



## 特集

# 数値流体解析による長大橋の耐風設計

## Computational Fluid Dynamics for Wind Resistant Design of Long-span Bridges

石原 孟\*

Takeshi ISHIHARA

### 1. はじめに

旧タコマ橋の落橋から分かるように、長大橋の設計においては橋桁の耐風安定性を定量的に評価することが極めて重要である。長大橋の耐風設計の詳細については「本州四国連絡橋耐風設計基準」<sup>1)</sup>や「橋梁の耐風設計、基準と最近の進歩」<sup>2)</sup>などから知ることができる。橋梁の耐風設計は、設計風速の設定<sup>3)</sup>、橋梁断面の空気力学特性の評価、橋全体の風による振動予測、各種のクライテリアの照査と様々なプロセスを経て実施されるが、中でも橋梁断面の空気力学特性の予測は、橋に作用する風荷重の評価やフラッター発振風速の照査に欠かせない重要な項目の一つである。しかし、これまでの長大橋の耐風設計の殆どは風洞実験によって行われてきた。

橋桁の空気力特性の予測精度は橋全体の耐風安定性評価に大きな影響を与えるため、数値流体解析により実橋梁の耐風設計を行うには風洞実験と同等な予測精度が要求され、また計算時間とコストの面においても風洞実験と同等またはそれ以上の性能が必要とされる。それに加え、実橋梁には手すり、中央高欄、メンテナンスのための検査車レール等の小さな非構造要素が設置されることが多く、数値流体解析を行う際にはこれらの要素を厳密に再現する必要がある。なぜならば、手すり、中央高欄等の非構造要素は橋梁断面に比べ、その面積は極めて小さいが、橋桁の空気力特性に大きな影響を与える可能性があるからである<sup>4)</sup>。実際フェアリング、フラップ、スカート等が空気安定化部材として用いられていることを考えると、橋桁に取り付けられたこれらの小さい非構造要素が橋桁の空気力特性に与える影響を正確に予測することは不可欠である。

そのためか、これまでに数値流体解析を実橋梁断面に適用した例は少なく<sup>5), 6)</sup>、基本断面の空気力特性の解明に着目した研究が殆どである<sup>7)</sup>。しかし、近年コンピュータ技術および数値流体解析手法の進歩<sup>8)-11)</sup>に伴い、LES モデルを用いた3次元数値流体解析による実橋梁断面の空気力特性の予測も可能になりつつある<sup>12)-15)</sup>。

本稿ではLES モデルを用いた3次元数値流体解析により実橋梁断面の空力振動の予測例を紹介すると共に、数値流体解析による長大橋の耐風設計を行う際に具備すべき機能等について解説する。

### 2. 橋桁の空力振動とその予測

橋梁断面は流れに対して「鈍い」物体であり、風により様々な振動が発生する。橋の耐風設計ではこのような様々な空力振動を予め予測し、所定の耐風性能を満足するように様々な対策を講じる必要がある。ここで、実際数値流体解析により実橋梁の耐風設計を行う際にはどのような空力振動を予測する必要があるのか、また風洞実験に比べ、どのようなメリットがあるかについて考える。

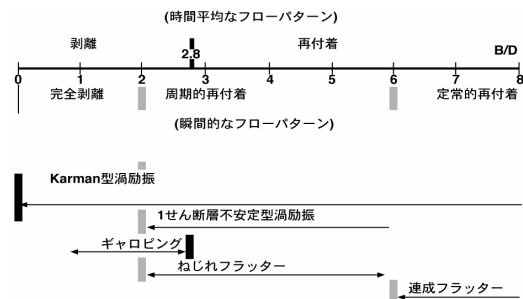


図1 空力振動の種類と矩形断面の辺長比との関係

\* 東京大学大学院工学系研究科社会基盤学専攻 教授  
Professor, Department of Civil Engineering, Univ. of Tokyo

図1には矩形断面に発生する空力振動の種別と矩形断面の辺長比 ( $B/D$ ) との関係を示す<sup>16)</sup>。空力振動の種別は静止状態において断面まわりに形成されるフローパターン (完全剥離型, 周期的再付着型, 定常的再付着型) に基づき分類することができる。Karman型の渦励振は全ての断面において発生しうが, ギャロピングは完全剥離型断面のみ発生し, 1せん断層不安定型やねじれフラッターは周期的再付着型断面において発生する。また連成フラッターは定常的再付着型断面に関係する。従って, 数値流体解析により実橋梁の耐風設計を行うにはここで述べた各種フローパターンを精度よく予測する必要がある。

