$\exp\left\{-\left(\frac{\eta^2}{2S\eta^2(U)}\right)\right\}$$

$S\eta(U)$: 風速Uにおける振幅の標準
偏差

なお、振動モードについては、各々のモードを
独立のものであると仮定し、累積疲労度としては
各々のモードに対して算出した疲労度の総和をと
ることとした。また風向・風速の生起頻度分布と
しては、神戸海洋気象台での風観測データに基づ
く白石・松本の解析結果を用いた。³⁾ また疲労強
度について、構造用鋼材については本四基準、ケ
ーブルについては安治川橋梁設計指針に準じて
200万回繰返しに対する疲労限界応力振巾 η_0
を設定し、

$$N_i = 2 \times 10^6 \cdot (\eta_0 / \eta_i)^3$$

により、振幅 η_i に対する疲労限界くり返し回
数を求めた。

以上の方法によりバフェッティングによる累積
疲労度を求めた結果、最大でも 10^{-3} のオーダー
でしかなかった。したがって本橋においてはバフ
ェッティングによる疲労については特に問題には
ならないと考えられる。

おわりに

本橋の主桁を合成断面としたことで、バフェッ
ティング振動が問題となったが、部材の耐力や疲
勞の面からも構造物としては安全であることを確
認した。

最後に、本検討にあたり御指導、御助言をいた

だいた湾岸線技術委員会(委員長:小西一郎京都
大学名誉教授)の委員の方々、および本検討に携
っていたいただいた方々に深く感謝します。

参考文献

- 1) 例えば小西一郎他; 鋼橋、基礎編Ⅱ、丸善、
昭和52年
- 2) 白石、松本; 構造物の空力限定振動の許容振
幅に対する一考察、昭和57年度土木学会年次講演
演概要集
- 3) 白石、松本、佐川; 日本各地の自然風の風向
別生起風速確率特性について、昭和58年度土木
学会年次講演概要集