高層建物の帳壁緊結部疲労損傷評価用風外力の検討

CHARACTERISTICS OF WIND FORCES ACTING ON EXTERNAL WALL BINDERS OF HIGH-RISE BUILDINGS FROM THE VIEWPOINT OF FATIGUE DAMAGE

寺崎 浩*, 植松 康**
Hiroshi TERAZAKI and Yasushi UEMATSU

The present paper discusses the characteristics of wind forces acting on the external wall binders of a high-rise building based on the results of a wind tunnel experiment from the viewpoint of fatigue damage. Special attention is paid to the binders connecting the external curtain walls and the structural frames. A wind force direction conversion factor for the relation between wind force and member stress is introduced into the fatigue evaluation together with the normalization of stresses. Furthermore, a discussion is also made of the influence of mean stress on the fatigue damage, which depends on the wind direction and speed.

Keywords : *Fatigue damage, External wall, High-rise building, Cladding and components, Wind tunnel experiment, External wall binder*
疲労損傷, 帳壁, 高層建物, 外装材, 風洞実験, 帳壁緊結部

1. はじめに

高層建物の外装材は日常的な弱風から台風などの強風まで、常に風外力にさらされている。風外力は地震外力に比べて継続時間が極端に長いという特徴を有するため、外装材は風外力による疲労損傷を受けやすいと考えられる。高層建物の構造骨組部材は、再現期間500年の風荷重（以下、L2）に対して概ね弾性となるように設計されているが、外装材は再現期間50年の風荷重（以下、L1）に対して短期許容応力度で設計されるのが一般的である。したがって、建物の供用期間中に疲労損傷する可能性も考えられ、疲労損傷の適切な評価や防止は設計上重要である。

建築物の外装材の疲労に関する研究は、海外では主に低層建物の屋根に着目した検討がなされており^{1)~3)}、国内でも中低層建物屋根の検討例が報告されている^{4)~6)}。一方、建築物壁面の疲労損傷を評価している研究はあまり多くなく、既往の研究では接近流の特性に基づいて応力振幅回数を約1回/secと仮定した検討がなされている^{7)~9)}。さらに高層建物の壁面を対象とした研究は少なく⁹⁾、その中でも風向の変化を考慮した検討はほとんどない。そこで、本論文では、高層建物の帳壁緊結部を構成する部材の中で応力的に最も厳しい状態と考えられるボルトを検討対象部位とし、風向分布や風外力の平均成分も考慮した検討を実施することとした。

外装材の疲労評価の最終目標は、仮定した建物について建物供用期間中（数十年～数百年程度）の建設サイトにおける風向および風速の発生頻度分布（台風等の強風も含む）を仮定し、建物の配置（方位）も考慮して、疲労による破壊が発生するか否か、疲労破壊に至

らないまでも部材に蓄積される疲労損傷率がどの程度の値となるのかを検討・判断することである。本論文では、上記の疲労評価の流れの中から、前半部分の風向・風速に応じて評価部位に蓄積する10分間疲労損傷率の評価とその評価に用いる外力特性の検討までを対象範囲とし、以下の2点を目的とした検討を行った。

- ・作用する風外力として塔状比4の基本角柱の変動風圧実験結果を用い、疲労損傷率の壁面上の分布状況に基づいて相対的に大きな疲労損傷率が発生する代表部位を選定し、疲労率算定に用いる評価用風外力の特性（風向、風速、応力振幅の振幅分布や発生回数、平均成分の存在）とそれらが損傷率に与える影響を詳細に検討する。
- ・上記の検討に基づいて、風向・風速に対応した疲労損傷率を比較的簡便に評価する近似式と算定に必要な変数の値を提案する。近似式は将来の一般化に向けて、実験の風圧統計値に基づく汎用的な形で示すが、現状の適用範囲は論文の実験に対応したケースについて論文の実験結果および変数値に基づいて算定する場合のみとする。

2. 検討概要

2.1 設計風速 U_{HD} と疲労検討風速 U_H について

本論文では、検討対象建物の外装材耐風設計(耐力設計)に用いる再現期間50年のL1レベルの風速を U_{HD} とする。 U_{HD} は検討建物の建設地を東京、地表面粗度区分をⅢと仮定して、平成12年建設省告示1454号に与えられる風速 $V_0=34\text{m/s}$ に基づいて建物代表高さ H で算定する。一方、疲労損傷の検討では、建物供用期間中に受ける

本論文は日本建築学会大会学術講演会(東海, 2012.09, 北海道, 2013.08)および日本風工学シンポジウム(東京, 2012.12)において発表した内容に、修正・追加検討を加え、さらに発展させたものである。

* 大成建設㈱技術センター建築技術研究所防災研究室
主任研究員・工修

** 東北大学大学院工学研究科都市建築学専攻 教授・工博

Senior Research Engineer, Disaster Prevision Research Section, Building Engineering Research Institute, Tech. Center, Taisei Corp., M. Eng.
Prof., Dept. of Architecture and Building Science, Tohoku Univ., Dr. Eng.

風速範囲について疲労損傷率を算定する必要があるため、疲労損傷率の算定式では建物代表高さ H における風速を U_H と記載する。

2.2 検討建物・検討部位の概要

検討対象として高さ $H=200\text{ m}$ 、幅 $B=50\text{ m}$ 、奥行 $D=50\text{ m}$ 、塔状比 4 の超高層建物を想定した。外装材の帳壁には代表寸法が幅 $1.8\text{ m} \times$ 高さ 4.8 m のカーテンウォール（以下、C.W.）を仮定した。C.W.の耐風設計では、設計荷重に対して C.W.主要部材のたわみ制限があるため C.W.本体は比較的剛な構造となっている。そのため、C.W.本体の部材と応力伝達経路部材の中では緊結部のボルトが応力的に最も厳しい部位となると考えられる。

一般の耐風設計では C.W.のような外装材本体は剛と仮定して部材の共振効果は無視して外装材に作用するピーク風力に対して部材を設計していることから、本検討においても C.W.本体の共振効果は無視して C.W.に直接作用する風力時刻歴から疲労検討用応力度の時刻歴を算定することとした（以下、本論文中では単位面積あたりの応力である応力度についても応力と記述する）。

本論文で対象とする C.W.では、Fig. 1 に示すようなファスナー一部の納まりで C.W.を建物外部方向に引っ張る負の風力が作用し緊結部ボルトに引張力が発生する場合を主に想定する。

検討部位のボルトは強度区分 4.6 の鋼製ボルト（降伏応力 $\sigma_y=240\text{ N/mm}^2$ ）を仮定し、ボルトの総断面積 a は、再現期間 50 年の外装材設計用風速 U_{HD} のとき帳壁端部ピーク風力係数 $\hat{C}_{D0}$ （室内圧=0 と仮定）に対応する設計応力 σ_D が、 $\sigma_D=0.5\sigma_y$ 、 $\sigma_D=0.8\sigma_y$ 、 $\sigma_D=1.0\sigma_y$ の 3 種類となるように設定する。なお、本検討では簡単および比較のため全ての帳壁が同一の仕様で設計・施工されていると仮定する。

以上より、外装材緊結部一箇所あたりの設計用ピーク風力 P_D とそれに対応した設計用ピーク応力 σ_D は、以下の式で与えられる。

$$P_D = \left| \hat{C}_{D0} \right| q_{HD} A \quad (\text{N}) \quad (1)$$

$$\sigma_D = \frac{P_D}{a} = \left| \hat{C}_{D0} \right| q_{HD} \frac{A}{a} \quad (\text{N/mm}^2) \quad (2)$$

$$q_{HD} = \frac{1}{2} \rho U_{HD}^2 \quad (\text{N/m}^2) \quad (3)$$

ここで、

$U_{HD}=49.1\text{ (m/s)}$: 建物代表高さ $H=200\text{ m}$ における設計風速 (L1)

$\rho=1.22\text{ (kg/m}^3)$: 空気密度

$\hat{C}_{D0}=-3$: 設計用帳壁ピーク風力係数（建築物荷重指針・同解説 2004¹⁰⁾ の帳壁端部に対応する外圧値で内圧=0 と仮定）

$A\text{ (m}^2)$: C.W.一枚あたりの負担面積 $=1.8 \times 4.8=8.64\text{ (m}^2)$

$a\text{ (mm}^2)$: C.W.一枚あたりの緊結部ボルトの部材総断面積

本検討では設計風速に対するピーク応力 σ_D を部材の降伏応力 σ_y に倍率を乗じた値となるように条件を設定している。例えば、ボルト断面積 a を $\sigma_D=0.5\sigma_y$ となるように算定する場合、 a は次式で与えられる。

$$a = \frac{P_D}{\sigma_D} = \frac{\left| \hat{C}_{D0} \right| q_{HD} A}{0.5\sigma_y} \quad (\text{mm}^2) \quad (4)$$

なお、L2 荷重が L1 荷重の 1.56 倍とすると L1 荷重に対して $\sigma_D \leq 0.64\sigma_y$ で設計することが、L2 荷重時（L2 風速=62.1m/s）でも検討部材が降伏しない条件となる。

