

片持ちばりモデルを用いた斜風による橋梁の バフティング応答の実験と解析

木村吉郎*・田中 宏**

矩形断面をもつ片持ちばりモデルを用いて、長軸直角方向以外の風向をもつ風、すなわち斜風、による橋梁の鉛直バフティング応答の基本的特性を検討した。風洞実験では、平板断面に対して断面幅が大きいほど自由端方向からの斜風による応答が大きくなるなどの傾向がみられた。斜風によるバフティング応答を求めるために、構造長軸方向の風速成分を考慮した解析手法を提案した。平板断面に対する解析結果は実験での傾向をほぼ説明するものであった。

Key Words : yawed wind, buffeting response, cantilevers, cable-stayed bridges, construction stage

1. はじめに

橋梁の風による動的応答の予測に関しては、過去半世紀以上にわたって風洞実験や解析に基づく研究が行われてきた。ただし、風向の影響についてはあまり重視されてこなかったといえる。

旧タコマ橋落橋直後の1950年代の研究では、風向による応答の違いを現地観測¹⁾または風洞実験²⁾によって調べたものも見られる。それらによると、吊橋の完成系においては橋軸直角方向の風による応答が最も大きくなるという結果が得られている。また、この結果は直観とも一致するものである。こうしたことから、その後のほとんどの研究では、最も危険な風向のみを考慮するという立場で、橋軸直角方向の風による応答しか検討していない。

しかしながら、橋梁の風による応答を予測する際には、架設地点における風の条件を現実忠実に考慮することが望ましい。すなわち、より正確な橋梁の応答予測のためには、現実の風のもつ風向による影響を考慮することが必要である。こうした考えに基づく応答予測方法は、1969年にDavenportら³⁾によって提案されている。その方法では、風洞実験で求めた各風向・風速に対する応答値と、現地における風向・風速の確率分布とを組み合わせることによって現実的な橋梁の応答を予測している。また橋梁完成系に対しては、風向が橋軸直角でない場合の方が橋軸直角方向の風によるよりも一般に応答が小さくなるので、風向を考慮して応答予測することによって、より経済的な設計が可能になるとしている⁴⁾。このように風向を考慮した橋梁の対風応答の予測はDavenport

らによりその後も行われているが⁵⁾、他の研究者による同様な手法を用いた応答予測は行われていない。

このように風向の影響があまり考慮されてこなかった理由としては、橋軸直角方向以外の風向を持つ風、すなわち斜風、による橋梁の応答を求めるためには、全橋模型のように3次元性をもつ風洞模型を用いて各風向における応答を測定するしか信頼できる方法がないことが挙げられる。先のDavenportらの研究でも、斜風による応答は全橋模型またはタウトストリップ模型を用いた風洞実験で求めている。こうした実験は、広く行われている橋桁の部分模型を使用した風洞実験に比べて大きな風洞を必要とし、労力や時間もかかるという難点がある。さらに各風向ごとに応答を測定すると余計に手間がかかるので、風向の影響は特別な場合を除いては厳密に考慮されることがなかったと考えられる。

さて斜風による橋梁の応答は、橋軸直角方向成分の風のみが作用した場合の応答に等しいとして、おおまかに推定されることがある。また、 β を橋軸直角方向と風向のなす角度(以下「斜角(水平偏角)」と呼ぶ)とすれば、斜風による応答は $\cos\beta$ に比例すると考えることができる。後者は、前者において応答が風速に比例する場合に対応する。バフティング応答に対しては後者がほぼ成り立つとした実験結果がある⁶⁾。前者の方法については、フラッターに対して成り立つとした実験結果はあるが⁷⁾、乱れの強さが10%を越える乱流中のバフティング応答に対しては、危険側の評価を与えるとした報告がある⁸⁾。いずれにしても、これらの方法の理論的根拠は明らかでなく、したがってこれらに基づく予測結果も信頼できるものとは言い難い。なお、本論文では後者の方法を便宜上「 \cos ルール」と呼ぶことにし、測定結果との対比として用いる。

一方、近年Xieらは斜風によるバフティング応答の解析法を提案している⁹⁾。その解析は、1) 斜風の有

* 正会員 Ph. D. 東京大学助手 工学部土木工学科
(〒113 東京都文京区本郷 7-3-1)

** 正会員 工博 オタワ大学教授 工学部土木工学科
(University of Ottawa, Ottawa, Ont., Canada K1N 6N5)

Table 1 Dimensions of the grids

Grid	B (mm)	M (mm)	x/B
1	50.	200.	38.
2	10.	40.	72.

(B : bar size, M : mesh size, x : grid to model distance)

Table 2 Flow characteristics

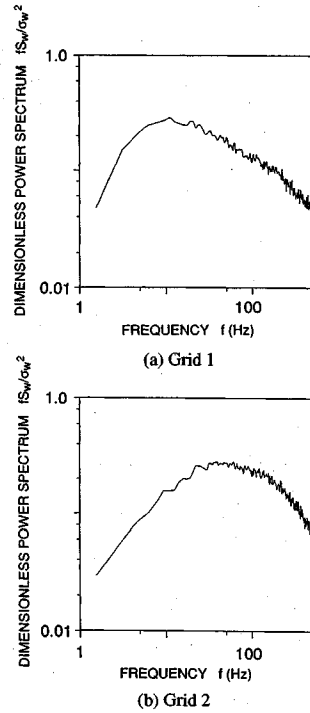
	Grid 1	Grid 2
I_w (%)	10.6	6.2
I_u (%)	15.5	8.0
L_w^y (mm)	28.	10.
L_w^x (mm)	36.	14.
L_u^y (mm)	35.	12.
L_u^x (mm)	79.	24.

