高層建築物の風直角方向弾塑性応答性状について

PROPERTIES OF ELASTO-PLASTIC RESPONSES OF A TALL BUILDING IN ACROSS-WIND DIRECTION

大熊 武司*, 二宮 正行**
Takeshi OHKUMA and Masayuki NINOMIYA

This paper discusses following subjects related to elasto-plastic behaviors of tall buildings for across wind action by numerical response analysis with multi-mass models with equivalent shearing stiffness.

Firstly, to clarify the applicability of the suggested response analysis method with one-mass model, effects of higher mode vibrations and changes of mode shapes with the progress of structural yielding are examined. Secondly, the applicability of the mode correction factor which is often used in a case of elastic response analysis is examined. And lastly, energy distribution properties for elastic and elasto-plastic vibrations are discussed, and a simple estimation method is presented.

Obtained major findings are as follows;

1. Effects of higher mode vibrations and changes of the first mode shapes are very small.
2. The mode correction factor about the first generalized wind force, which has been used is elastic response analysis, is applicable for elasto-plastic response analysis.
3. Distributions of total input energy are approximately similar to them in elastic responses except for peculiar cases of distribution of the elastic limit of inter story deflection in bending type buildings.

keywords : multi-mass model, elasto-plastic response, across-wind vibration, higher mode vibration,
mode correction, energy distribution

多質点系, 弾塑性応答, 風直角方向振動, 高次振動, モード補正, エネルギー配分

1. 序

建築物の高層化に伴い、主骨組の全てあるいは大半が風荷重によって決定される建築物が増えている。しかし、現行の耐風設計においては、想定される最大級の強風時においても建築物の挙動をほぼ弾性範囲内に収めることが求められている。他方、設計法の合理化の観点から、性能設計あるいは損傷制御設計といった設計概念が受け入れられはじめ、耐風設計についても、設計風速を超えた風速域での構造物の安全性に対する信頼性、終局強度を考慮した弾塑性設計、履歴エネルギー吸収型の制振システムによる建築物の応答制御、それら制振システムの耐風安全性等に対する関心が高まりつつある¹⁾。

実際、塑性化の大きな範囲までを対象とした建築物の風外乱に対する弾塑性挙動の特性およびその予測手法についての研究も行われるようになってきた。筆者の一人を含む辻田ら²⁾⁻⁴⁾は、「直接積分法による吸収エネルギー値と変位振幅波形のゼロクロスピーク値分布法による吸収エネルギー値の一致という考え方によって、先ず、弾塑性応答時のゼロクロスピーク値分布と等価線形系の構造特性値を確定し、次に、その結果を用いて他の諸応答量を求める」という手法により、弾塑性応答の確率・統計的予測手法について一連の成果を得ている。ただし、予測手法の検討に重点を置いていることより、応答性状の把握のための風速レベルは一定として、降伏強度を変え、多質点モデルに

よる解析時の1次振動モードも直線形の一通りに限っている。山崎ら⁵⁾は、完全弾塑性建築物のモーダル1次振動を対象として、風力のパワースペクトル密度と弾塑性構造物のエネルギー入力との関係を定式化し、降伏レベルとエネルギー応答の関係を検討している。安井ら⁶⁾は、8層1スパンの鋼構造建築物について、部材および接合パネルのレベルで応答性状を考察している。

筆者ら⁸⁾⁻⁹⁾も、以下の方針に従って、先ず風直角方向振動についてモーダル1次1質点モデルによる検討を済ませている。本論文の構成に必要な一部の成果を4.1に示す。

- ①「風力スペクトルとエネルギースペクトルを関係づけ、等価線形系におけるエネルギーと応答の関係を利用した簡便な応答予測法を導く」ことを研究の目的とする。従って、辻田らと異なり、筆者らの手法では、ゼロクロスピーク値分布を求めることができないが、近似的手法を目指す場合には、この点は必ずしも大きい欠点とはならない⁸⁾。
- ②建物形状は、「剥離型の平面形状を有する建築物の場合、応答変位が最大を示す風向角における変位応答性状は平面形状によらずほぼ同様の傾向を示す」¹⁰⁾ことを考慮して、標準的な例としてアスペクト比5の正方形平面の様な柱状体とする。
- ③復元力特性はNormal Bi-Linear型とし、弾性限界は層間変形角の値で規定する。

本論文は文献16)に加筆したものである。

* 神奈川大学工学部建築学科 教授・工博

** 構造計画研究所構造設計部(当時, 神奈川大学 大学院生)

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kanagawa University, Dr. Eng. Structural Design Dept., Kozo Keikaku Engineering Inc.