Fig.1 Example of C.W. binder

Fig.2 Image of Bolt Stress under wind loads

2.3 検討部位に作用する平均風外力について

地震外力と比較して、風外力の特徴として作用時間が長いことに加えて、荷重に平均成分を有することが挙げられる。Fig. 1 で今回検討部位として選定したボルトに想定する応力状態の概念図を Fig. 2 に示す。ボルトには施工時の初期張力に対応した初期応力 σ_{T0} が存在している。構造骨組部材の接合に用いられる高力ボルトの場合は施工時にボルト締め付けトルクの管理が義務付けられており、比較的高い初期応力が導入されるが、外装材を留める一般のボルトではトルクの管理値等は設定されていない。

無風時のボルトには施工時の初期応力 σ_{T0} が作用し、平均値を有する変動風力を受ける際にはさらに平均風力+変動風力に対応した応力が発生する。本検討では不確定な値である無風時の初期応力 σ_{T0} は 0 と仮定し、外力として平均風力+変動風力が作用する時の疲労を検討することとした。また、帳壁の外圧が正となって帳壁が支持部材に押し付けられる場合、圧縮力は検討対象のボルトではなく Fig. 1 中の L 字型部材が主に負担することになるが、本検討では簡単のために圧縮力についてもボルトが負担すると仮定した。

2.4 風洞実験概要

参考文献 11) に示す建物単体模型を用いた風洞実験で得られた変動風圧を疲労評価用の外圧時刻歴として用いる。Fig. 3 に風圧実験模型の概要を示す。風圧模型は縮尺 1/500 と仮定した正方形断面角柱（幅 $B=D=0.1\text{ m}$ 、高さ $H=0.4\text{ m}$ ）である。風圧測定点は 476 点設けている。実験気流は Fig. 4 に示すように地表面粗度区分Ⅲにほぼ対応するものであり、模型代表高さにおける乱れのスケール L_H は 0.47 m であった。変動風圧の計測条件は、サンプリング周波数 $1,000\text{ Hz}$ 、アナログローパスフィルタ 400 Hz 、データ個数 $n_{data}=32,768$ 個とし、計測した風圧データは導圧チューブの伝達特性をナイキスト周波数まで補正した。さらに、各計測点での風圧波形を実 POD 解析¹²⁾を用いて 350 Hz 以上の周波数成分を補正（外挿）した時刻歴データを用いた。実験風速 $U_{Hexp}=12\text{ m/s}$ で計測した風圧の統計値等を求める際の風速として L1 設計風速 $U_{HD}=49.1\text{ m/s}$ を用いたので、実験で得られた全データ長は実大相当で 66.7 分となる。外圧係数のピーク値評価に用いる平均化時間（移動平均個数）は C.W.の長さを基に TVL 法¹³⁾を参考に U_{HD} 時には実大相当 0.25 sec （2 個）とした。検討においては全ての疲労検討用風速 U_H に対して移動平均個数 2 個とした同一の波形を採用した。これは、TVL 法に基づい

た場合、風速が変化するとピーク値の評価時間も変化して移動平均に用いるデータ個数は変化しないこと、全検討風速 U_H に対して実大相当 0.25sec の移動平均処理を施すには実験におけるサンプリング周波数の分解能が不足することの2つの条件を考慮して採用した処置である。

実験風向 θ は Fig. 3 に示すように $0^\circ \sim 90^\circ$ (5° ピッチ) の 19 風向であるが、模型の対称性を考慮して $0^\circ \sim 355^\circ$ の 72 風向のデータに変換して検討に用いた。

検討に用いた帳壁の外圧係数時刻歴 $C_{pe}(i)$ は模型代表高さ H における実験風速に対応した基準圧を用いて算定した (i は実験で得られた時刻歴のデータステップ ($i=1, ndata$) を示す)。検討用の風力係数時刻歴 $C_f(i)$ は、外圧係数 $C_{pe}(i)$ の時刻歴および内圧係数 $C_{pi}(i)$ の時刻歴 (本検討では 0 と仮定) より下式で与えた。

$$C_f(i) = C_{pe}(i) - C_{pi}(i) \quad (5)$$

風力係数の統計値は、風速 U_{HD} に対して実大 10 分間相当 6 回のアンサンブル平均値を採用した。このようにして求めた風力係数時刻歴 $C_f(i)$ の平均値、標準偏差、最大値、最小値を C_{fmean} , C_{fSD} , C_{fmax} , C_{fmin} と表す。また、実験風向 θ に対応したそれぞれの値を $C_f(\theta, i)$, $C_{fmean}(\theta)$, $C_{fSD}(\theta)$, $C_{fmax}(\theta)$, $C_{fmin}(\theta)$ と表す。

2.5 疲労特性

検討部位のボルトは強度区分 4.6 の鋼製ボルトを想定し、JIS B1051¹⁴⁾ に示される最小引張強さ $\sigma_b=400\text{N/mm}^2$ 、降伏応力 $\sigma_y=240\text{N/mm}^2$ の値を採用する。強度区分 4.6 の鋼製ボルトの基本疲労強度は、建築物の疲労設計を定めた日本鋼構造協会「鋼構造物の疲労設計指針・同解説¹⁵⁾」(以下、疲労設計指針) および建築や機

械に関する規・基準では与えられていない。また、参考文献 16) では、M8~M16 の呼び径範囲で強度区分 4.8, 6.8, 8.8 の疲労強度は強度区分による差が比較的小さく、 $72 \sim 46 \text{ N/mm}^2$ の値が図示されている。以上を鑑み、本論文では基本疲労強度については疲労設計指針に示される「直応力を受ける高力ボルト(K・4)」の値を準用することとし、関連する変数を以下のように定義する。

$\sigma_f (\text{N/mm}^2)$: 検討部材の 2×10^6 回基本疲労強度 $= 65 \text{ N/mm}^2$

$\sigma_{cut} (\text{N/mm}^2)$: 応力範囲の打ち切り限界 (変動振幅 $= 21 \text{ N/mm}^2$)

m : 疲労曲線の傾きを示す定数 $= 5$

C_0 : 疲労曲線を示すための定数 $= 2 \times 10^6 \times \sigma_f^m$ (回 $(\text{N/mm}^2)^m$)

疲労設計指針に示される様々な部位における m の値は 3 または 5 であり、本論文では m の影響を見るため $m=3$ としたケースについても追加検討する。また、応力範囲の打ち切り限界 σ_{cut} は、実験値に基づく検討でのみ考慮した。

2.6 応力係数時刻歴による疲労損傷率算定

疲労設計において基本疲労強度は応力値 (単位: N/mm^2) として与えられるため、通常は検討部材に発生する応力時刻歴から照査用応力振幅や回数を算定して疲労損傷率を算定するが、本論文では検討用応力を風圧係数と同様に無次元化した応力 (以下、応力係数) で疲労損傷率を算定することとした。応力係数を導入することにより、2.7 節に概要を述べる実験値からの近似式に将来的な汎用性を持たせた。さらに、本論文では風力の方向と発生応力の方向を明確に対応させる係数として以下に示す C_{DIR} を導入し、様々な部位の検討に対応可能とした。

検討部材に発生する疲労検討用応力時刻歴 $\sigma(i)$ の算定では、風力係数 $C_f(i)$ の符号 (風力の作用方向) と、検討部材に発生する応力の方向 (符号) には十分注意する必要がある。Fig. 1 に示すような納まりの場合、帳壁が負圧で建物外部方向に引っ張られると、疲労検討部位のボルトを軸方向に伸ばす方向に外力が作用し、ボルトに発生する応力は正の値 (引っ張り) となる。この場合、風力の符号 (-) と部材発生応力 (+) の符号が反転しているので $C_{DIR} = -1$ とし、逆に風力の符号と部材発生応力が同符号の場合は $C_{DIR} = +1$ とする。

C_{DIR} を考慮した $\sigma(i)$ を下式のように定義する (i は実験で得られた時刻歴のデータステップ ($i=1, ndata$) を示す)。

$$\sigma(i) = \frac{P(i)}{a} = C_{DIR} C_f(i) q_H \frac{A}{a} \quad (\text{N/mm}^2) \quad (6)$$

$$q_H = \frac{1}{2} \rho U_H^2 \quad (\text{N/m}^2) \quad (7)$$

ここで、

$P(i) (\text{N})$: 変動風力によりボルトに発生する軸力時刻歴

$U_H (\text{m/s})$: 建物高さ H における疲労検討用風速

ここで、応力時刻歴 $\sigma(i)$ を応力係数 $C_f(i)$ に無次元化するための変数として式 (8) の $fact$ を導入する。本論文では設計応力 σ_D を部材の σ_y に対する倍率で規定しているので、例えば $\sigma_D = 0.5 \sigma_y$ の場合、式 (8) の a に式 (4) を代入して式 (8') のように $fact$ を設定できる。

$$fact = q_H \frac{A}{a} \quad (\text{N/mm}^2) \quad (8)$$

$$fact = q_H \frac{A}{a} = \frac{q_H}{q_{HD}} \frac{0.5 \sigma_y}{\left| \hat{C}_{FD} \right|} \quad (\text{N/mm}^2) \quad (8')$$

Fig.3 Wind tunnel test model (1:1.4 Square Cylinder)