(I_w, I_u : turbulence intensities,
 $L_w^y, L_w^x, L_u^y, L_u^x$: integral scales of turbulence)

効風速は実風速の橋軸直角成分となる。2) 斜角により見かけの桁幅が $\cos\beta$ に反比例して増えるため、空力アドミッタンスの値が小さくなる。3) 橋軸方向の乱れのスケールが乱れの非等方性のために斜角に応じて異なるので、空気力の相関も異なってくる、といった点を考慮したものである。このように、有効風速に基づいて実際にパフェティング応答解析を行っているという点が、上述の \cos ルールなどの方法とは異なっている。しかしながら、実験結果との比較が十分ではなく、特に斜角の大きな場合にはその適用性に疑問が残ることなど、必ずしも完全なものとはなっていない。

ところで、3次元性の強い構造物に対しては、その応答が最大となる特定の風向を直観的に判断するのは難しいため、あらゆる風向の風による応答が調べられることが多いようである。競技場の観客席の屋根として用いられる、片持ちで支持されたグラウンドルーフなどはその例である^{10), 11)}。また、一般に2次元性と考えられる長大橋梁に対しても、架設中の対風性状を調べる場合には構造物の3次元性が強いので、斜風による応答が検討されることがある。バランス式張出し架設工法がとられた場合の架設中の斜張橋は、構造の柔軟さにより対風応答が大きくなるので従来より慎重な検討が行われており、斜風中での応答を求めた風洞実験結果もいくつかみられる^{12), 13)}。それらの結果によると、斜風中での応答は必ずしも橋軸直角方向の風による応答に比べて小さくはなっていない。すなわち斜張橋に対しては、耐風性が特に問題となる架設時において斜風による応答が大きくなる可能性があるわけで、斜風による応答を考慮することが重要であるといえる。

こうした背景をもとに本研究では、橋梁の斜風中におけるパフェティング応答の基本的特性を明らかにすることを目的とし、モデルは架設中斜張橋を単純化した矩形断面をもつ片持ちばりとする。まず風洞実験により、模型の形状および接近流の乱れの特性をパラメータとして、斜風中でのパフェティング応答を測定する。さらに

**Fig.1** Dimensionless spectra of w -component ($U=3.0$ m/s)

斜風中でのパフェティング応答の予測手法を提案し、それに基づく解析結果を測定結果と比較することにより、その妥当性を検討する。

斜風中では模型の支持部の存在が接近流にも影響を与えるが、それを定量的にとらえることは難しい。しかしここで対象とする片持ちばりは、少なくとも自由端方向からの斜風に対してはこの影響は小さいと考えられる。

なお、本論文の一部は文献14) にすでに発表したが、ここではにぶい断面をもつ模型の実験結果や、その後行った解析結果を加え、より詳しい説明をつけて発表する。

2. 風洞実験

(1) 風洞および気流条件

実験を行った風洞は、カールトン大学(カナダ、オンタリオ州)機械・航空宇宙工学科所属の、吸い込み式エッフェル型風洞で、測定部の大きさは、幅1.68 m、高さ1.12 m、長さ12.2 mである。

模型設置位置は測定部のほぼ最下流部であり、その上流側に乱流格子を設置して乱流を発生させた。乱流格子の諸元を **Table 1** に示す。なお、乱流格子よりさらに上流側で、模型設置位置より約7.5 mの位置に、他の実験に用いる模型(直径20 cm、高さ60 cmの円柱と、その上の幅100 cm、長さ120 cm、厚さ1.4 cmの平板)が設置された状態で実験を行った。このような物体の存在は望ましいことではないが、物体と模型の間にある乱

Table 3 characteristics of the models

N	d (mm)	l (mm)	b (mm)	A	T	f ₁ (Hz)	δ
1		305.	25.4	12	32	7.1	2.8
2		305.	50.8	6	64	7.0	2.8
3	0.8	305.	102.	3	128	7.0	3.5
4		203.	25.4	8	32	16.0	2.1
5		102.	25.4	4	32	65.	3.0
6	1.6				16	13.6	1.01
7	3.2				8	28.	0.88
8	6.4	305.	25.4	12	4	16.0	1.45
9	12.7				2	11.5	1.76
10	25.4				1	8.3	1.26

(N : model No., d : thickness, l : length, w : width, A : aspect ratio l/b, T : width-thickness ratio b/d, f₁ : 1st natural freq., δ : log. decrement)

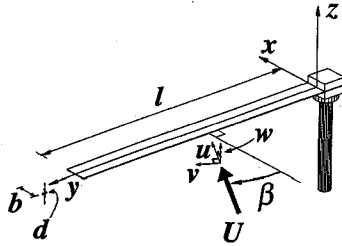


Fig.2 Coordinates

流格子が流れの特性を支配していること、また乱流格子を設置しない場合でも模型設置位置における気流流速のばらつきが3%以下であったことから、問題はないものとした。

変動風速の特性の測定には熱膜流速計を用いた。模型設置位置での気流の特性を Table 2 に、鉛直変動風速成分 w のパワースペクトルを Fig.1 に示す。

(2) 実験模型

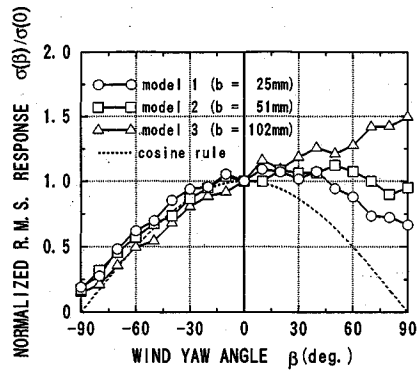
実験模型は矩形断面のアルミニウム製で、片持ち支持されている。模型の諸元および構造特性（固有振動数，構造対数減衰率）を Table 3 に示す。模型の支持部は鋼製で、接近流に及ぼす影響が少なくなるようになるべく小さく作られている。また、厚さが6.4 mm 以上の模型については、模型の固有振動数があまり大きくならないように、所要の断面をもつアルミニウム部分は模型全長より短くし、厚さ1.6 mm，幅25.4 mm，長さ38 mmの板バネを介して支持した。2つの支持方法の違いによる影響を調べるために、模型7の応答を、同じ断面をもち板バネを介して支持した模型の応答と比較したが、その差は有意でないことを確認している。

模型の支持部は風洞外に置かれたターンテーブルに固定されており、模型は支持部を中心に水平面内に回転し、斜角βを変化させることができるようにした。

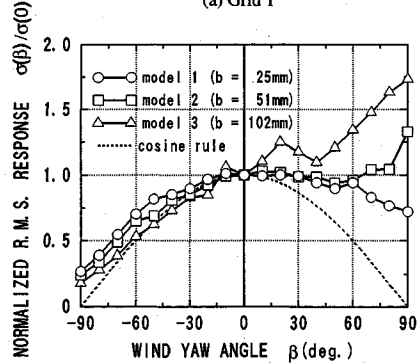
模型1を例に、模型に対する斜角β，風速の成分，ならびに構造軸の定義を Fig.2 に示す。