④外力は、弾性限界風速を基準として、その係数倍風速時に想定される風力として与える。なお、「風速」は平均風速を意味し、風速値は共振風速以下とする。

⑤風力のパワースペクトル密度と入力エネルギーの関係を明らかにし、等価線形系の概念に基づく簡便な応答予測法を検討する。

本研究は、以上に続くものとして、ロッキング型、せん断型および曲げ型の各種多質点モデルの応答解析により、高次振動の影響、塑性化による振動モードの変化、1質点系による応答評価の妥当性、弾塑性応答に対する「モード補正係数」の適用性、入力エネルギーの分布性状等の諸問題を、コンピュータシミュレーション手法により体系的に検討したものである。なお、本論文では、1次振動モードが直線形の振動系をロッキング型振動系と呼ぶ。

2. 解析方法

2.1 解析モデル

振動モデルは、風による振動では一般に1次振動が支配的になることを考慮して、図1に示すように対象建築物を6質点系とし、以下の仮定に基づきモデル化する。①各層の剛性はせん断剛性で評価する(ただし、曲げ型の建築物については等価せん断剛性で評価する)。②各質点の質量は等しい。ただし、頂部質点は他の1/2とする。③各質点間距離 Δh_i は等しい。④減衰係数は初期剛性比例型とし、1次減衰定数 ζ_1 は2%とする。ただし、高次振動に対する減衰の影響を考慮して、無次元弾性限界風速6の場合について(⑦参照)、レイリー型($\zeta_1 = \zeta_2 = 2\%$)とした場合について検討する。⑤各層の復元力特性は、図2に示すようにNormal Bi-Linear型とし、初期剛性に対する2次剛性の比 α は0.5とする。 $\alpha = 0.5$ の選択は、文献(9)および後述4.1節の結果でわかるように、評価対象量によって程度の差はあるが、 $\alpha = 0.25, 0.5, 0.75$ のいずれの場合とも同様の傾向を示し、 $\alpha = 0.5$ の場合がその

平均的な性状を示すことによるが、高次振動に対する2次剛性比の影響を考慮して、無次元弾性限界風速6の場合について、 $\alpha = 0.25$ とした場合を検討する。⑥降伏変形量 q_y は基本的に降伏層間変形角 $q_y/\Delta h = 1/300$ に相当する値とし、この時の層間変形角を弾性限界層間変形角 R_e と呼ぶ。⑦多質点系における弾性限界風速 U_e は、ある層の応答層間変形角が降伏層間変形角に達する風速と定義し、本論文では、無次元弾性限界風速 U_e^* (2式参照)の値4~9について解析する。なお、4.1節に述べるように、無次元弾性限界風速を固定した場合、弾性限界層間変形角 R_e の影響は、建築物の構造密度 ρ_s の影響として読み替えることが出来るので(後述(8)式参照)、特定の値の選択は、以下の結果を限定しない。

以上の仮定のもとに、本研究では、ロッキング型、せん断型、曲げ型の3つの多質点モデルを基本モデルとして解析する。表1に基本モデルの R_e と基本モデルに対応する1質点系の R_e 、 α を示す。表中、モデル名の最後尾1,6は、それぞれ1質点系,6質点系を表す。更にfは、

表1 解析モデルの設定

振動系		R_e	α
ロッキング型	モデル L-6	全層 1/300	0.5
	モデル L-1	1/300	0.5
せん断型	モデル S-6	全層 1/300	0.5
	モデル S-1	1/300	0.5
	モデル S-1f	1/340	0.5
曲げ型	モデル M-6	1~4層 1/300 5層 1/200 6層 1/100	0.5
	モデル M-1	1/300	0.5
	モデル M-1f	1/250	0.52

図1 振動モデル

図2 復元力特性

図3 1次振動モード

図4 2次振動モード

図5 剛性分布

図6 層風力の規準化パワースペクトル密度

図7 2層間のコ・コヒーレンス

1質点系の静的載荷における外力と頂部変形の関係を6質点系のそれ(3節参照)に近似的に一致させた場合の R_e , α を用いたモデルのことである。図3に基本モデルの1次振動モード、図4に2次振動モード、図5に1次振動モードに対応する剛性分布を示す。図5中の k_{all} は各層の剛性 k_i の総和、 $\sum_{i=1}^6 k_i$ を表している。なお、多質点系と比較する1質点系の質量および初期剛性は、各基本モデルの1次振動モードに対するモーダル質量およびモーダル初期剛性とする。

風力モデルは、動的天秤実験より得られた風直角方向変動転倒モーメントのパワースペクトル密度を基に、文献(11)の手法に従いシミュレートした多層同時層風力とする。図6にシミュレーション結果の1例として、無次元風速6の場合の層風力の規準化パワースペクトル密度(各層同一と仮定)を、図7に2層間のコ・コヒーレンスの例を示す。