表1 各種空力振動とその評価手法

種別	手法	評価手法
ガスト応答		2段階解析
フラッター発振風速		2段階解析
渦励振の振動振幅		連成解析

表1には各種空力振動とその評価手法を示す。風の乱れにより発生する不規則な振動については, 橋桁の定常空気力係数が分かれば, 準定常理論に基づき, 橋のガスト応答を求めることができる<sup>17)</sup>。また橋桁の耐風安定性を照査するには, 橋桁の非定常空気力係数を用いて複素固有値解析によりフラッター発振風速を求めることが可能である<sup>18)</sup>。このようにガスト応答およびフラッター発振風速は空気力係数を求めるステップとその結果を用いて応答解析や複素固有値解析を行う2つのステップに分けることができるとわかる。一方, 橋梁断面の固有振動と後流渦の周波数が一致して起きる渦励振の問題では橋の振動振幅は流体と構造物の連成解析により直接求める必要がある。従って, 数値流体解析により実橋の耐風設計を行う際にはここで述べた各種空力振動を精度よく予測する必要がある。

表2 風洞実験と数値流体解析との比較

評価項目	手法	風洞実験	数値流体解析
定常空気力係数		三分力計測	圧力予測
非定常空気力係数		強制振動法	強制振動法
振動振幅		自由振動法	自由振動法

表2には風洞実験と数値流体解析による空気力係数と振動振幅の予測の比較を示す。風洞実験では定常空

気力係数は三分力計により測定する。また非定常空気力係数については強制振動法が用いられる。強制振動法は強制的に正弦波的な振動を与えた模型に作用する変動風力を計測するもので, ロードセルを用いて慣性力をキャンセルしながら測定することにより求める。非定常空気力係数は得られた変動空気力の時系列波形にフーリエ変換を施すことにより求める。さらに渦励振の振動振幅は自由振動法により求める。この手法ではばね支持された模型を風の中で自由に振動させ, 風速と応答の関係を直接求めることにより橋桁の振動振幅を予測する。

一方, 数値流体解析により定常空気力係数を求める場合には, まず橋桁表面の各計算格子における圧力を算出し, それらを表面全体にわたって積分することにより橋桁の空気力係数を求める。また非定常空気力係数を求める場合には, 風洞実験と同じように, 強制的に橋桁を含む解析領域を正弦波的に振動させ, 橋桁に作用する変動風力を算出する。変動風力は表面圧力を積分することにより求めるため, 風洞実験のように慣性力をキャンセルしながら測定する必要がない。さらに, 渦励振を求める際には流体と構造の連成解析を実施し, 橋桁の振動と橋桁周りの流れ場との相互作用を予測しながら, 振動振幅を求める。

数値流体解析による橋の空力振動を評価するには風洞実験と基本的に同じ手順を踏むが, 特別な実験装置が必要ないため, 設計者自身が空気力係数や振動振幅を求めることが可能である。また数値流体解析では橋桁の形状, ばね常数, 減衰定数を自由に变化させることができ, 各種制御装置の効果も簡単に評価することができる。さらに数値流体解析からは空気力だけではなく, 空気力を形成する圧力場やフローパターンも一緒に調べることができるため, 空気力の発生メカニズムを解明できる。このように数値流体解析による空力振動の予測は従来の風洞実験に比べ, いくつものメリットがあり, その応用は今後拡大していくものと想定される。以下, 著者が最近実施した数値流体解析による定常と非定常空気力係数, フラッター発振風速, 実橋梁の渦励振による振動振幅, 空力安定化部材の設置による振動振幅低減効果の予測例を紹介すると共に, 数値流体解析による長大橋の耐風設計の可能性を探る。

### 3. 実橋梁断面の空気力と振動特性の予測例

#### 3.1 数値解析モデルの概要

現在, 橋梁断面の空力性能を数値的に予測する時に

はレイノルズ平均型モデル<sup>19)</sup>と空間平均型 LES (Large Eddy Simulation) モデル<sup>10)</sup> が用いられている。LES モデルを用いる場合、3 次元解析が必要となり、計算時間はレイノルズ平均型モデルの場合に比べ長い、平均空気力係数のみならず、変動空気力係数やパワースペクトル密度の迎角による変化を精度よく再現できる<sup>10)</sup>。第 1 章に述べたように橋桁の空気力特性の予測精度は橋全体の耐風安全性評価に大きな影響を与えるため、数値流体解析により実橋梁の耐風設計を行うには高い予測精度が要求され、LES モデルを用いた 3 次元非定常解析は不可欠と言えよう。以下本解析で用いた数値モデルの概要について説明する。