(3) 実験方法

模型の応答は、支持部付近に貼り付けたひずみゲージでフルブリッジを構成し、動ひずみ計で測定した。出力のキャリブレーション値は、支持台に固定されたマイク



(a) Grid 1



(b) Grid 2

Fig.3 Effect of model width (U=3.0 m/s)

ロゲージの測定部を当てることで模型の先端に既知の変位をあて、その変位と出力との関係より求めた。ただし模型先端に集中荷重が加わるキャリブレーション時の変位は1次モードの振動形とは異なるので、模型先端の変位が同じでもキャリブレーション時と応答測定時では支持部でのひずみは違ったものとなる。その分の補正は、はりのたわみ形および振動形の理論値を用いて行った。

乱流中での応答としては、ローパスフィルタで処理した動ひずみ計の出力から、平均および r. m. s. 応答を求めた。そのデータ解析には、デジタル電圧計 (Hewlett Packard 3437A System Voltmeter) およびパーソナルコンピュータ (Hewlett Packard 9845B) を用いた。サンプリングは、100 points/s で、測定時間は100秒とした。また、必要に応じて解析器 (Hewlett Packard Structural Dynamics Analyzer 5423A) によりパワースペクトルも求めた。

(4) 実験結果

実験において観測された応答は、鉛直たわみ1次モードの不規則振動が支配的であり、たわみの高次モードおよびねじれモードによる応答はほとんどの場合無視できるものであった。

以下、実験条件の違いが斜風に対する応答にどのような影響を与えたかを述べる。

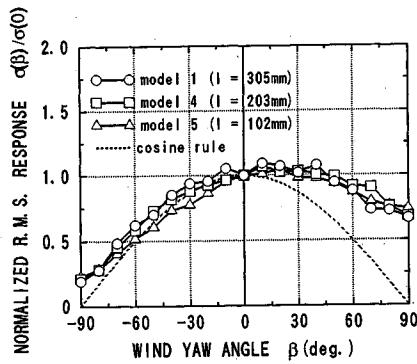


Fig.4 Effect of model length (Grid 1, $U=3.0, 7.0,$ and 9.1 m/s)

a) 模型幅の影響

Fig.3に幅の異なる模型の応答を示す。図の横軸は斜角 β 、縦軸はたわみの r. m. s. 応答 σ で、比較のために $\beta=0^\circ$ の応答で正規化してある。正規化以前の応答 σ/b については、例えば後述の Fig.11を参照されたい。

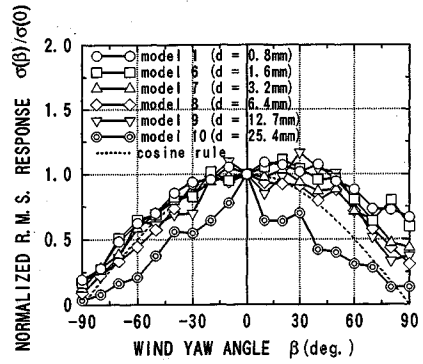
Fig.3には気流の条件が異なる2つの場合が示されているが、どちらの場合でも、模型の幅が大きくなるほど自由端方向からの斜風による応答が大きくなるのがわかる。なお、その他の風速においても、同様の傾向が認められた。図中には、さきに述べた cos ルールに基づいた応答の推定値も示してあるが、この仮定が小さめの値を与えることがわかる。

このような模型幅が応答に及ぼす影響は、模型の幅のみの影響として捉えるよりも、模型の形状の影響として捉える方が合理的と考えられる。

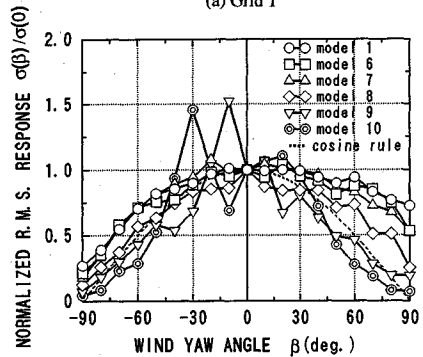
まず断面形状の影響について調べるために、模型1の応答を、模型1と同じ諸元をもつが断面形を平板に近い6角形断面とした模型の応答と別途比較した。その結果両者の差が有意でないことが確認され、模型1は平板断面として近似できるほど扁平であると考えられた。したがって模型1より扁平な断面をもつ模型2, 3に対しても平板断面として近似でき、3つの模型の断面形の違いは考慮しなくてもよいとした。

「模型の長さ/幅」で定義されるアスペクト比は模型の平面形を決定し、したがって等しいアスペクト比をもつ模型は同じ応答特性をもつと考えられる。つまり、模型幅と同様に模型長さも応答に影響を及ぼすと考えられる。しかしながら、異なる長さの模型の応答を示した Fig.4をみると、模型の長さの影響は小さい。ただし、この図においては模型によって固有振動数が異なるため、無次元風速がなるべく近くなる風速での応答で比較してある。

このように、模型の幅のみが応答に影響を与えた原因としては、模型支持部の影響が考えられる。すなわち、自由端からの風に対して支持部は風下側となるためにそ



(a) Grid 1



(b) Grid 2

Fig.5 Effect of model thickness ($U=3.0, 5.8, 11.9, 7.0, 4.9,$ and 3.7 m/s)

の空力的干渉の影響は一般に小さいが、長さの短い模型においては、風下側の支持部といえどもそれが模型周辺の流れに及ぼす影響は無視できないものと推論される。

この模型支持部が応答に及ぼす影響は、斜風による応答の本質とは関係せず、また支持部の形状によって変化するものと考えられ検討が難しい。そこで本研究では、その影響の度合いがほぼ等しくなると考えられる同じ長さの模型についてのみ応答の比較を行うことにする。

b) 模型厚さの影響

厚さの異なる模型の応答を Fig.5に示す。ここでも Fig.4と同様、無次元風速がなるべく近くなる風速での応答を比較している。 Fig.5をみると、模型の厚みが増すと、模型の応答が cos ルールによる推定値に近づくことがわかる。