2.2 基礎方程式と計算・評価方法

2.2.1 基礎方程式

弾塑性復元力特性を有する多質点系に風外力が作用した場合の振動方程式は(1)式で表される。

$$[M]\{\ddot{x}_n\} + [C]\{\dot{x}_n\} + \{Q(x_n)\} = \frac{1}{2} \rho U_H^2 B[a]\{C_{fn}\} \quad (1)$$

ただし、 $[M]$: 質量マトリックス、 $[C]$: 減衰係数マトリックス、 $\{x_n\}$: $t=t_n$ における変位ベクトル、 $\{Q(x_n)\}$: $t=t_n$ における復元力ベクトル、 ρ : 空気密度、 U_H : 建築物頂部風速、 B : 建築物の見付け幅、 $[a]$: 各層の負担高さマトリックス、 $\{C_{fn}\}$: $t=t_n$ における層風力係数ベクトル、ドットは時間 t に関する微分。

本研究では、(2)式に定義する無次元量を導入して(1)式を無次元化した(3)式により応答解析を行う。ここで、式中の*は無次元量であることを表す(以下同様)。

$$t^* = \frac{t}{T_1}, \quad x^* = \frac{x}{H}, \quad \dot{x}^* = \frac{\dot{x}}{n_1 H}, \quad \ddot{x}^* = \frac{\ddot{x}}{n_1^2 H}, \quad m^* = \frac{m}{\bar{M}_1} \quad (2)$$

$$k^* = \frac{k}{R_1}, \quad U_H^* = \frac{U_H}{n_1 B}$$

$$[M^*]\{\ddot{x}_n^*\} + 4\pi\zeta_1[K^*]\{\dot{x}_n^*\} + (2\pi)^2\{Q^*(x_n^*)\} = \frac{1}{2} \frac{\rho}{\rho_s} \frac{B}{H} \frac{1}{A} U_H^{*2} [a]\{C_{fn}^*\} \quad (3)$$

ただし、 T_1 : 1次固有周期、 n_1 : 1次固有振動数、 H : 建築物頂部高さ、 m : 質点の質量、 k : 層の初期剛性、 $\bar{M}_1$: 1次モーダル質量、 R_1 : 1次モーダル初期剛性、 $[K^*]$: 無次元初期剛性マトリックス、 ρ_s : 建築物の構造密度($=m_i/B^2a_i$)、 $\{Q^*(x_n^*)\} = \{Q(x_n)\}/HR_1$ 、 $A = \{u_1\}^T[a]\{u_1\}$ ($\{u_1\}$: 1次振動モードベクトル)を表す。

図8 各層の層間変形角(弾性系)

エネルギーの釣合式は、(3)式の両辺に左から $\{\dot{x}_n^*\}^T dt^*$ を乗じ、0から t^* まで積分することにより(4)式で表される。

$$\int_0^{t^*} \{\dot{x}_n^*\}^T [M^*] \{\dot{x}_n^*\} dt^* + \int_0^{t^*} 4\pi\zeta_1 \{\dot{x}_n^*\}^T [K^*] \{\dot{x}_n^*\} dt^* + \int_0^{t^*} (2\pi)^2 \{\dot{x}_n^*\}^T \{Q^*(x_n^*)\} dt^* = \int_0^{t^*} \frac{1}{2} \frac{\rho}{\rho_s} \frac{B}{H} \frac{1}{A} U_H^{*2} \{\dot{x}_n^*\}^T [a]\{C_{fn}^*\} dt^* \quad (4)$$

また、(4)式は無次元入力エネルギー E^* 、無次元減衰エネルギー E_h^* 、無次元塑性歪エネルギー E_p^* 、無次元弾性エネルギー E_e^* を用いて(5)式のように表すことができる¹²⁾。なお、無次元エネルギーと有次元エネルギーは(6)式で結ばれている。

$$E_h^* + E_p^* + E_e^* = E^* \quad (5) \quad E^* = \frac{E}{\bar{M}_1(n_1 H)^2} \quad (6)$$

2.2.2 計算方法と評価方法

時刻歴応答解析は線形加速度法を用いた直接積分による方法で行う。この時の時間刻み Δt は、建築物の1次固有周期の1/100(3次固有周期の約1/25に相当)とする。因に6次固有周期の約1/13であり、応答解析の安定性に問題はない¹³⁾。応答の評価時間 T^* は1次固有周期の150倍とし、応答値は、各無次元風速ごとに $t^*=0 \sim 1550$ の計算結果を解析開始点からの漸増部分 $t^*=0 \sim 50$ を除いた $T^*=150$ の10波に分解し、それぞれの応答値のアンサンブル平均値とする。