Fig.4 Characteristics of wind tunnel flow

なお、 q_H と q_{HD} は 2.1 節に示す U_H と U_{HD} に対応する速度圧である。
 $fact$ を導入することにより式(6)は式(9)の表現となる。

$$C_{\sigma}(i) = \frac{\sigma(i)}{fact} = C_{DIR} C_f(i) \quad (9)$$

2.5 節で設定した疲労特性値も $fact$ を用いて規準化する。

$$C_{\sigma B} = \frac{\sigma_B}{fact}, \quad C_{\sigma f} = \frac{\sigma_f}{fact}, \quad C_{\sigma y} = \frac{\sigma_y}{fact}, \quad C_{\sigma cut} = \frac{\sigma_{cut}}{fact} \quad (10)$$

$$C_{C0} = 2 \times 10^6 \times (C_{\sigma f})^m \quad (\text{回}) \quad (11)$$

ここで、設計風速 U_{HD} の $fact$ に対応した式(10),(11)の値を以下の記号で定義する。

$$C_{\sigma B}(U_{HD}), C_{\sigma f}(U_{HD}), C_{\sigma y}(U_{HD}), C_{\sigma cut}(U_{HD}), C_{C0}(U_{HD}) \quad (12)$$

さらに、疲労損傷率算定に用いる風向 θ の疲労検討用応力係数 $C_{\sigma}(i)$ の統計値を Fig. 3 で定義した実験風向 θ の風力係数 $C_f(i)$ の統計値（設計風速 U_{HD} に対応したアンサンブル平均値）に風向 θ の表記を追加して以下のように定義する。

$$C_{\sigma mean}(\theta) = C_{DIR} C_{f mean}(\theta), \quad C_{\sigma SD}(\theta) = C_{f SD}(\theta) \quad (13a)$$

$$C_{\sigma max}(\theta) = \max(C_{DIR} C_{f max}(\theta), C_{DIR} C_{f min}(\theta)) \quad (13b)$$

$$C_{\sigma min}(\theta) = \min(C_{DIR} C_{f max}(\theta), C_{DIR} C_{f min}(\theta)) \quad (13c)$$

また、応力係数の変動成分 $C_{\sigma fluct}(\theta)$ を下式で定義する。

$$C_{\sigma fluct}(\theta) = \max(|C_{\sigma max}(\theta) - C_{\sigma mean}(\theta)|, |C_{\sigma min}(\theta) - C_{\sigma mean}(\theta)|) \quad (14)$$

次に、疲労検討用応力係数時刻歴 $C_{\sigma}(i)$ 、($i=1, ndata$) からレインフロー法¹⁵⁾により疲労検討用応力係数の振幅 $C_{\sigma max}(j)$ および $C_{\sigma min}(j)$ ($j=1, namp$) を抽出し、両振り応力係数の振幅 $C_{\sigma a}(j)$ と平均値 $C_{\sigma m}(j)$ を下式により算定する。本論文では $namp$ 個の $C_{\sigma a}(j)$ および $C_{\sigma m}(j)$ を $C_{\sigma a}(j)$ の大きさにより降順に並び替えた値（以下、ソート値）を用いるので j は両振り応力係数振幅 $C_{\sigma a}(j)$ の順位を示している。

$$C_{\sigma a}(j) = \frac{C_{\sigma max}(j) - C_{\sigma min}(j)}{2} \quad (15)$$

$$C_{\sigma m}(j) = \frac{C_{\sigma max}(j) + C_{\sigma min}(j)}{2} \quad (16)$$

Fig. 5 に $C_{DIR} = -1$ とした場合の応力係数時刻歴 $C_{\sigma}(i)$ （データ個数 $ndata=400$ ）とレインフロー法により抽出された $C_{\sigma m}(j)$, $C_{\sigma a}(j)$, $C_{\sigma max}(j)$, $C_{\sigma min}(j)$ の例（ソート値）を示す。400step の時刻歴波形から抽出された応力係数振幅の個数は $namp=50$ 個であった。ここで着目すべきは、抽出してソートされた最大の $C_{\sigma a}(j=1)$ に対応する $C_{\sigma max}(1)$ および $C_{\sigma min}(1)$ は時刻歴波形の最大値と最小値に対応していることである。当然、時刻歴波形の性状によっては必ずしもこのような対応にはならないが、外装材に作用する負の風力（ $C_{DIR} = -1$ の本検討では正側の応力）のピーク波形がパルス状の性状を示すことが多いことを考えると、 $C_{\sigma max}(1)$ が時刻歴波形の最大値に対応する可能性は高い。また、50 個抽出された振幅のうち $j=21$ 以降の応力係数振幅の $C_{\sigma a}(j)$ は値が小さく（Fig. 5(b) 中では、 $C_{\sigma a}(j)$ の縦線がほとんど見えず $C_{\sigma m}(j)$ の記号のみが見える）、疲労損傷率は応力係数振幅の m 乗に比例することを考えると、損傷率全体に影響を与える上位からの振幅の数は 50 よりも小さくなると考えられる。さらに、Fig. 5(a) の時刻歴 $C_{\sigma}(i)$ の平均値は図中に一点鎖線で示すように 0.67 であるが、Fig. 5(b) の応力係数振幅の平均値 $C_{\sigma m}(j)$ は式(16)に示すように $C_{\sigma max}(j)$ および $C_{\sigma min}(j)$ の平均値であるため、 $C_{\sigma m}(1)=1.05$, $C_{\sigma m}(9)=0.31$

のように元波形からの平均値のずれが大きい振幅もある。

Fig. 5(b) に示す応力係数振幅 $C_{\sigma a}(j)$ にその平均成分 $C_{\sigma m}(j)$ を考慮するために、ボルトの引張強さ $C_{\sigma B}$ を用いて式(17)に示す修正 Goodman 法により平均成分の影響を考慮した両振り応力係数振幅 $C_{\sigma w}(j)$ を算定する。

$$C_{\sigma w}(j) = C_{\sigma a}(j) \left(1 - \frac{C_{\sigma m}(j)}{C_{\sigma B}} \right)^{-1} \quad (17)$$

修正 Goodman 法による $C_{\sigma w}(j)$ の算定の概念を Fig. 6 に示す。平均値を有する応力時刻歴からレインフロー法により抽出された最大の振幅を Fig. 6(a) 中の Case1 ($C_{\sigma a} + C_{\sigma m}$) とすると、同じ波形の正負を反転した時刻歴から抽出された最大の振幅は図中の Case2 ($C_{\sigma a} - C_{\sigma m}$) となり、 $C_{\sigma a}$ は同一の値で $C_{\sigma m}$ の符号が反転している。Case1 と Case2 を比較すると疲労損傷評価に用いる両振り応力係数振幅 $C_{\sigma w1}$ と $C_{\sigma w2}$ の値には差が生じる。Fig. 6(b) は降伏曲面上で Case1, Case2 の補正方法を示したものである。Fig. 6(a) に示すように同一波形に対して $C_{DIR} = \pm 1$ の検討をする場合には、どちらかの C_{DIR} で算定した結果の $C_{\sigma m}(j)$ の符号を正負反転して用いればよい。

Fig. 6 Stress coef. amplitude correction image by modified Goodman method

こうして得られた $C_{\sigma w}(j)$ より 2.5 節で設定した疲労検討用の応力係数 C_{C0} , m を用いて、振幅 1 個あたりのマイナー則による疲労損傷率 $D(j)$ を下式で算定する。

$$D(j) = \frac{C_{\sigma w}(j)^m}{C_{C0}} = \frac{1}{C_{C0}} \left\{ C_{\sigma a}(j) \times \left(1 - \frac{C_{\sigma m}(j)}{C_{\sigma B}} \right)^{-1} \right\}^m \quad (1/回) \quad (18)$$

疲労損傷率の算定に打ち切り応力 $C_{\sigma cut}$ を考慮する場合は、以下の条件も考慮する。

$$D(j) = 0 \quad (\text{for } C_{\sigma w}(j) < C_{\sigma cut}) \quad (19)$$

こうして、 j で表される各振幅の疲労損傷率 $D(j)$ が求まる。検討用の全データ ($j=1, namp$) に対応する疲労損傷率 D_{all} は下式となる。

$$D_{all} = \sum_{j=1}^{namp} D(j) \quad (20)$$

さらに、疲労損傷率算定に用いた応力振幅 $D(j)$ の数 (ただし、 $D(j)>0$) を N_{all} としてカウントする。

疲労算定時風速 U_H の全データ長に対応する実大相当時間を T_{all} (sec) とすると、実大 10 分間(600sec)相当の疲労損傷率 D_{10} と算定に用いた振幅の数 N_{10} は下式で表される。

$$D_{10} = D_{all} \frac{600}{T_{all}} \quad (1/\text{回}) \quad , \quad N_{10} = N_{all} \frac{600}{T_{all}} \quad (\text{回}) \quad (21)$$

D_{10} 、 N_{10} の評価に風圧係数の統計値と同様なアンサンブル平均を採用しなかったのは、風速 U_H を徐々に変化させた場合にアンサンブル回数 (整数) の切り替えによって有効なデータ個数が変化し、損傷率の値が不連続となるのを避けるためである。なお、設計風速 U_{HD} に対応した T_{all} を $T_{all}(U_{HD})$ と表記する。

2.7 風向・風速別の 10 分間疲労損傷率近似値算定の流れ

本論文の目的の 1 つは代表点における風向・風速別の 10 分間疲労損傷率の実験値 (風圧統計値) に基づいた算定方法を示すことである。検討結果である実験結果の分析やそれに基づいた諸変数の近似の検討は 3 章で述べるが、本節では順序が前後するが、検討結果に基づいて構築した上記の算定方法の流れの全体像を先に示す。