ただし、「模型の厚さ/幅」が1/2以上の模型については応答が斜角の変化にともなって複雑に変わっている。こうしたにぶい断面をもつ構造物は、渦励振やギャロッピング等の不安定現象を発現することで知られている。したがって、これらの模型の応答に対しては非定常空気の力が大きく、それが斜角の変化に伴い複雑に変わるため、こうした応答を示すものと考えられる。

c) 気流条件の影響

Fig.3や Fig.5に示したように、一般に気流条件を変

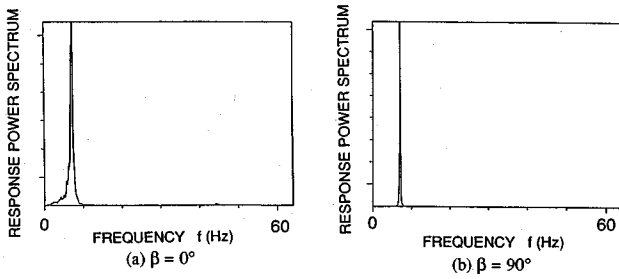


Fig.6 Response power spectra (Model 1, Grid 1, $U=3.0$ m/s)

えても斜角に対する応答の傾向に顕著な違いはみられなかった。なお、異なる風速に対しても応答の傾向はあまり変化しなかった。

d) 応答性状, 応答パワースペクトルについて

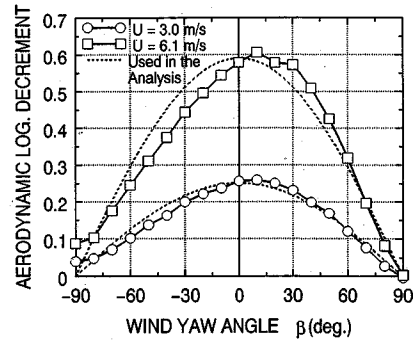
Fig.6 に示した応答パワースペクトルよりわかるように、平板断面をもつ模型においては、斜角 β が 0° の場合と 90° の場合では応答の性状が異なっている。すなわち、 $\beta=90^\circ$ の場合の方が $\beta=0^\circ$ の場合に比べて応答パワースペクトルの幅が小さい。また、これに対応して応答の時刻歴は、 $\beta=90^\circ$ の場合の方が応答振幅の時間的变化がゆっくりしていた。これらのことは両者の空力減衰の違いに起因するものとして理解できる。

そこで、以下の自由振動法で一樣流中における模型の減衰を測定した。まず模型の自由端にかけた金具を糸で風洞外から引張り、初期変位を与える。この糸を緩めると、金具が模型から外れて模型が自由振動するようになった。こうして測定された減衰値から無風時の減衰値を差し引くことにより、空力減衰値を求めたのが Fig.7 である。この空力減衰の変化により、斜角による応答性状、応答スペクトルの違いが起こるものと考えられる。また、斜角が大きい場合に空力減衰が小さくなることは、斜風による応答振幅が大きくなる理由のひとつである。

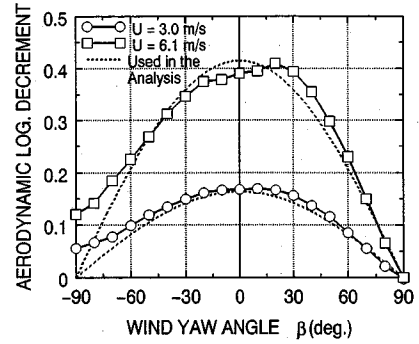
c) 予備実験結果について

最後に本実験に先だって行われた予備実験¹⁵⁾の結果についても簡単に触れておく。予備実験では、カナダ国立研究所 (NRCC) 低速空気力学部門所属のゲッチング型の風洞 (測定部の幅 0.91 m, 高さ 0.91 m, 長さ 2.3 m) を用いた。模型の厚さはすべて 0.8 mm で、幅を 6.4, 12.7, 25.4 mm, 長さを 203, 305 mm とした計 6 種類のパネ鋼製の模型を用いた。気流の種類としては、乱流格子による 3 種類とスパイヤーおよび粗度ブロックを用いた 1 種類の計 4 種類を用いた。

予備実験においては、模型幅および長さが応答に及ぼす影響に関しては本実験と同様の結果が得られた。ただし、風速の影響に関しては、風速が高いほど自由端方向からの風による応答が若干大きくなる傾向がみられた。また、気流条件の影響についても、乱れのスケールが小さい気流中では乱れのスケールの大きい気流中における



(a) Model 1



(b) Model 2

Fig.7 Aerodynamic damping vs. wind yaw angle

よりも自由端方向からの風による応答が大きくなるケースがあった。また、乱れのスケールの小さな気流中では、斜角が 0° に近く、風速が高い場合には 2 次モードの応答が大きくなる傾向がみられた。このように応答の傾向が予備実験と本実験で多少異なる理由のひとつとしては、両者の気流条件にいくらか差があることが考えられるが、明らかではない。

f) 実験結果のまとめ

風洞実験の結果、平板断面を持つ片持ちばり模型の斜風による鉛直バフェティング応答に対しては、模型幅の影響が顕著であり、幅が広いほど自由端方向からの風による応答が大きくなるのがわかった。

また、斜風による応答の方が橋軸直角の風向をもつ風による応答よりも大きくなることもあるなど、cos ルールによって推定される応答は多くの場合危険側の値である。こうした実験結果は、架設中における斜張橋の全橋模型において、斜風中での応答が橋軸直角方向の風による応答に比べて必ずしも小さくないという既往の実験結果と対応するものとなっている。

3. 斜風に対するバフェティング応答解析

架設中の斜張橋を単純化した片持ちばり模型においては、斜風中でのバフェティング応答が大きくなることから、それを解析的に求めることは特に意義がある。しか

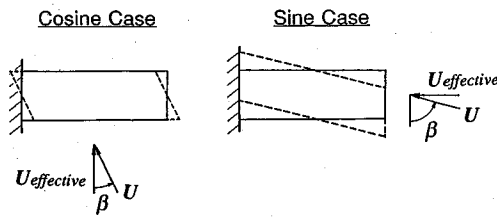


Fig. 8 Cosine and sine case

しながら、既往のパフティング応答解析では斜風による応答を求めることはできない。また、斜風を考慮した Xie らの解析⁹⁾も、大きな斜角をもつ斜風や、自由端をもつ構造に対しては適用できない。

そこでここでは、平板断面をもつ片持ちばり模型を対象に、斜風中における鉛直パフティング応答を求める解析法を提案する¹⁶⁾。そのもととなるのは、ストリップ理論を仮定した典型的なパフティング応答解析である(例えば文献17))。ねじれおよび水平応答を含むより一般的な定式化も可能であるが、ここでは単純化して平板断面を対象とし、鉛直パフティング応答のみを考えているので、定式化には乱流の鉛直成分 w とパフティング空気力の鉛直成分 F_z のみが関わってくる。以下、本解析法において斜風を考慮したため従来の解析とは異なる点を中心に述べる。

