

4. 静的漸増載荷解析と外力分布形

地震時に構造物に作用する水平力を静的な力に置き換えた静的非線形漸増載荷解析は、構造物内の応力や変形を精度良く評価できる有効な解析方法である。漸増載荷解析においては、水平外力の分布形を一定と仮定し、段階的に水平力を増加させる。ここで重要であるのが、外力分布形である。本来、地震力は動的なものであり、時々刻々変化するが、この変動を包絡するか、あるいは代表するような一定な静的な力により地震力を簡明に表現しよう、というのが漸増載荷解析の概念である。本質的に動的な現象として生ずる地震力は、構造物に固有の振動的な性質によって構造物ごとに異なるはずであり、また、時々刻々の変化の様子は、入力地震動の時刻歴に依存し、無限の数のパターンが考えられる。このような動的な地震力を、一定な水平外力分布形に置換しようとする点において、漸増載荷解析の難しさがある。

漸増載荷解析では、段階的に増加させた水平外力の各段階について、構造物内の各部位の応力と変形が算出される。そこで、漸増載荷解析で得られる解については2通りの捉え方ができる。一つは、ある段階に着目し、その水平外力における各部位の応力または変形を調べる、という見方であり、もう一つは、構造物内のある部位に着目し、その部位の応力と変形の関係が水平外力の増加により如何に変化するかを調べる、という見方である。

構造物の地震最大応答を簡略化した方法で算出しようとする時にも、漸増載荷解析が有効になってくる。本論文の後述の5章では、構造物の各部位の地震最大応答の簡易評価方法として、

方法1) 縮約1自由度系モデルの最大応答を介して評価する方法

方法2) 多質点系モデルの最大応答を介して評価する方法

という、2種類の方法を検討することになるが、いずれにおいても漸増載荷解析が評価方法の一部として用いられることになる。まず、方法1)では、

あ) 縮約1自由度系モデルの代表せん断力-代表変位関係

い) 代表変位(代表せん断力)に対応する部材の応力と変形の分布

を、方法2)では、

う) 多質点系モデルの各層の層せん断力-層間変位関係

え) 層間変位に対応する部材の応力と変形

を、それぞれ、漸増載荷解析を用いて評価することになる。

本章では、数種類の外力分布形を採りあげ、漸増載荷解析で得られる解析結果のうち、

・代表せん断力-代表変位関係

・層せん断力-層間変位関係

・任意の解析ステップにおける応力と変形の分布

などに及ぼす外力分布形の影響を検討する。

さらに、等価外力分布形を定義し、構造物と入力地震動の組み合わせごとに、その応答を最も誤差が少なく模擬し得る外力分布形について検討する。

4.1 外力と層せん断力の分布

4.1.1 外力分布形の種類

(1) 弾性固有モード比例外力分布形

構造物における水平外力 P と層せん断力 Q の関係は式4.1.1であり、水平外力 P は式4.1.2のように固有モードに比例した成分に分解することができる。

$$Q_i = \sum_{k=i}^n P_k \quad (4.1.1)$$

$$\{P\} = [M] \sum_{m=1}^n ({}_m\beta \{ {}_m u \} {}_m a) \quad (4.1.2)$$

ここに、 $\{P\}, \{Q\}$ はそれぞれ水平外力、層せん断力を表すベクトルであり、 P, Q の右下付添え字は層を表す。また、 ${}_m\beta$: m 次刺激係数、 $\{ {}_m u \}$: m 次固有関数、 $[M]$: 質量マトリクス、 n : 階数である。 ${}_m a$ は、 m 次等価加速度であり、式4.1.3である。

$${}_m a = \frac{{}_m\beta \{ {}_m u \}^T \{ P \}}{{}_m M} \quad (4.1.3)$$

ここに、 ${}_m M$: m 次等価質量である。

式4.1.2の右辺の各項は、固有モードに比例した外力である。外力の絶対的な大きさを無視し、高さ方向の分布にのみ着目すれば、 m 次モードに比例した外力分布形 ${}_m\{f\}$ は式4.1.4で表される。

$${}_m\{f\} = [M] {}_m\beta \{ {}_m u \} \quad (4.1.4)$$

m 次モードに比例した外力分布形において、 i 階における外力係数 ${}_m f_i$ は、当該階の刺激関数 ${}_m\beta {}_m u_i$ に当該階の質量 m_i を乗じることにより算出される。2.1節に示した構造物12cを対象に、弾性固有モード比例外力分布形を図4.1.1に示す。構造物12cは、すべての階の質量を同一に設定した構造物であるので、弾性固有モード比例外力の分布形は、刺激関数の分布形と相似である。なお、図4.1.1において外力係数 f_i は、全階で同一な質量 m_i で除して示している。

弾性固有モード比例外力分布形のうち、特に、弾性1次モード比例外力分布は、今後、各種の外力分布形を比較する上での基本となる分布形である。構造物の振動は、1次モードが卓越すると考えられるからである。しかし、弾性1次モード比例外力分布形に対応するのは、構造物の振動が1次モードのみで構成され、かつ、すべての部材が線形弾性域内におさまる条件に限られる。高次の振動が生じる場合や、部材が塑性化し振動モードが変化する応答には、対応できない。

(2) モードの絶対値和と2乗和平方

構造物の地震応答における時々刻々の層せん断力の応答 $|Q(t)|$ は、モードの層せん断力の線形和として、式4.1.5により表される。

$$\{Q(t)\} = \sum_{m=1}^n \{ {}_m Q(t) \} \quad (4.1.5)$$

すなわち、 i 層の層せん断力の応答 $Q_i(t)$ は式4.1.6である。

$$Q_i(t) = \sum_{m=1}^n \left[\sum_{k=i}^n m_k \beta_m u_k {}_m a(t) \right] \quad (4.1.6)$$

ここに、 m_k : k 階の質量、 $\beta_m u_k$: k 層の m 次刺激関数、 ${}_m a(t)$: m 次の等価加速度応答、 n : 階数である。なお、等価加速度応答は、震力の応答 $\{P(t)\}$ より式4.1.8により算出される。

$$\begin{aligned} P_k(t) &= Q_k(t) - Q_{k+1}(t) & (k=1, 2, \dots, n-1) \\ &= Q_k(t) & (k=n) \end{aligned} \quad (4.1.7)$$

$${}_m a(t) = \frac{{}_m \beta \{ {}_m u \}^T \{ P(t) \}}{{}_m M} \quad (4.1.8)$$

ここに、 P, Q の右下付添え字は層を表す。また、 β_m : m 次刺激係数、 $\{ {}_m u \}$: m 次固有関数、 $[M]$: 質量マトリクス、 n : 階数である。

さらに、等価加速度の最大応答値は式4.1.9により与えられる。

$$|{}_m a(t)|_{\max} = {}_m S_a \quad (4.1.9)$$

ここに、 ${}_m S_a$: m 次モードの加速度応答スペクトル値である。

式4.1.9を式4.1.6に代入することにより、式4.1.10が得られる。すなわち、各層の応答層せん断力の上限值は、各次成分の最大応答の絶対値和で与えられる。また、各次の応答の最大値は一般には同時に生じないことを考え、最大応答の近似値を、式4.1.11のように、各次応答成分の2乗和平方 (SRSS) で表すことがよくある。

$$\begin{aligned} |Q_i(t)|_{\max} &\leq \sum_{m=1}^n |{}_m Q_i(t)| \\ &= \sum_{m=1}^n \left| \sum_{k=i}^n m_k \beta_m u_k {}_m S_a \right| \end{aligned} \quad (4.1.10)$$

$$\begin{aligned} |Q_i(t)|_{\max} &\approx \sqrt{\sum_{m=1}^n ({}_m Q_i(t))^2} \\ &= \sqrt{\sum_{m=1}^n \left(\sum_{k=i}^n m_k \beta_m u_k {}_m S_a \right)^2} \end{aligned} \quad (4.1.11)$$

4次以上の影響は小さいと考え、通例、3次までの考慮で打ち切る。以後、3次までの層せん断力の絶対値和 $\{|_1 Q| + |_2 Q| + |_3 Q|\}$ をモードの絶対値和と呼び、2乗和平方 $\{(|_1 Q|^2 + |_2 Q|^2 + |_3 Q|^2)^{1/2}\}$ をモードの2乗和平方 (SRSS) と呼ぶことにする。なお、建築物荷重指針^{4.1.1)}においては、モードの層せん断力の2乗和平方を構造物に作用する地震荷重として規定している。

モードの絶対値和、2乗和平方とも、弾塑性系における各次モードの加速度応答スペクトル値 ${}_m S_a$ の評価方法が問題となる。ここでは、加速度応答スペクトル値 ${}_m S_a$ は、弾性応答スペクトルを用いて推定することにする。1次モードの加速度応答スペクトル値 ${}_1 S_a$ の計算では、全体塑性率 μ に応じた等価周期 ${}_1 T_e$ と等価減衰 ${}_1 h_e$ を考慮する。

1次等価周期 ${}_1T_e$ は、弾性1次固有周期 ${}_1T_0$ より、式4.1.12により算出する。

$${}_1T_e = {}_1T_0 \sqrt{\frac{E_0}{{}_1Q/{}_1Y}} \quad (4.1.12)$$

ここに、 ${}_1Q$ および ${}_1Y$ は、全体塑性率 μ に対応する1次等価せん断力および1次等価変位である。 E_0 は、1次等価せん断力-1次等価変位関係における弾性剛性である。

粘性減衰に起因する減衰定数は振動数比例型とし、履歴減衰に対する等価粘性減衰定数 h_{eq} は柴田の略算式^{4.1.2)}とする。

$$h_{eq} = 0.2 \left(1 - \frac{1}{\sqrt{{}_1\mu}} \right) \quad (4.1.13)$$

等価減衰 ${}_1h_e$ に応じて、加速度応答スペクトル値に式4.1.14による減衰補正係数 F_h を乗じる。

$$F_h = \frac{1.5}{1 + 10{}_1h_e} \quad (4.1.14)$$

2次および3次等価周期は、1次等価周期 ${}_1T_e$ に比例して変化するものと仮定し、粘性減衰に起因する減衰定数は振動数比例型とし、履歴減衰に対する等価粘性減衰定数は1次モードと同一とする。

モードの絶対値和、2乗和平方とも、本来、各次成分の応答スペクトル値を用いて、応答の最大値を評価するためのものである。特に、モードの絶対値和については、応答の上限値を与えるものであり、構造物の振動中の層せん断力の分布形を表そうと意図するものではない。本研究では、全層の層せん断力が同じ向きであることを仮定して外力を算出し、その分布形を漸増載荷解析における外力分布形として用いることにする。層せん断力から外力分布形への変換は式4.1.15とする。

$$\begin{aligned} f_i &= Q_i - Q_{i+1} & (i=1, 2, \dots, n-1) \\ &= Q_i & (i=n) \end{aligned} \quad (4.1.15)$$

ここに、 n :階数、 f_i : i 階(最上階を n 階とする)における外力、 Q_i : i 層の層せん断力である。

(3) モードの直和と差分

構造物の振動における実際のモードの重なり具合を考える。簡単のため、ここでは、低次2モードを考えることにする。2つのモードは固有周期が異なるため、応答における卓越周期も異なり、重なり具合は複雑である。そこで、2次モードの重なり合いを極端に模式化し、1次モードと2次モードのせん断力応答が完全に同位相で生じる場合と、180度の位相のずれをもって生じる場合の2通りを考える。実際には、2つのモードが同位相あるいは逆位相で生じることはほとんどあり得ないが、これらは2次モードの重なり方の両極と言え、すべての振動について、これらの中間の重なり具合を示すと考えられる。2つのモードが同位相で生じる場合の層せん断力の分布形は式4.1.16により、逆位相で生じる場合の層せん断力の分布形は式4.1.17により表される。いずれも、1次モードの応答がゼロから最大に至る過程において、層せん断力の分布形は一定である。

$$\{Q\} = \{{}_1Q + {}_2Q\} \quad (4.1.16)$$

$$\{Q\} = \{ {}_1Q - {}_2Q \} \quad (4.1.17)$$

以後、前者をモードの直和と呼び、後者をモードの差分と呼ぶことにする。モードの直和による外力分布形 $\{f\}_{\text{SUM}}$ およびモードの差分による外力分布形 $\{f\}_{\text{DIF}}$ は、式4.1.6および式4.1.9より、それぞれ、式4.1.18および式4.1.19で表される。

$$\{f\}_{\text{SUM}} = [M] \left({}_1\beta \{ {}_1u \} {}_1S_a + {}_2\beta \{ {}_2u \} {}_2S_a \right) \quad (4.1.18)$$

$$\{f\}_{\text{DIF}} = [M] \left({}_1\beta \{ {}_1u \} {}_1S_a - {}_2\beta \{ {}_2u \} {}_2S_a \right) \quad (4.1.19)$$

ここに、 $[M]$ ：質量マトリクス、 ${}_m\beta$ ： m 次刺激係数、 $\{ {}_mu \}$ ： m 次振動形、 ${}_mS_a$ ： m 次モードの加速度応答スペクトル値である。加速度応答スペクトル値の評価方法は、(2)モードの絶対値和と2乗和平方における方法と同様とする。

なお、3次以上のモードを考慮することも考えられるが、符号の組み合わせが増えるため、ここでは省略する。

(4) 層せん断力係数 A_i 分布

建築基準法施行令第88条および建設省告示第1793号（昭和55年11月27日）によれば、設計地震層せん断力係数 C_i は式4.1.20により与えられる。ここで、ある層 i における地震層せん断力 Q_i を、その層より上の重量の総和で除したものが、層せん断力係数 C_i である。

$$C_i = \left\{ 1.0 + \left(\frac{1.0}{\sqrt{\alpha_i}} - \alpha_i \right) \frac{2T_1}{1 + 3T_1} \right\} C_B \quad (4.1.20)$$

ここに、 C_B ：ベースシア係数、 T_1 ：弾性1次固有周期、 α_i ： i 階の規準化重量であり式4.1.21による。

$$\alpha_i = \frac{\sum_{j=i}^n W_j}{\sum_{j=1}^n W_j} \quad (4.1.21)$$

ここに、 W_j ： j 階の重量、 n ：階数である。

式4.1.20の $\{ \}$ 内は、「地震層せん断力係数の分布係数」であり、記号 A_i で表される。通例、「 A_i 分布」と呼ばれることが多く、本論文でも「 A_i 分布」と略記することにする。 A_i 分布は、震度一様分布、震度逆三角形分布、ホワイトノイズを受ける均質せん断棒の層せん断力分布（ $\sqrt{\alpha}$ 分布）を適切に組み合わせたものとして求められたものと解釈される。 A_i 分布は、数階から10階程度までの構造物に対して、さまざまな地震動を入力する解析により、構造物に生じる最大地震力を求め、これらを統計的に処理することにより導かれたと言われている^{4.1.3)}。

層せん断力係数の分布係数 A_i 分布からこれに対応する外力分布形への変換は、通例、全層の層せん断力の向きを同じと仮定して行われている。本研究でもそれを踏襲することにする。

2.1節に示した構造物12cを対象に、地震層せん断力係数の分布係数 A_i を図4.1.2に示す。同図で

は、1次固有周期を変動させた時の A_i も合わせて示している。

1層における基準化重量 α_1 は1.0であるので、1層の A_i はつねに1.0である。各層の A_i は、1層の層せん断力係数（ベースシア係数）に対する該当層の層せん断力係数の比率を表している。各層の A_i は1.0以上の値であり、上層部ほど基準化重量 α_i が小さくなるため A_i は大きな値となる。また、1次固有周期の関数でもあり、1次固有周期が長いほど、基準化重量 α_i の影響が強くなる。すなわち、1次固有周期が長く、基準化重量が小さいほど、 A_i は大きな値となり、 A_i 分布はトップヘビーな分布形状となる。高層構造物の最上層部がこれに該当する。

4.1.2 層せん断力係数の比較

前項で示した以下の6種類の外力分布形に対応する層せん断力係数の分布形を比較検討する。

- ・弾性1次モード比例 (1st) $\{f\}_{1st}$ 、 $\{C\}_{1st}$
- ・モードの絶対値和 (ABS) $\{f\}_{ABS}$ 、 $\{C\}_{ABS}$
- ・モードの2乗和平方 (RSS) $\{f\}_{RSS}$ 、 $\{C\}_{RSS}$
- ・モードの直和 (SUM) $\{f\}_{SUM}$ 、 $\{C\}_{SUM}$
- ・モードの差分 (DIF) $\{f\}_{DIF}$ 、 $\{C\}_{DIF}$
- ・ A_i 分布 (Ai) $\{f\}_{Ai}$ 、 $\{C\}_{Ai}$

ここに、() は図中に用いる略号であり、 $\{f\}$ ：外力分布形、 $\{C\}$ ：層せん断力係数の分布形である。

(1) 層せん断力係数の分布

2.1節に示した構造物12cを対象に検討を行う。弾性1次モード比例形と A_i 分布の2種類は構造物のみで決定される。残りの4種類は、1次モードと高次モードの応答層せん断力を組み合わせた層せん断力分布形であり、算定式中にモードの加速度応答スペクトル値を含む。そのため、同一の構造物であっても、与えられた設計応答スペクトルの違いによって外力分布形が変化することになる。短周期卓越型の地震動との組み合わせほど、2次モードあるいは3次モードの影響が強い分布形となる。また、加速度応答スペクトル値は全体塑性率にも依存するので、想定する応答の大きさによって外力分布形が変化することになる。

設計応答スペクトルとして2.2節に示した加速度応答スペクトル S_a2 を与えることにし、弾性時の外力分布形を検討することにする。なお、構造物12cの弾性時のモードの加速度応答値の比は、5.0%の加速度応答スペクトル値に対して、振動数にした減衰定数と式4.1.14に示した粘性減衰に応じた減衰補正係数 F_h を考慮することにより、式4.1.22のようになる。

$$\begin{aligned} {}_2S_a / {}_1S_a &= 0.87 \\ {}_3S_a / {}_1S_a &= 0.50 \end{aligned} \quad (4.1.22)$$

このモードの加速度応答値の比を式4.1.10、式4.1.11、式4.1.18および式4.1.19に代入することにより、モードの絶対値和、2乗和平方、直和、差分を求める。各外力分布形に対応する層せん断力係数の分布形を図4.1.3に示す。

構造物の耐震計算に際しては、構造物に作用する地震力を、ベースシア係数（1層の層せん断力

係数) と層せん断力係数の分布係数の掛け合せとして表現することが多い。初期の耐震規定においては、層せん断力係数の分布形に付いて言及していなかったが、その後、構造物の地震応答が下層では小さく、上層では大きいという事実を反映し、水平方向の震度の逆三角形分布が提案された。現行の建築基準法施行令においては、層せん断力係数の分布形として A_i 分布が規定されている。ここでは、各層の層せん断力係数の分布係数は、その層の層せん断力係数の1層の層せん断力係数の比として定義される。

同一のベースシア係数のもとでは、1層以外については、層せん断力係数の分布係数が大きいほど層せん断力が大きくなる。ゆえに、耐震設計において、1層以外の必要保有水平耐力を安全側に見積もろうとするならば、極端に言えば、全層で大きな分布係数を与えれば良い。ある層の分布係数を大きくしたとしても、他の層の必要保有水平耐力の算定には全く影響がなく、危険側の評価にはなることはない。

図4.1.3(1)は、耐震計算における層せん断力係数の分布係数の概念に従い、1層の層せん断力係数 C_1 を1.0に規準化した時の6種類の層せん断力係数の分布形の比較を示している。規準化した層せん断力係数分布形 $\{C\}^*$ は、式4.1.23で表される。

$$\{C\}^* = \frac{\{C\}}{C_1} \quad (4.1.23)$$

図4.1.3(1)によれば、モードの直和のみ、1次モード比例外力分布と比較して上層部の層せん断力係数が小さい。モードの直和は、全層等分布に近い。モードの2乗和平方は、1次モード比例外力と大差はなく、最上層部の層せん断力係数が若干大きい。モードの絶対値和は、1次モード比例外力との差はモードの2乗和平方に比べて若干大きく、上層部の層せん断力係数が大きく、逆に中層部の層せん断力はわずかながら小さい。 A_i 分布は、最上層部の層せん断力係数が大きいことを除けばモードの絶対値和に近い。 A_j 分布は、他の5種類と比べても、特に最上層部の層せん断力係数が突出している。モードの差分は、他の5種類よりも全層で層せん断力係数が大きく、 A_i 分布と比較すると特に中上層部の差が大きい。

層せん断力係数の比較については、規準化方法を変えれば別の見方もできる。図4.1.3(2)では、1次モード比例成分で規準化して6種類の層せん断力係数の分布形を比較している。規準化した層せん断力係数分布形 $\{C\}^{**}$ は、式4.1.24で表される。

$$\{C\}^{**} = \frac{\{C\}}{{}_1a} \quad (4.1.24)$$

ここに、 ${}_1a$ は式4.1.25であり、もとの層せん断力係数に対する1次等価加速度に相当する。

$${}_1a = \frac{{}_1\beta \{ {}_1u \}^T \{ f \}}{{}_1M} \quad (4.1.25)$$

ここに、 ${}_1M$: 1次等価質量、 ${}_1\beta$: 1次刺激係数、 $\{ {}_1u \}$: 1次固有関数である。

層せん断力係数のそもそもの定義は、層せん断力を当該階より上の階の重量の和で除したものであり、無次元の値である。見方を変え、層せん断力を当該階より上の階の質量の和で除したものと考えれば、加速度の次元を持つ値となる。式4.1.24は、この定義に従った加速度の分布係数を1次

等価加速度で規準化する、とも解釈できる。

図4.1.3(2)では、(1)と比べて曲線の交点が上に移動し、6層付近で6種類の層せん断力係数が等しくなる。それより下層部では、モードの直和、1次モード比例、モードの差分という順に大きい。6層より上ではその反対である。モードの絶対値和とモードの差分は、1層の層せん断力係数 C_1 で規準化して比較では大きな差があったが、1次等価加速度で規準化すればその差は比較的小さい。 A_j 分布の最上層部の層せん断力係数は、モードの差分よりも、さらに大きい。

このように、異なる外力分布形の比較における各層の層せん断力係数の大小関係は、層せん断力係数の規準化の方法に依存する。

(2) 固有モードへの展開

各外力分布形を弾性固有モードに比例した成分に分解し、式4.1.26で表すことを試みる。

$$\{f\} = [M] \sum_{m=1}^n ({}_m a \quad {}_m \beta \{ {}_m u \}) \quad (4.1.26)$$