前節で展開した 10 分間疲労損傷率 D_{10} は、暗黙の条件として特定の風向 θ と特定の検討風速 U_H について算定したものであるが、本節では風向 θ と検討風速 U_H, U_{HD} をパラメータとする D_{10} の近似値を、風洞実験結果から精算した疲労損傷率の算定結果を基に設定した 10 分間の風向・風速別疲労損傷率の近似式 d_{10} (風速, 風向) として下式のように表記する。

$$d_{10}(U_H, \theta) = d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref}) \times ufact(U_H) \times tfact(\theta) \quad (22)$$

ここで、

$d_{10}(U_H, \theta)$: 風向 θ ・風速 U_H に対応した 10 分間疲労損傷率近似値
 θ_{ref} : 風洞実験結果から求めた $d_{10}(U_{HD}, \theta)$ が全風向中で最大となる風向 θ (実験値より決定 : 3.1 節, Table 1, Table A 参照)

$d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$: 設計風速 U_{HD} 、風向 θ_{ref} の条件で風洞実験結果を近似した 10 分間疲労損傷率 D_{10} の全風向中最大値 (実験値の近似値 : 以下の式(23)でさらに詳細に展開)

$ufact(U_H)$: 設計風速 U_{HD} 、風向 θ_{ref} で算定された $d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$ を検討風速 U_H に対応した値に変換する係数。(実験値の近似値 : 3.5 節, 式(32), Table 5 参照)

$tfact(\theta)$: 全風向中最大の $d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$ を検討風向 θ に対応した値に変換する係数。(実験値の近似値 : 3.6 節, 式(34), Table 6 参照)

式(22)中の $d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$ は、打ち切り応力を考慮しない場合、式(17)~(21)をまとめた下式で近似する。

$$d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref}) = \frac{600}{T_{all}(U_{HD})} \times \frac{1}{C_{C0}(U_{HD})} \sum_{k=1}^{k_{all}} \left\{ C_{\sigma_a}(\theta_{ref}, k) \times \left(1 - \frac{C_{\sigma_m}(\theta_{ref}, k)}{C_{\sigma_B}(U_{HD})} \right)^{-1} \right\}^m \times dcorrec \quad (23)$$

ここで、

$C_{\sigma_a}(\theta_{ref}, k)$: 式(15)の疲労損傷率を算定する応力振幅 $C_{\sigma_a}(j)$ の実験値を近似した値で、風向 θ_{ref} に対応する表記を追加し振幅順位を表す添字は実験値 j を縮約した k に置き換えた。下記の k_{all} と風向 θ_{ref} に対応した Table 3 の係数 f_a, f_b および式(13), (14)の $C_{\sigma_{fluct}}(\theta_{ref})$

から式(28)により算定する。(実験値の近似値 : 3.4 節(a)(c), Table A 参照)

$C_{\sigma_m}(\theta_{ref}, k)$: 式(16)の疲労損傷率を算定する応力振幅の平均値 $C_{\sigma_m}(j)$ の実験値を近似した値で、表記の変更(風向 θ_{ref} 対応, 添字 k) は $C_{\sigma_a}(\theta_{ref}, k)$ と同じ。 $C_{\sigma_a}(\theta_{ref}, k)$ と下記の k_{all} および式(13)の風向 θ_{ref} の $C_{\sigma_{mean}}(\theta_{ref})$, $C_{\sigma_{SD}}(\theta_{ref})$ から式(29)~(31)により算定する。(実験値の近似値 : 3.4 節(b)(c), Table A 参照)

k_{all} (回) : 疲労損傷率近似値を算定する応力振幅の数で任意に決定するが $k_{all} \geq 392$ を推奨。(下記 $T_{all}(U_{HD})$ の解説, 3.3 節参照)

$dcorrec$: $d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$ の実験値と近似値の誤差を補正する係数 (3.4 節, Table 4 参照)

$C_{C0}(U_{HD}), C_{\sigma_B}(U_{HD})$: 式(12)に示す設計風速 U_{HD} に対応した疲労特性値。

$T_{all}(U_{HD})$ (sec) : 式(21)に示す設計風速 U_{HD} に対応した数値。

近似式を用いた検討では任意に設定することになるが、上記の $k_{all} \geq 392$ の条件を満たすように式(25), (26)から決定する。本論文における検討例では、近似式の検討に用いた U_{HD} と風洞実験値のデータ個数 $ndata$ に対応する値 (66.7 分→約 4,000sec) とした。

なお、本論文の範囲外となるが、本研究の最終目的とする風向風速頻度を考慮した疲労損傷率算定では、疲労検討期間中に発生する風速 U_{Hi} ・風向 θ_i に対応した $d_{10}(U_{Hi}, \theta_i)$ を総和した $D_{all} = \sum \{ d_{10}(U_{Hi}, \theta_i) \}$ が最終目的とする疲労損傷率となる。また、式(11)および式(23)から明らかなように、 $C_{C0}(U_{HD})$ に含まれる 2×10^6 回基本疲労強度 σ_f 以外の疲労算定条件が同一であれば、 σ_f を用いて算定した損傷率を D_{all} とすると、異なった σ_f' で算定した疲労損傷率 D_{all}' は下式で換算することができる。

$$D_{all}' = D_{all} (\sigma_f / \sigma_f')^m \quad (24)$$

3. 検討結果と考察

本章では、2.6 節で示した疲労損傷率の算定方法を用いて実大 10 分間相当の D_{10} の値やその分布状況および特性等を検討する。検討においては基本的に検討風速 $U_H = U_{HD}$ とした。また 3.3 節以降では風洞実験結果の近似式を $\sigma_D = 0.8\sigma_Y$ のケースについて策定し、実験による算定結果と近似式による算定結果を比較・検討する。

3.1 疲労損傷率 D_{10} の検討

ここでは、実大 10 分間相当の D_{10} を算定した結果を検討する。算定条件は $U_H = U_{HD} = 49.1 \text{ m/s}$, $\sigma_D = 0.8\sigma_Y$, $C_{DIR} = -1$, $m = 5$ (K-4) とした。Fig. 7 に壁面 A, B, C における風向 0° の D_{10} 分布状況を示す。また、実験模型の対称性を考慮した全風向中の D_{10} の最大値の分布状況を Fig. 8 に示す。疲労損傷率は、基本的に応力時刻歴の変動成分に基づく値であるので、風圧統計値 $C_{\sigma_{fluct}}$ の分布に傾向が似ているが、スペースの都合上、ここでは $C_{\sigma_{fluct}}$ の分布図は省略する。

本検討では、Fig. 7 に示すように風向 0° 近傍において風向側壁面 B で疲労損傷率 D_{10} が大きな値となり、全風向を考慮しても疲労損傷率が大きな値となる領域から壁面 B 上の 3 つの代表点 α (計測点番号 8), β (計測点番号 210), γ (計測点番号 429) を選定して疲労損傷率および外力の特性を詳細に検討する。

代表点 α と γ は風向 $\theta = 0^\circ$ 近傍において風上面端部でせん断層が剥離してカルマン渦が発生し、大きな負圧が発生する領域であり、文献によると風向側面上に発生する円錐状の渦により局所的に大きな

負のピーク外圧が発生する点である^{17),18)}。代表点 β の属する領域は風向 $\theta=0^\circ$ 近傍において風上面端部で剥離した剥離せん断層が壁面に再付着する部分である。参考として式(13),(14)で定義した代表点 β , γ の応力係数 $C_{\alpha}(j)$ 統計値の風向による変化をFig. 9に示す。

Fig. 10に代表点 β , γ における D_{10} の風向による変化を示す。図中には無次元打ち切り応力 C_{cut} を考慮した場合と考慮しない場合の結果が示されている。代表点の D_{10} 値が大きくなるのは、代表点が位置する壁面Bが風方向に対して側面となる風向(壁面AまたはCが風方向に直角となる風向 0° および 180°)の近傍である。このことは上で述べたように風方向に対して側面となる壁面Bで発生する円錐状の渦や、剥離せん断層の再付着領域でピーク風力係数の絶対値が大きな値となることに対応している。なお、壁面B上の全計測点の D_{10} 値の風向による変化は、高さ方向に D_{10} 値の大小の差はあるものの、平面位置が同じ点では風向による変化については同様な性状となっている¹⁹⁾。

Fig. 11に代表点 β , γ の疲労損傷率算定に用いた振幅の数 N_{10} の風向による変化を、Fig. 10と同様に打ち切り応力を考慮した場合と考慮しない場合について示す。Fig. 10とFig. 11で打ち切り応力考慮の有無に着目すると、 N_{10} の値は打ち切り応力考慮なしで573~993回なのに対し、打ち切り応力を考慮した場合は全風向中における N_{10} の最大値が74回と大きく減少する。一方、 D_{10} の値は $D_{10}>5 \times 10^{-8}$ の領域では打ち切り応力考慮の有無でほとんど変わらない。これはFig. 5(b)に示すように、検討点の D_{10} に有効な(支配的な)応力振幅の数は比較的少ない $C_{\alpha}(j)$ の上位振幅(j が小さい振幅)でほぼ決定されており、 $C_{\alpha}(j)$ が小さな値となる大多数の振幅は、検討点の D_{10} にほとんど影響を与えないことを示している。