(1) 有効風速の定義

一般のパフティング応答解析では、単位幅の平板に作用するパフティング空気力の鉛直成分は準定常の仮定を用いて以下のように定式化される。

$$F_z(t) = \frac{1}{2} \rho \cdot b \cdot U \cdot C_L' \cdot w(t) \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 ρ は空気密度、 U は風速、 C_L' は揚力係数の迎角に対する勾配である。

斜風を考慮した本解析では、前縁に直角な風速成分を有効風速であると仮定する。これは、スパン長が無限大である後退翼における考え方であり¹⁸⁾、Xie らの解析⁹⁾にも用いられているものである。本解析で対象とする平板はスパン長が無限大ではないのでこうした考えは厳密には成り立たないが、架設時斜張橋に対する Zan の解析¹³⁾のように、揚力勾配として有限スパン長の薄翼に対する値を用いることで補正を加え、仮定が近似的に成り立つものとした。

さて対象とする片持ちばり模型には自由端が存在するので、斜風に対しては、前縁の取り方が2通り考えられる。つまり、Fig. 8 に示すように、模型の長辺を前縁として取った場合には有効風速は $U \cdot \cos \beta$ となり、一方、模型の自由端を前縁として取ると有効風速は $U \cdot \sin \beta$ となる。ここでは、 $U \cdot \cos \beta$ を有効風速とした場合を「cos ケース」、 $U \cdot \sin \beta$ を有効風速とした場合を「sin ケース」と呼ぶことにする。風速が有効風速その

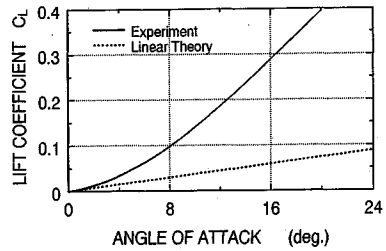


Fig. 9 Lift coefficient for small aspect ratio plate²⁰⁾

ものになる、 $\beta=0^\circ$ または $|\beta|=90^\circ$ の場合には、それぞれ cos ケースまたは sin ケースの結果しか意味を持たない。それ以外の斜角の場合には、それぞれの有効風速に基づいた解析を行うことができるので、どちらのケースの結果が実際の模型の応答に対応するのかが選択しなければならない。 $\beta=0^\circ$ 付近の場合は cos ケース、 $|\beta|=90^\circ$ 付近の場合は sin ケースを選択するのが大まかな基準となると考えられるが、ここでは両方のケースの計算結果をすべての斜角に対して示しておく。

(2) 揚力係数の勾配

平板模型の揚力係数の勾配は、アスペクト比の関数となる。アスペクト比は、矩形翼に対しては「前縁長さ/翼弦長」で定義され、同じ模型に対しても cos ケースと sin ケースではアスペクト比は互いに逆数となる。したがって揚力係数の勾配は、たとえ同じ模型でも cos ケースと sin ケースでは異なった値を用いることとなる。

cos ケースの揚力係数の勾配 C_{Lc}' としては、有限スパン長の矩形薄翼に対する線形理論に基づく解析値¹⁹⁾を用いた。

一方 sin ケースのようにアスペクト比が小さくなると、揚力係数の勾配は小さくなる。線形理論によれば、アスペクト比が小さい場合には揚力係数の勾配はほぼアスペクト比の $\pi/2$ 倍であり、sin ケースに対してはかなり小さい揚力勾配となる。しかし、アスペクト比が約 2 以下の矩形翼に対しては、側面から剝離した渦の影響により、揚力係数が迎角に対して非線形な変化をすることが知られている。例えば、アスペクト比が 0.134 である平板の揚力係数の迎角に対する変化は、既往の実験によると Fig. 9 のようになる²⁰⁾。こうした揚力係数の非線形性を近似するために、本解析では揚力係数の有効勾配として、迎角 0° と計測時間内での最大迎角の推定値との間の平均勾配をとった。すなわち、

$$C_{Ls}' = (C_L(\alpha_{\max}) - C_L(0)) / \alpha_{\max} = C_L(\alpha_{\max}) / \alpha_{\max} \dots \dots \dots (2)$$

ただし、 C_{Ls}' は sin ケースに対する揚力係数の勾配、 C_L は既往の実験より得られた揚力係数²⁰⁾で迎角の関数、 α_{\max} は最大迎角である。つまり sin ケースの揚力係数勾

配としては、線形理論によるものよりは大きな値を用いた。

こうして求めた揚力係数の勾配を用いて、斜風によりストリップに作用する準定常バフェティング空気力は以下のように表される。

cos ケースの場合

$$dF_{zc}(y,t) = \frac{1}{2}\rho \cdot U \cdot dS \cdot C_{Lc}' \cdot \cos\beta \cdot w(y,t) \dots\dots\dots (3)$$

sin ケースの場合

$$dF_{zs}(x,t) = \frac{1}{2}\rho \cdot U \cdot dS \cdot C_{Ls}' \cdot \sin\beta \cdot w(x,t) \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 dS はストリップの面積である。

(3) ストリップ内の空気力分布の影響

既往のバフェティング応答解析では、ストリップを構造長軸直角方向に平行に取るので、ストリップ内の各点における変位はすべて等しく、したがってストリップに作用する一般化空気力を求める際に空気力は合力としてのみの扱いをすれば良かった。しかし、斜風を考慮する本解析では、ストリップを流れ方向に平行に取るため、一般に同一ストリップ内でも各点で変位が異なる。したがって一般化空気力を求める際には、変位形と共にストリップに沿った空気力分布も考慮する必要がある。

なお実際の計算においては、簡単のため Fig.8 に破線で示した平行四辺形に作用する空気力を計算し、それが模型に作用する空気力と等しいと仮定した。またストリップ内の各点における変位の違いは、cos ケースでは小さく、sin ケースでは大きいと考えられる。そこで cos ケースに対しては、ストリップ内の各点の変位が空気力の合力が作用する点（前縁より弦長の 1/4 だけ離れた点）における変位に等しく一定であるとし、sin ケースにおいてのみ模型のモード形と類似するストリップの変位形を考慮した。