流体運動は以下のような格子平均された連続の式と運動量保存の式により記述される。

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} u_j}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} u_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} u_j u_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \mu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} \right) - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (2)$$

ここで、 $\bar{u}_j$  は  $x_j$  方向の格子平均された速度成分を表し、 $\bar{p}$  は圧力、 $\rho$  は流体の密度、 $\mu$  は粘性係数である。また  $\tau_{ij}$  はサブグリッドスケール応力で、以下のように定義される。

$$\tau_{ij} \equiv \overline{\rho u_i u_j} - \bar{\rho} \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (3)$$

フィルタリングされた方程式から導かれるサブグリッドスケール応力は渦粘性モデルにより表す。

$$\tau_{ij} = -2\mu_t \bar{S}_{ij} + \frac{1}{3} \tau_{kk} \delta_{ij}, \quad \bar{S}_{ij} \equiv \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (4)$$

ここで、 $\mu_t$  はサブグリッドスケールの乱流粘性、 $\bar{S}_{ij}$  はひずみ速度テンソルである。

サブグリッドスケールの乱流粘性  $\mu_t$  は

Smagorinsky<sup>21)</sup>モデルにより以下のように表される。

$$\mu_t = \rho L_s^2 |\bar{S}|, \quad L_s = \min(\kappa d, C_s \Delta^{1/3}) \quad (5)$$

ここで、 $L_s$  はサブグリッドスケールの混合距離であり、 $\kappa$  はカルマン定数、 $d$  は壁に最も近い距離、 $\Delta$  は計算セルの体積である。Smagorinsky モデルの係数  $C_s$  は時間微分項について陽解法で近似される場合には通常 0.1 が用いられているが、本解析では 2 次精度陰解法を用いているため、数値粘性が非常に小さく、スペクトル法で用いられていた最適値 0.032 を用いた。

壁面せん断応力は応力とひずみ速度との関係は以下のように求める。

$$\frac{\bar{u}}{u_\tau} = \frac{\rho u_\tau y}{\mu} \quad (6)$$

本解析は、コロケート格子に基づく有限体積法を用いて行った。移流項の離散化には 2 次精度中心差分を、時間積分には 2 次精度陰解法を用い、数値解法としては SIMPLE 法を用いた。表 3 には本解析で用いる境界条件を示す。

表 3 境界条件

流入境界	U は一様, V は 0
乱れの強さ (流入部)	0.0001%
側方境界	U は一様, V は 0
流出境界	zero-diffusion-flux
物体境界	no-slip
スパン方向境界	zero-flux

本数値解析モデルの詳細および正方形角柱における空気力や圧力分布の予測精度の検証、格子依存性のない変動空気力の推定方法、数値解析の並列効率等については文献 10 と 11 を参考されたい。

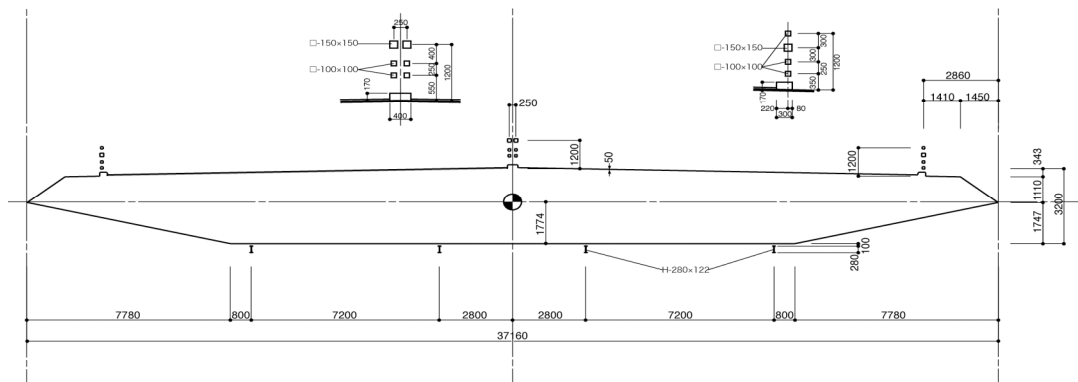


図 2 橋主桁の断面図

### 3. 2 実橋梁断面の定常空気力係数の予測例

まず南京長江第三大橋の主桁断面の定常空気力係数の予測例を紹介する<sup>12), 13)</sup>。この例では静的三分力実験を模擬した解析を行い、主桁断面の定常空気力係数を算出すると共に、高欄などの付加物の影響を明確にした。また数値解析の予測精度を調べるために、縮尺1/60模型を用いた風洞実験を実施し、比較検討を行った。この例に示す風洞実験は数値流体解析を実施した後に行ったものであり、その検証結果はいわゆるブライントテストの結果と理解してよい。