3.2 疲労損傷率の値と、損傷率に与える応力の平均成分の影響

本節ではFig. 6に示す修正 Goodman 法における平均応力成分が疲労損傷率 D_{10} に与える影響を検討する。算定条件は $U_H=49.1\text{m/s}$, $\sigma_D=[0.5\sigma_y, 0.8\sigma_y, 1.0\sigma_y]$, $C_{DIR}=[+1, -1]$, $m=[3, 5]$, 打ち切り応力考慮なしとした。全風向中の最大の D_{10} 値とその発生風向 θ_{ref} (deg.)をTable 1に示す。表中の損傷率が最大となるのは、 $\sigma_D=1.0\sigma_y$,

$C_{DIR}=-1$, $m=5$ の代表点 γ で $D_{10}=2.83 \times 10^{-3}$ であった。この D_{10} 値が1になるためには、建物供用期間中に $U_H=49.1\text{m/s}$ の風が $\theta_{ef}=355\text{deg}$ で総計59時間吹く必要があり、この D_{10} 値は疲労設計上小さめの値と考えられる。この値は疲労特性の $\sigma_f=65\text{N/mm}^2$ に基づく値であり、仮に $\sigma_f=45\text{N/mm}^2$ と仮定して式(24)から D_{10} を算定すると $D_{10}=1.78 \times 10^{-2}$ となり、 $D_{10}=1$ になるため必要な風が吹く時間は、総計9時間と減少し、疲労設計上注意する必要性が増加する。

C_{DIR} を除いた同一条件下での D_{10} [$C_{DIR}=-1$]/ D_{10} [$C_{DIR}=+1$]の値は $m=3$ のときで1.7~8.7, $m=5$ のときで6.8~442を示し、平均成分 $C_{\alpha}(j)$ が正となる $C_{DIR}=-1$ の方が $C_{DIR}=+1$ よりも大きな損傷率を示し、総じて平均応力成分が疲労損傷率に与える影響は大きい。このことから、Fig. 1中のL型部材のように、帳壁が外部に引っ張られる場合と、内部に押し込まれる場合の両方の応力状態に対して疲労を考える必要のある部材については、今回検討対象としている応力時刻歴特性では、 $C_{DIR}=-1$ について検討しておけば良いことになる。

3.3 疲労損傷率算定用応力振幅の回数の検討

本節では疲労損傷率検討用の応力振幅モデルの設定に向けて、疲労損傷率算定に用いる有効な応力振幅の回数を検討する。そのため、今後は応力振幅数を表す j ($j=1, namp$)ではなく、近似に用いる振幅数の k ($k=1, k_{all}$)で考える。先に検討したように、壁面B上の代表点 α , β , γ の疲労損傷率が大きな値となる風向は、その壁面が風向に対して側面となる風向であり、代表点の位置や無次元応力の統計値(≒風圧係数の統計値)の分布状況を考えると、応力振幅の回数の目安としてカルマン渦の発生回数を採用することが考えられる²⁰⁾。また、代表点 γ に発生する逆円錐状の渦の発生回数は、角柱のストロハル数に対応していることも報告されている²¹⁾。角柱のストロハル数 S_L 、建物代表幅 $B(\text{m})$ 、検討風速 $U_H(\text{m/s})$ からカルマン渦の発生周期 $T_{vortex}(\text{sec})$ は次式で算定される。

$$T_{vortex} = \frac{B}{S_L \cdot U_H} \quad (\text{sec}) \quad (25)$$

以上より、全データ継続時間 $T_{all}(\text{sec})$ および10分間(600sec)中に考える有効な振幅回数 k_{all} , k_{10} は次式となる。

Fig.7 Distribution of D_{10} on wall A,B,C, $\theta=0$ deg.

Fig.8 Distribution of D_{10} on wall (all wind dir.)

$$k_{all} = \frac{T_{all}}{T_{vortex}} \quad (\text{回}), \quad k_{10} = \frac{600}{T_{vortex}} \quad (\text{回}) \quad (26)$$

$B=50\text{m}$, $St=0.1$, $U_H=49.1\text{m/s}$ とした場合, $T_{vortex}=10.2\text{sec}$, $k_{all}=392$ 回, $k_{10}=58$ 回となる。

ここで, 設定した振幅数により各計測点の D_{10} をどこまで評価可能か調べるために, Fig. 12 に各計測点の D_{10} 精算値の 95% の値となるのに必要な振幅の数 j (10 分間あたり) を検討した例を示す。検討条件は $U_H=49.1\text{m/s}$, $\sigma_D=0.8\sigma_y$, $C_{DIR}=-1$, $m=5$ である。図の横軸は風圧測定点番号 (Fig. 3 参照) である。Fig. 12 (a) は全 72 風向について示し, Fig. 12 (b) は全風向中から計測点毎に D_{10} が大きくなる 7 風向を選び, それらに対する結果のみを示す。図の縦軸 j は上で述べた k_{10} に対応する値である。Fig. 12 (a) 中の j の最大値は 58 なので $k_{10}=58$ に対応する全データ回数 $k_{all}=392$ 回を考慮すれば, それに基づいて算定した D_{10} は 95% 担保されることになる。ここで, Fig. 12 (a) は, 全風向の値を示しているので計測点が風上側壁面や風下側壁面となる風向でも, 今回設定した k_{10} の振幅数で D_{10} の 95% は担保されていることになる。一方, Table 1 に D_{10} の全風向中の最大値を $U_H=49.1\text{m/s}$ の全ケースについて示すように, D_{10} の値は C_{DIR} や m の影響を受ける。Fig. 12 の検討の 95% は仮に設定した値であるが, 逆に今回設定した $k_{10}=58$ に対して $\sigma_D=0.8\sigma_y$ の条件下で各ケースの条件下で精算値の何パーセントまで担保可能かを検討した結果を Table 2 に示す。検討した風向は各計測点の D_{10} が大きな値となる 7 風向および全風向とし, 全計測点と代表点 α , β , γ それぞれについて値を示すが, 式 (23) 中の D_{10} 算定値の補正係数 d_{correc} については Table 2 中の値のみを考慮した補正係数ではなく, 後に示す応力係数振幅

および平均値近似の誤差を含む Table 4 の値を採用する。

Table 1 Maximum D_{10} values in all wind direction ($U_H=49.1\text{m/s}$)

point	m	C_{DIR}	$\sigma_D=0.5\sigma_y$		$\sigma_D=0.8\sigma_y$		$\sigma_D=1.0\sigma_y$	
			D_{10}	θ_{ref} (deg)	D_{10}	θ_{ref} (deg)	D_{10}	θ_{ref} (deg)
α	5	+1	2.45E-07	015	1.88E-06	035	5.59E-06	035
		-1	1.66E-06		3.94E-05	015	2.33E-04	015
β		+1	5.48E-07	000	4.30E-06	000	1.09E-05	000
		-1	1.72E-06		2.74E-05		1.14E-04	
γ		+1	4.68E-07	355	2.87E-06	355	6.40E-06	355
		-1	7.13E-06		2.87E-04		2.83E-03	
α	3	+1	1.05E-06	035	4.22E-06	035	8.15E-06	035
		-1	1.81E-06	015	1.08E-05	015	2.82E-05	015
β		+1	1.93E-06	000	6.76E-06	000	1.20E-05	000
		-1	3.51E-06		1.78E-05		4.06E-05	
γ		+1	9.82E-07	000	3.43E-06	010	6.08E-06	010
		-1	2.08E-06	355	1.53E-05	355	5.26E-05	355

Fig. 12 Effective j value for 95 percentile value of D_{10} at each point

Table 2 D_{10} percentile values for $k_{all}=392$

C_{DIR}	m	All 476 point		Point α, β, γ	
		Upper D_{10} rank of 7 wind dir.	all wind dir.	Upper D_{10} rank of 7 wind dir.	all wind dir.
-1	5	95%	95%	95%	95%
	3	80%	75%	80%	80%
+1	5	95%	95%	95%	95%
	3	75%	75%	80%	80%

Calculated for $U_H=49.1\text{m/s}$ and $\sigma_D=0.8\sigma_y$

3.4. 疲労損傷率算定用の応力振幅と平均応力

本節では無次元応力時刻歴 $C_\sigma(i)$ からレインフロー法により抽出される疲労損傷率検討用の応力振幅 $C_{\sigma_a}(k)$ と平均応力 $C_{\sigma_m}(k)$ を風洞実験結果に基づいて近似する。検討対象は選定した 3 つの代表点の疲労損傷率 D_{10} が最大値となる風向 θ_{ref} (Table 1 参照) とした。ここでは, 近似に用いる振幅数 k は前節で検討した $k_{all}=392$ とし, 実数型の変数 $prob(k)$ を下式のように定める。

$$prob(k) = \frac{k}{k_{all}} \quad \text{for } k=1, k_{all} \quad (27)$$

実験結果から求めた $C_{\sigma_a}(k)$ と $C_{\sigma_m}(k)$ を $k=1 \sim 392$ に対応する $prob(k)$ を横軸として Fig. 13 に示すが, $C_{\sigma_a}(k)$ はその大ききでソートした値であり, そのソート順に対応した $C_{\sigma_m}(k)$ はばらつきが大きい。