すなわち、ストリップに作用する r 次モードの一般化空気力は、cos ケースに対しては、

$$dF_{zcr}(y,t) = dF_{zc}(y,t) \cdot \phi_r(y+l) \dots\dots\dots (5)$$

sin ケースに対しては、

$$dF_{zsr}(x,t) = \frac{1}{2}\rho \cdot U \cdot db \cdot \sin\beta \cdot w(x,t) \times \int_0^{l_s} C_{Ls}'(s) \cdot \phi_r(s) ds \dots\dots\dots (6)$$

と表される。ただし、 $\phi_r(y)$ は模型の r 次モード形、 $e = (b/4) \cdot \tan\beta$ 、 db はストリップの幅、 l_s はストリップの長さ、 s はストリップに沿って前縁から取った座標、 $C_{Ls}'(s)$ はストリップに沿った揚力の分布を表すように s の関数とした揚力係数の勾配 ($C_{Ls}'(s)$ と s/l_s の間の面積は C_{Ls}' に等しい)、 $\phi_r(s)$ はストリップの r 次モード形である。 $C_{Ls}'(s)$ の関数形は、迎角、平板のアスペクト比、ストリップの位置によって変わってくるが、こ

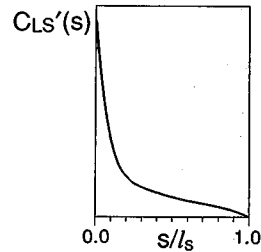


Fig.10 Shape of $C_{Ls}'(s)$ ⁽²¹⁾

こでは、Fig.10 に示すような線形理論による解析値²¹⁾を近似的にすべての場合に適用できるとして用いた。

Fig.10 のように空気力分布が前縁で大きな値をとることから、模型が自由端でもっとも変位の大きくなる 1 次モードに対しては、自由端方向からの風によって一般化空気力が大きくなる。これは、実験結果のように自由端方向からの風による応答が大きくなる理由の 1 つであると考えられる。

(4) 変動風速の相互スペクトル

変動風速 w の相互スペクトル $S_{ww}(f, y, y')$ としては、等方性乱流に対する Kármán のスペクトルに基づいて解析的に求められた式¹⁷⁾を用いた。格子乱流は厳密には等方性乱流ではないが、文献17) におけるように各方向の乱れのスケールにあたるパラメータを別々に合わせることによって、格子乱流に対する相互スペクトルも表せるとした。

また自然風などの境界層乱流はさらに非等方性が強いが、Xie らの解析⁹⁾のように、方向によって異なる乱れのスケールを補間して模型長さ方向の乱れのスケールを近似的に求めることにより、本研究の手法はそのまま適用できると考えられる。

(5) 空力減衰

自励空気力はバフェティング応答に大きな影響を及ぼすが、ここでは鉛直応答のみを考えているので、種々の自励空気力のうち支配的となるのは、鉛直振動に対して作用する空力減衰である。したがってその空力減衰だけを自励空気力として考慮した。

Fig.7 によると、一樣流中では空力減衰値はほぼ $\cos\beta$ に比例して変わることがわかる。そこで乱流中においても空力減衰値が一樣流中における値と等しいと仮定し、測定結果を近似するように係数を定めた $\cos\beta$ に比例する関数 (Fig.7 に破線で表示) を空力減衰値として解析に用いた。

(6) 模型の応答スペクトル

以上のことより一般化座標で表された模型の応答スペクトルは以下のように求められる。

$$S_{gr}(f) = \frac{S_{Fzr}(f) \cdot |H_r(f)|^2}{\omega_r^4 \cdot M_r^2} \dots\dots\dots (7)$$

ただし、 $S_{Fzr}(f)$ は模型全体に作用する一般化空気力の

パワースペクトルで、

cos ケースの場合

$$S_{FzCr}(f) = \left(\frac{1}{2}\rho \cdot U \cdot b \cdot C_{Lc}' \cdot \cos\beta\right)^2 \times \int_e^{l+e} \int_e^{l+e} S_{ww}(f, y, y') \cdot \phi_r(y) \cdot \phi_r(y') dy dy'$$

sin ケースの場合

$$S_{FzSr}(f) = \left(\frac{1}{2}\rho \cdot U \cdot \sin\beta \cdot \int_0^l C_{Ls}'(s) \cdot \phi_r(s) ds\right)^2 \times \int_0^b \int_0^b S_{ww}(f, x, x') dx dx'$$

である。

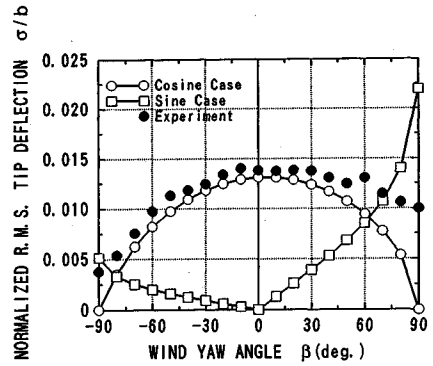
また、式(7)の $|H_r(f)|^2$ は空力減衰の効果を構造減衰の項と合わせることで考慮したメカニカルアドミッタンスで、 ω_r は r 次モードの固有円振動数、 M_r は一般化質量である。

さらに、式(7)には含んでいないが、2次元の空力アドミッタンスを考慮することも考えられる。そのためには、式(7)に空力アドミッタンスをかければよい。なぜなら、平板に対しては乱流中でも変動揚力の合力の作用点は前縁から弦長の1/4だけ離れた位置となり²¹⁾、これは一様流中と変わらない。したがって sin ケースに対しても、空力アドミッタンスの影響は Fig.10 に示した空気力分布を無次元周波数に応じて定数倍するだけである、と仮定できると考えられるためである。