ここに、 $[M]$: 質量マトリクス、 ${}_m \beta$: m 次刺激係数、 $\{ {}_m u \}$: m 次固有関数である。 ${}_m a$ は、外力分布形 $\{f\}$ に対する等価加速度に相当し、式4.1.27により算出される。

$${}_m a = \frac{{}_m \beta \{ {}_m u \}^T \{f\}}{{}_m M} \quad (4.1.27)$$

ここに、 ${}_m M$: m 次等価質量である。

係数 ${}_m a$ は1次等価加速度 ${}_1 a$ で規準化し、4次以上を略せば、各外力分布形は式4.1.28で表される。

$$\begin{aligned} \{f\}_{1st} &= [M] (1.0 \quad {}_1 \beta \{ {}_1 u \}) \\ \{f\}_{ABS} &= [M] (1.0 \quad {}_1 \beta \{ {}_1 u \} - 0.27 \quad {}_2 \beta \{ {}_2 u \} + 0.97 \quad {}_3 \beta \{ {}_3 u \}) \\ \{f\}_{RSS} &= [M] (1.0 \quad {}_1 \beta \{ {}_1 u \} - 0.05 \quad {}_2 \beta \{ {}_2 u \} + 0.14 \quad {}_3 \beta \{ {}_3 u \}) \\ \{f\}_{SUM} &= [M] (1.0 \quad {}_1 \beta \{ {}_1 u \} + 0.87 \quad {}_2 \beta \{ {}_2 u \}) \\ \{f\}_{DIF} &= [M] (1.0 \quad {}_1 \beta \{ {}_1 u \} - 0.87 \quad {}_2 \beta \{ {}_2 u \}) \\ \{f\}_{Ai} &= [M] (1.0 \quad {}_1 \beta \{ {}_1 u \} - 0.27 \quad {}_2 \beta \{ {}_2 u \} + 0.83 \quad {}_3 \beta \{ {}_3 u \}) \end{aligned} \quad (4.1.28)$$

なお、2次あるいは3次の1次に対するモードの加速度応答スペクトル値の比は式4.1.29である。

$$\begin{aligned} {}_2 S_a / {}_1 S_a &= 0.87 \\ {}_3 S_a / {}_1 S_a &= 0.50 \end{aligned} \quad (4.1.29)$$

モードの2乗和平方や絶対値和について、モードの応答層せん断力の合成を考える。モードの加速度応答値の比が式4.1.29の時のモードの最大応答層せん断力の分布は図4.1.4である。なお、図4.1.4では、各層の層せん断力は、 $m_1 S_a$ (m は各層の質量、各層で共通)で除して示している。

まず、モードの2乗和平方について検討する。3モードを2乗和平方合成すれば、各層で増大の幅に差はあるものの、全層で1次層せん断力よりも増大した層せん断力となる。しかし、もともと1次層せん断力が大きいために増大の割合が小さい上に、全層で層せん断力が増幅するため、層せん断力の分布形に関しては1次モード比例形と大差のないものとなる。結局、2乗和平方合成する

ことにより、1次等価加速度 ${}_1a$ は増大し、2次および3次の等価加速度 ${}_2a$ および ${}_3a$ は低下することになる。例として採りあげた構造物12cと加速度応答スペクトルSa2の組み合わせでは、高次モードの1次モードに対する加速度応答スペクトル値の比が比較的大きいと言えるのに対して、式4.1.28においてモードの2乗和平方の2次および3次の係数は小さい。モードの2乗和平方合成では、高次モードの影響が出現しにくい。

次にモードの絶対値和について検討する。2次層せん断力の絶対値をとると、上層部と下層部の符号が反転するという2次層せん断力本来の分布性状が消え、上層部と下層部で大きく、中層部で小さい、という3次層せん断力と類似の分布形となる。そのため、モードの絶対値和では、2次の係数が小さくなり、みかけ上、3次の係数が増大することになる。足し合わせる際の2次モードの影響は、下層部に比べて上層部の方が大きいため、線形和で表した時の2次の係数は、上層部を増幅する側、すなわちマイナスになる。

モードの直和およびモードの差分では、当然ながら、2次の係数はそれぞれ+0.87および-0.87であり、その絶対値はモードの加速度応答値の比と等しい。モードの2乗和平方や絶対値和では2次モードの影響が薄れるのに対し、モードの直和および差分は、極端に大きく2次モードの影響を見積もっていると言える。

A_j 分布における2次および3次の係数は、モードの絶対値和と近い。すなわち、上層部の層せん断力が増大する向きで足し合わせる向きであり、2次の係数はマイナス、3次の係数はプラスである。 A_j 分布とモードの絶対値では4次以上の係数に差がある。 A_j 分布では4次以上の高次の係数も大きく、最上層の層せん断力を増大する向きで足し合わされる。

(3) 固有周期と応答スペクトルの影響

別の構造物と応答スペクトルの組み合わせについて、層せん断力係数分布の比較を図4.1.5に示す。検討対象は、(1)構造物12aと応答スペクトルSa4の組み合わせの弾性時(以下、12a-Sa4-0.0と略記)、(2)構造物12cと応答スペクトルSa1の組み合わせの弾性時(12c-Sa1-0.0)、(3)構造物12gと応答スペクトルSa2の組み合わせの弾性時(12g-Sa2-0.0)、(4)構造物12gと応答スペクトルSa2の組み合わせの全体塑性率3.0時(12g-Sa2-3.0)、(5)構造物12cAと応答スペクトルSa1の組み合わせの弾性時(12cA-Sa1-0.0)、(6)構造物12cBと応答スペクトルSa1の組み合わせの弾性時(12cB-Sa1-0.0)の6種類である。各層せん断力係数分布形は、図4.1.3(2)と同様に、1次等価加速度で規準化している。各組み合わせにおける加速度応答スペクトル値の比と、外力分布形を弾性固有モードに展開した時の係数を表4.1.1に示す。

構造物12a, 12c および12g では、弾性1次振動モードがほぼ等しい形状であるので、1次モード比例外力分布形もほぼ等しい分布形である。 A_j 分布は固有周期に依存し、固有周期が長い構造物12gほど上層部突出型の分布形であり、2次の係数がマイナス側へ移動する。応答スペクトルに依存するモードの絶対値和、モードの2乗和平方、モードの直和およびモードの差分については、概して言えば、構造物の固有周期が長く、短周期の加速度応答が大きく、全体塑性率が大きいほど、モードの加速度応答スペクトル値の比が大きくなり、外力分布形における高次モードの影響も強くなる。

モードの2乗和平方は、構造物12aおよび12cでは1次モード比例外力分布形との差が小さい分布形であるが、加速度応答スペクトル値の比が著しく大きい12g-Sa2-3.0についてのみ、高次の影響が比較的大きく、高次の係数の絶対値は A_i 分布よりも大きい。

弾性剛性の分布を変化させた構造物12cAおよび構造物12cBでは、上層部の剛性が低い構造物12cBほど、1次モード比例外力分布形における上層部の層せん断力係数が大きい。両者の加速度応答スペクトル値の比の差は小さいので、モードの絶対値和、モードの2乗和平方、モードの直和およびモードの差分についてもこれが当てはまる。 A_i 分布は、弾性剛性の分布に関わらず同一の分布であるが、それを弾性振動モードで展開すれば、上層部の刺激関数が大きい構造物12cBほど、高次の係数が小さくなる。

表4.1.1 加速度応答スペクトル値の比と外力分布形における係数 ${}_2a$ および ${}_3a$

組み合わせ	加速度応答値の比	外力分布形
12a-Sa4-0.0	${}_2S_a/{}_1S_a = 0.45$ ${}_3S_a/{}_1S_a = 0.30$	$\{f\}_{ABS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.15{}_2\beta\{2u\} + 0.54{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{RSS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.01{}_2\beta\{2u\} + 0.04{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{Ai} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.12{}_2\beta\{2u\} + 0.85{}_3\beta\{3u\})$
12c-Sa1-0.0	${}_2S_a/{}_1S_a = 1.52$ ${}_3S_a/{}_1S_a = 1.09$	$\{f\}_{ABS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.46{}_2\beta\{2u\} + 1.59{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{RSS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.14{}_2\beta\{2u\} + 0.41{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{Ai} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.27{}_2\beta\{2u\} + 0.83{}_3\beta\{3u\})$
12g-Sa2-0.0	${}_2S_a/{}_1S_a = 1.98$ ${}_3S_a/{}_1S_a = 2.31$	$\{f\}_{ABS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.63{}_2\beta\{2u\} + 2.05{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{RSS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.25{}_2\beta\{2u\} + 0.72{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{Ai} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.54{}_2\beta\{2u\} + 0.81{}_3\beta\{3u\})$
12g-Sa2-3.0	${}_2S_a/{}_1S_a = 3.97$ ${}_3S_a/{}_1S_a = 4.84$	$\{f\}_{ABS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 1.01{}_2\beta\{2u\} + 3.30{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{RSS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.73{}_2\beta\{2u\} + 2.13{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{Ai} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.54{}_2\beta\{2u\} + 0.81{}_3\beta\{3u\})$
12cA-Sa1-0.0	${}_2S_a/{}_1S_a = 1.47$ ${}_3S_a/{}_1S_a = 0.99$	$\{f\}_{ABS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.50{}_2\beta\{2u\} + 1.60{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{RSS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.12{}_2\beta\{2u\} + 0.33{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{Ai} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.40{}_2\beta\{2u\} + 0.95{}_3\beta\{3u\})$
12cB-Sa1-0.0	${}_2S_a/{}_1S_a = 1.56$ ${}_3S_a/{}_1S_a = 1.19$	$\{f\}_{ABS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.41{}_2\beta\{2u\} + 1.59{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{RSS} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.15{}_2\beta\{2u\} + 0.49{}_3\beta\{3u\})$ $\{f\}_{Ai} = [M](1.0{}_1\beta\{1u\} - 0.13{}_2\beta\{2u\} + 0.75{}_3\beta\{3u\})$

参考文献

- 4.1.1) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説1993年6月改訂版、512pp.、1993年6月。
- 4.1.2) 柴田明徳：耐震構造解析、森北出版、1981年。
- 4.1.3) 日本建築学会：建築耐震設計における保有耐力と変形性能（1990）、713pp.、1990年10月。

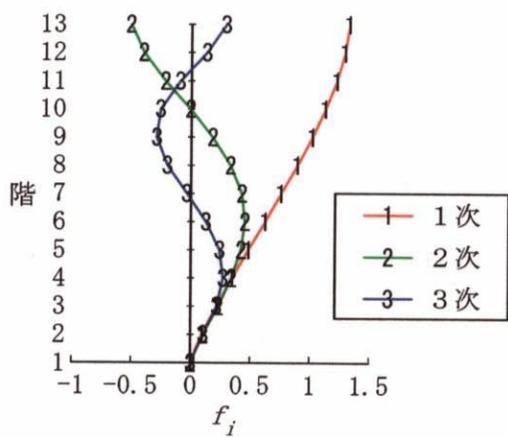


図4.1.1 弾性固有モード比例外力分布形

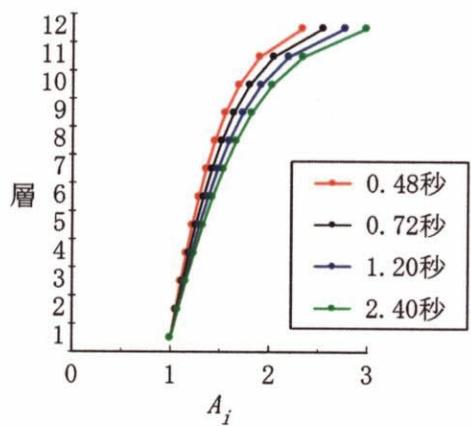
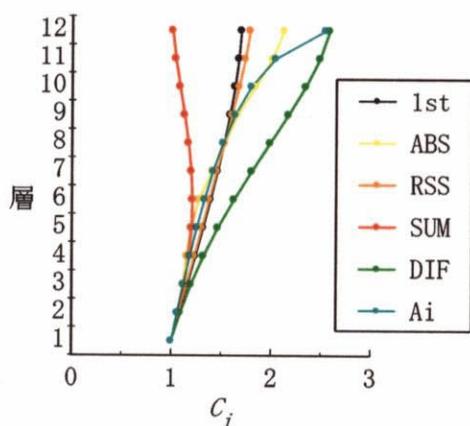
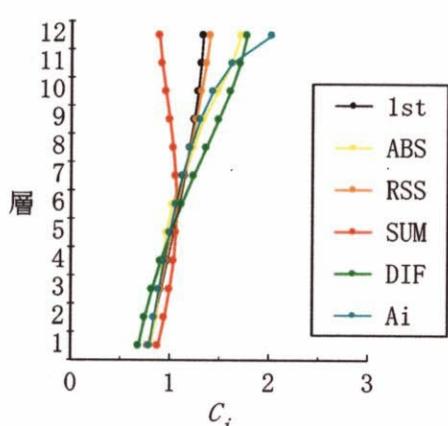


図4.1.2 層せん断力係数の分布係数 A_i



(1) 1層せん断力係数で規準化



(2) 1次等価加速度で規準化

図4.1.3 層せん断力係数の分布

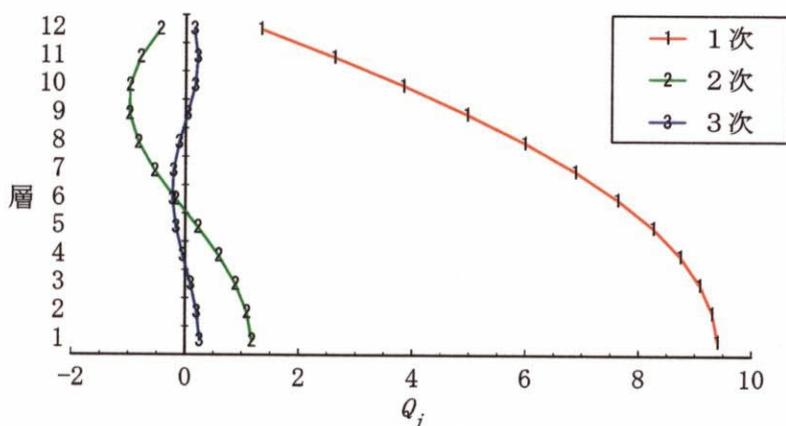


図4.1.4 モードの最大応答層せん断力の分布

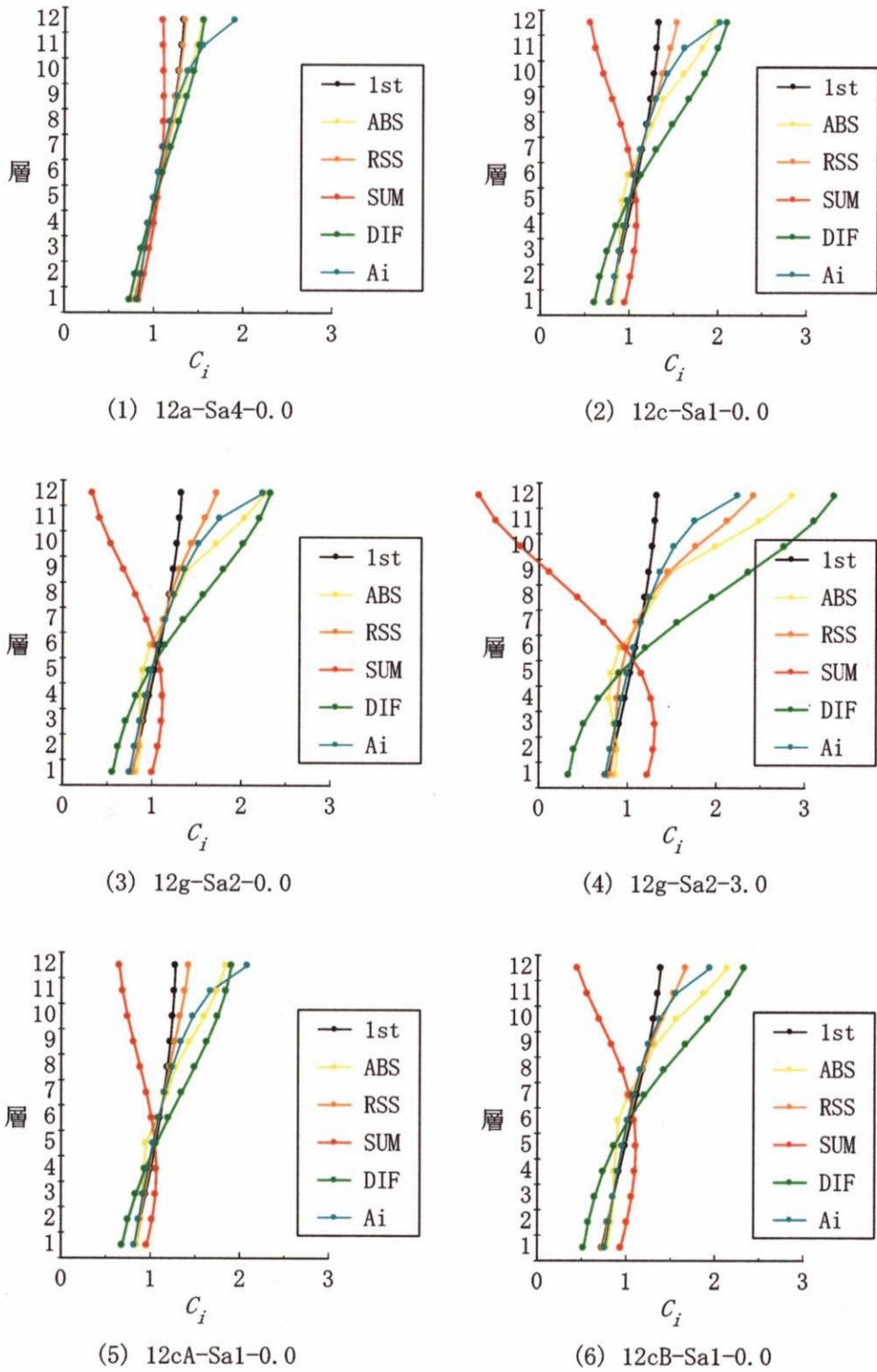


図4.1.5 層せん断力係数の分布 — 構造物・応答スペクトル・全体塑性率の影響 —

4.2 外力分布形の影響

2.1節で設定した構造物12cを対象にして静的漸増載荷解析を行う。漸増載荷解析においては、仮定した一定の水平外力分布形に対し、水平力を段階的に増加させるが、実際の解析においては、水平力ではなく、最上階の水平変位によって増分を制御する。最上階の水平変位の増分は、1ステップあたり $0.5 \times 10^{-3} \text{m}$ （最上階変位角 $1/72000$ ）とする。漸増載荷解析結果を図4.2.1に示す。

外力分布形としては、以下の8種類とする。各外力分布形を算出する際のモードの加速度応答スペクトル値の比は、2.2節に示した加速度応答スペクトル S_a2 に対する弾性時のモードの加速度応答値の比とする。すなわち、用いる外力分布形は、図4.1.3および式4.1.27に対応する。

- ・弾性1次モード比例 (1st)
- ・モードの絶対値和 (ABS)
- ・モードの2乗和平方 (RSS)
- ・モードの直和 (SUM)
- ・モードの差分 (DIF)
- ・ A_i 分布 (A_i)
- ・弾性2次モード比例 (2nd)
- ・弾性3次モード比例 (3rd)

ここに、() は略号である。

図4.2.1中の黒細線は、層ごとの層せん断力-層間変位関係を示すものであり、各ステップで得られる層せん断力と層間変位の関係をプロットし、全ステップにわたって層ごとに連結したものである。赤線は、第720ステップ（最上階変位角 $1/100$ ）における全層の層せん断力-層間変位関係を連結したものであり、このステップにおける層間変位の分布を示している。緑線は、第90ステップ（最上階変位角 $1/400$ ）におけるものである。載荷は第2000ステップ（最上階変位 $1/36$ ）まで行い、図4.2.1ではいずれかの層の層間変位角が $1/50$ に達するまでの解析結果を描いている。

4.2.1 代表せん断力-代表変位関係

構造物の地震応答を複雑にする要因として、構造物が無数の質点で構成される多自由度系であること、さらに、構造物を構成する部材、材料が弾塑性挙動を示すこと、という2点が挙げられ、両者の絡み合いが構造物の地震応答性状の把握を難しいものになっている。このような弾塑性多自由度系の難しさに対して、弾塑性1自由度系の問題は比較的容易であると言える。それゆえ、構造物を等価な1自由度系に置換して、その1自由度系の弾塑性地震応答を捉えようという試みは古くから行われてきた。そこでは、構造物と縮約1自由度系の対応関係、および、弾塑性1自由度系の地震応答の推定方法、という2点の問題に集約される。本論文では後者は取り扱わないが、本項の検討は前者に関連がある。構造物を等価な弾塑性1自由度系に置換する際には、漸増載荷解析が有効であり、漸増載荷解析で得られる代表せん断力と代表変位をもって、縮約1自由度系の復元力特性が作成できる。本項では、漸増載荷解析における代表せん断力-代表変位関係における外力分布形の影響について検討する。