図2には斜張橋主桁の断面図を示す。主桁の高さ  $D$  は3.2m、幅  $B$  は37.2m、辺長比 ( $B/D$ ) は11.6である。箱桁は流線型となっており、手すり、中央高欄、検査車レールも配置されている。

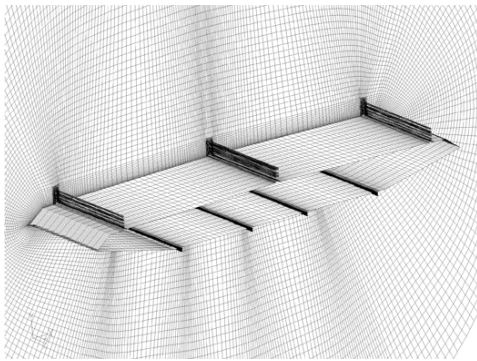
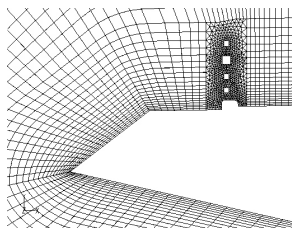
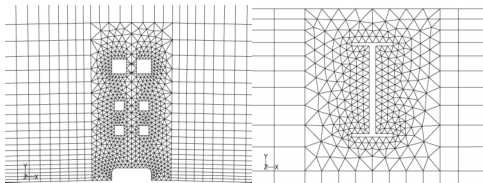


図3 主桁まわりの計算格子



(a) 風上端部の手すり



(b) 中央高欄

(c) 検査車レール

図4 手すり、高欄、検査車レールまわりの計算格子

図3には再現された主桁断面及びそのまわりの計算格子を示す。主桁上面にある手すり、中央高欄及び主

桁下面の検査車レールを忠実に再現したが、手すりと高欄の鉛直支柱の再現は省略した。全体の解析領域は  $x$  方向に  $105D$ 、 $y$  方向に  $60D$ 、スパン方向に  $3D$  とした。主桁断面の中心は流入部から  $45D$  の位置に設置した。図4には手すり、中央高欄、検査車レール近傍の計算格子を示す。

図5に平均抗力係数の迎角による変化を示す。図中のプロットはそれぞれ付加物がある場合とない場合の解析結果を示した。迎角  $\alpha=0^\circ$  付近では付加物がない場合の抗力係数は0.35であるのに対し、付加物がある場合にはその約3倍大きくなっている。同様な傾向は迎角  $10^\circ$  まで続く。抗力係数の解析結果は風洞実験(実線)と同じ傾向を示した。

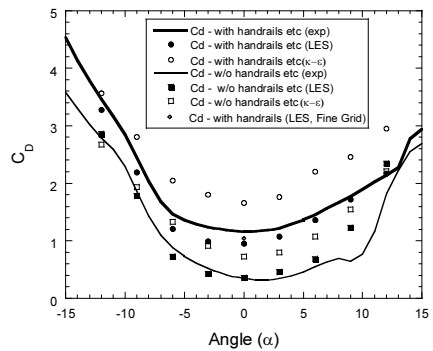


図5 抗力係数の迎角変化

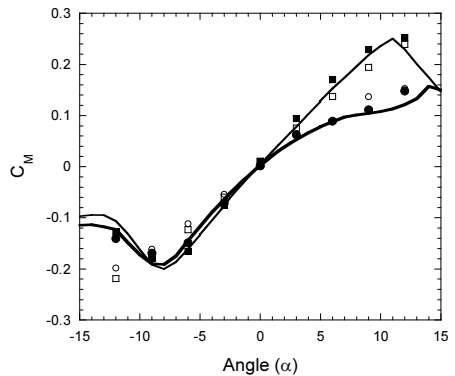


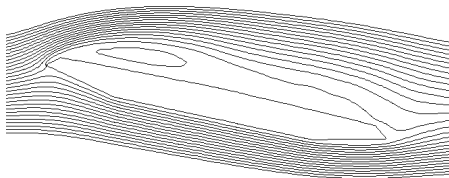
図6 ピッチングモーメント係数の迎角変化

ただし、付加物がある場合の数値解析結果は実験値と比較してやや小さめになっている。そこで格子分解能の影響を調べるために、手すり、高欄、検査車レールまわりの格子数を増やして再度計算を行った。抗力係数の予測誤差は約半分に減少したが、さらに格子数を増やしたが、抗力変化が見られなくなった。数値解