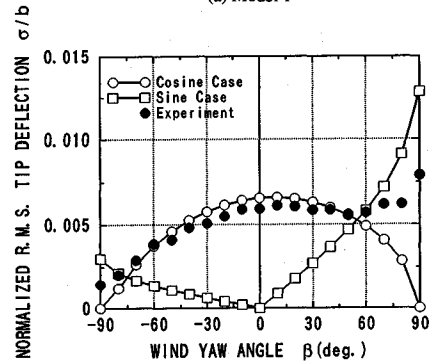
(7) 解析結果および考察

応答の解析値においても1次モードが支配的であり、高次モードの寄与分は無視できる程度のものであった。Fig.11に幅の異なる模型1, 2および3に対する解析結果を実験結果と共に示す。ただし縦軸は模型先端における r. m. s. 応答変位を模型幅で無次元化したものである。斜角が0°付近の場合は cos ケース、90°に近い場合には sin ケース、というように斜角に応じてケースを選択すれば、解析結果は概ね実験結果の傾向を再現している。ただし、これまでの解析値は空力アドミッタンスを考慮していないので、実験値よりも大きくなっている。模型1では、 $\beta=90^\circ$ 付近でも斜角が大きくなるにしたがって応答の測定値は減少しており、sin ケースの傾向とは一致していないが、これはアスペクト比が大きいため、sin ケースにおけるこの増加分が cos ケースに比べてはるかに大きいためと考えられる。

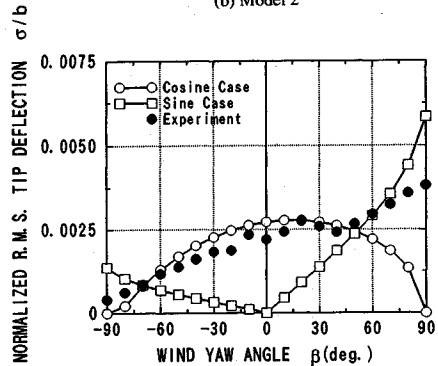
また、 $\beta=90^\circ$ に対する sin ケースの解析値と、 $\beta=0^\circ$ に対する cos ケースの解析値の比は、模型1, 2, および3に対してそれぞれ1.68, 1.95, および2.15である。つまり模型幅が大きくなるにしたがって自由端方向からの風による応答解析値は大きくなっており、実験で顕著だった模型幅の影響についても定性的には再現している。



(a) Model 1



(b) Model 2



(c) Model 3

Fig.11 Results of modified buffeting analysis (Grid 2, $U=3.0$ m/s)

さらに気流条件を変えた場合についても解析を行ったが、風速が大きいほど、また、乱れのスケールが小さいほど、自由端方向からの風による応答は一般的に大きくなるという結果が得られた。これらの条件は、風速変動の空間相関の大きい範囲がより狭くなるということに対応しており、したがって、有効風速直角方向の模型の寸法が小さい sin ケースの応答が大きくなったものと考えられる。しかしながら風洞実験においては、こうした傾向は予備実験では少し見られたものの本実験ではあまり明らかではなかった。

図よりわかるように、cos ケースと sin ケースの結果が等しくなる斜角付近において、実験では応答は斜角に

対してなめらかに変化しているが、解析ではそのような選択はできない。2つの有効風速成分による応答を重ね合わせて考えることにしても、両者の線形的な重ね合わせを仮定すると、可能な解の範囲は \cos ケースと \sin ケースの結果の間となり、実験結果の傾向は再現できない。一方、2つのケースに基づく応答の非線形的な重ね合わせを仮定すると、両者の応答をなめらかに接続し実験結果の傾向を再現することも可能となる。しかし、両者の間にどのような非線形的な重ね合わせが成り立つか、仮定するにも根拠がないので、2つのケースの結果はそのまま表示しておくこととした。ただし実用的には、こうした斜角に対しては、 \cos ケースと \sin ケースの結果をなめらかに結んで、それを予測値としておけば十分と考えられる。

Fig.11の結果は空力アドミッタンスを考慮せずに得られたものであるが、Fig.12には、2次元の空力アドミッタンスとして、Sears functionを用いた場合の解析結果を、準定常空気力を用いた解析結果ならびに実験結果と共に示す。なお、 $\beta=90^\circ$ については格子1を用いた気流と類似の気流中でおこなった NRCC における追加実験結果も併せて示してある。 \sin ケースの方が風向方向にとった模型幅が大きいので、空力アドミッタンスを考慮したことによる減少分が大きい。したがって、Fig.11では $\beta=90^\circ$ における \sin ケースの値が実験値よりもかなり大きくなっているが、空力アドミッタンスを考慮したFig.12の破線を見ると両ケースの値が実験値とほぼ一致している。しかしながら、さらに幅の大きい模型2や3に対しても空力アドミッタンスを考慮した解析を別途行ったが、特に \cos ケースの減少分が大きすぎて解析値は実験値よりもかなり小さくなった。これは気流条件の測定精度やパフェティング応答解析自身の精度の問題と考えられるが、ここでの関心は斜角の影響にあるので、特に検討しなかった。

4. おわりに

片持ちばり模型を用いて、斜風に対するパフェティング応答の特性を風洞実験により調べた。特に平板断面を持つ模型に対しては、新たに提案した解析法により求めた斜風中でのパフェティング応答の解析値と、実験値の比較を行った。

平板断面を持つ片持ちばり模型においては、自由端方向からの斜風中で比較的大きな鉛直パフェティング応答がみられること、また、その傾向は模型の幅が大きくなるほど顕著になることなどが実験によりわかった。架設中斜張橋の非常に単純なモデルとも考えられる片持ちばり模型においてこのように斜風中での応答が大きくなるということで、斜風による応答はより慎重に検討されるべきであると考えられる。

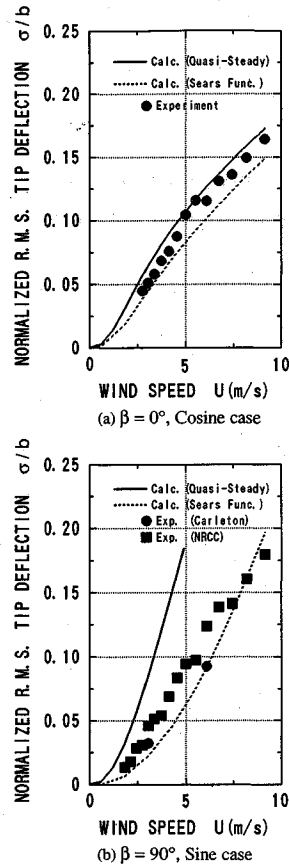


Fig.12 Results with aerodynamic admittance (Model 1, Grid 1)