(1) 等価せん断力と等価変位

多自由度系の任意の状態を表す n 元ベクトル $\{w\}$ は、 n 個の固有ベクトルの線形和として表すことができる。

$$\{w\} = \sum_{m=1}^n {}_m\alpha \cdot {}_m\beta \{ {}_m u \} \quad (4.2.1)$$

ここに、 ${}_m\beta$: m 次刺激係数、 $\{ {}_m u \}$: m 次固有関数である。 ${}_m\alpha$ は m 次の係数であり、固有ベクトルの直交性を利用すれば式4.2.2のようになる。

$${}_i\alpha = \frac{{}_i\beta \{ {}_i u \}^T [M] \{w\}}{{}_iM} \quad (4.2.2)$$

ここに、 ${}_mM$: m 次等価質量、 $[M]$: 質量マトリクスである。 m 次等価質量 ${}_mM$ は、式4.2.3による。

$$\begin{aligned} {}_mM &= {}_m\beta \{ {}_m u \}^T [M] \{1\} \\ &= {}_m\beta \{ {}_m u \}^T [M] {}_m\beta \{ {}_m u \} \end{aligned} \quad (4.2.3)$$

n 元ベクトル $\{w\}$ として各階の床の変位 $\{y\}$ を代入すれば、式4.2.1および式4.2.2は、それぞれ式4.2.4および式4.2.5となる。式4.2.5で得られる係数 ${}_m y$ は、 m 次等価変位として定義される。

$$\{y\} = \sum_{m=1}^n {}_m y \cdot {}_m\beta \{ {}_m u \} \quad (4.2.4)$$

$${}_m y = \frac{{}_m\beta \{ {}_m u \}^T [M] \{y\}}{{}_mM} \quad (4.2.5)$$

一方、フックの法則から、弾性時には式4.2.6が成り立つ。

$$\{P\} = [K] \{y\} \quad (4.2.6)$$

ここに、 $\{P\}$: 外力ベクトル、 $[K]$: 剛性マトリクスである。

式4.2.6に式4.2.4を代入し、 ${}_m\beta \{ {}_m u \}^T$ を前から掛けて固有ベクトルの直交性を考慮すれば、式4.2.7が得られる。

$$\begin{aligned} {}_m\beta \{ {}_m u \}^T \{P\} &= {}_m\beta \{ {}_m u \}^T [K] \left(\sum_{m=1}^n {}_m y \cdot {}_m\beta \{ {}_m u \} \right) \\ &= {}_m\omega^2 {}_mM {}_m y \end{aligned} \quad (4.2.7)$$

ここに、 ${}_mM$: m 次等価質量、 ${}_m\omega$: m 次固有円振動数である。

さらに、式4.2.7の左辺の ${}_m\beta \{ {}_m u \}^T \{P\}$ を式4.2.8のように m 次等価外力 (等価せん断力) ${}_m Q$ と定義すれば、式4.2.7は式4.2.9のように表される。

$${}_m Q = {}_m\beta \{ {}_m u \}^T \{P\} \quad (4.2.8)$$

$${}_m Q = {}_m\omega^2 {}_mM {}_m y \quad (4.2.9)$$

式4.2.9は、質量 ${}_mM$ 、固有円振動数 ${}_m\omega$ を有する 1 自由度系の構成方程式と同値である。このような 1 自由度系を m 次等価系と呼ぶことにする。

弾塑性系においては、構造物の応力と変形に応じて剛性マトリクス $[K]$ が変化する。そこで、式4.2.8および式4.2.5を増分形式で書き直せば、次のようになる。

$$\Delta_m Q = {}_m \beta \{ {}_m u \}^T \{ \Delta P \} \quad (4.2.10)$$

$$\Delta_m y = \frac{{}_m \beta \{ {}_m u \}^T [M] \{ \Delta y \}}{{}_m M} \quad (4.2.11)$$

上2式において、 m 次等価質量 ${}_m M$ 、 m 次刺激係数 ${}_m \beta$ 、 m 次固有関数 $\{ {}_m u \}$ は、瞬間剛性マトリクス $[K]$ に応じて変化することになる。

構造物12cを対象にした漸増載荷解析で得られる m 次の等価せん断力 ${}_m Q$ と等価変位 ${}_m y$ の関係を図4.2.2に示す。構造物12cは、梁降伏先行の全層降伏型の崩壊機構を想定して設計しており、さらに、すべての階の梁の降伏点割線剛性低下率も一律である。それゆえ、塑性域におけるモード形は、弾性のモード形とほぼ等しいと仮定し、式4.2.10および式4.2.11では、塑性域においても弾性の等価質量と刺激関数を用いることにする。図4.2.2(2)(3)(4)は、それぞれ、1次から3次までの等価せん断力—等価変位関係を示しており、図4.2.2(1)は比較のために示した1層せん断力—最上階変位関係である。いずれにおいても、異なる外力分布形を用いた漸増載荷解析結果を比較している。

まず、各次の等価せん断力—等価変位関係における初期剛性を比較する。構造物が線形弾性域にあれば、つねに式4.2.9が成立し、等価せん断力—等価変位関係は、理論的にも、外力分布形の影響を全く受けない。等価せん断力の等価変位に対する比例係数は、式4.2.9のごとく、各次の固有円振動数の2乗と等価質量の積で表される。図4.2.2(3)(4)に示した2次モードおよび3次モードでは、一致する区間がわずかであるが、原点近傍では確かに一致している。

塑性域における1次等価せん断力—1次等価変位関係については、構造物の塑性化が進展するに従い、外力分布形の違いによる差が生じてくる。部材が塑性化することにより剛性マトリクス $[K]$ が変化するが、外力分布形の違いにより変形の分布が異なるため、剛性マトリクスの変化の仕方も外力分布形の影響を受けるのである。1次等価せん断力—1次等価変位関係における降伏せん断力について、1次モード比例外力分布形による漸増載荷解析結果を基準にすれば、モードの直和が最も低く0.95倍であり、モードの差分で0.97倍、モードの2乗和平方で1.00倍、モードの絶対値和で1.03倍、 A_i 分布で1.02倍である。モードの直和や差分のように、2次モード成分を比較的多く含む外力分布形では、多少、降伏せん断力が低下することになる。それ以外の外力分布形のように、2次等価加速度と1次等価加速度の比が0.30程度以下である外力分布形については、算定される降伏1次等価せん断力は、1次モード比例外力分布形によるものとほとんど差が無いと言える。

なお、1次モード比例外力分布形を用いた漸増載荷解析によれば、降伏1次等価せん断力は1.94MNであり、1次等価質量 ${}_1 M$ で除した降伏1次等価せん断力係数として表せば0.365となる。降伏時のベースシア係数は図4.2.2(1)に示すごとく約0.30であるから、これに対して約 $\Sigma m_i / {}_1 M (=1.27)$ 倍となる。ここに、 m_i は各階の床の質量である。

2次や3次の等価せん断力—等価変位関係では、外力分布形の影響が大きい。まず、2次モード

比例外力分布形を用いた漸増載荷解析では、他の外力分布形を用いた場合に比べて、2次等価せん断力—等価変位関係における剛性の低下は小さく、同一等価変位における等価せん断力も著しく大きい。モードの直和やモードの差分では、比較的小さな2次等価せん断力で降伏が見られ、その後、2次等価変位が増大する。モードの2乗和平方では、2次等価せん断力はほとんどゼロに近いにもかかわらず、2次等価変位は増大している。一方、モードの絶対値和や A_j 分布では、漸増載荷解析の最終ステップまでに2次等価変位はほとんど増大していない。なお、モードの差分、モードの絶対値和および A_j 分布では、2次等価変位は負の値である。

3次等価変位に関しても同様のことが言える。3次モード比例外力分布形のみでは、3次等価変位を増大させるためには大きな外力を要する。これに対し、モードの絶対値和、モードの差分、モードの直和などでは、小さな3次等価せん断力において、3次等価変位が増大している。

このように、高次モード比例外力を単独で構造物に与えたとしても生じる高次等価変位は小さいのに対し、高次モード比例外力を1次モード比例外力と合成させて構造物に作用させれば、高次等価変位は著しく増大する。1次モード比例外力に、高次モード比例外力が組み合わさることにより、構造物内の变形分布が変わり、塑性化する部位も変わってくる。そして、塑性箇所の偏在によるその部位の变形の増大が、高次等価変位として計上されることになる。

図4.2.2(1)では、1層せん断力—最上階変位関係を比較している。構造物における最も代表的なせん断力および変位としては、1層の層せん断力と最上階の変位をまず挙げるができる。しかし、1層せん断力—最上階変位関係における外力分布形の影響は比較的大きく、1層せん断力—最上階変位関係の弾性時の曲線の傾きも外力分布形によって異なる。

ここで、 m 次モード比例形の外力を受ける時の1層の層せん断力と最上階の変位を考える。 m 次モード比例外力 $\{mP\}$ は式4.2.12で表すことにする。

$$\{mP\} = [M] m a m \beta \{m u\} \quad (4.2.12)$$

ここに、 $[M]$:質量マトリクス、 $m \beta$: m 次刺激係数、 $\{m u\}$: m 次固有関数、 $m a$: m 次の係数である。

式4.2.12を式4.2.8に代入すれば、 m 次等価せん断力 $m Q$ は式4.2.13で表される。

$$\begin{aligned} m Q &= m \beta \{m u\}^T \{m P\} \\ &= m \beta \{m u\}^T [M] m a m \beta \{m u\} \\ &= m a m M \end{aligned} \quad (4.2.13)$$

m 次モード比例外力分布形 $\{m P\}$ による1層の層せん断力 $m Q_1$ は、 j 階の外力 $m P_j$ を全ての階で足し合わせたものであるので、式4.2.14となる。

$$\begin{aligned} m Q_1 &= \sum_{j=1}^n m P_j \\ &= \{1\}^T \{m P\} \\ &= \{1\} [M] m a m \beta \{m u\} \\ &= m a m M \end{aligned} \quad (4.2.14)$$

すなわち、 m 次モード比例外力 $\{m P\}$ による1層の層せん断力 $m Q_1$ は m 次等価せん断力 $m Q$ と等しい。

一方、 m 次モード比例外力 $\{mP\}$ を受ける時に m 次等価変位 ${}_m y$ が生じるとし、弾性時においては式4.2.9が成立することを考慮すれば、最上階の変位 ${}_m y_n$ は式4.2.15で表される。

$$\begin{aligned} {}_m y_n &= {}_m y \cdot {}_m \beta \cdot {}_m u_n \\ &= \frac{{}_m Q}{{}_m \omega^2 \cdot {}_m M} \cdot {}_m \beta \cdot {}_m u_n \\ &= \frac{{}_m a}{{}_m \omega^2} \cdot {}_m \beta \cdot {}_m u_n \end{aligned} \quad (4.2.15)$$

ここに、 ${}_m \beta \cdot {}_m u_n$ ：最上階における m 次刺激関数である。

式4.2.14および式4.2.15から、1層せん断力—最上階変位関係における弾性時の傾きは式4.2.16で表される。

$$\begin{aligned} \frac{{}_m Q_1}{{}_m y_n} &= \frac{{}_m a \cdot {}_m M}{{}_m \omega^2 \cdot {}_m \beta \cdot {}_m u_n} \\ &= {}_m \omega^2 \cdot \frac{{}_m M}{{}_m \beta \cdot {}_m u_n} \end{aligned} \quad (4.2.16)$$

よって、1層せん断力—最上階変位関係を系の復元力特性とし、 m 次等価質量 ${}_m M$ を最上階の刺激関数 ${}_m \beta \cdot {}_m u_n$ で除したものを系の質量とすれば、 m 次等価系と同一の系が得られる。これは、外力が m 次モード比例形で、かつ、弾性時にのみ成立する。

外力が複数のモード比例成分の線形和で表される場合、1層せん断力 Q_1 および最上階変位 y_n は式4.2.17および式4.2.18で表される。

$$Q_1 = \sum_{m=1}^n {}_m a \cdot {}_m M \quad (4.2.17)$$

$$y_n = \sum_{m=1}^n \frac{{}_m a}{{}_m \omega^2} \cdot {}_m \beta \cdot {}_m u_n \quad (4.2.18)$$

n 個の係数 ${}_m a$ のうち2個以上がゼロではないとすれば、 Q_1/y_n において係数 ${}_m a$ は消去されない。すなわち、1層せん断力—最上階変位関係の傾きは係数 ${}_m a$ に依存することになる。

次に、漸増载荷解析で得られる等価せん断力—等価変位関係を、地震応答解析結果と比較する。図4.2.3は、構造物12cに関する、模擬地震動ens2の加速度の倍率を1.5倍とした入力に対する地震応答解析結果との比較である。

1次モードについては、地震応答解析で得られる等価せん断力—等価変位関係の包絡線は、1次モード比例外力による漸増载荷解析結果とほぼ一致する。さらに、地震応答における正負の繰り返しにより描くループ曲線についても、過去の最大点に向かう、戻り剛性は降伏点剛性に近い、などのある法則が見受けられる。これに対し、2次モードについては、地震応答解析結果と漸増载荷解析結果に対応関係が見られない。地震応答においては、より小さな応答2次等価せん断力に対して、大きな2次等価変位が生じている。また、繰り返しによるループ形状も不規則である。強いて言えば、地震応答解析による2次等価せん断力—等価変位関係は、地震応答の初期では2次モード比例外力による漸増载荷解析結果に近く、次第に、モードの直和あるいはモードの差分に近づいていく。

(2) 剛性分布の変化の影響

構造物12cYおよび構造物12cZについて検討を行う。構造物12cYは、構造物12cと比較して梁の降伏点割線剛性低下率の分布のみが異なる。構造物12cYの梁の降伏点割線剛性低下率は、13(R)階梁で0.15、2階梁で0.42であり、上階ほど小さいという設定である。構造物12cZは1層崩壊型の構造物であり、1層柱脚および1層柱頭の降伏強度をそれぞれ66%および40%に低減し、2階梁端の降伏強度を無限大としている。

構造物12cは全層同時降伏を指向した構造物であり、すべての階の梁の降伏点割線剛性低下率が等しいため、塑性域における振動モードが弾性の振動モードとほぼ等しいと仮定することは妥当であると言えた。しかし、構造物12cYおよび構造物12cZにおいては、塑性域におけるモード形が弾性のモード形とほぼ等しいという仮定は適当ではない。そこで、各部材の剛性低下を考慮した等価振動系の振動モードを算出する。構造物12cYの等価振動系モデルでは、降伏ヒンジを計画しない部材には初期剛性を与え、降伏ヒンジを計画する部材に対しては降伏点割線剛性を等価剛性として与える。構造物12cZでは、1層の柱頭および柱脚のみが降伏強度に達することを想定し、これらの部材には降伏点割線剛性を与え、それ以外の部材に対しては初期剛性を与える。これらをまとめて、等価振動形モデルに設定した部材の等価剛性を表4.2.1に示す。等価振動系モデルの振動モードを弾性振動モードと比較して図4.2.4に示す。

表4.2.1 等価振動系における部材の剛性

構造物	13(R)階梁	2階梁	1層柱頭	1層柱脚
構造物12cY	0.15	0.42	1.0	0.3
構造物12cZ	1.0	1.0	0.3	0.3

いずれも弾性剛性に対する比率を表す。

図4.2.4によると、構造物12cYに関する等価振動系の振動モードは、下層部の刺激関数が減少し、上層部の刺激関数が増大する。構造物12cZでは、下層部のみ増大する。等価振動系の1次振動モード ${}_1\beta_{eq}\{u_{eq}\}$ を、弾性の振動モードの線形和で表せば、式4.2.19のようになる。

$$\begin{aligned} \text{構造物12cY: } {}_1\beta_{eq}\{u_{eq}\} &= 0.96{}_1\beta\{u\} - 0.21{}_2\beta\{u\} + 0.018{}_3\beta\{u\} \\ \text{構造物12cZ: } {}_1\beta_{eq}\{u_{eq}\} &= 1.03{}_1\beta\{u\} + 0.13{}_2\beta\{u\} + 0.12{}_3\beta\{u\} \end{aligned} \quad (4.2.19)$$

式4.2.19において、弾性2次モードの係数は、上層部が柔になる構造物12cYにおいては負になり、下層部が柔になる構造物12cZにおいては正になる。弾性2次モードの係数の弾性1次モードの係数に対する比は、いずれの構造物でもそれほど大きくない。これは3次モード以上の係数についても同様である。このように、部材の剛性分布が多少変化したとしても、モード形の変化は大きくない。つまるところ、1次モードは逆三角形に近い分布形であることには変わりはない。

これまで、1次モード比例外力分布形としては弾性1次モードを用いて検討してきたが、ここでは、等価振動系モデルによる1次モードを代用することについて検討する。弾性1次モード比例外力分布形および等価振動系の1次モード比例外力分布形の2種類を用いた漸増載荷解析結果の比較を図4.2.5に示す。前者をA(弾性剛性)、後者をB(等価剛性)と略記する。

剛性分布に変化がある場合、外力および変位の分布を式4.2.10および式4.2.11により等価せん断力および等価変位にそれぞれ展開する際に、等価質量と刺激関数の変動を考慮する必要がある。そこで、次の3種類の展開方法を設定する。

- a (弾性剛性)：塑性域においても弾性の等価質量と刺激関数を用いる。
- b (等価剛性)：前述の等価振動系モデルによる等価質量と刺激関数を用いる。
- c (接線剛性)：漸増載荷解析の各解析ステップにおいて、部材の接線剛性から得られる等価質量と刺激関数を用いる。

ここに、()内は図中に用いた略称である。

等価質量と刺激関数は、展開方法a,bでは全区間で一定値を用いることになり、展開方法cでは解析ステップごとに変動する値を用いることになる。2種類の漸増載荷解析結果に対して3種類ずつの展開方法を適用して算出した1次等価せん断力-1次等価変位関係を比較して図4.2.5に示す。

まず、2種類の漸増載荷解析結果を比較すると、両者にはほとんど差が見られない。これは、モードの絶対値和や A_i 分布による漸増載荷解析結果が弾性1次モード比例外力分布と大差がなかったことと同じである。式4.2.12に示すように、等価振動系の1次モードを弾性振動モードの線形形で表せば、高次の係数はあまり大きくない。この高次の係数は、モードの絶対値和や A_i 分布と同程度であり、モードの直和や差分に比べれば小さい。剛性分布の変化に伴う振動モードの変化を考慮して外力分布形を変化させたとしても、漸増載荷解析における1次等価せん断力-1次等価変位関係はその影響をほとんど受けない。

次に展開方法について検討する。本来、解析ステップごとに、その瞬間の1次モードに比例した外力の増分を与え、増分外力および増分変位を瞬間の刺激関数で展開することにより、真の1次等価変位と等価せん断力が得られるはずである。しかし、漸増載荷解析において、外力分布形を解析ステップごとに変化させる方法は一般的とは言えないため、本研究ではそれ省略する。外力分布形を一定とした場合においても、解析ステップごとの接線剛性を用いる方法cにより、より真に近い1次等価変位と1次等価せん断力が算出されると考えられる。方法cを用いた場合、得られる1次等価せん断力-1次等価変位関係は、弾性剛性を用いる方法aとほとんど差が無い。等価剛性を用いる方法bによる1次等価せん断力-1次等価変位関係は、方法aまたは方法cと多少差が見られる。いずれについても、1次等価せん断力-1次等価変位関係の任意の点における傾きは、式4.2.10および式4.2.11より、式4.2.20で与えられる。

$$\frac{\Delta_1 Q}{\Delta_1 Y} = \frac{{}_1\beta_{eq} \{ {}_1u_{eq} \}^T \{ \Delta P \}}{ {}_1\beta_{eq} \{ {}_1u_{eq} \}^T [M] \{ \Delta Y \} } {}_1M_{eq} \quad (4.2.20)$$

ここに、 ${}_1M_{eq}$ ：1次等価質量、 ${}_1\beta_{eq}$ ：1次刺激係数、 $\{ {}_1u_{eq} \}$ ：1次固有関数であり、方法aならば弾性剛性を用いて、方法bならば等価剛性を用いて算出した値である。

外力を弾性1次モード比例外力分布形とし、その比例係数を ${}_1a$ をすれば、外力の増分は $\{ \Delta P \}$ は式4.2.21で表される。

$$\{ \Delta P \} = [M] {}_1a {}_1\beta \{ {}_1u \} \quad (4.2.21)$$

これを構成方程式に代入することにより、弾性時であれば、各階の床の変位の増分 $\{\Delta y\}$ に関して式4.2.22が成り立つ。

$$\begin{aligned}\{\Delta y\} &= [K]^{-1} \{\Delta P\} \\ &= [K]^{-1} [M] {}_1a {}_1\beta \{ {}_1u \} \\ &= \frac{{}_1a}{{}_1\omega^2} {}_1\beta \{ {}_1u \}\end{aligned}\tag{4.2.22}$$

式4.2.21および式4.2.22を式4.2.20に代入すれば、式4.2.23が得られる。

$$\begin{aligned}\frac{\Delta {}_1Q}{\Delta {}_1y} &= \frac{{}_1\beta_{eq} \{ {}_1u_{eq} \}^T [M] {}_1a {}_1\beta \{ {}_1u \}}{{}_1\beta_{eq} \{ {}_1u_{eq} \}^T [M] \frac{{}_1a}{{}_1\omega^2} {}_1\beta \{ {}_1u \}} {}_1M_{eq} \\ &= {}_1\omega^2 {}_1M_{eq}\end{aligned}\tag{4.2.23}$$

すなわち、弾性1次モード比例外力分布形を用いた漸増載荷解析では、弾性時の1次等価せん断力-等価変位関係の傾きは、式4.2.11の変位の展開時に用いる1次等価質量 ${}_1M_{eq}$ に比例する。よって、方法bを方法aと比較すると、傾き、すなわち剛性は ${}_1M_{eq}/M$ （構造物12cYで0.93、構造物12cZで1.06）倍となる。系の等価質量の比も同様に ${}_1M_{eq}/M$ であるので、結局、展開方法が異なっても系の固有周期は全く等しいことになる。

塑性域では、式4.2.22が成立しないため、式4.2.23も成立しない。漸増載荷解析結果を展開して得られた降伏1次等価せん断力を比較すると、構造物12cYについて方法bは方法aの1.03倍、構造物12cZについて方法bは方法aの0.94倍である。系の等価質量の比で除した降伏1次等価せん断力係数で比較すれば、構造物12cYでは0.97倍、構造物12cZでは1.01倍と、ほぼ1.0である。

このように、展開方法a,b,cのいずれにおいても、全く等しい弾性周期とほぼ等しい降伏せん断力係数を持つ系を得ることができる。当然ながら、展開方法bにおいては、適当な等価剛性を設定する必要があるであろう。

このように、1次等価せん断力-1次等価変位関係については、剛性分布の変化の影響はほとんど無い。剛性分布が変化する構造物の1次等価せん断力-1次等価変位関係を求める際にも、弾性1次モード比例外力分布形で漸増載荷解析を行い、展開方法aとして弾性の等価質量と刺激関数を用いて展開すれば良い。