(a) 応力係数振幅の近似

Fig. 13 Experimental values of $C_{\sigma_a}(k)$, $C_{\sigma_m}(k)$

Fig. 9 Variation of C_σ with θ

Fig. 10 Variation of D_{10} with θ

Fig. 11 Variation of N_{10} with θ

Fig. 13 では $C_{\alpha}(k)$ は $prob(k)$ に対して漸減し、滑らかな曲線となっている。 $C_{\alpha}(k)$ の近似については、試行錯誤の結果、下式のように $C_{\alpha}(k)/C_{\sigma fluct}$ の値を係数 f_a, f_b を用いた関数で近似することとした。

$$\frac{C_{\alpha}(k)}{C_{\sigma fluct}} = f_a + f_b \log(prob(k)) \quad (28)$$

実験結果と近似式による算定結果を Fig. 14 に示す。近似は、3 つの $prob(k)$ の領域に分けて実施した。これは、Fig. 14 に示すように $C_{\alpha}(k)$ の順位が高い ($k=1 \sim 4$ 程度) 振幅は、応力時刻歴中のパルス状のピークに対応するものが多く (特に Fig. 14 (b) 中の代表点 γ の $\theta_{ref}=355^\circ$ における $k=1$ の振幅)、他の振幅とまとめて近似することが困難であったためである。近似した係数 f_a, f_b の値を Table 3 に示し、近似結果は Fig. 14 中にシンボル (×, +) で示す。

3 つの領域境界で近似値が不連続となる部分がみられるものの、近似値は概ね実験結果を表現している。ただし、代表点 γ , $\theta_{ref}=355^\circ$ では $k=1$ の大きな振幅を近似するために $k=2, 3$ の振幅は実験値より大きな値となっている。また、 $C_{\alpha}(k)$ が小さくなる $prob(k) > 0.2$ の領域については、 $0.01 < prob(k) \leq 0.2$ における f_a, f_b の値を用いると近似値が実験値より大きくなり安全側の評価となるので、より簡便な近似式とすることも可能である。なお、近似で考慮する k_{all} の値によっては $prob(k) < 0.01$ となる k が存在しないこともあるため、近似に用いる k_{all} の値が今回の実験値で設定した $k_{all}=392$ 以上となるように実大時間 $T_{all}(\text{sec})$ を設定する (本検討では $U_H=U_{HD}$ の場合、 T_{all} は 67 分程度に対応した値)。

(b) 応力係数振幅平均値の近似

既往の研究では、疲労算定用の応力振幅と応力平均はそれぞれ独立した値として取り扱われ、文献 1) 等では、実験値に基づいた振幅と平均値のマトリックスにより疲労損傷率を算定している。本論文の実験値の振幅と平均値のマトリックスも他論文と同様な分布性状を示すが、本論文では以下の検討に基づき疲労損傷率算定上有効な振幅について、平均値を振幅値と風圧統計値の関数として近似することとした。

Fig. 13 を見ると、 $C_{\alpha}(k)$ はばらつきが大きい、それぞれの絶対値を考えると $C_{\alpha}(k)$ と $C_{\alpha m}(k)$ の相関は比較的高い。さらに、Fig. 5 (a) の応力波形 ($C_{DIR}=1$) を見ると今回検討対象としている帳壁に大きな負圧が作用するような波形は、平均値より上側 (引っ張り

Fig. 14 $C_{\alpha}(k)/C_{\sigma fluct} - prob(k)$ relationship

Table 3 Factors f_a and f_b for calculating the stress

$prob(k)$	factors for $f(x)$	point α		point β		point γ	
		$\theta_{ref}=15(\text{deg})$	$\theta_{ref}=35(\text{deg})$	$\theta_{ref}=0(\text{deg})$	$\theta_{ref}=10(\text{deg})$	$\theta_{ref}=355(\text{deg})$	
<0.01	f_a	-6.95E-01	1.68E-01	9.36E-02	2.95E-01	-1.85E+00	
	f_b	-6.46E-01	-3.32E-01	-3.01E-01	-2.58E-01	-1.18E+00	
0.01~0.2	f_a	4.71E-02	3.32E-01	2.06E-01	2.42E-01	4.32E-02	
	f_b	-2.74E-01	-2.66E-01	-2.61E-01	-2.78E-01	-2.29E-01	
0.2~	f_a	8.29E-02	2.36E-01	1.83E-01	1.52E-01	4.82E-02	
	f_b	-2.37E-01	-3.58E-01	-2.81E-01	-3.58E-01	-2.25E-01	

側) のピーク値についてはピークファクタが大きく、下側のピークではピークファクタはあまり大きくない。そこで Fig. 15 に示すように $C_{\alpha}(k)$ の値と応力係数の統計値を用いて下式のように変数 $xn(k)$ を導入して式(13a)で定義した $C_{\sigma mean}$ および $C_{\sigma SD}$ を用いて $C_{\alpha m}(k)$ を近似することを試みた。

$$C_{\alpha m}(k) = -C_{\alpha}(k) + C_{\sigma mean} + xn(k) \times C_{\sigma SD} \quad (\text{for } C_{\sigma mean} < 0) \quad (29a)$$

$$C_{\alpha m}(k) = +C_{\alpha}(k) + C_{\sigma mean} - xn(k) \times C_{\sigma SD} \quad (\text{for } C_{\sigma mean} \geq 0) \quad (29b)$$

ここでは $xn(k)$ を近似するための変数として $C_{\alpha}(k)$ のピークファクタ $C_g(k)$ を用いる。

$$C_g(k) = \frac{C_{\alpha}(k)}{C_{\sigma SD}} \quad (30)$$

Fig. 16 に $C_{\alpha}(k)$ と $C_{\alpha m}(k)$ の実験値から逆算した $xn(k)$ と $C_g(k)$ の関係を示す。データのばらつきは大きい、 $C_g(k)$ が大きいピークが損傷率全体に占める割合が大きいため、検討対象とした 6 つの波形すべてに対して $xn(k)$ の近似式として下式に示す 2 折線を採用した。

$$xn(k) = 0.34 \times C_g(k) + 0.9 \quad (\text{for } C_g(k) < 5) \quad (31a)$$

$$xn(k) = 0.08 \times (C_g(k) - 5) + 2.6 \quad (\text{for } C_g(k) \geq 5) \quad (31b)$$

Fig. 17 に近似式で求めた $C_{\alpha}(k)$ と $C_{\alpha m}(k)$ (Fig. 13 に対応) を示す。Table 4 に近似式で算定した D_{10} を $U_H=49.1 \text{ m/s}$, $\sigma_D=0.8\sigma_y$ について示すが、 $C_{\alpha}(k)$ と $C_{\alpha m}(k)$ の実験値から算定した D_{10} と近似値から算定した D_{10} を比較すると、代表点 α で最大 15%、 β で最大 5%、代表点 γ で最大 40% の誤差が発生している。これは、代表点 γ では Fig. 16 と Fig. 17 において振幅が大きい範囲において近似式と実験値の差が大きいことが影響していると考えられる。この算定した誤差を式(23)中の補正係数 $dcorrec$ をとして採用し、表中に示す。この補正係数は 3.3 節で検討した k_{all} に起因する誤差も含んだ値である。 $m=3$ の補正係数で Table 4 に与えられないものは Table 2 の代表点の k_{all} に関する値を参照して Table 4 の 1.2 倍 ($=0.95/0.8$) の値を採用する。

(c) 式(23)に使う $C_{\alpha}(\theta_{ref}, k), C_{\alpha m}(\theta_{ref}, k)$ について

式(23)に使用する $C_{\alpha}(\theta_{ref}, k)$ は 3.4 節(a)で θ_{ref} について算定した式(28)の $C_{\alpha}(k)$ を、 $C_{\alpha m}(\theta_{ref}, k)$ は 3.4 節(b)で θ_{ref} について算定した式(29)の $C_{\alpha m}(k)$ の値を用いる。

3.5 疲労損傷率の風速による変化

疲労損傷率の風速による変化については、疲労曲線の傾きを示す定数 m を用いて D_{10} が風速の $2m+1$ 乗に比例することが報告されている⁶⁾。「 $2m+1$ 」のうちの「 $2m$ 」は応力に対する倍率で、「 $+1$ 」は風

Fig. 15 $xn(k)$ for $C_{\alpha m}(k)$ approximation

Fig. 16 $xn(k) - C_g(k)$ relationship

Fig.17 Calculated value of $C_{\alpha}(k)$, $C_{\sigma}(k)$

Table 4 Comparison of calculated D_{10} value with the experimental value and correction factor

point	α		β		γ		
θ_{ref}	35	15	0	0	10	355	355
C_{DIR}	+1	-1	+1	-1	+1	+1	-1
m	5	5	5	5	3	5	5
D_{10}	$C_{\sigma\alpha}(k)$	$C_{\sigma\alpha}(k)$					
	Exp.	Exp.	1.80E-06	3.76E-05	4.08E-06	2.61E-05	3.14E-06
	Exp.	Calc.	1.66E-06	4.06E-05	4.06E-06	2.64E-05	3.16E-06
	Calc.	Calc.	1.64E-06	3.84E-05	4.10E-06	2.71E-05	3.15E-06
	D_{10} at table1		1.88E-06	3.94E-05	4.30E-06	2.74E-05	3.43E-06
Correction factor							
d_{correc}			1.15	1.03	1.05	1.01	1.09
						0.78	1.39