模型短軸方向と長軸方向の2つの有効風速に基づいて解析を行うことにより、大きな斜角をもつ斜風中における片持ちばり模型のパフェティング鉛直応答をも求め得る解析法を提案した。平板断面をもつ模型に対する解析結果は、実験結果を定性的に説明するものであった。空気力分布や、乱流のスペクトルをより正確に取り込むことで解析の精度も向上すると考えられるが、ここでは斜風による応答を考える上で重要となる要因を明らかにするために、それらはなるべく簡明な形で取り入れた解析を行った。その結果が定性的とはいえ実験結果をほぼ再現したことから、斜風の影響は本解析で考慮した要因で説明できるのではないかと考えられる。

本解析で、平板断面を持つ模型を対象としたのは、その空力的特性が比較的良好にわかっているからである。しかし、よりにぶい断面を持つものに対しても、断面における空気力分布がわかっているならば、本研究における手法は適用できる。ただし、空気力分布、自励空気力は斜角に対してより複雑な変化をするものと思われる。

謝辞：貴重な助言をいただき、実験設備の使用に関して調整して下さったカナダ国立研究所 R. L. Wardlaw 氏、風洞の使用を快諾して下さいましたカールトン大学

R. J. Kind 教授には深く感謝する。

有益な助言をいただいた東京大学・藤野陽三教授にも感謝して、ここに記したい。

参 考 文 献

- 1) Vincent, G.S. : Golden Gate Bridge vibration studies, J. Struct. Div., Proc. ASCE, No. ST6, Paper 1817, 1958.
- 2) Scruton, C. : Experiments on the aerodynamic stability of suspension bridges, Nat. Phys. Lab., NPL Aero Rep. 185 and 199, 1951.
- 3) Davenport, A.G., Isyumov, N., Fader, D.J., and Bowen, C.F.P. : A study of wind action on a suspension bridge during erection and on completion, Univ. of Western Ontario, Fac. of Eng. Sci., Res. Rep. BLWT-3-69, 1969.
- 4) Davenport, A.G., Isyumov, N., Rothman, H., and Tanaka, H. : Wind induced response of suspension bridges, Proc. 5th Int. Conf. on Wind Eng., pp.807~824, 1979.
- 5) Davenport, A.G. and King, J.P.C. : A study of the wind effect for the Sunshine Skyway Bridge, Univ. of Western Ontario, Fac. of Eng. Sci., Res. Rep. BLWT-SS24 and SS25-1982, 1982.
- 6) Melbourne, W.H. : Model and full scale response to wind action of the cable stayed box girder West Gate Bridge, Proc. IAHR/IUTAM Symp. on Practical Experiences with Flow-Induced Vibrations, pp.625~632, 1979.
- 7) Irwin, H.P.A.H. and Schuyler G.D. : Experiments on a full aeroelastic model of Lion's Gate Bridge in smooth and turbulent flow, Nat. Res. Council Canada, NAE-LTR-LA-206, 1977.
- 8) Tanaka, H. and Davenport, A.G. : Response of taut strip models to turbulent wind, J. Eng. Mech., Proc. ASCE, Vol.108, No. EM1, pp.33~49, 1982.
- 9) Xie, J., Tanaka, H., Wardlaw, R.L. and Savage, M.G. : Buffeting analysis of long span bridges to turbulent wind with yaw angle, J. Wind Eng. Indust. Aerodyn., Vol.37, pp.65~77, 1991.
- 10) Barnard, R.H. : Wind loads on cantilevered roof structures, J. Wind Eng. Indust. Aerodyn., Vol.8, Nos.1-2, pp.21~30, 1981.
- 11) Melbourne, W.H. and Cheung, J.C.K. : Reducing the wind loading on large cantilevered roofs, J. Wind Eng. Indust. Aerodyn., Vol.28, Nos.1-3, pp.401~410, 1988.
- 12) Irwin, P.A. and Gamble, S.L. : Wind tunnel test for the Annacis Island Bridge, Rep. No.48515031, submitted to CBA Buckland and Taylor, Morrison Hershfield Ltd., 1985.
- 13) Zan, S.J. : The effect of mass, wind angle and erection technique on the aeroelastic behaviour of a cable-stayed bridge model, Nat. Res. Council Canada, NAE-AN-46, 1987.
- 14) Kimura, K. and Tanaka, H. : Bridge buffeting due to wind with yaw angles, J. Wind Eng. Indust. Aerodyn., Vol.41-44, pp.1309~1320, 1992.
- 15) Tanaka, H. and Kimura, K. : Consideration of wind yaw angle on the buffeting response of bridges, Proc. Canada-Japan Workshop on Bridge Aerodyn., Nat. Res. Council Canada, pp.189~201, 1989.
- 16) Kimura, K. : Flat plate buffeting in yawed wind with possible applications to bridges, Dissertation Submitted to Univ. of Ottawa, 1992.
- 17) Irwin, H.P.A.H. : Wind tunnel and analytical investigations of the response of Lions' Gate Bridge to a turbulent wind, Nat. Res. Council Canada, NAE-LTR-LA-210, 1977.
- 18) Bisplinghoff, R.L., Ashley, H. and Halfman, R.L. : Aeroelasticity, Addison-Wesley, p.250, 1955.
- 19) Lift-curve slope and aerodynamic centre position of wings in invicid subsonic flow, Item No.70011, Eng. Sci. Data Unit, 1977.
- 20) Winter, H. : Flow phenomena on plates and airfoils of short span, NACA TN No.798, 1936.
- 21) McCormick, B.W. : Aerodynamics, aeronautics, and flight mechanics, John Wiley & Sons, p.87, 1979.
- 22) Sears, W.R. : Some aspects of non-stationary airfoil theory and its practical application, J. Aeronautical Sci., Vol.8, pp.104~108, 1941.

(1992. 11. 26 受付)

EXPERIMENTAL AND ANALYTICAL STUDY ON BRIDGE BUFFETING IN YAWED WIND USING CANTILEVER MODELS

Kichiro KIMURA and Hiroshi TANAKA

Basic characteristics of bridge buffeting in yawed wind, i.e. a wind that is not normal to the bridge longitudinal axis, were studied. Cantilever beams with rectangular cross-section were used as the model which can be thought as a simple version of a cable-stayed bridge under construction. Experimental models with flat plate cross-section showed comparatively large vertical responses in a yawed wind from the free end direction. This tendency was enhanced for the wider models. The conventional buffeting analysis was modified so that the response of the cantilever models under yawed wind can be predicted. Two effective wind velocities were considered separately. One is the velocity components normal to the side and the other is the component normal to the free end of the model. The analytical results for the flat plate cross-section models generally explained the findings regarding the effect of the wind yaw angle.