次に、弾性1次モード比例外力分布形による漸増載荷解析結果に対して展開方法aを適用して得られる1次等価せん断力-等価変位関係を、地震応答解析結果に対して同様の展開方法で得られるものと比較して図4.2.6に示す。模擬地震動ens2の加速度の倍率を1.5倍とした入力に対する応答である。地震応答解析で得られる応答1次等価せん断力-応答1次等価変位関係の描くループは、構造物12cと比較すれば、降伏点が不明瞭である、ループの先端（変位の折り返し点）において形状が丸みを帯びている、繰り返しのより同一等価変位における等価せん断力の低下が見られる、などの違いも生じている。総じて、構造物12cと大差の無い結果である。

4.2.2 層せん断力一層間変位関係

構造物の簡略的な地震応答性状の評価方法として、多質点系モデルの地震応答解析法がある。構造物の各階の質量を床位置に集中させた質点で表し、これらの質点を、層ごとの復元力特性を表すせん断型バネあるいは曲げせん断型バネで直列に結んだモデルである。この多質点系モデルによる解析の精度は、各層のせん断バネ特性の精度に大きく依存する。弾性時の層の剛性の評価は武藤の D 値法によって行うことができるが、弾性域を超える応答を考える場合には、漸増載荷解析を用いることが有効である。本項では、漸増載荷解析で得られる各層の層せん断力一層間変位関係における外力分布形の影響について検討する。

(1) 降伏層せん断力

図4.2.1を見ると、外力分布形が異なれば、漸増載荷解析で得られる層せん断力一層間変位関係も異なっている。図4.2.7では、層ごとに層せん断力一層間変位関係を描き直し、異なる外力分布形を用いた漸増載荷解析結果を比較して示している。

1層では、弾性剛性、第1折れ点の層せん断力、第2剛性などは外力分布形の影響をほとんど受けないが、降伏層せん断力については、モードの差分によるものが他の外力分布によるものと比べて小さい。モードの差分による降伏層せん断力は、1次モード比例外力分布形による降伏層せん断力の0.93倍である。6層では、他の層と比べて最も外力分布形の影響を受けず、降伏層せん断力もほとんど同じである。モードの直和による降伏層せん断力が小さく、1次モード比例外力分布形による降伏層せん断力の0.94倍である。最上層である12層において最も外力分布形の違いによる層せん断力一層間変位関係の違いが大きい。弾性剛性においても多少違いが見られるが、降伏層せん断力における外力分布形の影響を大きい。1次モード比例外力分布形による降伏層せん断力を基準にすると、 A_i 分布で最も大きく1.39倍であり、モードの絶対値和で1.18倍、モードの差分で1.14倍、モードの2乗和平方で1.04倍であり、モードの直和では解析終了時点までには降伏層せん断力に達していない。

このように、外力分布形は降伏層せん断力に影響を及ぼし、特に上層部でその影響は大きい。

(2) 層モーメント分割法

一般的に、柱の上下端の降伏先行する層においては、層の降伏層せん断力は外力分布形の影響を受けないと考えられる。柱降伏先行層の降伏層せん断力 Q_y は式4.2.24で表される。

$$Q_y = \sum \frac{M_{yCt} + M_{yCb}}{h} \quad (4.2.24)$$

ここに、 h : 層高さ、 M_{yCt} および M_{yCb} は層を構成する各柱の柱頭および柱脚の曲げ降伏モーメントであり、簡略化のため剛域は無視している。

一方、梁降伏が先行する場合、柱の曲げモーメントの分布は単純には分かり難い。各節点において、梁の曲げ降伏モーメントの和が上下の柱の剛比に比例して上下の柱の曲げモーメントに配分さ

れる。上下の柱の剛比には、柱における反曲点高さが関わってくるが、反曲点高さは外力分布形にかかわらず一定であるとは限らない。そこで、層モーメント分割法を適用し、メカニズム形成時の曲げモーメントの分布を考えると分かりやすい。

まず、各階の節点では式4.2.25が成り立つ。

$$M_{C1} + M_{C2} = M_{yB1} + M_{yB2} \quad (4.2.25)$$

ここに、 M_{C1} 、 M_{C2} ：上下の柱の曲げモーメント、 M_{yB1} 、 M_{yB2} ：左右の梁の曲げ降伏モーメントであり、簡略化のため剛域は無視している。

式4.2.25を2階から最上階までの節点について足し合わせれば、式4.2.26が成り立つ。

$$\sum (M_{C1} + M_{C2}) = \sum (M_{yB1} + M_{yB2}) \quad (4.2.26)$$

右辺の各階梁端の曲げ降伏モーメントの総和は、外力分布形にかかわらず等しい。そのため、左辺の1層柱頭と2層以上の柱の両端の曲げモーメントの総和も外力分布形に依存しないことになる。曲げ降伏する1層柱脚の曲げモーメント M_{yClb} を足し合わせてもこれに変わりはない。 i 層の降伏層せん断力を Q_{yi} とすれば、式4.2.27が成り立つ。

$$\sum (M_{Cit} + M_{Cib}) = Q_{yi} h_i \quad (4.2.27)$$

ここに、 h_i ： i 層の層間高さ、 M_{Cit} および M_{Cib} は i 層を構成する各柱の柱頭および柱脚の曲げモーメントである。

式4.2.27を全層で足し合わせれば、左辺は全柱の曲げモーメントの総和であり、外力分布形に関わらず一定である。よって、式4.2.28が成り立つ。

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^n Q_{yi} h_i &= \sum (M_{yB1} + M_{yB2}) + M_{yClb} \\ &= \text{constant} \end{aligned} \quad (4.2.27)$$

外力分布形における i 層の層せん断力の1層のせん断力に対する比を q_i と置けば、1層の層せん断力 Q_{y1} は式4.2.28で、 i 層の降伏層せん断力 Q_{yi} は式4.2.29で表される。

$$Q_{y1} = \frac{\text{constant}}{\sum_{i=1}^n q_i h_i} \quad (4.2.28)$$

$$Q_{yi} = \frac{q_i}{\sum_{i=1}^n q_i h_i} \times \text{constant} \quad (4.2.29)$$

式4.2.29により、各層の降伏層せん断力を実際に算出することができるが、剛域などの問題もあるためここではそれは省略する。式4.2.29より、2種類の異なる外力分布形に対する i 層の降伏層せん断力の比率は、式4.2.30で表される。

$$\frac{Q_{yi}}{Q'_{yi}} = \frac{q_i}{\sum_{i=1}^n q_i h_i} \bigg/ \frac{q'_i}{\sum_{i=1}^n q'_i h_i} \quad (4.2.30)$$

式4.2.30は、2種類の外力分布形における i 層の降伏層せん断力の比率の層モーメント分割法による略算値である。式4.2.30を今回用いた外力分布形に適用し、1次モード比例外力分布形による

各層の降伏層せん断力を基準としたときのその他の外力分布形による降伏層せん断力の比率を算出して図4.2.8に示す。また、その代表例を式4.2.31に示す。

$$\frac{Q_{y12 Ai}}{Q_{y12 1st}} = 1.50 \quad \frac{Q_{y12 DIF}}{Q_{y12 1st}} = 1.32 \quad \frac{Q_{y1 DIF}}{Q_{y1 1st}} = 0.87 \quad (4.2.31)$$

式4.2.30で表される層モーメント分割法による略算値は、概ね、漸増載荷解析に基づいた精算値に近い値である。また、図4.2.8に示す外力分布形の違いによる降伏層せん断力の比率は、図4.1.3(2)に示した層せん断力係数の比率に近い。すなわち、各層の降伏層せん断力は、当該層の層せん断力係数が相対的に大きいほど大きくなる。特に、上層部の層せん断力係数が大きい A_i 分布、モードの差分、モードの絶対値和では上層部の降伏層せん断力が大きくなる。中層部の降伏層せん断力は外力分布形の影響をほとんど受けず、下層部でも外力分布形の影響は比較的小さい。

(3) 地震応答解析結果との比較

漸増載荷解析で得られる各層の層せん断力－層間変位関係を、地震応答解析結果と比較する。図4.2.9は、構造物12cに関する、模擬地震動 ens2の加速度の倍率を1.5倍とした入力に対する地震応答解析結果との比較である。漸増載荷解析における外力分布形は、弾性1次モード比例としている。

6層については、地震応答解析で得られる層せん断力－層間変位関係の包絡線は、1次モード比例外力による漸増載荷解析結果とほぼ一致する。全層の中でも6層付近で最も両者の一致の具合が高い。それに対して、1層および最上層については若干差が見られる。地震応答解析では、漸増載荷解析で得られる降伏層せん断力を超える応答層せん断力を示している。全層の中で、最上層の12層で最もその割合が高い。これは、動的に生じる地震力の平均的な分布が、漸増載荷解析で仮定した外力分布形とは異なることを意味している。地震応答解析における最上層の降伏層せん断力は、弾性1次モード比例外力分布を用いた漸増載荷解析による降伏層せん断力よりも大きく、 A_i 分布によるものよりは小さい。モードの絶対値和やモードの差分によるものに近い。ただし、地震応答に適合する外力分布形は、地震応答ごとに異なると考えられ、次項で検討する応力と変形の分布とも深い関連があると思われる。

地震応答においては、一般的に、高次モードの応答の寄与により、平均的な地震力は弾性1次モードに比例した分布形とは異なる分布形となる。前述のように、ある層の層せん断力係数を低く見積もるほど、その層の降伏層せん断力を低めに評価することになる。逆に言えば、降伏層せん断力を過小評価された層の層せん断力係数を割り増した分布形が、地震力の平均的な分布であると推定できる。図4.2.9に採りあげた例に適合する外力分布形は、弾性1次モード比例外力分布形よりも上層部の地震力が大きい高い分布形であると考えられる。

4.2.3 応力と変形の分布

構造物の耐震性能の評価においては、ある地震力の下での構造物の各部位に生じる応力または変形を推定することが重要な課題である。弾塑性挙動する構造物において、外力に対する応力と変形

を算定する際には、漸増載荷解析が有効である。本項では、漸増載荷解析で得られる応力と変形の分布における外力分布形の影響について検討する。

異なる外力分布形による漸増載荷解析結果を相互に比較するためには、比較の基準が必要である。基準とする量の候補としては、

- 1) 1層せん断力
- 2) 1次等価せん断力
- 3) 最上階変位
- 4) 1次等価変位

などが挙げられる。例えば、従来の耐震規定のように、地震力の基準としてベースシア係数が与えられる場合、比較の基準は1層せん断力である。

構造物の簡略的な地震最大応答の評価方法として縮約1自由度系応答の地震応答解析を用いる方法を考える場合、縮約1自由度系の地震応答解析で算出される代表せん断力あるいは代表変位の最大応答に対応する各部位の応力および変形は、漸増載荷解析を用いて推定することになる。縮約1自由度系として1次等価系が相応しく、1次等価せん断力（または1次等価変位）が構造物の代表せん断力（または代表変位）と成り得ること、1次等価せん断力-1次等価変位関係は外力分布形の影響を受けないこと、構造物が塑性化した領域も検討の対象とするため力よりも変形を指標とする方がより望ましいこと、以上の理由を考え合わせれば、各部位の応力および変形を算出する際の漸増載荷解析は、1次等価変位を基準量として実行することが有力であると考えられる。そこで、本項では、1次等価変位を比較の基準として、異なる外力分布形を用いた漸増載荷解析結果を比較することにする。

(1) 同一代表変位時の比較

構造物12cを対象に各外力分布形を用いた漸増載荷解析を行い、1次等価変位が等しい段階における床変位、部材塑性率、層間変形角および層せん断力を比較して図4.2.10に示す。部材塑性率の図は、1層柱脚と2階から13(R)階までの梁の塑性率を示している。1次等価変位は、0.138m（全体塑性率 $\mu=1.0$ ）と0.553m（ $\mu=4.0$ ）に設定している。

床変位に関しては、1次等価変位は10階付近の床の変位と等しいため、10階付近ですべての漸増載荷解析結果が一致する。それより上層部では、モードの差分、 A_i 分布、モードの絶対値和、モードの2乗和平方、1次モード比例、モードの直和の順に大きく、それより下層部ではその逆である。モードの直和とモードの差分を除く5種類の解析結果については、あまり大きな差はない。

1次等価変位が等しい時には1次等価せん断力もほぼ等しいので、層せん断力の分布については、図4.1.3(2)に示した1次等価加速度で規準化した層せん断力係数分布と関連が深い。各外力分布形を比較した場合、両者の大小関係と相互の比率は同一である。6層付近で全ての外力分布形の層せん断力が等しくなり、6層付近より上層部では、モードの差分、1次モード比例、モードの直和の順に大きく、6層付近より下層部はその反対である。1次等価せん断力は、降伏1次等価せん断力で頭打ちになるため、全体塑性率1.0と全体塑性率4.0では層せん断力の分布に大差は無い。

部材塑性率や層間変位については、床変位や層せん断力よりも外力分布形の違いによる差が大きい。全体塑性率が大きくなるほど、その差は顕著である。外力分布形間の大小関係は、層せん断力

とほぼ同じである。6層付近の値は外力分布形によらず等しくなり、それより上層部では、モードの差分、 A_i 分布あるいはモードの絶対値和、モードの2乗和平方、1次モード比例、モードの直和の順に大きい。

全体塑性率4.0について、1次モード比例外力分布形による層間変位に対するその他の外力分布形による層間変位の比を見てみることにする。モードの直和では、最大は1層で1.38倍、最小は11層で0.31倍である。モードの差分では、最大は12層で5.86倍、最小は1層で0.48倍である。モードの絶対値和と A_i 分布では、10層以上で1.5倍を超え、最大はいずれも12層で3.59倍および3.99倍である。モードの2乗和平方では、最大は12層で1.38倍であるが、11層と12層を除き0.98倍以上1.10倍未満である。部材の塑性率に関する比率については、一部を除けば層間変位に関する比率とほぼ等しい。上層部において層間変位に関する比率が大きい層については、部材塑性率に関する比率はさらに大きくなる。12層では、モードの差分で10.60倍、 A_i 分布で7.00倍、モードの直和で6.14倍である。外力分布形の違いにより部材の降伏が生じるか否かという差が生じると、該当部材に隣接する層の層間変位の差も特に大きくなる。

外力分布形における高次モード比例分の加味し具合を変化させることにより、変形の分布は大きく変化する。

(2) 地震応答解析結果との比較

漸増载荷解析で得られる応力と変形の分布を、地震応答解析結果と比較する。図4.2.11は、構造物12cに関する、目標加速度応答スペクトル S_{a2} とした5種類の模擬地震動に対する地震応答解析結果との比較である。地震応答解析では、全体塑性率が1.0となるよう模擬地震動の倍率を調整している。ゆえに、5種類の地震応答解析による最大応答1次等価変位と漸増载荷解析における1次等価変位はすべて等しく、全体塑性率はいずれも1.0である。漸増载荷解析における外力分布形は、弾性1次モード比例としている。

部材塑性率、および層間変形角について、地震波ごとに異なる分布性状を示している。5種類の地震応答解析結果は、6層付近より上層部では漸増载荷解析結果よりも大きく、6層付近より下層部では漸増载荷解析結果よりも小さい。図4.2.10(1)と比較して見れば、5種類の地震応答解析結果は、1次モード比例形とモードの差分の間に収まっている。この例に関しては、1次モード比例形では高次モード比例成分が不足であり、モードの差分では2次モード比例成分を大きく見積り過ぎである、と言える。漸増载荷解析における外力分布形の高次モード比例分を調整することにより、地震応答解析結果と近い応力と変形の分布を得られる可能性がある。これに関しては、4.3節で詳細に検討する。

(3) 高次モード比例外力の影響

漸増载荷解析における外力分布形の高次モード比例分の割合をより細かく変化させて検討を行う。外力分布形を3次モードまでの弾性モード比例外力分布形の線形和として式4.2.32で表し、2次および3次の係数 ${}_2\alpha$ および ${}_3\alpha$ を変化させる。

$$\{f\} = [M] \sum_{m=1}^3 ({}_m\alpha \quad {}_m\beta \{ {}_m u \}) \quad (4.2.32)$$

ここに、 $[M]$ ：質量マトリクス、 ${}_m\beta$ ： m 次刺激係数、 $\{ {}_m u \}$ ： m 次固有関数である。1次の係数 ${}_1\alpha$ は、1.0である。

構造物12cに対する漸増載荷解析において、2次および3次の係数 ${}_2\alpha$ および ${}_3\alpha$ を変化させた時の、1次等価変位0.276m（全体塑性率2.0）における層せん断力の変化を図4.2.12に、梁の塑性率の変化を図4.2.13に示す。2次の係数 ${}_2\alpha$ は-2.0から2.0まで変化させ、3次の係数 ${}_3\alpha$ は0.0から2.0まで変化させる。各図は、横軸を2次の係数 ${}_2\alpha$ 、縦軸を3次の係数 ${}_3\alpha$ とし、等しい層せん断力あるいは塑性率となる係数の組（ ${}_2\alpha, {}_3\alpha$ ）を等高線で結んで示している。

1層の層せん断力は、図の右上ほど、すなわち、係数 ${}_2\alpha$ および ${}_3\alpha$ がともに大きいほど、層せん断力大きい。1層の層せん断力係数は（0., 0.）付近で約0.31であるが、（-2.0, -2.0）から（2.0, 2.0）までの間で0.20から0.37までの範囲で変化している。6層の層せん断力は（-0.4, 0.）付近で最も大きい。係数 ${}_2\alpha$ および ${}_3\alpha$ の増減による変化は比較的小さい。6層の層せん断力係数は、0.30から0.43までの範囲で変化している。12層の層せん断力は、図の左上ほど、すなわち、係数 ${}_2\alpha$ が小さく、係数 ${}_3\alpha$ が大きいほど、層せん断力大きい。12層の層せん断力係数は（0., 0.）付近で約0.52であり、（-2.0, -2.0）から（2.0, 2.0）までの間で0.11から1.03までの範囲で大きく変化している。等層せん断力線の密度は、12層で最も密である。外力分布形における高次モード比例分が微小に変化することにより、12層の層せん断力が大きく変化することを示している。

梁の塑性率については、 A_1 分布に近い（-0.27, 0.83）付近において、すべての階の梁で2.0程度である。2階梁では、係数 ${}_2\alpha$ および ${}_3\alpha$ がともに大きいほど塑性率が大きく、11階梁および13(R)階梁では、係数 ${}_2\alpha$ が小さく係数 ${}_3\alpha$ が大きいほど塑性率が大きい。4階梁あるいは9階梁では、3次の係数 ${}_3\alpha$ の影響はほとんど受けず、2次の係数 ${}_2\alpha$ の増減のみにより塑性率が変化している。これらはいずれも、係数 ${}_2\alpha$ および ${}_3\alpha$ の増減に伴う隣接層の層せん断力係数の変化の仕方と対応している。各階の梁について、等塑性率線の密度は、塑性率2.0付近で最も密である。すなわち、設計層せん断力係数近辺において、梁の塑性率の分布の変化が最も大きい。また、特に上層部の梁について、等塑性率線の密度は塑性率1.0未満で粗であり、塑性率1.0以上では非常に密である。上層部の部材が降伏する場合には、外力分布形における高次モード比例分の微小な変化より、部材塑性率が著しく大きく変化する。

(4) 等価変位の比率

3.1.2に示した方法と同様に、漸増載荷解析で得られる変位の分布を固有モードに展開し、1次等価変位と高次等価変位の比率について検討する。

ある解析ステップにおける各階の床の変位 $\{y\}$ に対して、 m 次等価変位 ${}_m y$ は式4.2.33である。

$${}_m y = \frac{{}_m\beta \{ {}_m u \}^T [M] \{y\}}{{}_m M} \quad (4.2.33)$$

ここに、 ${}_m\beta$: m 次刺激係数、 $\{{}_m u\}$: m 次固有関数、 ${}_m M$: m 次等価質量である。

構造物12cを対象に各外力分布形を用いた漸増載荷解析を行い、各解析ステップにおける1次等価変位に対する2次および3次等価変位の比率 ${}_2y/{}_1y$ および ${}_3y/{}_1y$ を算出し、図4.2.14に示す。同図では、横軸を全体塑性率としている。

弾性1次モード比例外力分布形の時、弾性域では2次および3次等価変位は0.であるが、ひびわれ変位に相当する全体塑性率0.1程度以上では2次および3次等価変位は0.ではなくなる。2次等価変位は正の値、3次等価変位は負の値である。全体塑性率0.1から1.0程度までは、等価変位の比率の変化は小さく、全体塑性率1.0を超えると比率の絶対値が増大する。一方、 A_7 分布では、弾性域では2次および3次等価変位ともゼロではないが、特に2次等価変位に関しては、全体塑性率が増大してもゼロに近いままである。設計層せん断力係数分布と同じ外力分布形で載荷すれば、大変形においても変形は均等分布型であり、高次等価変位は増大しない。設計層せん断力係数分布を基準に、高次モード比例分の割合が小さい弾性1次モード比例外力分布形では、2次等価変位は正の値に、3次等価変位は負の値となる。

モードの直和および差分では、弾性時における2次等価変位の比率は ± 0.11 である。これは、式4.2.32の係数 ${}_2\alpha$ ($=\pm 0.87$) を、2次と1次の固有円振動数の比率の2乗 ($=7.86$) で除したものに相当する。2次等価変位の比率は全体塑性率1.0付近で急増し、全体塑性率1.6程度で頭打ちとなっている。全体塑性率2.0において、2次等価変位の比率は、モードの直和では0.40、モードの差分では-0.42である。

構造物12cに対する漸増載荷解析において、式4.2.32中の2次および3次の係数 ${}_2\alpha$ および ${}_3\alpha$ を変化させた時の、1次等価変位0.276m (全体塑性率2.0) における等価変位の比率 ${}_m y/{}_1 y$ を図4.2.15に示す。2次の係数 ${}_2\alpha$ は-2.0から2.0まで変化させ、3次の係数 ${}_3\alpha$ は0.0から2.0まで0.4刻みで変化させる。各図は、横軸を2次の係数 ${}_2\alpha$ とし、3次の係数 ${}_3\alpha$ ごとに色分けした線で示している。

2次等価変位の比率は、 ${}_2\alpha=-0.27$ 付近を境界に、それより ${}_2\alpha$ が大きければ正の値であり、小さければ負の値である。2次の係数 ${}_2\alpha$ の変化に伴う2次等価変位の比率の変化は、 ${}_2\alpha=-0.277$ 付近で最も大きい。3次の係数 ${}_3\alpha$ の影響は比較的小さいが、3次の係数 ${}_3\alpha$ が大きいくほど、2次等価変位の比率の絶対値が増大し、負側でその効果は大きい。