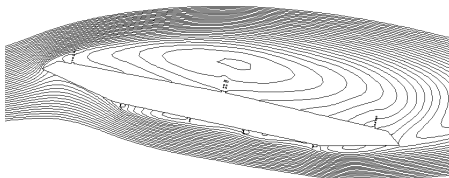
析により求められた抗力係数が風洞実験の結果よりやや小さめになっている理由は、風洞実験模型にある手すりや高欄の鉛直支柱を数値解析で省略したことによるものと考えられる。

図6にピッチングモーメント係数の解析結果を示す。風洞実験の結果とよく一致している。抗力係数と異なり、ピッチングモーメント係数は迎角 $\alpha=0^\circ$ 付近で付加物の影響が殆ど見られず、迎角12度付近では大きな差が見られた。同様な傾向は揚力係数にも見られる。

ピッチングモーメント係数が迎角12度付近で大きな差が見られた理由を明らかにするため、橋桁まわりの流れのパターンを調べた。図7には主桁まわりの平均流線を示す。この図から、付加物がある場合には主桁先端で離れた流れが風上端部の手すりにあたることにより、主桁上面の剥離領域が大きくなっていることが分かる。この付加物がある場合とない場合の剥離領域の違いによって、主桁上面の圧力分布に大きな差が発生し、結果的にはピッチングモーメント係数に大きな差を生じさせた。



(a) 付加物なし



(b) 付加物あり

図7 主桁まわりの平均流線

以上の結果から、数値解析により実橋梁断面の空気力係数を求める場合、付加物の考慮が不可欠であり、また空気力係数を求める際には付加物付近の格子を十分に配置するように注意する必要がある。また実際の橋梁設計において重要である迎角 $0^\circ$ 付近では、付加物が抗力係数に大きな影響を与えるが、揚力係数およびピッチングモーメント係数に与える影響は小さい。この結果から付加物の存在が主桁のガスト応答に大きな影響を与えることが予想される。

### 3.3 強制振動法による非定常空気力の解析例

次に数値解析による南京長江第三大橋の主桁断面と矩形断面の非定常空気力を求めた結果を示す。扁平断面では、鉛直たわみとねじれの振動に伴う揚力およびピッチングモーメントとの位相差に起因する発散型の不安定振動、すなわち、連成フラッターを生じる可能性があり、耐風設計においてはフラッター発振風速を照査する必要がある。本節では、まず強制振動法を模擬した解析を行い、鉛直とねじれの1自由度の強制加振解析から非定常空気力係数を算出し、フラッター解析の入力データとした。そして南京長江第三大橋断面と矩形断面(辺長比10と20)の風洞実験結果と比較し、数値予測の精度検証を行った。図8には解析格子を示し、中央部分の計算格子をねじることによりねじれ加振を模擬し、また点線で囲まれている計算格子を上下に動かすことにより鉛直加振を模擬した。なお、主桁及び付加物まわりの計算格子は図3と図4に示すとおりである。

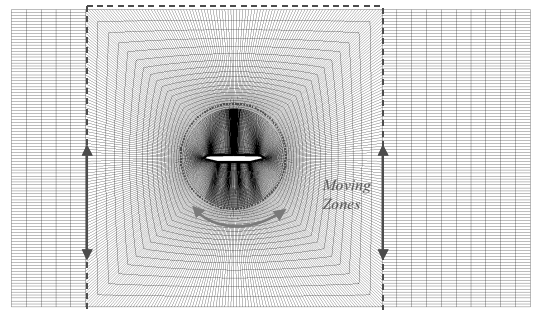


図8 移動格子によるねじれと鉛直加振解析

加振振幅は松本ら<sup>20)</sup>による実験を参考に、鉛直加振については $B/40$ 、ねじれ加振については $2^\circ$ とした。解析は無次元時間にして約700~800までを行い、非定常空気力係数はその内、解析の始めの過渡部分を除き、変動が安定になった無次元時間約500の部分について、得られた時系列のフーリエ展開を行うことでその加振振動数成分から同定した。非定常空気力係数は松本ら<sup>20)</sup>の表記法に従い、次式により定義する。

$$F_L = \rho U^2 b \left( kH_1^* \frac{\dot{z}}{U} + kH_2^* \frac{b\dot{\theta}}{U} + k^2 H_3^* \theta + k^2 H_4^* \frac{z}{b} \right) \quad (7a)$$

$$F_M = \rho U^2 b^2 \left( kA_1^* \frac{\dot{z}}{U} + kA_2^* \frac{b\dot{\theta}}{U} + k^2 A_3^* \theta + k^2 A_4^* \frac{z}{b} \right) \quad (7b)$$