3. 基本モデルの静的変形状

応答計算に先立って、基本モデルの弾性系および弾塑性系について、逆三角形分布荷重による静的載荷により静的変形状を把握する。弾性系の静的載荷および弾塑性系の静的漸増載荷による各層の層間変形角 R をそれぞれ図8、図9に、弾塑性系の外力と頂部変形関係を図10に示す。なお、図8,9中のcase1, case2は、ある層が降伏する時の外力を F_y として、それぞれ $1.25F_y$ および $2.0F_y$ に相当する外力を載荷した結果である。弾性系では全てのモデルが1次振動形に合った変形状を示している。弾塑性系については、モデルL-6は全層ほぼ同時に塑性化するため、層間変形角は弾性系と同様高さ方向に一定である。モデルS-6は変形の大きい下層部から塑性化がはじまるが、層間変形角の分布形状は概ね弾性系に一致している。外力と頂部変形関係は、モデルS-1に比べモデルS-1fは6質点系に良く一致している。

※図中プロット黒塗りは降伏を表す

図9 各層の層間変形角(弾塑性系)

図10 外力と頂部変形関係

モデルM-6は上部2層の塑性化を抑えたために、第4層から塑性化が始まり、第4層の層間変形角が上部2層に比べ大きくなる。また、外力と頂部変形関係では、モデルM-1に比べモデルM-1fは6質点系に概ね一致している。

4. 解析結果

4.1 1質点系の応答性状の概要および考察

1質点系の弾塑性応答性状の概要を、モデルL-1を例として弾性限界層間変形角1/300、無次元弾性限界風速6、減衰定数2%の場合の弾塑性応答量およびエネルギー応答量を、初期剛性に対する2次剛性の比 α をパラメータとして示す。なお、本項における風外力は、動的天秤実験より得られた変動転倒モーメントのパワースペクトル密度をシミュレートしたものである。なお、図中の“Elast”は弾性応答解析結果である。

図11に弾性時および弾塑性時の応答変位のレベルクロッシング数 v_e と v_p の比 v_p/v_e と風速の関係を示す。(図中の△印は無次元共振風速を表す(以下同様))。 α の違いによらず値は風速の増加に対し減少しており、塑性化による長周期化の傾向が見られる。また、この傾向は α の低下に伴い大きくなる。図12に応答変位の標準偏差 σ_q^* と風速の関係を示す。弾塑性応答値は、履歴減衰による振動抑制により弾性値を下回り、その傾向は、 α の低下に伴い大きくなる。図13に塑性率 μ と風速の関係を示す。図14に累積塑性変形倍率 η と風速の関係を示す。ここで、塑性率は応答変位の最大値を降伏変形量で除した値を表し、累積塑性変形倍率は正側もしくは負側のどちらか大きい方の塑性変形量の累積値を降伏変

形量で除した値を表す。 μ と η のいずれも風速および α の増加に伴い大きくなる傾向にある。なお、 η が10程度となる風速は、無次元弾性限界風速の違いにもよるが $1.25U_e^*$ ～ $1.35U_e^*$ 程度である。図15～17に無次元減衰エネルギー E_h^* 、無次元塑性歪エネルギー E_p^* 、無次元総入力エネルギー E^* と風速の関係を示す。ただし、弾性エネルギーは総入力エネルギーに比べ微小であるため、ここでは総入力エネルギーを $E_h^*+E_p^*$ とする。 E_h^* は風速の増加に伴い増加し、 α の低下に伴い小さくなる。また、全ての風速範囲において弾性値を下回っている。 E_p^* も同様に風速の増加に伴い増加するが、 α の低下に伴い大きくなる。他方、 E^* は風速の増加に伴い増加するものの、 α への依存性は小さい。従って、エネルギーの吸収量は変化せず吸収機構の負担する割合が変化するだけと考えられる。以上の傾向は無次元弾性限界風速の違いによらない。

以上、弾性限界層間変形角1/300として、応答特性を要約したが、この傾向は弾性限界層間変形角の値に依存しない。この点を以下に理論的に明らかにしておく。

簡単のために、ロッキング型1質点弾塑性系を例とし、1質点弾

図11 応答変位のレベルクロッシング数

図12 応答変位の標準偏差

図13 塑性率

図14 累積塑性変形倍率

図15 減衰エネルギー

図16 塑性歪エネルギー

図17 総入力エネルギー

性系の無次元振動方程式は(7)式で表される。

$$\ddot{q}_n^* + 4\pi h \dot{q}_n^* + (2\pi)^2 \bar{Q}^*(q_n^*) = \frac{3}{2} \frac{\rho}{\rho_s} \frac{B}{H} U_H^{*2} C_{mn} \quad (7)$$

ただし、 $q_n^* : t^* = t_n^*$ における層間変位(ここでは頂部変位に相当)、 $C_{mn} : t^* = t_n^*$ における転倒モーメント係数。

このとき、無次元弾性限界風速 U_e^* および弾性限界層間変形角 R_e の定義より、 R_e は次式の様に表せる。

$$R_e = \frac{3}{2} \frac{\rho}{\rho_s} \frac{B}{H} U_e^{*2} C_m^* C(S_{me}^*, h) \quad (8)$$