3次等価変位の比率は、3次の係数 ${}_3\alpha$ が0.8の時、 ${}_2\alpha=-0.27$ 付近でゼロである。2次の係数 ${}_2\alpha$ がそれより大きくても小さくても、3次等価変位の比率は増大する。また、3次の係数 ${}_3\alpha$ が増大するほど、3次等価変位の比率も増大する。

(5) 諸因子の影響

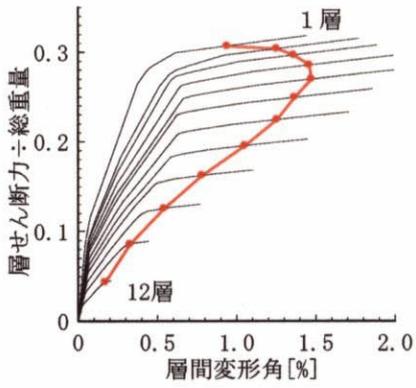
設計外力分布形を変動因子とする3種類の構造物に対する漸増載荷解析において、式4.2.32における2次の係数 ${}_2\alpha$ を変化させた時の、全体塑性率2.0における等価変位の比率 ${}_m y/{}_1 y$ を図4.2.16に示す。図は、横軸を2次の係数 ${}_2\alpha$ とし、2次の係数 ${}_2\alpha$ を-2.0から2.0まで変化させている。3次の係数 ${}_3\alpha$ を0.8に固定している。

各構造物について、2次等価変位および3次等価変位がゼロになるときの2次の係数 ${}_2\alpha$ の値は、設計外力分布形における2次の係数の値とほぼ等しい。設計外力分布形における2次の係数の変動

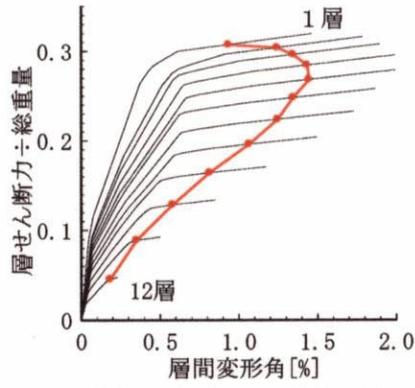
によって、図中に示した曲線が左右にシフトする。曲線の形状にはほとんど変化はない。2次の係数 ${}_2\alpha$ が-0.3付近において、各構造物間の2次等価変位の比率の差が大きく、構造物12c0を基準にすると2次等価変位の比率は0.13程度ずつの差がある。この値は全体塑性率にも依存し、全体塑性率が増大すれば2次等価変位の比率の差も増大すると考えられる。

弾性剛性の分布を変動因子とする3種類の構造物に対する漸増载荷解析において、式4.2.32における2次の係数 ${}_2\alpha$ を変化させた時の、全体塑性率2.0における等価変位の比率 ${}_m y / {}_1 y$ を図4.2.17に示す。ここでも、2次の係数 ${}_2\alpha$ を-2.0から2.0まで変化させ、3次の係数 ${}_3\alpha$ を0.8に固定している。

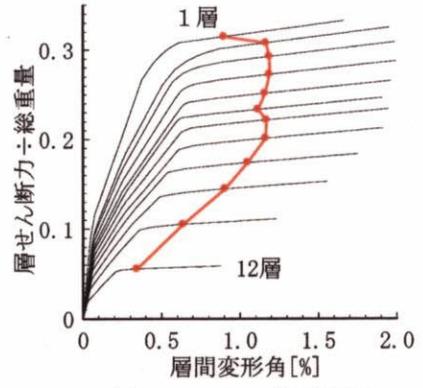
式2.3.18に示したように、設計外力分布形を構造物ごとの弾性振動モードに比例した外力の線形和で表せば、断面寸法が全層一定である構造物12cAでは高次成分が増幅したことになる。この影響により、図中の構造物12cAの曲線は左側へシフトし、逆に、構造物12cBの曲線は右側へシフトする。さらに、2次の係数が同一であれば、2次等価変位の比率の絶対値は、構造物12cBの方がほぼ大きい。特に、係数 ${}_2\alpha$ が-1.4程度以上0.未満の領域では、構造物間の2次等価変位の比率の差が大きい。上層部の断面寸法を減じる割合が大きい構造物12cBでは、外力分布形に2次モード比例外力を負側に微小に含めると、上層部増大型の程度が大きくなる。



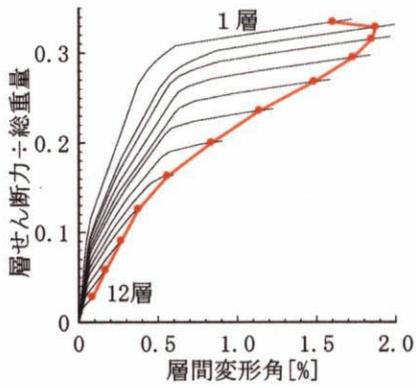
(1) 弾性1次モード比例



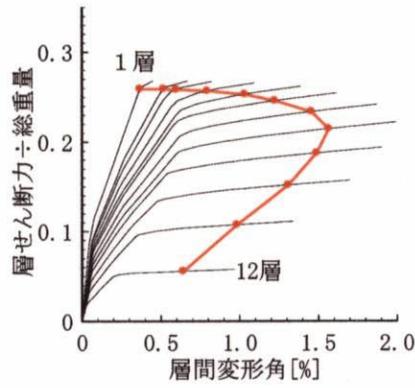
(2) モードの2乗和平方



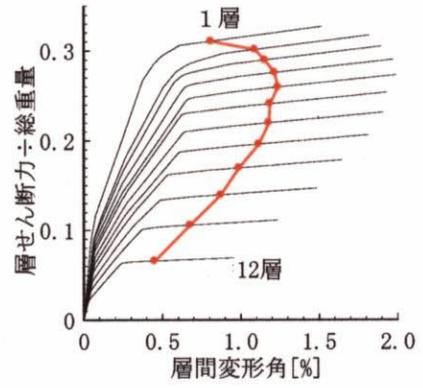
(3) モードの絶対値和



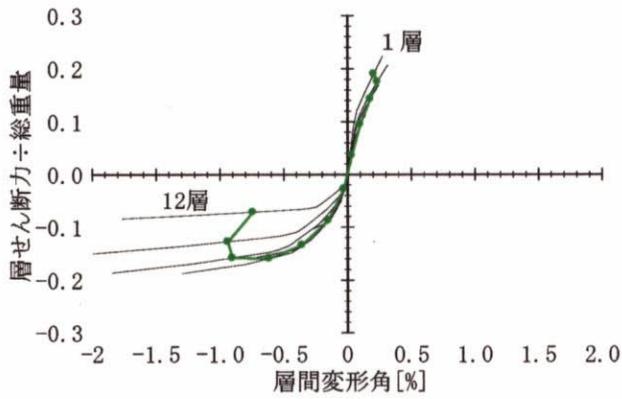
(4) モードの直和



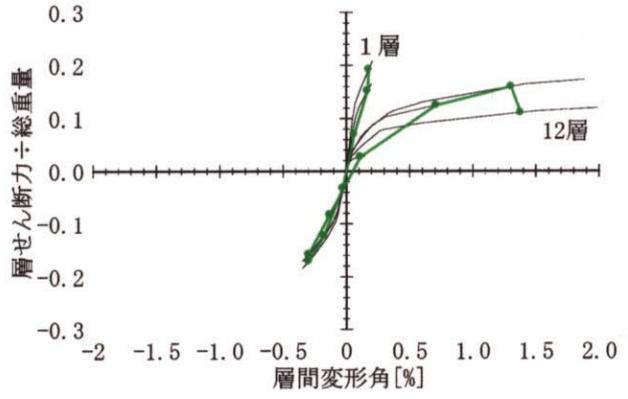
(5) モードの差分



(6) A_i 分布

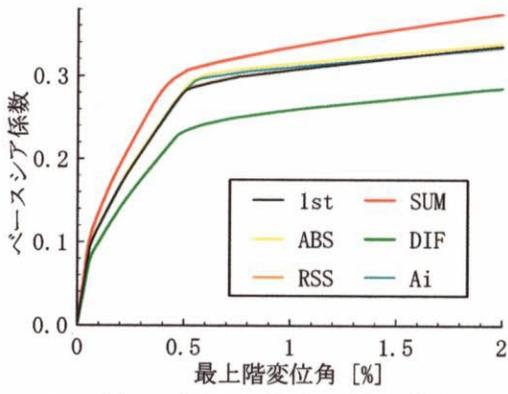


(7) 弾性2次モード比例

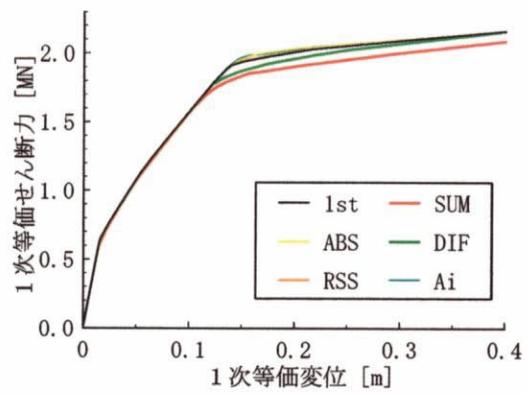


(8) 弾性3次モード比例

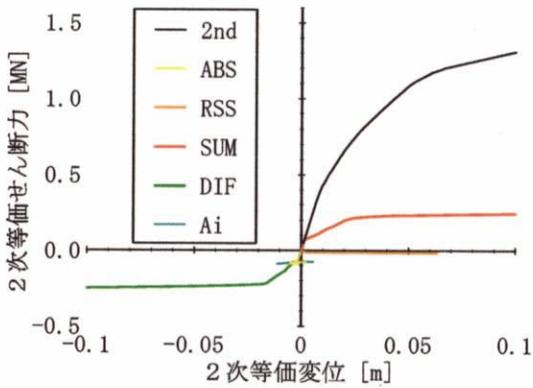
図4.2.1 静的漸増載荷解析結果



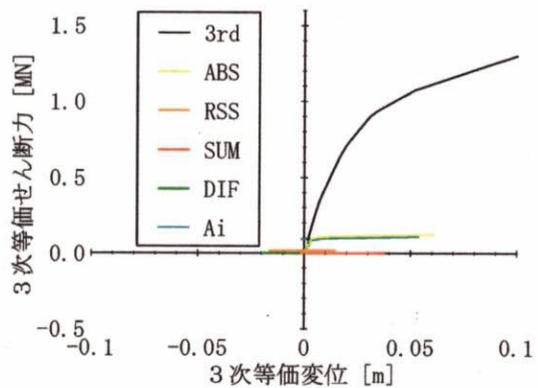
(1) 1層せん断力と最上階変位



(2) 1次モード

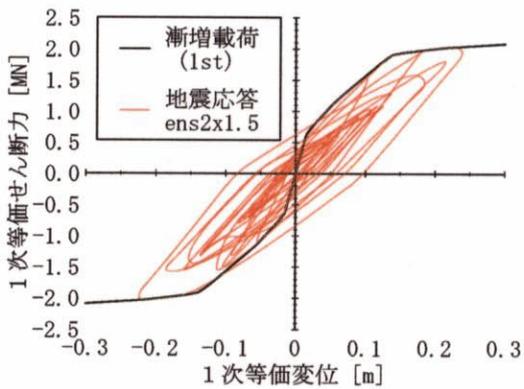


(3) 2次モード

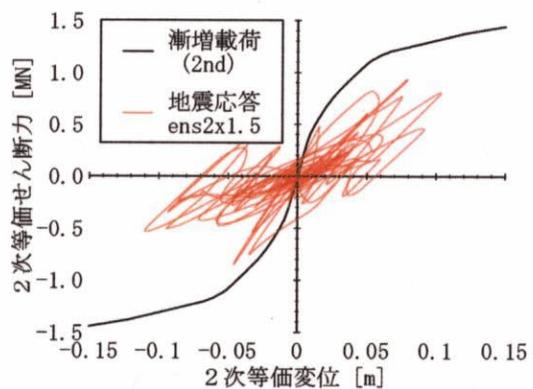


(4) 3次モード

図4.2.2 代表せん断力-代表変位関係 ー外力分布形の影響ー

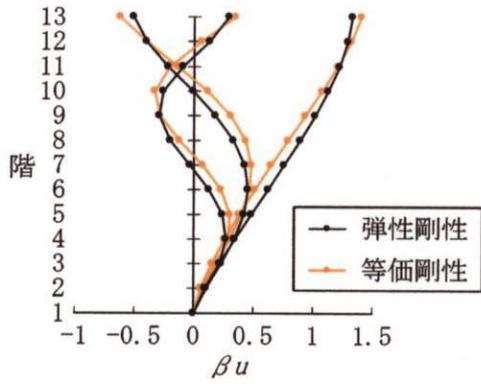


(1) 1次モード

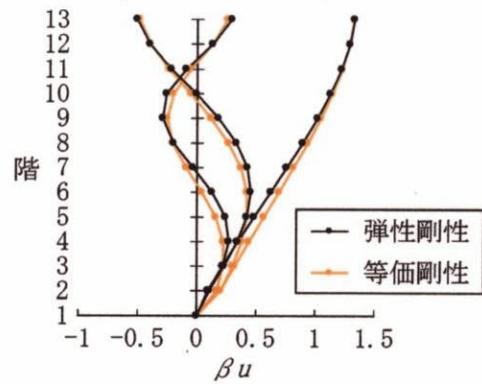


(2) 2次モード

図4.2.3 等価せん断力-等価変位関係 ー地震応答解析結果との比較ー

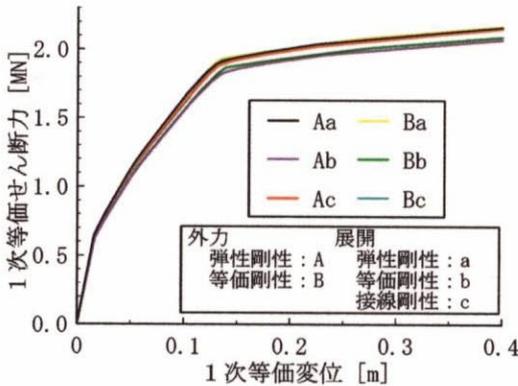


(1) 降伏点剛性低下率分布の影響 12cY

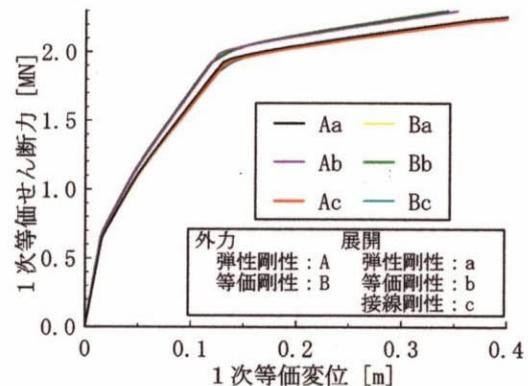


(2) 部材強度分布の影響 12cZ

図4.2.4 剛性分布の変化による振動モードの変化

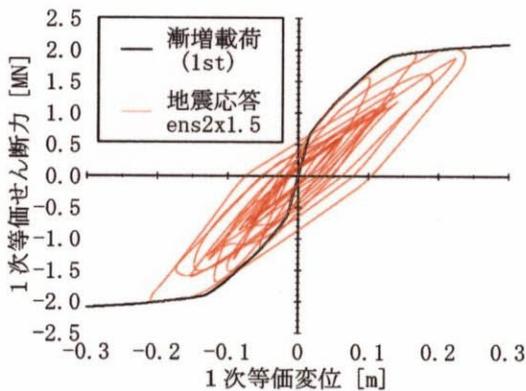


(1) 降伏点剛性低下率分布の影響 12cY

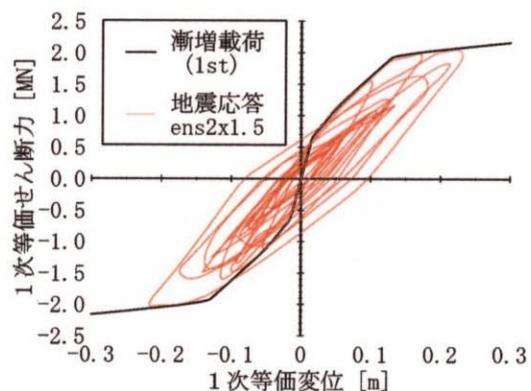


(2) 部材強度分布の影響 12cZ

図4.2.5 等価せん断力—等価変位関係 —剛性分布に変化がある場合—



(1) 降伏点剛性低下率分布の影響 12cY



(2) 部材強度分布の影響 12cZ

図4.2.6 等価せん断力—等価変位関係 —地震応答解析結果との比較—

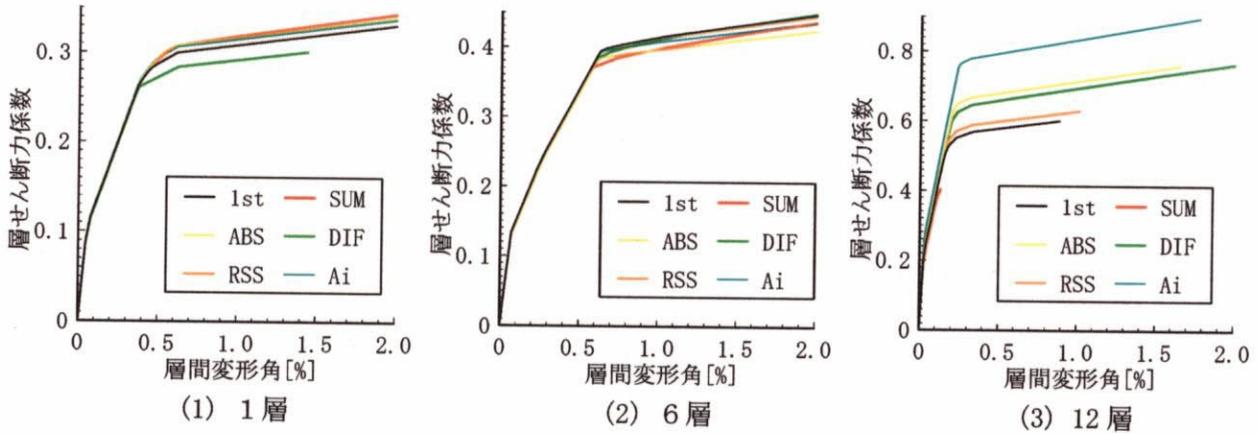


図4.2.7 層せん断力－層間変位関係 ー外力分布形の影響ー

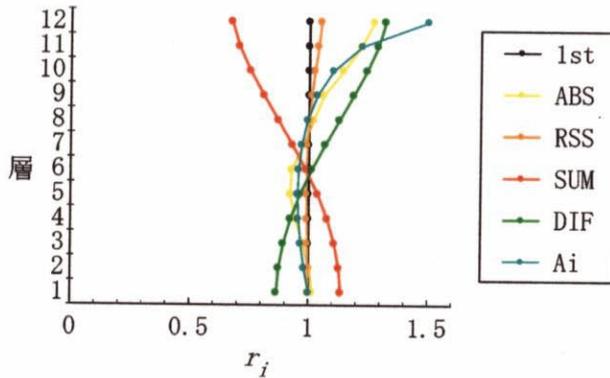


図4.2.8 降伏層せん断力の比の推定値

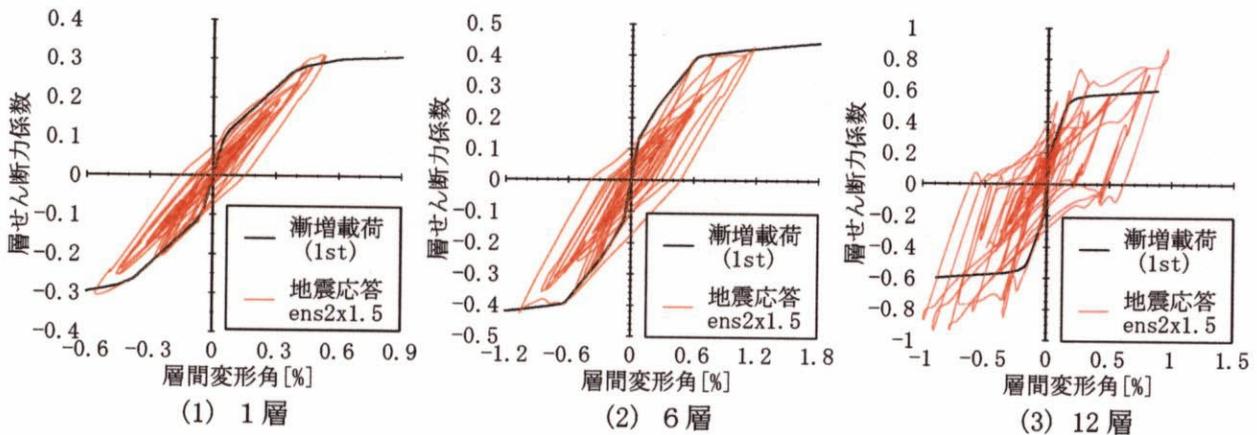
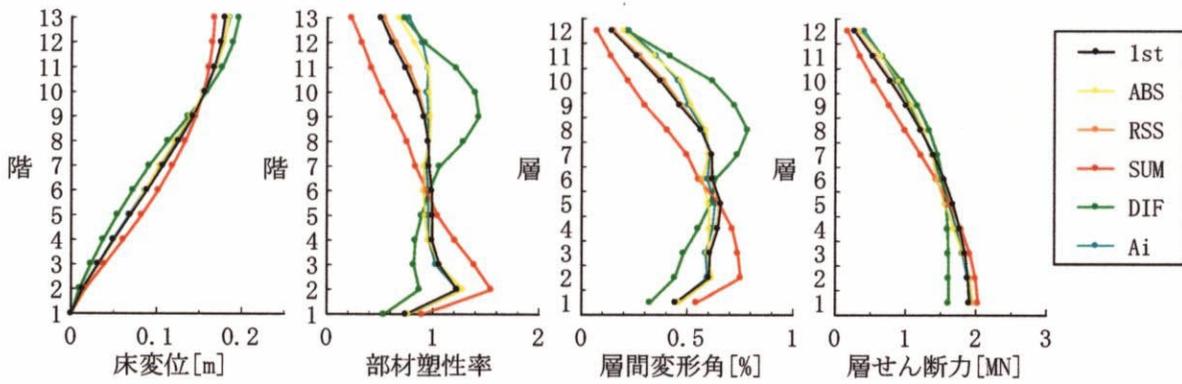
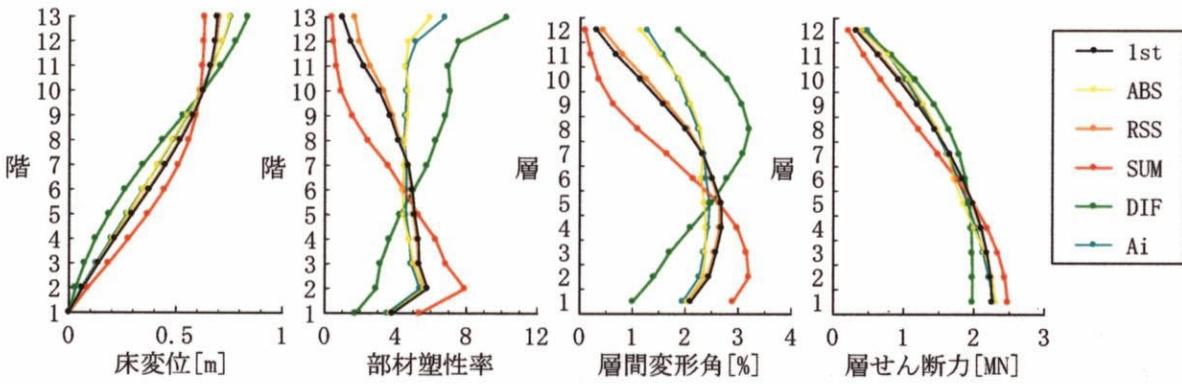