図9には揚力およびピッチングモーメントの時系列から求めた実橋梁断面における非定常空気力係数 $A_2^*$ の結果を示し、図中の実線は実橋梁断面の風洞実験、

点線と鎖線は  $B/D=10$  と  $20$  の風洞実験の結果を示す。数値解析の結果は風洞実験とよい一致を示し、非定常空気力係数  $A_2^*$  はいずれの無次元風速においても負の値を示した。また実橋梁断面の辺長比 ( $B/D$ ) は  $11.6$  であるのにも関わらず非定常空気力係数は  $B/D=20$  の矩形断面に近い値を示した。

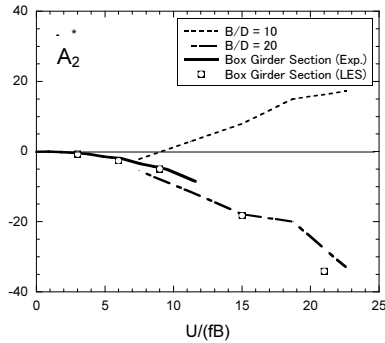


図9 非定常空気力係数の比較

図10には辺長比20の矩形断面のフラッター解析結果を示す。本解析結果は実験値とよい対応を示す。対数減衰率に関しては解析結果が風洞実験と同様にたわみ分枝では常に正になっており、ねじれ分枝では負減衰が発生している。この傾向はLESモデルによる解析結果が風洞実験と同様であり、 $k-\epsilon$ モデルによる解析結果は、たわみ分枝では過大評価となり、ねじれ分枝では過小評価となっていることが分かる。矩形断面のフラッター特性は前縁で剥離した流れの再付着に関係し、2次元  $k-\epsilon$ モデルの解析では再現しにくいものと考えられる。同様な解析は実橋梁断面についても実施した。

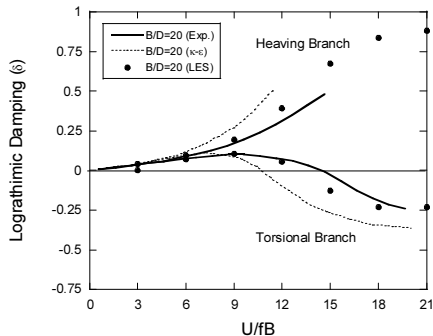


図10 矩形断面のフラッター解析結果

図11に示すように、振動数及び対数減衰率とも辺長比20の矩形断面に近い値を示した。本橋梁断面は付加物があるものの、断面全体は流線型になっており、大きな剥離が抑えられ、定常的な再付着型断面と同様な

性質を示すものと考えられる。

以上の結果から、数値解析により予測された非定常空気力係数は、南京長江第三大橋主桁断面と矩形断面の風洞実験結果と一致し、また複素固有値解析から求められた振動数と対数減衰率とも実験結果とよく一致した。本橋梁断面の辺長比は  $B/D$  は  $11.6$  であるにも関わらず、非定常空気力係数は  $B/D=20$  の矩形断面に近い性質を示し、橋梁断面の流線型化は橋梁の耐風安定性の向上に貢献することがわかった。

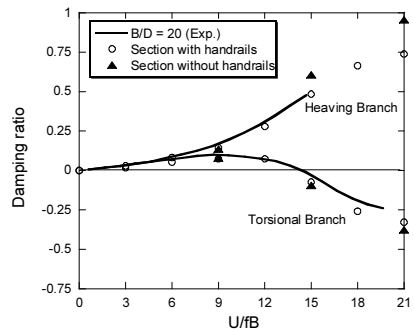


図11 南京長江第三大橋断面のフラッター解析結果

### 3.4 自由振動法による渦励振対策の解析例

最後に、東京湾横断道路の渦励振対策の解析例について紹介する。この解析例では現状の箱桁断面に対して、フェアリングやダブルフラップなどの空力安定化部材を設置した場合の渦励振抑制効果について3次元LESモデルを用いて検討しており、また数値流体解析の利点を生かし、箱桁断面周りの流れ場を調べることにより、空力安定化部材による渦励振抑制のメカニズムの解明を行った。

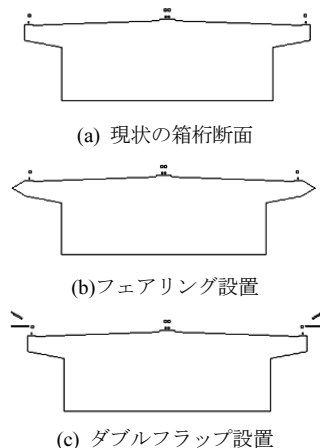


図12 箱桁断面と空力安定化部材の形状

図 12 には現状の箱桁断面およびフェアリングとダブルフラップを設置した場合の断面形状を示す。渦励振の振幅を評価するためには風洞実験と同様に自由振動法を用いた解析を行った。