C_m^* : 変動転倒モーメント係数、 S_{me}^* : 転倒モーメントの規準化パワースペクトル密度の無次元弾性限界風速 U_e^* に対応する値、 $C(S_{me}^*, h)$: S_{me}^*, h の関数

この R_e により(7)式を規準化すると(9)式が得られる。

$$\ddot{q}_n^{**} + 4\pi h \dot{q}_n^{**} + (2\pi)^2 \bar{Q}^*(q_n^{**}) = \frac{1}{U_e^{*2} C_m^* C(S_{me}^*, h)} U_H^{*2} C_{mn} \quad (9)$$

ただし、 $q^{**} = q^* / R_e$

(9)式は、 $h, C(S_{me}^*, h), U_e^*, U_H^*, C_{mn}$ が変わらなければ、 q^{**} が R_e に依存しない、つまり、 q^* は R_e に比例することを示している。また、(8)式は、 R_e と ρ_s は反比例の関係になることを示している。すなわち、無次元弾性限界風速を固定して R_e を変化させるということは、それに反比例して ρ_s を変化させるということと同じである。他方、同様にして、エネルギー応答量 E^* は R_e^2 に比例する。

4.2 高次振動の影響

まず、文献(14)の手法に従い算出したモーダルエネルギー比 Ω_j により高次振動の影響を検討する。

モーダルエネルギー E_j は各振動次のモーダルせん断力 $\{\tau\}_j$ ($=\{K\}\{u\}_j, \{u\}_j$: j 次振動モードベクトル)のなす仕事と定義され、(10)式で表される。また、モーダルエネルギー比 Ω_j は各振動次のモーダルエネルギーをその総和で除した値であり、(11)式で表される。

$$E_j = \{\tau\}_j^T \int_0^t r_j \{du\} \quad (10)$$

$$\Omega_j = \frac{E_j}{\sum_{i=1}^n E_i} \quad (11)$$

ただし、 r_j : 係数、 $\{du\}$: 層間変形の時間に関する増分ベクトル。

図19 モーダルエネルギー比 (レイリー型減衰)

図18に無次元弾性限界風速6の場合の基本モデルのモーダルエネルギー比を示す。いずれのモデルにおいても無次元風速の増加に関らず、1次振動成分の占める割合は90%以上であり、2次以降の振動成分の占める割合は小さい。この傾向は他の無次元弾性限界風速および $\alpha=0.25$ の場合においても同様である。次に、図19に基本モデルの減衰係数をレイリー型とした場合の無次元弾性限界風速6についてのモーダルエネルギー比を示す。モデルL-6, モデルS-6では、2次振動の占める割合が初期剛性比例型に比べ若干大きく、モデルM-6では、3次振動の占める割合が大きくなるが、いずれも1次振動の占める割合に比べて小さい。

因に、図20に弾塑性応答時の無次元弾性限界風速6, 無次元風速8における基本モデルの頂部応答変位のパワースペクトル密度を示す。いずれのモデルにおいても1次固有振動数で鋭いピークを示しており、2次以降の高次振動数におけるピークは小さく、高次振動の影響は小さい。

続いて、6質点系と1質点系の応答量の比較により高次振動の影響を明らかにする。結果は全て6質点系の応答量と1質点系の応答量の比で評価する。なお、多質点系においても弾性エネルギーは総入力エネルギーに比べ微少であるため、総入力エネルギーは弾性応答では $E_E^* = E_{Eh}^*$ 、弾塑性応答では $E_P^* = E_{Ph}^* + E_{Pp}^*$ とする。また、6質点系における建築物全体の入力エネルギー E_{all}^* は、各層の入力エネルギー E_i^* の総和 ($\sum_{i=1}^6 E_i^*$) とする。図21,22に弾性応答時の最大応答変位比、総入力エネルギー比を示す。いずれのモデルにおいても無次元風速に関係なく両質点系は一致している。図23~28に弾塑性応答時の無次元弾性限界風速6の場合の最大応答変位比、応答変位の標準偏差比、レベルクロッシング数比、総入力エネルギー比、減衰エネルギー比、塑性歪エネルギー比を示す。ここで、 U_e^* は1質点系における無次元

図18 モーダルエネルギー比 (初期剛性比例型減衰)