図4.2.9 層せん断力－層間変位関係 ー地震応答解析結果との比較ー

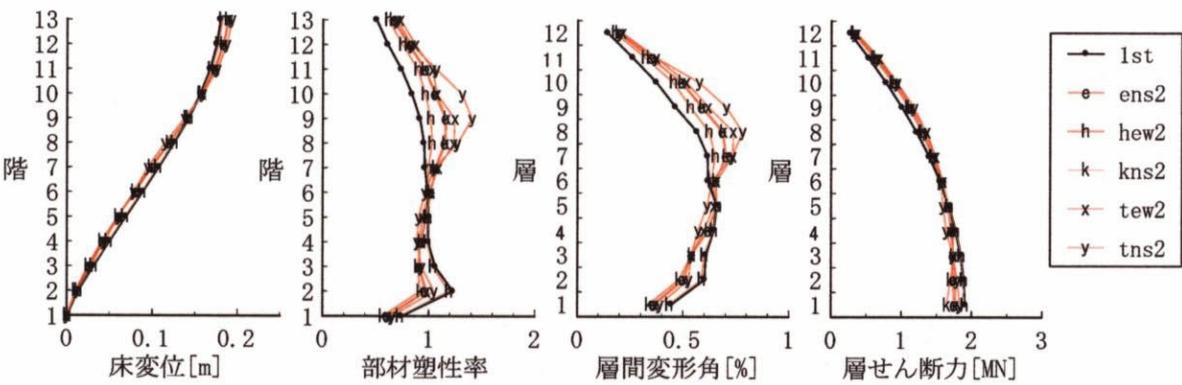


(1) 全体塑性率 $\mu = 1.0$



(2) 全体塑性率 $\mu = 4.0$

図4.2.10 応力と変形の分布 —外力分布形の影響—



(1) 全体塑性率 $\mu = 1.0$

図4.2.11 応力と変形の分布 —地震応答解析結果との比較—

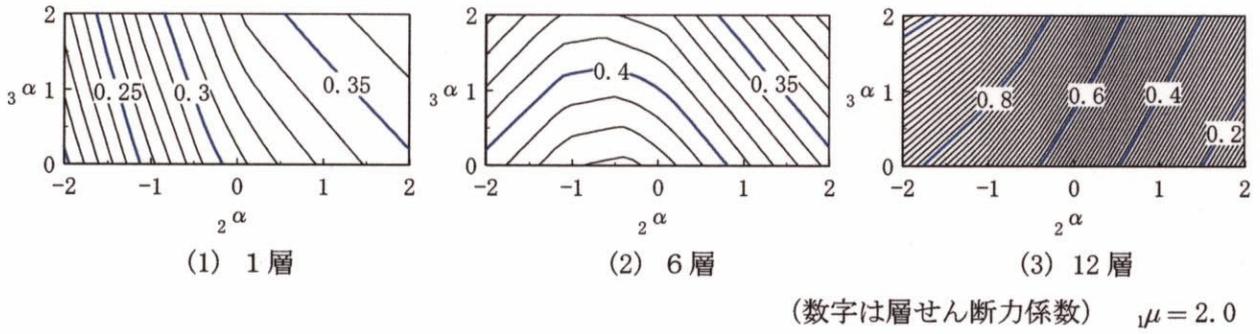


図4.2.12 層せん断力 —高次モード比例外力の影響—

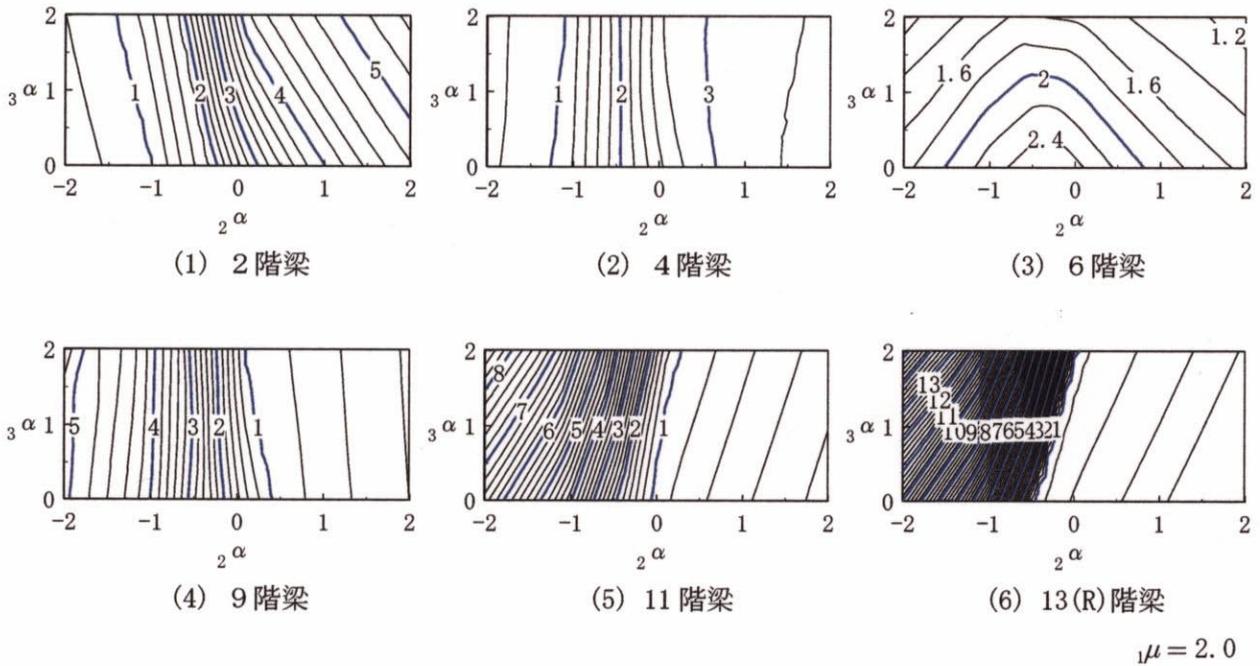


図4.2.13 梁の塑性率 —高次モード比例外力の影響—

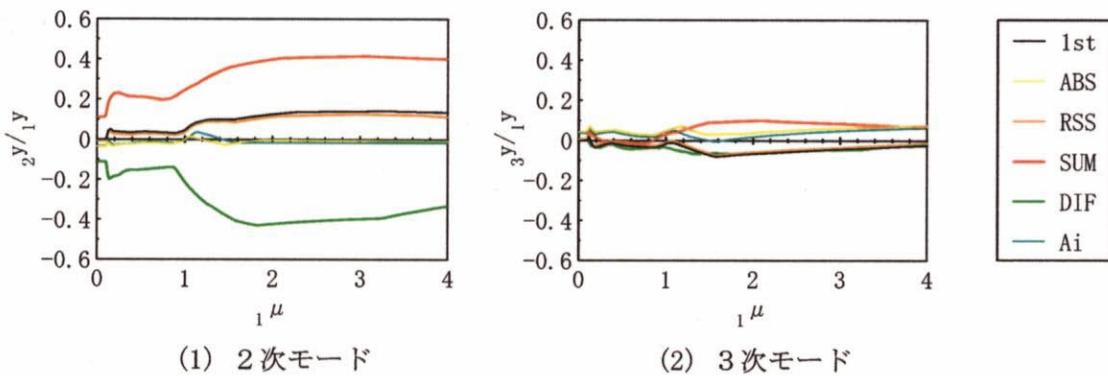


図4.2.14 等価変位の比 —外力分布形の影響—

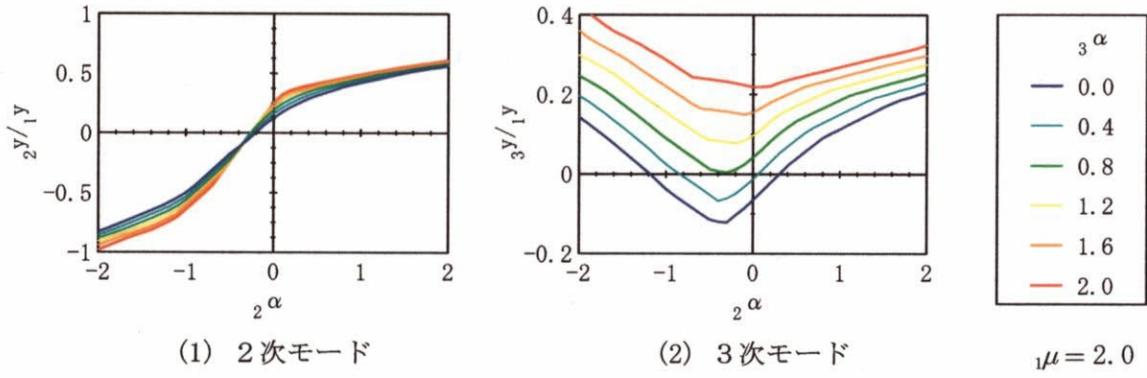


図4.2.15 等価変位の比 —高次モード比例外力の影響—

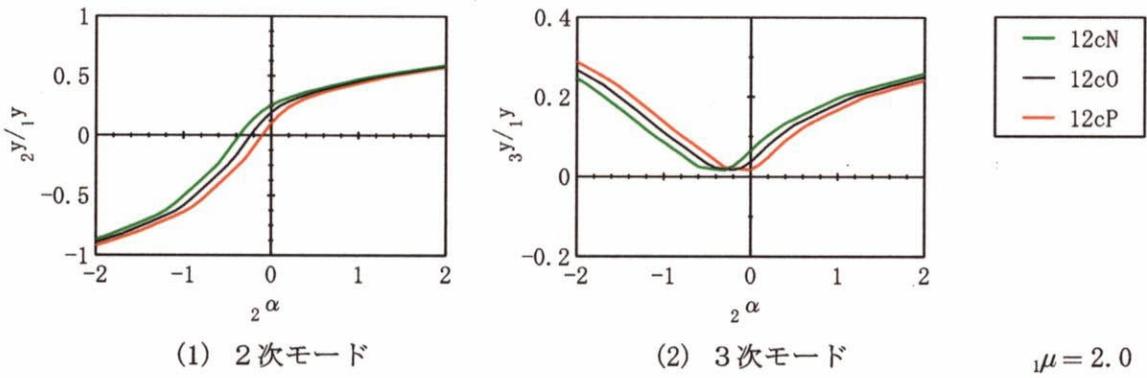


図4.2.16 等価変位の比 —設計外力分布形の影響—

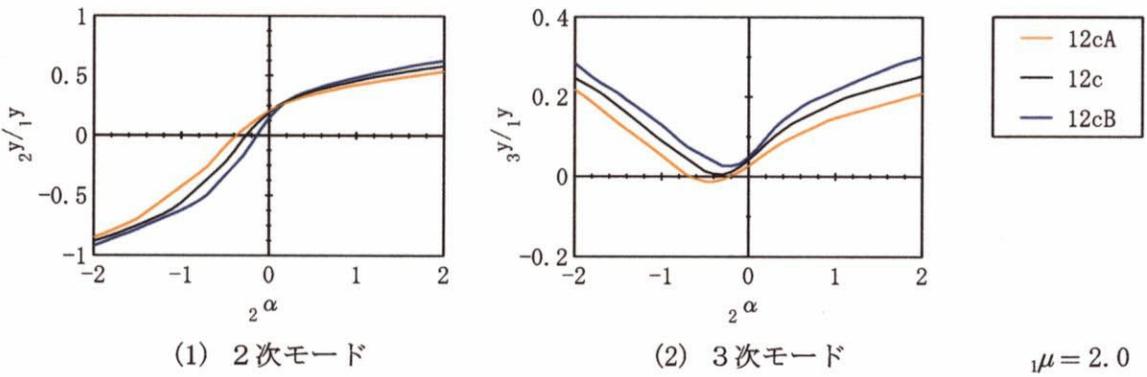


図4.2.17 等価変位の比 —弾性剛性の分布の影響—

4.3 等価外力分布形

4.3.1 定義および算出方法

前節で検討したように、漸増載荷解析において、1次等価変位－1次等価せん断力関係は外力分布形の影響をほとんど受けない一方で、同一1次等価変位における構造物内の応力と変形の分布は外力分布形に大きく依存する。ここでは、地震応答における最大応答変形の分布に最も近い変形分布を与え得る外力分布形を等価外力分布形と定義する。

地震最大応答変形の構造物内での分布特性は、入力地震動のスペクトル特性、あるいは位相特性の影響を大きく受ける。また、入力地震動の強さ（倍率）のみが異なっても、分布特性は変化する。逆に、同一の地震動であっても、構造物が異なれば、応答変形の分布特性は異なる。すなわち、等価外力分布形は、構造物と入力地震動の組み合わせに固有である。

等価外力分布形は、固有振動モードに比例した外力分布形の線形和で表すことにする。変動因子は、高次モード比例分と1次モード比例分の比率ということになる。この比率に関して、構造物と入力地震動に関する各因子の影響を検討することにする。

与えられた構造物と入力地震動の組み合わせに対して、等価外力分布形を算定するための具体的な手順は1から2までである。

手順1：地震応答解析の実行

手順1.1：最大応答変位の算出

時刻歴地震応答解析により、各層の最大応答層間変位 $|\delta_i|_{\max}$ を得る。この値を正解に設定し、手順2.2で行う漸増載荷解析では、この値を近い解を得ることを目標とする。

手順1.2：目標最上階変位の算出

手順2.2で行う漸増載荷解析のために目標最上階変位 y_n' を設定する。目標最上階変位 y_n' は式4.3.1により、地震応答解析で得られた各層の最大応答層間変位 $|\delta_i|_{\max}$ を足し合わせたものである。

$$y_n' = \sum_{i=1}^n |\delta_i|_{\max} \quad (4.3.1)$$

各層の最大応答層間変位 $|\delta|_{\max}$ に近い解を得ることが目的であるので、単なる最大応答変位 $|y_n|_{\max}$ ではなく、上述のように定義した目標最上階変位 y_n' を用いることにする。仮に、すべての層の最大応答層間変位 $|\delta|_{\max}$ が同じ時刻に生じると仮定すれば、目標最上階変位 y_n' は、最上階の最大応答変位 $|y_n|_{\max}$ と等しい値である。高次振動の影響により各層の最大応答層間変位の生じる時刻に差が生じれば、両者の間に差が生じる。

手順2：等価外力分布形の検索

手順2.1：外力分布形の設定

外力分布形 $\{f\}$ は、振動モードに比例した外力の線形和とし、式4.3.2とする。

$$\{f\} = [M] \sum_{m=1}^N [{}_m X_m \beta \{{}_m u\}] \quad (4.3.2)$$

$${}_1 X = 1.0$$

$${}_2 X = 0.0, \pm 0.01, \pm 0.02, \dots$$

$${}_3 X = 0.0, \pm 0.01, \pm 0.02, \dots$$

⋮

外力分布形 $\{f\}$ は、各次の刺激関数に係数 ${}_m X$ を乗じて加え合わせるにより表される。刺激関数の符号は、1階の値が正になるように設定する。1次の係数 ${}_1 X$ は1.0とし、2次以上の係数は小数第2位までの小数で表す。なお、 N は考慮する次数の数であり、後で改めて検討を行う。

係数の組み合わせ $\{X\}$ は有限個であるので、これらすべてに関して手順2.2および2.3を行い、その中から等価外力分布形の係数の組み合わせ $\{X\}_{eq}$ を探る。

手順2.2：漸増载荷解析の実行

手順2.1で設定した外力分布形に対して漸増载荷解析を行う。解析の終了点は、漸増载荷解析による最上階の変位 $y_{n,s}$ が、手順1.2による目標最上階変位 y_n' と等しくなる解析ステップとする。この解析ステップにおける各層の層間変位を求める。 i 層の層間変位 $\delta_{i,s}$ は式4.3.3である。

$$\delta_{i,s} = y_{i,s} - y_{i-1,s} \quad (4.3.3)$$

ここに、 $y_{i,s}$ ： i 階の床変位である。

手順2.3：誤差の評価

手順2.2で算出された i 層の層間変位 $\delta_{i,s}$ を、地震応答解析による最大応答層間変位 $\delta_{i,d}$ （手順1における $|\delta_i|_{\max}$ ）と比較する。比率で表した残差 $(\delta_{i,d}/\delta_{i,s}-1.0)$ の2乗和で誤差 ε を評価する。

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\delta_{i,d}}{\delta_{i,s}} - 1.0 \right)^2 \quad (4.3.4)$$

この誤差の評価方法では、層間変位の絶対値が小さい箇所で感度が良い。例えば、地震応答解析結果における3つの層の最大応答層間変位を(8/100, 3/100, 1/100)とし、2種類の漸増载荷解析結果(9/100, 2/100, 1/100)および(8.2/100, 3.2/100, 0.6/100)がある時、誤差 ε はそれぞれ0.262および0.449であるから、前者が適と評価される。絶対値で表した残差 $(\delta_{i,d}-\delta_{i,s})$ の総和で誤差を評価すれば、残差の総和はそれぞれ、2/100および0.8/100であるので、後者が適と判断される。

ε を最小とする係数の組み合わせを $\{X\}_{eq}$ とすれば、等価外力分布形 $\{f\}_{eq}$ は式4.3.5となる。

$$\{f\}_{eq} = [M] \sum_{m=1}^N [{}_m X_{eq} \beta \{{}_m u\}] \quad (4.3.5)$$

式4.3.2および式4.3.5にて等価外力分布形を表す際の振動モードは、部材の剛性低下を考慮した等価振動系モデルの固有値解析により算出するものとする。ただし、降伏点剛性低下率が全層で一定の構造物を対象とする場合には、塑性域において期待される振動モードは弾性モード形と等しいと仮定し、弾性モード形を用いることにする。

4.3.2 算出結果

(1) 考慮する次数と推定誤差

等価外力分布形に採り入れるモード比例外力の次数 N を 2 次から 12 次まで変化させて、得られる外力分布形や推定誤差に関する比較検討を行う。

考慮するモード比例外力の次数を変化させた時の等価外力分布形の比較を図 4.3.1 に、推定誤差の比較を図 4.3.2 に示す。検討対象は、(1) 構造物 12a の模擬地震動 ens4 の加速度の倍率を 1.21 とした入力に対する応答（以下、12a-ens4(1.21) と略記）、(2) 構造物 12c の ens2 の加速度の倍率を 1.40 とした入力に対する応答（12c-ens2(1.40)）、(3) 構造物 12e の ens2 の加速度の倍率を 1.40 とした入力に対する応答（12e-ens2(2.00)）、および (4) 構造物 12g の ens2 の加速度の倍率を 2.88 とした入力に対する応答（12g-ens2(2.88)）の 4 種類である。地震応答解析結果は正負の符号を考慮し、いずれも正側の最大応答について等価外力分布形を検討している。なお、各地震応答における全体塑性率 μ は、12a-ens4(1.21) では 2.0、12c-ens2(1.40) では 1.60、12e-ens2(2.00) では 1.89、12g-ens2(2.88) では 2.0 である。図 4.3.1 においては、各次の係数 $\mu_{x_{eq}}$ と等価外力分布形の形状を比較し、さらに、各等価外力分布形による漸増載荷解析結果を地震応答解析結果と比較している。

検討対象の 4 種類ではいずれも、12 次までの全モードを考慮すれば、層間変位に関して、漸増載荷解析結果と地震応答解析結果と差はほぼ 0.0 となる。誤差は厳密にはゼロではないが、それは各次の係数 $\mu_{x_{eq}}$ を小数点以下第 2 位までとしているためである。部材の塑性率についても、漸増載荷解析結果は地震応答解析結果とほぼ等しい。

層せん断力については、いずれの層においても、地震応答解析結果の方が漸増載荷解析結果よりも大きい。等価外力分布形は、最大応答層間変位を評価するための分布形であり、地震応答における平均的な外力分布形と言える。これに対して、最大応答層せん断力は文字通り最大応答であり、地震応答においては、高次モードにより瞬間的に層せん断力が増大する可能性がある。そのため、上層部増大型の地震応答における上層部において、地震応答解析結果が漸増載荷解析結果を上回る傾向が強い。最上層の最大応答層せん断力の漸増載荷解析結果に対する比は、12a-ens4(1.21) では 1.02、12c-ens2(1.40) では 1.07、12e-ens2(2.00) では 1.09、12g-ens2(2.88) では 1.07 である。

床変位については、すべての解析例のすべての階において、漸増載荷解析結果が地震応答解析による最大応答変位を上回る。漸増載荷解析において、各層の最大応答層間変位 $|\delta_i|_{\max}$ を足し合わせて求めた仮の最上階変位 y_n' を用いていることを顧みれば、地震応答解析による床の最大応答変位の分布形状と異なるのは当然である。