図 13 には辺長比 4 の矩形断面と現状の箱桁断面の自由振動時における無次元振動振幅の無次元風速による変化を示す。実線は風洞実験、プロットは数値流体解析結果である。現状の箱桁断面の辺長比は 4 に近いが、その振動性状は辺長比 4 の矩形断面のそれと異なり、渦励振が発生する風速範囲は非常に狭いことが分かる。また  $\kappa$ - $\epsilon$  モデルに比べ、LES モデルによる解析結果は実験結果に近いことが分かる。

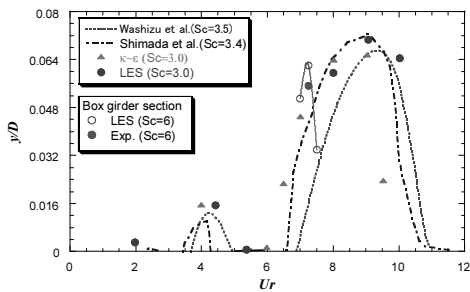


図 13 自由振動時の無次元振幅の無次元風速による変化

図 14 には空力安定化部材による最大振動振幅の変化を示す。フェアリング設置の場合には振幅が若干増えるのに対して、ダブルフラップ設置の場合には振動振幅が 3 割程度減少していることが分かる。

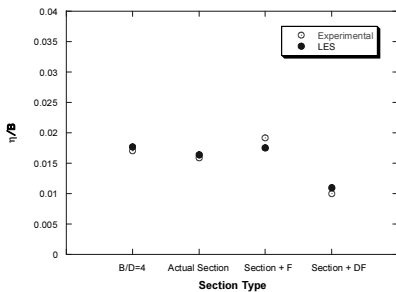
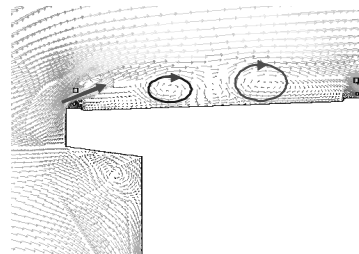


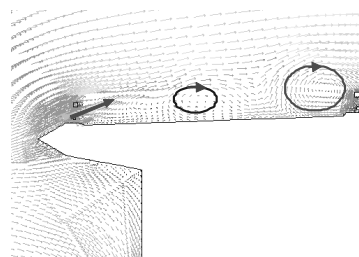
図 14 空力安定化部材による最大振動振幅の変化

空力安定化部材の渦励振抑制のメカニズムを明らかにするために、箱桁断面周りの流れ場を調べた。図 15 には断面周囲の空力安定化部材の有無による風速ベクトルの相違を示す。フェアリングを設置した場合 (図 15 (b)) と設置しない場合 (図 15 (a)) の風速場には大きな変化がなく、箱桁断面の上面に形成される強い渦は、成長しながら断面の風下に運ばれている様子が分かる。一方、ダブルフラップを設置した場合 (図 15 (c))

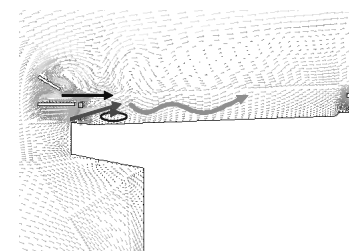
には上面へのエネルギーの供給により、流れの剥離が抑さえられ、渦の生成が抑制されていることが分かる。これにより渦励振の振動振幅が抑制されていると推測される。



(a) 現状の箱桁断面



(b) フェアリング設置



(c) ダブルフラップ設置

図 15 箱桁断面の上面における風速ベクトル

#### 4. あとがき

本報では数値解析による橋梁の耐風設計の現状を示し、実橋梁断面における空力性能の数値予測の可能性について著者が最近行った研究を例にして紹介した。解析例から分かるように、LES モデルを用いた数値解析により高欄や検査車レールなどの付加物を有する実橋梁断面における様々な空力現象を解明でき、定常・非定常空力係数、フラッター発振風速、渦励振の振動振幅を精度よく予測することができる。現在、LES モデルを用いた 3 次元非定常解析は解析時間の面においてまだ改善の余地があるが、並列コンピュータを用いたケースパラレルと呼ばれる並列解析を実施すれば、