図20 頂部応答変位の規準化パワースペクトル密度

弾性限界風速を表しており、多質点系での無次元弾性限界風速 U_e^* は、モデルL-6、モデルM-6では、 $U_e^* = 1.02U_{e1}^*$ （モデルM-6のfit型に対しては $1.08U_{e1}^*$ ）、モデルS-6では、 $U_e^* = 1.12U_{e1}^*$ （fit型に対しては $1.05U_{e1}^*$ ）となる。モデルLでは全ての応答比において両質点系は一致している。モデルSでは塑性歪エネルギー比に大きな差異が見られるが、その他の応答比に関しては概ね10%以内の差異である。ここで、モデルS-Ifに着目すると、モデルS-Iと比較して全ての応答比において差異は減少している。従って、モデルSでの差異は振動系の復元力特性の違いによる影響と考えられる。モデルMでは減衰エネルギー比および塑性歪エネルギー比に大きな差異が見られる。また、モデルM-IfではモデルS-Ifのような顕著な改善は見られない。

ここで、図29にモデルM-6の総入力エネルギー比分布 E_{pi}^*/E_{pall}^* を示すが、第4層にエネルギーが集中する配分特性となっている。因に、エネルギー集中が生じないように、モデルM-6の上部2層の弾性限界層間変形角も1/300としたモデル(図29中○)とモデルM-1を比較すると(図23～28中○)、全ての応答比において両質点系の差異は概ね10%以内となる。従って、モデルM-1やモデルM-Ifでの差異はエネルギー集中による影響と考えられる。

なお、初期剛性に対する2次剛性の比 α を0.25とした場合についても、モデルS-6、モデルM-6の結果が若干小さめとなるが、概ね同様の結果が得られる。また、減衰係数をレイリー型とした場合も、いずれのモデルにおいても、初期剛性比例型に比べ、塑性歪エネルギー比は大きく、減衰エネルギー比は小さくなるが、その差は小さい。

4.3 振動モードの変化

基本モデルを対象に塑性化による振動モードの変化について検討する。ここでは、出来るだけ広い風速範囲における風速変化とモード変化の関係を明らかにするため、図30に(12)式より算出した無次元弾性限界風速4の場合の1次振動モードを示す。図中、“original”は弾性応答時の1次振動モードを示している。

$$u_1(h_i) = \frac{\text{Re}[S_q(n_1, h_H, h_i)]}{S_q(n_1, h_H)} \quad (12)$$

ただし、 $S_q(n_1, h_H)$ 、 $S_q(n_1, h_H, h_i)$ ：頂部質点の応答変位のパワースペクトル密度と頂部質点と質点 i の応答変位のクロススペクトル密度の振動数 n_1 における値、 $\text{Re}[\cdot]$ ：実数部を表す。

いずれのモデルにおいても無次元風速の増加に伴い振動モードは変化する傾向にある

が、 $1.8U_e^* \sim 2.0U_e^*$ での変化は小さい。因に、この風速範囲はモデルの違いにもよるが、ある層の応答層間変形角が1/50に達する風速に相当する。なお、この傾向は他の無次元弾性限界風速においても同様である。

4.4 モード補正係数の適用性

弾性応答解析において多用され、(13)式で定義されるモード補正係数¹⁵⁾の弾塑性振動に対する適用性について、モデル1次の1質点系応答

図21 最大応答変位比 (弾性応答)

図22 総入力エネルギー比 (弾性応答)

図23 最大応答変位比

図24 応答変位の標準偏差比

図25 レベルクロッシング数比

図26 総入力エネルギー比

図27 減衰エネルギー比

図28 塑性歪エネルギー比

図29 総入力エネルギー比分布

図30 1次振動モードの変化

図31 最大応答変位比 (弾性応答)

図32 総入力エネルギー比 (弾性応答)

図33 最大応答変位比

図34 総入力エネルギー比

量の比較により検討する。ただし、曲げ型振動系については、(14)式のような近似式が用意されているので、(14)式による。また、応答結果の比較は全て他のモデルの応答量をモデルL-1で除した値とし、モードの違いにより構造密度が異なることから、構造密度で規準化して評価する。

$$\phi_{uR}(n) = \frac{\int_0^H \int_0^H S_f(n, h_1, h_2) u_1(h_1) u_1(h_2) dh_1 dh_2}{\int_0^H \int_0^H S_f(n, h_1, h_2) h_1 / H h_2 / H dh_1 dh_2} \quad (13)$$

②曲げ型

$$\phi_{uR} = \sqrt{\frac{(2+\gamma)^2}{(1+\beta+\gamma)^2} \frac{1+c_0/(2.8+\gamma)}{1+c_0/(1.8+\beta+\gamma)}} \quad (14)$$

ただし、 β : 振動モードを $u_1(z) = (h/H)^\beta$ と仮定した場合の指数、 γ : 建築物の単位高さあたりに作用する変動風力の標準偏差 σ_f の高さ方向分布を $\sigma_f = \sigma_{fR} (h/h_R)^\gamma$ と仮定した場合の指数、 σ_{fR} : σ_f の代表高さ h_R における値、 c_0 : 変動風力の高さ方向の疑似コ・コヒーレンス (クロススペクトル密度の実部を代表高さのパワースペクトル密度で除した量) $R_{fy}^*(n, h_1, h_2)$ を $R_{fy}^*(n, h_1, h_2) = \exp(-c|h_1 - h_2|)$ と仮定した場合の係数 c の、 $n = n_0$ としたときの値。