速に対応する時間軸(回数)に対する倍率である。本検討においても応力振幅の平均成分の影響を無視して応力振幅 $C_{\sigma}(k)$ から直接算定した D_{10} の風速による変化は風速の $2m+1$ 乗に比例することを確認した。本検討では D_{10} の算定で応力の平均成分を修正 Goodman 法により考慮しているため、平均成分の影響を考慮した場合には Fig. 18 に示すように算定した D_{10} の風速による変化は $2m+1$ 乗の線からずれが生じる。

ここでは、上記の $2m+1$ に対応するべき指数として変数 L を導入し、風向 θ_{ref} で設計風速 U_{HD} 時の疲労損傷率を $d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$ 、検討風速 U_H 時の疲労損傷率を $d_{10}(U_H, \theta_{ref})$ として風速 U_H による修正係数 $ufact(U_H)$ を下式で近似することとした。

$$ufact(U_H) = \frac{d_{10}(U_H, \theta_{ref})}{d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})} = \left(\frac{U_H}{U_{HD}} \right)^L \quad (32)$$

実験風向中最大の D_{10} を与える θ_{ref} について、 $U_{HD}=49.1\text{m/s}$ とし、 $U_H=1\sim 60\text{m/s}$ の範囲を 0.5m/s ピッチで実験結果から直接算定した $ufact(U_H)$ を近似する。Fig. 18 に示すように L の値が $2m+1$ と異なり、その傾きが高風速側と低風速側で異なるので、 U_{HD} を境として $U_H=15\sim 49.1\text{m/s}$ の範囲で近似した値を L_L 、 $U_H=49.1\sim 60\text{m/s}$ の範囲で近似した値を L_H として Table 5 に示す。Fig. 18 に近似結果(図中の+)も示す。 $C_{DIR}=-1$ のケースでは L の値は $2m+1$ より大きくなり (L_L or L_H)/($2m+1$)=1.11~2.02, $L_H / L_L = 1.11\sim 1.57$, $C_{DIR}=+1$ のケースでは L の値は $2m+1$ より小さくなり (L_L or L_H)/($2m+1$)=0.75~1.00, $L_H / L_L = 0.87\sim 1.01$ となっていた。

3.6 疲労損傷率の風向による変化

Fig. 10 に示す実験値の疲労損傷率 D_{10} の風向による変化は、Fig. 9(c), (d) に示す $C_{\sigma}(k)$ の風向による変化と非常に高い相関がみられた。ここでは、風向 θ における $d_{10}(U_{HD}, \theta)$ と $C_{\sigma}(k)$ と実験において、 $d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$ が全風向中の最大値となるリファレンス風向 θ_{ref} 時の $C_{\sigma}(k)$ (θ_{ref}) を用い、 $d_{10}(U_{HD}, \theta)$ をべき指数 n を用いた下式で近似することとした。

$$d_{10}(U_{HD}, \theta) = d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref}) \times \left(\frac{C_{\sigma}(k)(\theta)}{C_{\sigma}(k)(\theta_{ref})} \right)^n \quad (33)$$

Fig.18 Variation of $ufact(U_H)$ with wind velocity U_H

Table 5 Approximated values of L_L and L_H

point	$C_{DIR}=-1$						$C_{DIR}=+1$					
	$m=5$			$m=3$			$m=5$			$m=3$		
	L_L	L_H	θ_{ref}	L_L	L_H	θ_{ref}	L_L	L_H	θ_{ref}	L_L	L_H	θ_{ref}
α	12.9	17.2	15	7.9	9.8	15	10.9	10.8	35	7.0	7.0	35
β	12.0	13.8	0	7.5	8.4	0	10.2	9.3	0	6.6	6.2	0
γ	14.1	22.2	355	8.3	12.5	355	9.5	8.2	355	6.6	6.2	10

$L=L_L$ for $U_H \leq U_{HD}$, $L=L_H$ for $U_H > U_{HD}$

式(33)中のべき指数 n の値は、 m に近い値となることが予想されたが、代表点の $C_{\sigma}(k)$ (θ) の範囲が $0.3\sim 2.4$ 程度なのに対して、 $d_{10}(U_{HD}, \theta)$ の範囲はオーダーが大きく異なる点もあり、 n については $d_{10}(U_{HD}, \theta)$ が実験値に近くなるように $n=2.4\sim 7$ の値を設定した(Table 6)。また、 $d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$ の発生風向 θ_{ref} と $C_{\sigma}(k)$ (θ) の最大値の発生風向は必ずしも一致しないため修正係数 $tfact(\theta)$ の値は 1.0 を上限値とした下式を採用した。

$$tfact(\theta) = \min \left(1.0, \left(\frac{C_{\sigma}(k)(\theta)}{C_{\sigma}(k)(\theta_{ref})} \right)^n \right) \quad (34)$$

Fig. 19 に、代表点 α における $tfact(\theta)$ の実験値とその近似式の風向による変化の例を示す。近似結果は比較的良好に実験結果を表現するが、 $C_{DIR}=-1$ のケースよりも $C_{DIR}=+1$ のケースの方が近似精度は悪くなる傾向があった。これは、 $C_{DIR}=+1$ では振幅 $C_{\sigma}(j)$ が小さくなり、そのべき乗を総和した損傷率に占める下位ピークの割合が増加して統計最大値 $C_{\sigma}(k)$ (θ) との誤差が増えるためと考えられる。

Fig.19 Variation of $tfact(\theta)$ with wind direction

Table 6 Approximated values of n for the reference θ_{ref}

point	$C_{DIR}=-1$				$C_{DIR}=+1$			
	$m=5$		$m=3$		$m=5$		$m=3$	
	n	θ_{ref}	n	θ_{ref}	n	θ_{ref}	n	θ_{ref}
α	5.0	15	2.4	15	4.5	35	3.0	35
β	5.0	0	3.0	0	4.0	0	2.4	0
γ	7.0	355	3.0	355	5.0	355	3.0	10

4. まとめ

変動風圧実験で得られた変動外圧時刻歴を用いて、帳壁緊結部のボルトにおける実大 10 分間相当の疲労損傷率 D_{10} を算定しその特徴を検討した。疲労損傷率の算定方法として風外力と部材応力の方向を定義する変数 C_{DIR} を導入し、さらに、無次元化した応力係数 C_{σ} を用いて平均成分を考慮した疲労損傷率 D_{10} を算定する方法を示し

た。

塔状比4の角柱状建物の帳壁部位から疲労損傷率 D_{10} が大きくなる代表点3点を選定し、応力係数時刻歴から抽出される応力振幅およびその平均値の特徴を近似する式を提案することも含め、詳細に検討した。

設計風速における疲労損傷率 D_{10} は、今回検討したケース中の最大値で 2.83×10^{-3} となり、3.2節で検討したように、疲労設計上疲労損傷が発生する確率は低いことが分かった。これは、 D_{10} が σ_f 値の影響を大きく受けることと、L1 風速時に実大 10 分間の応力振幅の繰り返し数は 1,000 回弱となるが、 D_{10} の値に直接影響する大きな振幅の数はカルマン渦の発生回数 60 回程度と数が少ないことが一因である。一方、時刻歴で損傷率を評価すると、ピーク風圧係数統計値ではアンサンブル平均に埋もれてしまうパルス状の波形に対応する小数の大きな応力振幅が D_{10} に多大な影響を与えることが判明した。損傷率を評価するための実験データの継続時間と統計値の取り扱いについては、今後さらなる検討が必要である。

外力の平均成分が D_{10} に与える影響は大きく、同一波形の正負を逆転させた場合、 D_{10} 値に 400 倍以上の差が見られるケースもあり、 D_{10} の風速による変化にも平均成分は大きく影響していた。 D_{10} の風向による変化は C_p 統計値から求めた変動成分のべき指数を用いた係数 $f_{act}(\theta)$ で比較的良好に近似できたが、ここにも外力の平均値の影響が見られ、波形毎に異なったべき指数となっていた。

本論文は非常に多くの簡略化と仮定条件に基づいているが、2.7節に概要を示した実験結果の近似式を用いて算定した風向・風速に対応した $d_{10}(U_{HD}, \theta_{ref})$ を用いることにより、実験による時刻歴を直接用いた場合に近い精度で疲労損傷率を検討可能と思われる。ただし、検討に用いる設計風速がそれぞれの近似値に与える影響や、別実験の統計値の適用など、汎用的な設計手法として展開するためにはさらなる検討が必要である。

最後に、外装材またはその応力伝達経路の部材の疲労設計を考える場合、使用される材質が鉄鋼以外のアルミニウム合金等の場合も多く、その断面形状も多岐にわたるために、各種材料や部材形状に対する基本疲労強度についてもさらなる検討が必要である。

参考文献

- 1) E.D.Jancauskas, M.Mahendran, G.R.Waker: Computer simulation of the fatigue behavior of roof cladding during the passage of a tropical cyclone, J. of Wind Eng., Vol.51, pp.215~227, 1994
- 2) A.Baskaran, Y.Chen: Windload cycle development for evaluating mechanically attached single-ply roofs, J. of Wind Eng., Vol.77&78, pp.83~96, 1998
- 3) K.Surech Kumar, T.Statopoulos: Fatigue analysis of roof cladding undersimulated wind loading, J. of Wind Eng., Vol.77&78, pp.171~183, 1998
- 4) 古市圭, 植松康, 中村修治, 世良昌也: 機械固定式防水システムの動風圧評価法に関する研究, 第19回風工学シンポジウム, pp.471~476, 2010.12
- 5) 高森浩治, 西村宏昭, 谷口徹郎, 谷池義人: 外装材の疲労評価のための変動風圧時系列の作成, 第21回風工学シンポジウム, pp.417~422, 2010.12
- 6) 松井正宏, 田村幸雄: 外装材, 構造骨組に対する風による累積疲労損傷度の評価式, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造 I, pp.213~214, 2013.8
- 7) 多賀直恒, 岡田恒, 河瑛徹: 風力によるアルミサッシ窓枠接合部の累積疲労損傷, 日本風工学会誌, No.50, pp.3~18, 1992.2