風洞実験とほぼ同等の時間とコストで実橋梁断面の空力特性を評価できるレベルに達したと言える。

数値流体解析では風洞実験で用いた三分力計や強制振動を与えるための特別な駆動装置を必要とせず、すべての解析は同じ数値モデルを用いて行うことができ、設計者自身も空気力係数を求めることができる。また数値流体解析による空気力振動予測では橋桁の形状などのパラメータを容易に変化させることができ、手すりや空力安定化部材などが橋断面の空力特性に与える影響を簡単に評価できる。さらに実験では計測困難な流れ場や圧力場を容易に求められることから、空気力のみならず、これらの空気力の発生メカニズムも同時調べる事が可能であり、現象の理解にも役に立つ。

数値流体解析によるブラフボディーの空気力と振動特性の予測技術は橋梁工学のみならず、同様な空力振動問題を抱える架空送電線、鉄道車両、風力発電設備の耐風安全性の向上にも貢献すると期待されている。

#### 参考文献

- 1) 本州四国連絡橋公団：本州四国連絡橋耐風設計基準，1976.
- 2) 構造工学シリーズ 12：橋梁の耐風設計，基準と最近の進歩，土木学会，2003.
- 3) 石原孟：風の予測，橋梁と基礎，Vol. 36, No. 8, pp. 151-153, 2002.
- 4) Jones, N. P., Scanlan, R.H., et al., The effect of section model details on aeroelastic parameters. J. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.54/55, pp.45-53, 1995.
- 5) Bruno, L., Khriis, S., Marcillat, J., Contribution of numerical simulation to evaluating the effect of section details on the aerodynamic behavior of a long-span bridge deck. Wind engineering into the 21st Century, pp.1229-1236. Larsen, Larose & Livessey, Balkema, 1998.
- 6) Larsen, A., Walther, J., Discrete vortex simulation of flow around five generic bridge deck sections. J. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics Vol.77&78, pp.591-602, 1998.
- 7) 野廣和：基本断面の空気力特性に関する数値流体解析，日本風工学会誌，Vol.34, No.4, 2009.
- 8) Ferziger, J., Peric, M.: *Computational method for fluid dynamics*, 3rd Edition, Springer, 2002.
- 9) Larsen, A., 2006. Computation of aerodynamic derivatives by various CFD techniques. The fourth international symposium on computational wind engineering, Yokohama, Japan. 287-290.
- 10) 石原孟，岡新一，藤野陽三：一様流中に置かれた正方形角柱の空気力特性の数値予測に関する研究 土木学会論文集 A, Vol.62. NO.1, pp.78-90, 2006.
- 11) Oka, S., Ishihara, T.: Numerical study of aerodynamic characteristics of a square prism in a uniform flow, J. Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2009 (In Press).
- 12) 石原孟，嶋田健司，山崎康嗣，池田虎彦：3次元数値流体解析による斜張橋主桁断面の空力性能の予測，構造工学論文集，Vol. 52A, pp.611-620, 2006.
- 13) M.W.Sarwar, T.Ishihara, K.Shimada, Y.Yamasaki, T.Ikeda : Prediction of Aerodynamic Characteristics of a Box Girder Bridge Section Using the LES Turbulence Model, Journal and Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.96, pp.1895-1911, 2008.
- 14) 石原孟，ムハマドワヒードサーワー：空力安定化部材を利用した箱桁橋梁断面の渦励振抑制に関する数値流体解析，土木学会論文集（投稿中）.
- 15) M. W. Sarwar, T. Ishihara and Y. Fujino: Numerical study on suppression of vortex induced vibration of box girder bridge section by aerodynamic countermeasures, Proc of 12<sup>th</sup> ICWE 2007, pp. 247-254, 2007.
- 16) Takeuchi, T. and Matsumoto, M. : Aerodynamic response characteristics of rectangular cylinders in tandem arrangement, J. Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 41-44, pp.565-575, 1992.
- 17) Davenport, A. G.: Buffeting of a suspension bridge by storm winds, Proc. ASCE, Vol.88, ST 3, 1962.
- 18) Scanlan, R.H. and Tomko, J.J. : Airfoil and bridge deck flutter derivatives, J. of Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.97, EM6, pp.1717-1737, 1971.
- 19) 嶋田健司，石原孟：構造基本断面の空力不安定振動応答評価に関する二次元非定常  $k-\epsilon$  モデルの適用性の検討，土木学会論文集 A, Vol.65, No.3, pp.554-567, 2009.
- 20) 松本勝，新原雄二，小林裕輔：構造基本断面のフラッタ一発生機構に関する研究，構造工学論文集，Vol.40A, pp.1019-1024, 1994.
- 21) Smagorinsky, J., General circulation experiments with the primitive equations. I. The basic experiment, Month. Wea. Rev. 91, pp.99-164, 1963.