比較のために、まず、図31,32に弾性応答時の最大応答変位比および総入力エネルギー比を示す。いずれの応答比においても、無次元風速に関らず概ね一定値を示しており、モデルL-1との差は、最大応答変位比においてモデルS-1, モデルS-1fが0.9倍、モデルM-1, モデルM-1fが1.07倍であり、総入力エネルギー比はそれぞれの2乗倍である。図33,34に弾塑性応答時の無次元弾性限界風速6の場合の最大応答変位比および総入力エネルギー比を示す。弾性応答と同様に無次元風速に関らず概ね一定値を示している。また、(13),(14)式によりモード補正係数を算出し、モード補正を行うと、解析値との誤差はせん断型で概ね15%以内、曲げ型で10%以内となる。以上の傾向は他の無次元弾性限界風速の場合におい

ても同様である。

これより、1質点弾塑性系の応答についても、モード補正係数という考え方が導入できる。

4.5 エネルギー分布

基本モデルを対象に剛性分布とエネルギー分布の関係を検討する。

まず、図35に弾性応答時の総入力エネルギー比分布 E_{Ei}^*/E_{Eall}^* を示す。いずれのモデルにおいても無次元風速に関係なく同様のエネルギー分布を示している。図中の○印は次式で与えられる弾性応答における各層の総入力エネルギー E_{Ei} により求めたものであるが、解析値とよく一致している。

$$E_{Ei} = 4\pi^2 k_i \sigma_{qei}^2 \left(\frac{v_{ei}}{n_i} \right) v_{ei} T \quad (15)$$

ただし、 k_i : 各層の剛性、 σ_{qei} : 層間応答変位の標準偏差、 v_{ei} : 層間応答変位のレベルクロッシング数。

(15)式において、各層のレベルクロッシング数が高さ方向に等しければ、総入力エネルギーは各層の剛性と層間応答変位の分散に依存する値

図35 総入力エネルギー比分布 (弾性応答)

図36 総入力エネルギー比分布 (弾性応答)

となる。ここで、前述の結果より1次振動が卓越することから、総入力エネルギー比分布は1次振動モード $u_1(h_i)$ から得られる層間変位 q_i ((16)式参照)と各層の剛性を用いて(17)式のように予測できると考えられる。

$$q_{i+1} = u_1(h_{i+1}) - u_1(h_i) \quad (16) \quad \frac{E_{Ei}}{E_{Eall}} = \frac{k_i q_i^2}{\sum_{i=1}^n k_i q_i^2} \quad (17)$$

次に図36に弾塑性応答時の無次元弾性限界風速6の場合の総入力エネルギー比分布 E_{Pi}^*/E_{Pall}^* を示す。図中の○印は弾性応答時の結果を示している。モデルL-6では無次元風速によって若干違いが見られるが、概ね弾性応答時のエネルギー分布と一致している。モデルS-6およびモデルM-6では、まず初めに塑性化した層にエネルギーが集中し、風速の増加に伴い他の層も塑性化しはじめ、集中していたエネルギーが各層に分配され、弾性応答時のエネルギー分布に一致してくる。一致する風速はモデルの違いにもよるが概ね $1.8U_e^* \sim 2.0U_e^*$ である。図37,38に無次元弾性限界風速6、無次元風速8の場合の各層の塑性率 μ と累積塑性変形倍率 η を示す。ここで、塑性率は各層層間変位の最大値をその層の降伏変形量で除した値を表し、累積塑性変形倍率は各層ごとに正側または負側のどちらか大きいほうの塑性変形量の累積値を降伏変形量で除した値である。モデルL-6は全層ほぼ同時に塑性化することから、塑性率および累積塑性変形倍率ともに高さ方向に概ね一定である。モデルS-6では第6層は弾性であるため累積塑性変形倍率は0であるが、塑性化が先行する第1層～第3層の塑性率および累積塑性変形倍率が大きくなっている。モデルM-6は第4層にエネルギーが集中する配分特性となっていることから、第4層に極めて大きな累積塑性変形倍率を生じており、その他の層では非常に小さい値となっている。以上の性状は、初期剛性に対する2次剛性の比 α を0.25とした場合および減衰係数をレイリー型とした場合についても同様である。

5. 結び

本報では、ロッキング型、せん断型および曲げ型の各高層建築物の風直角方向振動について等価せん断モデルによる多質点弾塑性応答解析を行い、高次振動の影響、塑性化による振動モードの変化、1質点系による応答評価の妥当性、弾塑性応答に対する「モード補正係数」の適用性、入力エネルギーの分布性状等について検討した。また、無次元弾性限界風速6の場合について、高次振動に対する2次剛性比および減衰の影響について検討を行った。確認された知見を要約すると次の通りである。