- 8) 河井宏充, 藤田正則: 外装材等の耐風疲労設計, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 構造 I, pp.137~138, 2005.9
- 9) 松井正宏, 佐藤俊則: 外装材に対する風による累積疲労損傷度, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造 I, pp.247~248, 2014.9
- 10) 建築物荷重指針・同解説 2004, (社)日本建築学会, 丸善株式会社, 2004.9
- 11) 寺崎浩, 中村良平: 風上側の建物が高層建物の外装材用風荷重に与える影響, 第21回風工学シンポジウム論文集, pp.299~304, 2010.12
- 12) 寺崎浩, 浅見豊, 東山博人: 固有直交関数展開による変動風圧の評価, 大成建設技術研究所報, 第29号, pp.155-158, 1996
- 13) T.V.Lawson: Wind effects on building Vol.1,2, Applied Science Publishers LTD, 1980
- 14) JIS B1051:2000 (I898-1:1999), 炭素鋼及び合金鋼製締結用部品の機械的性質 第1部: ボルト, ねじ及び植込みボルト, (財)日本規格協会, 2000
- 15) 鋼構造物の疲労設計指針・同解説, (社)日本鋼構造協会, 技法堂出版, 2012.6
- 16) 山本晃: ねじ締結の原理と設計, 養賢堂, 1996.1
- 17) 奥田泰雄, 谷池義人: 3次元角柱まわりの流れと圧力場について その3 角柱側面上の渦構造, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B 構造 I, pp.103~104, 1990.9
- 18) 奥田泰雄, 桂順治, 川村純夫: 自然風中に置かれた3次元角柱に加わる風圧力の計測 野外計測用多チャネルデータ計測システム, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B 構造 I, pp.229~230, 1994.7
- 19) 寺崎浩, 植松康: 風外力を受ける高層建物の外装材疲労損傷評価に関する研究, 第22回風工学シンポジウム, pp.311-316, 2012.12
- 20) 寺崎浩, 植松康: 風外力を受ける高層建物の外装材疲労損傷評価に関する研究その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造 I, pp.211-212, 2013.8
- 21) 日比一喜, 田村幸雄, 上田宏, 菊池浩利: 高層建物に作用するピーク風圧力の特性 その1 側面に発生するパルス状のピーク波形, 日本風工学会誌 第71号 年次発表研究会梗概集, pp.117-118, 1997.4

付録

本論文の実験結果に基づく近似式を用いて疲労損傷率を算定するためには、代表点 α, β, γ における風力係数 C_f の統計値が必要となる。Table A に実験における 72 風向の統計値を 16 方位に集約した値を示す。集約にあたっては実験風向 $\theta=0^\circ$ を方位 N とし、一方位に含まれる複数の実験風向より $C_{Dir}=-1$ の条件で D_{10} 値が大きくなる θ を選定した (Fig. A 参照)。参考として表中には各方位に採用された実験風向 θ を示し、さらに、全風向中で最大の D_{10} を算定するときに選定する方位 (θ_{ref}) を "ref for C_{Dir} " として、 $C_{Dir}=\pm 1$ について示す。

Table A C_f Statistical values for fatigue calculation

For point α							For point β						
Orientation	C_{fmax}	C_{fSD}	C_{fmin}	C_{fmin}	$Exp. \theta(deg)$	ref for C_{Dir}	Orientation	C_{fmax}	C_{fSD}	C_{fmin}	C_{fmin}	$Exp. \theta(deg)$	ref for C_{Dir}
NNE	-0.590	0.123	-0.225	-1.203	350		NNE	-0.639	0.275	-0.007	-2.411	350	
NE	-0.496	0.090	-0.187	-0.849	325		NE	-0.523	0.144	-0.158	-1.501	320	
ENE	-0.407	0.125	0.002	-0.947	280		ENE	-0.409	0.135	-0.012	-1.044	280	
E	-0.477	0.166	-0.017	-1.285	270		E	-0.428	0.178	0.088	-1.330	265	
ESE	-0.505	0.139	-0.098	-1.147	260		ESE	-0.384	0.141	0.031	-0.969	260	
SE	-0.524	0.106	-0.196	-1.104	215		SE	-0.425	0.090	-0.165	-0.746	215	
SSE	-0.598	0.196	0.074	-1.628	190		SSE	-0.503	0.148	-0.119	-1.275	190	
S	-0.561	0.218	0.167	-1.498	185		S	-0.709	0.266	-0.134	-2.025	180	
SSW	-0.298	0.103	0.080	-0.927	170		SSW	-0.446	0.276	0.516	-1.677	155	
SW	0.028	0.095	0.428	-0.279	125		SW	0.205	0.326	1.033	-0.768	145	
WSW	0.322	0.157	0.861	-0.218	100		WSW	0.569	0.184	1.214	-0.025	110	
W	0.444	0.181	1.134	-0.157	85		W	0.379	0.169	0.964	-0.174	100	
WNW	0.704	0.236	1.443	0.002	55		WNW	0.262	0.136	0.696	-0.171	80	
NW	-0.021	0.343	0.826	-1.218	35		NW	-0.029	0.087	0.294	-0.298	55	
NNW	-1.094	0.317	-0.268	-3.198	15	+1	NNW	-0.439	0.258	0.211	-1.968	10	
N	-1.088	0.299	-0.350	-2.912	10	-1	N	-0.674	0.346	0.181	-2.693	0	+1,-1

Fig.A Reduction of 72 wind directions to 16 orientations

CHARACTERISTICS OF WIND FORCES ACTING ON EXTERNAL WALL BINDERS OF HIGH-RISE BUILDINGS FROM THE VIEWPOINT OF FATIGUE DAMAGE

Hiroshi TERAZAKI and Yasushi UEMATSU***

* Senior Research Engineer, Disaster Prevision Research Section, Building Engineering Research Institute, Tech. Center, Taisei Corp., M. Eng.

** Prof., Dept. of Architecture and Building Science, Tohoku Univ., Dr. Eng.

The cladding and components of high-rise buildings are always exposed to dynamic wind forces. The wind forces are characterized by a long duration compared with seismic forces. For example, during a strong typhoon, strong wind lasts for a couple of hours. The structural frames of high-rise buildings are usually designed so that the stresses involved in the structural members are almost in the elastic range for the design wind speed with a return period of 500 years. On the other hand, in many cases, the cladding and components are designed based on the short-term allowable stress for the design wind speed with a return period of 50 years. Therefore, they may be damaged by fatigue during the building's lifetime.

The present paper discusses the characteristics of wind forces acting on the external wall binders of a high-rise building based on the results of a wind tunnel experiment from the viewpoint of fatigue damage.

In chapter 2, assumed conditions and the study methods are introduced.

High-rise building used as a consideration is 200m height with its shape ratio of $B:D:H=1:1:4$. Special attention is paid to the binders connecting the external curtain walls and the structural frames(section 2.2). In examining fatigue damage ratio, the influence of mean component of wind force is taken into consideration(section 2.3). The fatigue property values for fatigue evaluation is based on Japanese recommendations(section 2.5). A wind force direction conversion factor C_{DIR} is introduced to the fatigue evaluation, which represents the sign of wind force and stress.

Furthermore, the modified Goodman method is employed to consider the effect of mean components of stress amplitudes on the fatigue damage. And a method of fatigue damage evaluation is proposed based on the normalized stress(section 2. 6). In section 2.7, the outline of an approximation method for fatigue damage described.

In chapter 3, the fatigue damage ratios and related values for fatigue damage calculation based on the experiment are discussed on the three representative points. And through the seeking approximation methods and factors for experimental results approximation, the property of wind force discussed on the viewpoint of fatigue damage, especially effects of mean component of wind force.

Using the time history of wind pressure coefficients derived from the wind tunnel test, the fatigue damage ratio is evaluated under some assumed conditions. And the points α, β, γ with large fatigue damage ratio are selected as three representative points(section 3.1) . The effects of mean component of normalized stress on fatigue damage ratio are discussed, using a factor C_{DIR} representing the relation between the sign of wind load and that of member stress (section 3.2). The effective number of normalized stress amplitude is introduced to evaluate the fatigue damage ratio approximately(section 3.3). An approximation method is proposed to evaluate the amplitudes and means of the normalized stress (section 3.4). The effect of wind speed on the fatigue damage ratio is discussed using the approximations of experimental results(section 3.5). The effect of wind direction on the fatigue damage ratio is discussed(section 3.6).

Some information obtained from the wind tunnel experiment used for evaluating the fatigue damage is provided in the appendix.

The method for evaluating fatigue damage proposed in the present paper uses many approximations and assumptions based on the result of a wind tunnel experiment. Using this method, we can easily evaluate the fatigue damage of external wall binders of high-rise building. The concept can be applied to the other cladding and components.

(2014年7月9日原稿受理, 2014年10月29日採用決定)