次に、層間変位や部材塑性率の分布について、考慮する次数の影響を検討する。等価外力分布形として 1 次モード比例外力分布形のみしか考慮しない場合、下層部増大型の応答の 12a-ens4(1.21) についてのみ、漸増載荷解析結果は地震応答解析結果と比較的近いが、その他の 3 例については、両者の分布形には大きな差がある。等価外力分布形に 2 次モード比例外力分布形を加え合わせることにより、3 例の漸増載荷解析結果は地震応答解析結果に大きく近づく。特に、上層部増大型の応答である 12c-ens2(1.40) および 12g-ens2(2.88) の 2 例については、それが顕著である。均等分布型

の応答である12e-ens2(2.00)では、2次モードまでであると、上層部や下層部の部材塑性率が著しく小さいが、3次モード比例外力分布形を加え合わせるにより、これが改善される。4種類の例とも、等価外力分布形において3次モードまで考慮することにより、地震応答解析結果に大略近い結果が得られている。

推定誤差 ε については、誤差 ε を階数 n で除したものの平方根 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ は、等価外力分布形として1次モード比例外力分布形のみしか考慮しない場合、12c-ens2(1.40)および12g-ens2(2.88)の2例では1.0を超え、12e-ens2(2.00)でも0.9程度である。なお、 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ が1.0を超えることは、層間変位について、全層で平均して、倍・半分程度以上の差があることを示している。12a-ens4(1.21)では、0.25であり比較的小さい値である。各解析例において、2次モード比例外力分布形を加え合すると、 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ は0.1~0.4程度になり、誤差は大きく減少するが、依然小さい値とは言えない。上層部増大型の応答である12c-ens2(1.40)および12g-ens2(2.88)については、2次モードを考慮することによる誤差の減少の割合が大きい。さらに、3次モードを考慮に加えれば、4種類の解析例のすべてについて、 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ は0.1より小さくなる。これは、層間変位について、全層で平均して1割未満の差に相当する。

次に、等価外力分布形における係数について検討する。いずれの例においても、2次モードまでのみの考慮で得られる2次の係数 ${}_2x_{eq}$ は、全モードの考慮で得られる2次の係数 ${}_2x_{eq}$ との差が大きい。3次モードを加え合わせるにより、係数 ${}_2x_{eq}$ は全モードを考慮した場合に近づく。3次の係数 ${}_3x_{eq}$ については、全モードを考慮した場合に概ね近い。12g-ens2(2.88)についてのみ、3次モードまでを考慮した場合と全モードを考慮した場合とで係数の差が大きい。12g-ens2(2.88)では、最上層の応答が特に大きく、3次モードまでの考慮ではこれに対応できないためである。概して言えば、3次モードまでの考慮により、係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ とも全モードを考慮した場合と同程度の値が得られている。

全モードを考慮した場合、推定誤差を微小に向上させるために、高次の係数 x_{eq} として大きな値が見込まれることがある。その場合、等価外力分布形の分布形状は、高次モード比例外力分布形の影響により複雑で凹凸の激しい形になる。等価外力の分布形状を把握するためには、3次モードまでの考慮が適当であろう。

(2) モードの最大応答との比較

等価外力分布形における係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ と、地震応答解析による等価最大応答層間変位のモード間の比、あるいは等価最大応答加速度のモード間の比とを比較検討する。

m 次等価最大応答層間変位 ${}_m\delta$ は、3.3.1(2)で定義したように、各層の最大応答層間変位 $|\delta_j|_{\max}$ を足し合わせた各階床の仮想最大応答変位 $\{y'\}$ を弾性の刺激関数で展開して得られる。

$$y'_i = \sum_{j=1}^i |\delta_j|_{\max} \quad (4.3.6)$$

$${}_m\delta = \frac{{}_m\beta \{ {}_m u \}^T [M] \{ y' \}}{{}_m M} \quad (4.3.7)$$

ここに、 ${}_m\beta$: m 次刺激係数、 $\{ {}_m u \}$: m 次固有関数、 ${}_m M$: m 次等価質量、 $[M]$: 質量マトリクスである。
 m 次等価最大応答層間変位 ${}_m\delta$ と 1次等価最大応答層間変位 ${}_1\delta$ の比を ${}_m x_d$ と置く。

$${}_m x_d = \frac{{}_m\delta}{{}_1\delta} \quad (4.3.8)$$

同様に、 m 次等価最大応答加速度 ${}_m a$ は、各層の最大応答層せん断力 $|Q|_{\max}$ の差分による仮想震力 $\{ P' \}$ を弾性の刺激関数で展開して得られる。

$$\begin{aligned} P'_i &= |Q_i|_{\max} - |Q_{i+1}|_{\max} \quad (i = 1, 2, \dots, n-1) \\ &= |Q_i|_{\max} \quad (i = n) \end{aligned} \quad (4.3.9)$$

$${}_i a = \frac{{}_i\beta \{ {}_i u \}^T [M] \{ P' \}}{{}_i M} \quad (4.3.10)$$

m 次等価最大応答加速度 ${}_m a$ と 1次等価最大応答加速度 ${}_1 a$ の比を ${}_m x_a$ と置く。

$${}_m x_a = \frac{{}_m a}{{}_1 a} \quad (4.3.11)$$

等価外力分布形に関する係数 ${}_2 x_{eq}$ および ${}_3 x_{eq}$ 、等価最大応答層間変位に関する比率 ${}_2 x_d$ および ${}_3 x_d$ 、等価最大応答加速度に関する比率 ${}_2 x_a$ および ${}_3 x_a$ を比較して図4.3.3に示す。等価最大応答層間変位に関する比率 ${}_m x_d$ のみ変位の比であり、その他は加速度の比であるので、等価最大応答層間変位に関する比率 ${}_m x_d$ に対してのみ固有円振動数の比率の2乗 $({}_m \omega / {}_1 \omega)^2$ を乗じて比較する。検討対象は、構造物12cの(1)ens2に対する応答、(2)tew2に対する応答、の2種類である。入力地震動の倍率は、0.05倍、0.10倍、0.20倍、0.40倍、以降、0.20倍刻みで、全体塑性率 μ が4.0を超えるまで増大させる。最大応答は正負を区別し、それぞれに対して検討を行う。図4.3.3では、横軸を全体塑性率 μ としてプロットしている。同図では、弾性加速度応答スペクトルより算出した加速度応答スペクトル値の比率 ${}_m S_a / {}_1 S_a$ も合わせて示している。

4.2.1(1)に示したように、 n 自由度を有する多自由度系は、 n 個の1自由度系に展開することができる。それぞれの構成方程式は式4.3.12および式4.3.13である。

$$\{ P \} = [K] \{ y \} \quad (4.3.12)$$

$${}_m Q = {}_m \omega^2 {}_m M {}_m y \quad (4.3.13)$$

ここに、 $\{ y \}$: 各階の床の変位、 $\{ P \}$: 各階の外力、 $[K]$: 剛性マトリクス、 ${}_m M$: m 次等価質量、 ${}_m \omega$: m 次固有円振動数、 ${}_m Q$: m 次等価せん断力、 ${}_m y$: m 次等価変位である。

等価外力分布形の必要十分条件は、その m 次等価せん断力 ${}_m Q_{eq}$ が、式4.3.13の m 次等価変位 ${}_m y$ として m 次等価最大応答層間変位 ${}_m \delta$ を代入して得られる等価せん断力と等しいことである。等価外力分布形における m 次等価せん断力 ${}_m Q_{eq}$ は式4.3.14であるので、式4.3.15が成り立つ。

$$\begin{aligned}
{}_m Q_{\text{eq}} &= {}_m \beta \{ {}_m u \}^T \{ f \}_{\text{eq}} \\
&= {}_m \beta \{ {}_m u \}^T [M] \sum_{k=1}^N [{}_k x_{\text{eq}} \quad {}_k \beta \{ {}_k u \}] \\
&= {}_m M {}_m x_{\text{eq}}
\end{aligned} \tag{4.3.14}$$

$${}_m x_{\text{eq}} = {}_m \omega^2 {}_m \delta \tag{4.3.15}$$

m 次と1次の比をとり、 m 次の係数 ${}_m x_{\text{eq}}$ を1次の係数 ${}_1 x_{\text{eq}}$ で規準化すれば、式4.3.16となる。

$${}_m x_{\text{eq}} = \frac{{}_m \omega^2}{{}_1 \omega^2} {}_m x_d \tag{4.3.16}$$

式4.3.16は、構造物の変形が線形弾性内に収まる範囲においては成立するが、 n 次元ベクトル $\{w\}$ (w には P, y などがあてはまる)の展開の際に弾性の刺激関数 $\beta\{u\}$ を用いるため、弾性域を超えれば成り立たない。

図4.3.3において、 $\mu=0$ 軸の両隣の点は弾性域内の応答であり、等価外力分布形に関する係数 ${}_m x_{\text{eq}}$ と、等価最大応答層間変位の比率 ${}_m x_d$ に円振動数の比率の2乗 $({}_m \omega / {}_1 \omega)^2$ を乗じたものはほぼ等しい。弾性域を超えると両者には大きな差が生じ、入力地震動の倍率を増大に伴う変化は ${}_m x_d ({}_m \omega / {}_1 \omega)^2$ の方が大きい。加速度応答スペクトル値の比率 ${}_m S_a / {}_1 S_a$ と比べると、 ${}_m x_d ({}_m \omega / {}_1 \omega)^2$ はこれを超えて大きく変動する。等価外力分布形に関する2次の係数 ${}_2 x_{\text{eq}}$ の絶対値は、常に ${}_2 S_a / {}_1 S_a$ の絶対値より小さく、3次の係数 ${}_3 x_{\text{eq}}$ の絶対値は ${}_3 S_a / {}_1 S_a$ の絶対値を超えることもある。

このように、塑性域においては、等価外力分布形に関する係数 ${}_2 x_{\text{eq}}$ および ${}_3 x_{\text{eq}}$ は、等価最大応答層間変位に関する比率 ${}_2 x_d$ および ${}_3 x_d$ に円振動数の比率の2乗を乗じたものより小さい値である。両者はそれぞれ、等価外力および最大応答層間変位の分布形における1次モード比例形からのずれの指標であるので、ずれの度合いは最大応答層間変位の方が大きいことになる。外力分布形に高次モード比例成分を取り込んだ漸増載荷解析により、1次モード比例形からのずれがより大きい分布の層間変位を得ることができる。これは、3.2.1項で検討したように、漸増載荷解析において、高次モード比例外力と1次モード比例外力が合成して作用することにより、高次モード比例外力が単独で作用する場合よりも高次等価変位が増大するためである。

等価外力分布形に関する係数 ${}_m x_{\text{eq}}$ と等価最大応答加速度の比率 ${}_m x_a$ との関係については、理論的には両者は一致しない。等価外力分布形は最大応答層間変位を評価するための平均的な分布形であるのに対して、最大応答層せん断力には、高次モードの影響による層せん断力の増大が含まれるためである。そのため、高次の係数ほど、等価最大応答加速度の比率との差が大きくなると考えられる。図4.3.3によれば、等価外力分布形に関する係数と等価最大応答加速度の比率は、比較的近い値を示しており、入力地震動の倍率を増幅させた時の変動具合も似ている。全体塑性率3.0における等価外力分布形に関する係数と等価最大応答加速度の比率の差は、ens2に対する応答の2次で0.04、3次で0.22であり、tew2に対する応答の2次で0.15、3次で0.56である。3次の係数は、等価最大応答加速度の比率よりも大きい例が多いが、これは、等価外力分布形で考慮する次数を3次までにとどめているためである。

(3) 応答スペクトルの影響

応答スペクトル特性の異なる入力地震動に対する等価外力分布形の係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ の比較を図4.3.4に示す。検討対象は、(1)構造物12a、(2)構造物12c、(3)構造物12e、および(4)構造物12gの4種類に対し、位相特性 ens を組み合わせている。入力地震動の倍率は、0.05倍、0.10、0.20倍、0.40倍、以降、0.20倍刻みで、全体塑性率 μ が4.0を超えるまで増大させる。正負を区別した最大応答層間変位のそれぞれに対して検討を行う。図4.3.4は、横軸を全体塑性率としてプロットしている。また、各組み合わせのうち、図3.3.3に対応する解析例について、等価外力分布形と漸増載荷解析で得られる部材塑性率の分布を図4.3.5に示す。

構造物12aについて、係数 ${}_2x_{eq}$ では応答スペクトルの影響が明瞭に見られる。係数 ${}_2x_{eq}$ は、地震動の短周期の加速度応答が大きいほど負側の値であり、短周期の加速度応答が小さい $ens4$ では正の値である。これは、短周期の加速度応答が大きい入力地震動ほど、上層部増大型の変形分布になり、逆に、短周期の加速度応答が小さいほど、上層部増大型になることと対応している。係数 ${}_2x_{eq}$ の変動範囲は、 $-0.8\sim 0.6$ 程度である。係数 ${}_3x_{eq}$ は、応答スペクトルの関係が不明確であるが、 $0. \sim 1.6$ 程度の範囲で変動している。

構造物12cについて、係数 ${}_2x_{eq}$ は、構造物12aと同様に、地震動の短周期の加速度応答が大きいほど負側の値である。係数 ${}_2x_{eq}$ の変動範囲は $-0.9\sim 0.6$ 程度であるが、同一地震動では構造物12aと比べると負側の値である。係数 ${}_3x_{eq}$ は、逆に、地震動の短周期の加速度応答が大きいほど正側に大きい値となる傾向が見られる。係数 ${}_3x_{eq}$ は、全体塑性率 -2.0 付近で 3.0 程度に達するのを除けば、 $0. \sim 2.0$ 程度の範囲で変動している。

構造物12eについては、係数 ${}_2x_{eq}$ における応答スペクトルの影響が不明瞭であるが、図4.3.5(3)に採りあげた解析例では、構造物12aや構造物12cと同様、係数 ${}_2x_{eq}$ は、地震動の短周期の加速度応答が大きいほど負側の値である。係数 ${}_3x_{eq}$ は、構造物12cと同様、地震動の短周期の加速度応答が大きいほど正側に大きい値となる傾向が見られる。

構造物12gについては、応答スペクトルの違いによる係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ の値の差はあまり見られない。全体塑性率 3.0 を超える大変形では、係数 ${}_2x_{eq}$ の絶対値が小さくなり、係数 ${}_3x_{eq}$ が増大する。係数 ${}_3x_{eq}$ は 3.6 程度に達する。これは、最上層部と最下層部の両方に変形が集中し、中間層では変形が増大しない、という変形分布性状に対応している。

いずれの解析例について、全体塑性率 1.0 程度未満では、係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ は変動が激しいのに対し、それより大きい変形においては比較的変動の少ない安定した値を推移する。また、図2.3.14と対比すると、塑性域の等価最大応答層間変位の比の絶対値は弾性域の値よりも著しく大きくなるのに対して、塑性域における等価外力分布形の係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ の絶対値は、弾性域の値よりも小さいか同程度である。

(4) 位相特性の影響

目標加速度応答スペクトルが同一で位相特性が異なる5種類の入力地震動に対する等価外力分布形の係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ の比較を図4.3.6に示す。検討対象は、(1)構造物12aと応答スペクトル $Sa4$

の組み合わせ (12a-Sa4と略記)、(2) 構造物12c と応答スペクトル Sa2の組み合わせ (12c-Sa2)、および(3) 構造物12e と応答スペクトル Sa3 (12e-Sa3)、の3種類である。いずれにおいても、入力地震動の倍率は、0.05倍, 0.10, 0.20倍, 0.40倍、以降、0.20倍刻みで、全体塑性率 μ が4.0を超えるまで増大させ、正負を区別した最大応答層間変位のそれぞれに対して検討を行う。

耐震設計において入力を応答スペクトルで与えることを考えれば、与えられた応答スペクトルに対する等価外力分布形を一元化できれば、それを利用することができる。しかし、図4.3.6に示すように、応答スペクトル特性が同一であっても、地震動時刻歴が異なることにより等価外力分布形に関する係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ も大きく変化する。全体塑性率2.0程度に着目すれば、12a-Sa4の係数 ${}_2x_{eq}$ は0.05~0.35、係数 ${}_3x_{eq}$ は0.4~2.0程度であり、12c-Sa2の係数 ${}_2x_{eq}$ は-0.1~-1.0、係数 ${}_3x_{eq}$ は0.4~1.5程度であり、12g-Sa3の係数 ${}_2x_{eq}$ は0.~-0.6、係数 ${}_3x_{eq}$ は0.5~2.2程度である。2次の係数 ${}_2x_{eq}$ の変動の幅は0.4~1.0程度で収まっているのに対し、3次の係数 ${}_3x_{eq}$ は変動の幅が著しく広い。ただし、係数 ${}_3x_{eq}$ が正の値になることはすべての解析例で一致している。

12c-Sa2に関して、誤差 ε を階数 n で除したものの平方根 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ を図4.3.7に示す。図4.3.7(1)は、入力地震動ごとに算出した等価外力分布形に対する誤差である。図4.3.7(2)は、ens2の正側の応答に対して算出した等価外力分布形を、同加速度倍率の他の地震動に対して適用した際の誤差である。

入力地震動ごとに等価外力分布形を算出すれば、 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ は概ね0.1以下である。ens2の正側の応答に対して算出した等価外力分布形を他の入力地震動に対する応答に適用すれば、 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ は、kns2の負側で0.2程度に収まっている以外、hew2, tew2および tns2では0.5を超える場合がある。

(5) 設計外力分布形の影響

設計外力分布を変動因子とした3種類の構造物群における等価外力分布形の係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ の比較を図4.3.8に示す。入力地震動は ens2および ens4とし、その倍率を0.05倍, 0.10, 0.20倍, 0.40倍、以降、0.20倍刻みで、全体塑性率 μ が4.0を超えるまで増大させる。正負を区別した最大応答層間変位のそれぞれに対して検討を行う。

ens2に対する3種類の構造物における等価外力分布形の係数を比較すると、全体塑性率1.0付近から3種類の係数に差が生じ、2次の係数 ${}_2x_{eq}$ は構造物12cNほど負側にシフトした値であり、3次の係数 ${}_3x_{eq}$ は構造物12cPほど正側にシフトした値である。全体塑性率2.0付近における各構造物間の係数の差は、2次の係数 ${}_2x_{eq}$ については0.08程度、3次の係数 ${}_2x_{eq}$ については0.19程度であり、いずれも大きくはない。ens4に対する等価外力分布形については、3種類の構造物間でほとんど差がない。

構造物12cPは、設計外力分布形における2次の係数の絶対値を低減させた構造物であり、上層部の部材が相対的に弱い。構造物12c0と比較すると、構造物12cPの地震応答は上層部増大型であり、同一の外力分布形による漸増載荷解析結果も上層部の変形が増大する。後者の増大の割合が大きければ、等価外力分布形の2次の係数は正側にシフトし、増大の割合が小さければ負側にシフトすることになる。

図2.3.18によれば、全体塑性率2.0程度において、構造物12cPと構造物12c0の等価最大応答層間

変位の2次と1次の比の差は0.04程度である。一方、図3.2.16によれば、漸増載荷解析における外力分布形の2次の係数が-1.0~0.2程度においては、構造物12cPと構造物12c0の2次等価変位と1次等価変位の比の差は0.04以上である。ゆえに、構造物12cPの等価外力分布形の2次の係数は、構造物12c0と同程度か、正側にシフトする傾向にある。

3種類の構造物とens2およびens4の各組み合わせについて、誤差 ε を階数 n で除したものの平方根 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ を図4.3.9に示す。図の一方は、構造物ごとに算出した等価外力分布形に対する誤差であり、もう一方は、構造物12c0に対して算出した等価外力分布形を、他の2種類の構造物に適用した際の誤差である。

構造物と入力地震動の組み合わせごとに等価外力分布形を算出すれば、 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ は、正側の応答については、ens2では0.07未満であり、ens4では概ね0.02未満である。構造物12c0に対して算出した等価外力分布形を他の2種類の構造物の応答に適用しても、 $(\varepsilon/n)^{1/2}$ は、ens2では0.12未満であり、ens4では0.08未満である。個別に等価外力分布形を算出した場合に比べれば、特にens4について、著しく誤差は増大しているが、比較的小さい誤差に収まっているとも言える。

このように、構造物の設計外力分布形や部材の耐力の分布が等価外力分布形に及ぼす影響は比較的小さい。

(6) 弾性剛性の分布の影響

弾性剛性の分布を変動因子とした3種類の構造物群における等価外力分布形の係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ の比較を図4.3.10に示す。入力地震動はens2およびens4とし、その倍率を0.05倍、0.10、0.20倍、0.40倍、以降、0.20倍刻みで、全体塑性率 μ が4.0を超えるまで増大させる。正負を区別した最大応答層間変位のそれぞれに対して検討を行う。

ens2に対する等価外力分布形の係数を比較すると全体塑性率0.5付近から構造物12cBと他の2構造物との差が生じ、全体塑性率2.0付近から構造物12cAと構造物12cとの間にも差が生じる。2次の係数 ${}_2x_{eq}$ は構造物12cBほど小さく、3次の係数 ${}_3x_{eq}$ は構造物12cBの方が若干大きい。3.3.4(6)にて検討したように、ens2に対する2次等価最大応答層間変位は負の値であり、各構造物で大差はない。図4.2.17と対応させて考えれば、同一の負の2次等価変位を与える2次の係数 ${}_2\alpha$ は、構造物12cBほど絶対値が小さくなる。

一方、ens4に対する等価外力分布形の係数を比較すると、各構造物間でほとんど差がない。弾性剛性の分布の影響には、入力地震動の位相特性の影響も大きく関わってきて、その解明は難しい。