- ①弾性応答および弾塑性応答ともに高次振動の影響は小さい。
- ②高次振動に対する2次剛性比および減衰の影響は小さい。
- ③塑性化による振動モードの変化は小さい。
- ④1質点モデルによる応答評価は妥当である。ただし、1質点系へのモデル化の際、振動系の復元力特性に留意すること。特に、曲げ型建築物については、降伏耐力あるいは降伏変形量の分布によってはエネルギー集中を生じ、一質点モデルによる評価が不適切になることがあるため、モデル化に際して注意が必要である。
- ⑤弾塑性応答についても「モード補正係数」が適用できる。
- ⑥弾性応答時および弾塑性応答時の総入力エネルギー比分布は、1次振動が卓越することから(17)式により予測できる。ただし、せん断型建築物の塑性化初期段階や曲げ型建築物に見られるようなエネルギー集中を生じる場合については適用できない。

【謝辞】

本論文の作成に当たり多大な協力を頂いた、東急建設(株)技術研究所 栗田剛氏、ならびに神奈川大学大学院生 三石正史氏に心より謝意を表します。なお、本研究は、建設省総合技術開発プロジェクト「新建築構体系の開発」風荷重SWGの研究の一貫として、社団法人建築研究振興協会より研究助成を頂いている。ここに、記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 大熊武司, 辻田 修, 早部安弘: 履歴ダンパーを用いた建築物の強風時応答性状, シンポジウム「耐震設計の1つの新しい方向」論文集, 同シンポジウム実行委員会, 1995年10月, 東京
- 2) 辻田 修, 早部安弘, 大熊武司, 和田 章: 弾塑性構造物の風応答性状ならびにその予測に関する研究, (その1) 風直角方向振動の場合, 日本建築学会構造系論文集, No481, 1996年3月
- 3) 辻田 修, 早部安弘, 大熊武司, 和田 章: 弾塑性構造物の風応答性状ならびにその予測に関する研究, (その2) 風方向振動の場合, 日本建築学会構造系論文集, No485, 1996年7月
- 4) 辻田 修, 丹羽秀聡, 大熊武司, 和田 章: 弾塑性構造物の風応答性状ならびにその予測に関する研究, (その3) 提案予測手法の風速変化に対する適用性, No493, 1997年3月
- 5) 辻田 修, 早部安弘, 丹羽秀聡, 大熊武司, 和田 章: 弾塑性構造物の風応答性状ならびにその予測に関する研究, (その4) 多質点系モデルへの展開, 日本建築学会構造系論文集, No498, 1997年8月
- 6) 山崎真司, 吉川 優: 高層建築物の風力によるエネルギー応答性状, 第14回風工学シンポジウム論文集, 1996年12月, 東京
- 7) 安井八紀, 丸川比佐夫, 田村幸雄, 小林義幸, 馬場泰通: 8層1スパン鋼構造建築物の風による弾塑性応答解析, 第14回風工学シンポジウム論文集, 1996年12月, 東京
- 8) 大熊武司, 栗田 剛, 二宮正行: エネルギーの釣合いに基づく高層建築物の風直角方向弾塑性振動の応答予測, 第14回風工学シンポジウム論文集, 1996年12月, 東京
- 9) 大熊武司, 二宮正行, 三石正史: 高層建築物の風直角方向振動についての一質点弾塑性応答解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), 1997年9月
- 10) 大熊武司, 向 秀元, 木村充幸, 栗田 剛: 高層建築物の風応答スペクトルについてのケーススタディ, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), 1994年9月
- 11) 大熊武司, 向 秀元, 丹羽秀聡, 寺本隆幸: 動的天秤データを利用した高層建築物の層風力シミュレーションに用いる時空間関数モデル, 第13回風工学シンポジウム論文集, 1994年12月, 東京
- 12) 秋山 宏: 建築物の耐震極限設計, 東京大学出版会, 1987年9月
- 13) 柴田明徳: 最新耐震構造解析, 森北出版, 1981年6月
- 14) 桑村 仁, 鈴井康正: 強震を受ける弾塑性多質点系のモーダルエネルギー, 日本建築学会構造系論文集, No465, 1994年11月
- 15) 大熊武司, 神田 順, 田村幸雄: 建築物の耐風設計, 鹿島出版会, 1996年3月
- 16) 大熊武司, 二宮正行, 増井友城: 多質点弾塑性系としての高層建築物の風応答特性 風直角方向振動の場合 その1～その3, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), 1997年9月

(1997年9月9日原稿受理, 1998年2月20日採用決定)