(7) 降伏点剛性低下率の影響

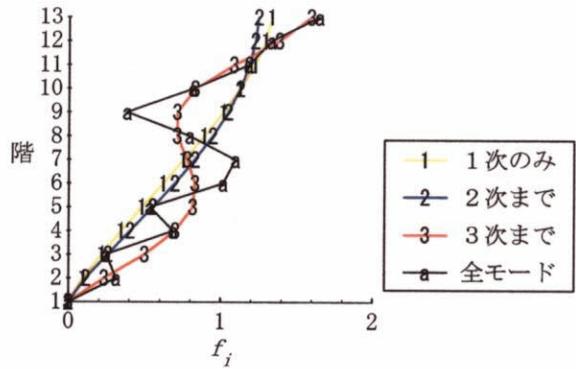
弾性剛性の分布を変動因子とした3種類の構造物群における等価外力分布形の係数 ${}_2x_{eq}$ および ${}_3x_{eq}$ の比較を図4.3.10に示す。入力地震動はens2およびens4とし、その倍率を0.05倍、0.10、0.20倍、0.40倍、以降、0.20倍刻みで、全体塑性率 μ が4.0を超えるまで増大させ、応答の正負を区別している。

ens2に対する等価外力分布形の係数を比較すると全体塑性率0.5付近から構造物12cB と他の2構造物との差が生じ、全体塑性率2.0付近から構造物12cA と構造物12c との間にも差が生じる。2次の係数 ${}_2x_{eq}$ は構造物12cBほど小さく、3次の係数 ${}_3x_{eq}$ は構造物12cBの方が若干大きい。3.3.4(6)にて検討したように、ens2に対する2次等価最大応答層間変位は負の値であり、各構造物で大差はない。図4.2.17と対応させて考えれば、同一の負の2次等価変位を与える2次の係数 ${}_2\alpha$ は、構造物12cBほど絶対値が小さくなる。

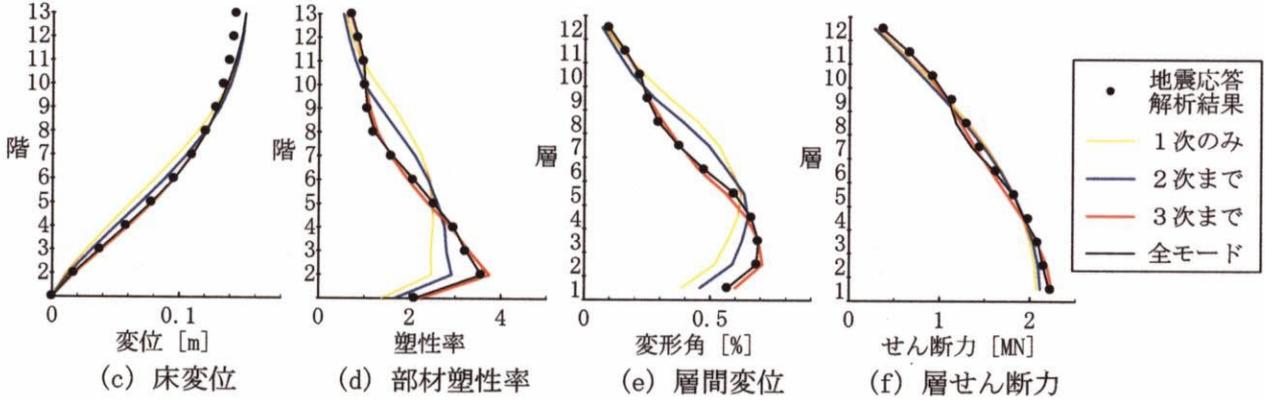
一方、tns2に対する等価外力分布形の係数を比較すると、各構造物間でほとんど差がない。弾性剛性の分布の影響には、入力地震動の位相特性の影響も大きく関わってきて、その解明は難しい。

(a) 等価外力分布形の係数

	2^X	3^X	4^X	$5\sim 12^X$
2次まで考慮	0.17	-	-	-
3次まで考慮	0.14	1.13	-	-
4次まで考慮	0.14	1.09	-0.52	-
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
全モード考慮	0.13	1.09	-0.60	⋯



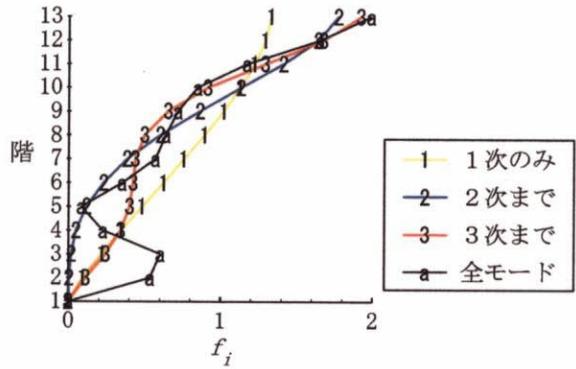
(b) 外力分布形



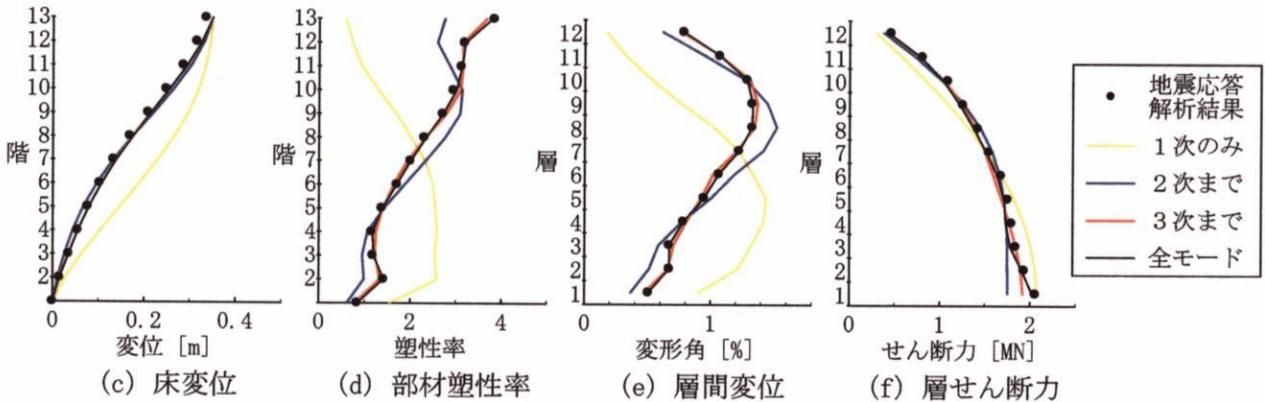
(1) 12a-ens4(1.21)

(a) 等価外力分布形の係数

	2^X	3^X	4^X	$5\sim 12^X$
2次まで考慮	-0.87	-	-	-
3次まで考慮	-0.68	0.84	-	-
4次まで考慮	-0.68	0.84	0.0	-
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
全モード考慮	-0.65	0.84	-0.01	⋯



(b) 外力分布形

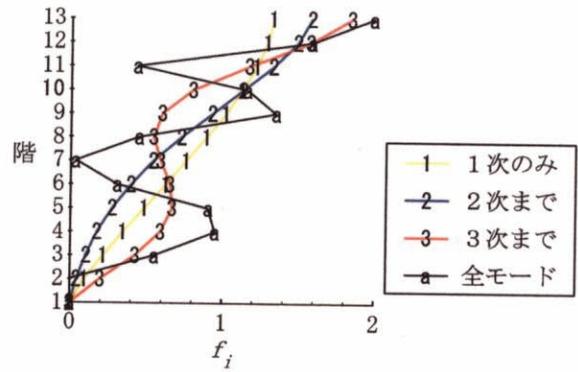


(2) 12c-ens2(1.40)

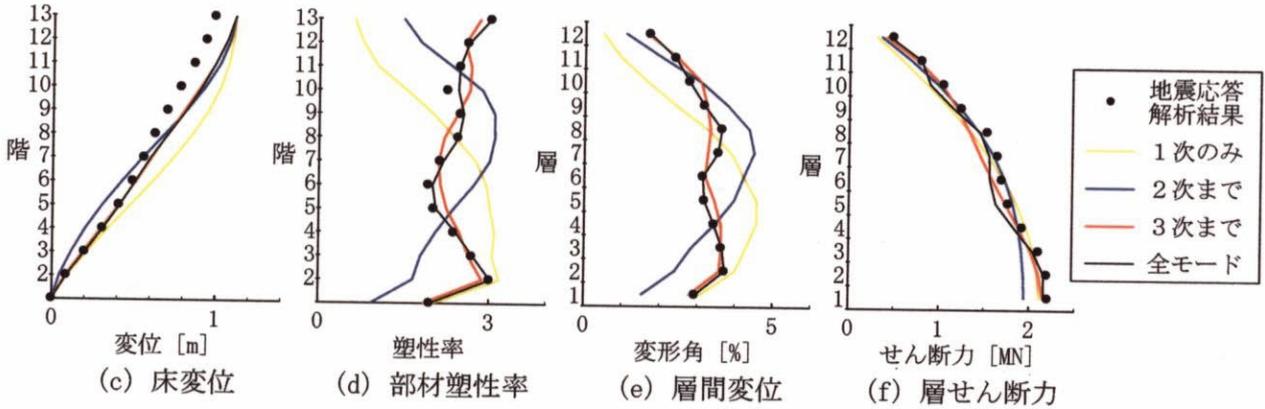
図4.3.1 等価外力分布形の係数と地震応答解析結果との比較 -その1-

(a) 等価外力分布形の係数

	2^X	3^X	4^X	$5\sim 12^X$
2次まで考慮	-0.50	-	-	-
3次まで考慮	-0.29	1.27	-	-
4次まで考慮	-0.29	1.29	0.14	-
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
全モード考慮	-0.28	1.18	0.68	...



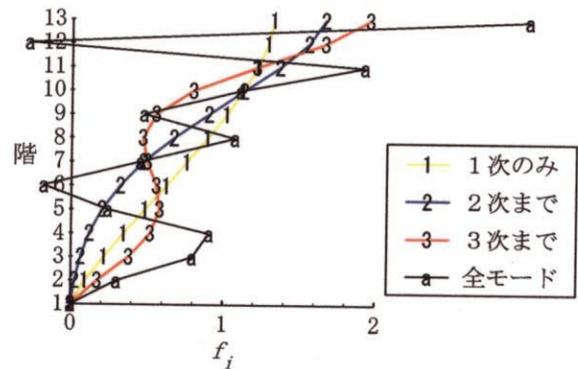
(b) 外力分布形



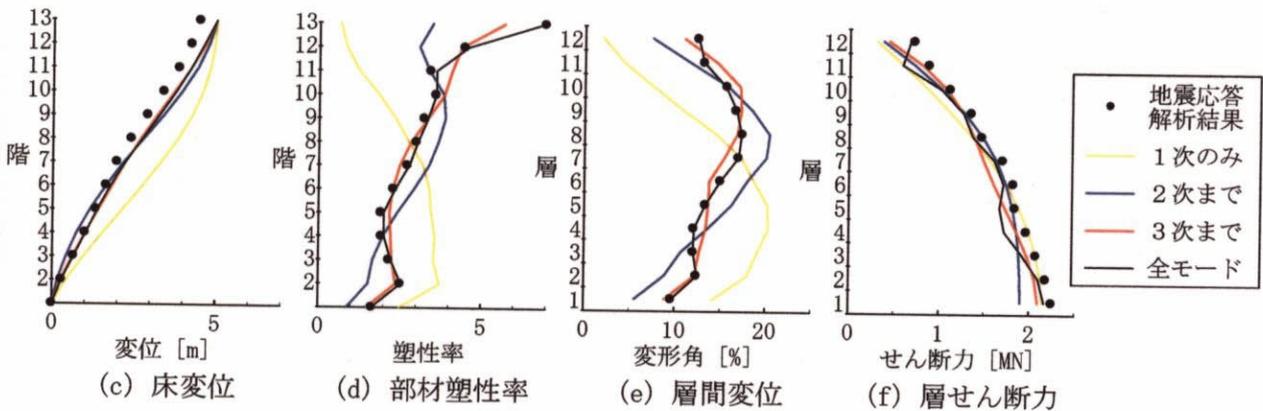
(3) 12e-ens2(2.00)

(a) 等価外力分布形の係数

	2^X	3^X	4^X	$5\sim 12^X$
2次まで考慮	-0.67	-	-	-
3次まで考慮	-0.51	1.29	-	-
4次まで考慮	-0.51	1.29	0.02	-
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
全モード考慮	-0.47	0.95	0.55	...



(b) 外力分布形



(4) 12g-ens2(2.88)

図4.3.1 等価外力分布形の係数と地震応答解析結果との比較 -その2-

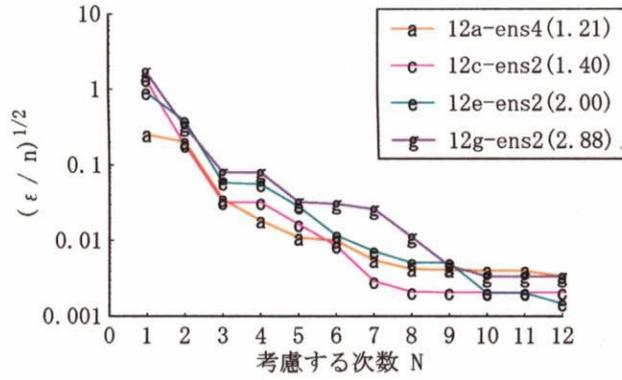
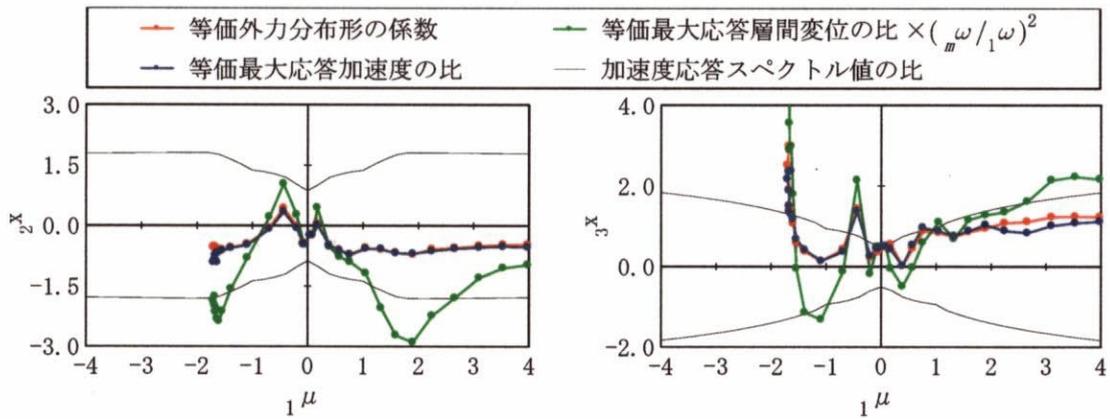
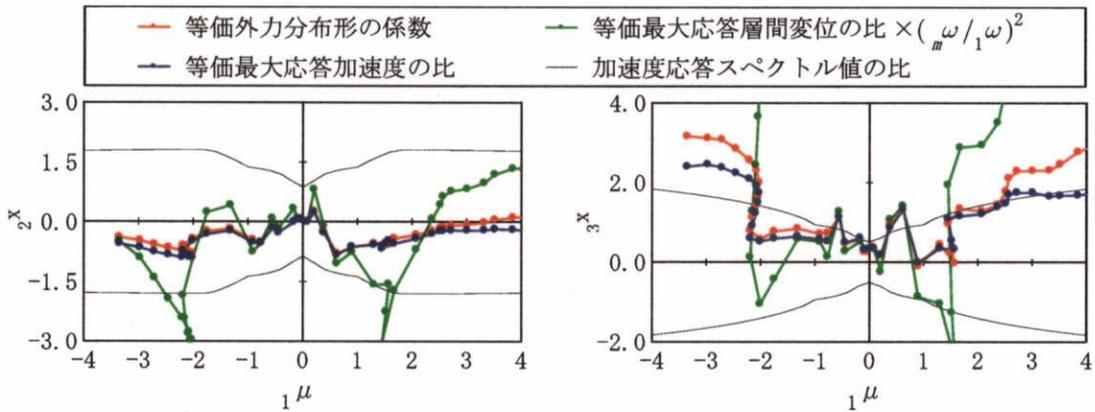


図4.3.2 考慮する次数と推定誤差



(1a) 12c-ens2, 2次の係数

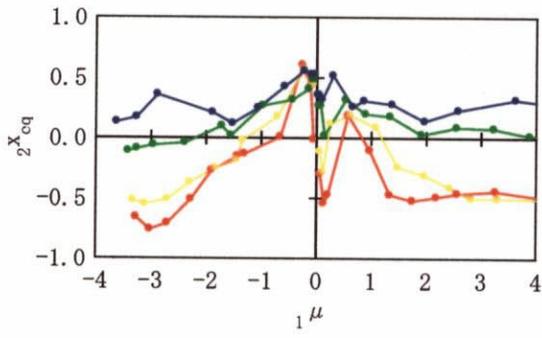
(1b) 12c-ens2, 3次の係数



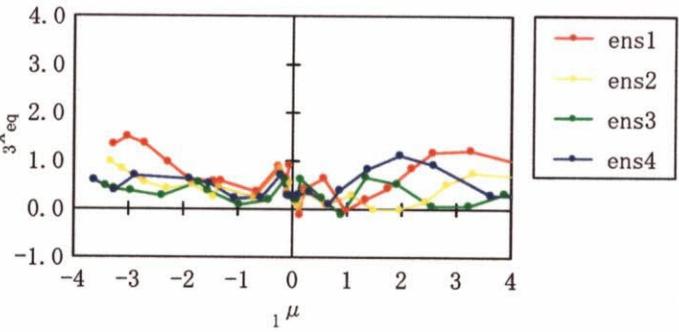
(2a) 12c-tew2, 2次の係数

(2b) 12c-tew2, 3次の係数

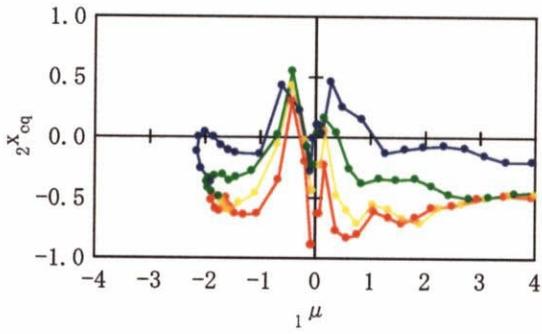
図4.3.3 等価外力分布形の係数とモードの応答の比率



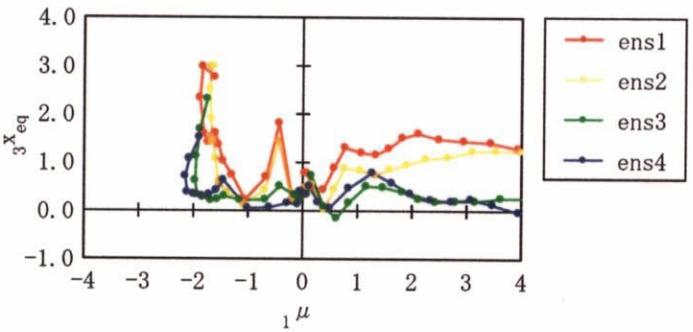
(1a) 12a-ens, 2 次の係数



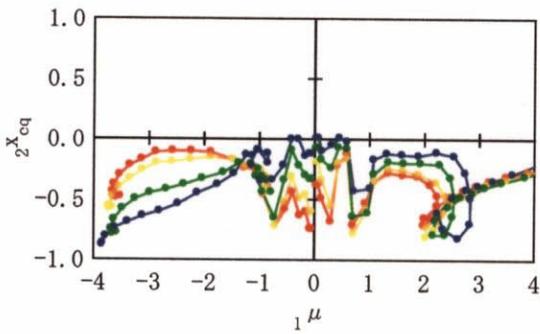
(1b) 12a-ens, 3 次の係数



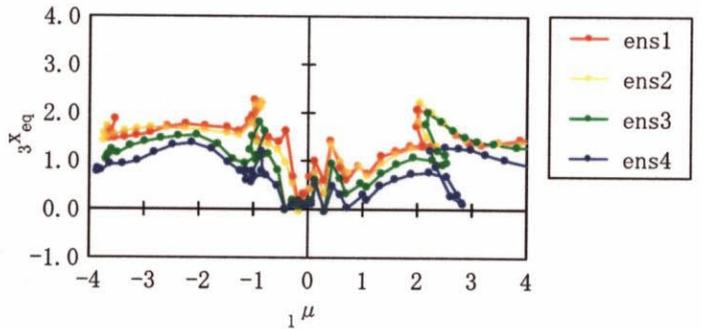
(2a) 12c-ens, 2 次の係数



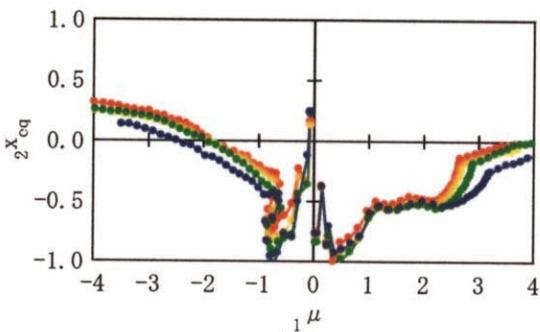
(2b) 12c-ens, 3 次の係数



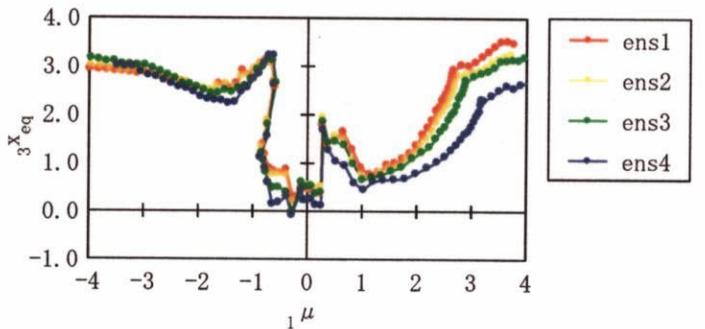
(3a) 12e-ens, 2 次の係数



(3b) 12e-ens, 3 次の係数



(4a) 12g-ens, 2 次の係数

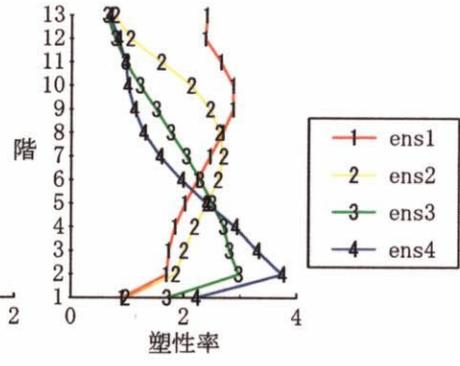
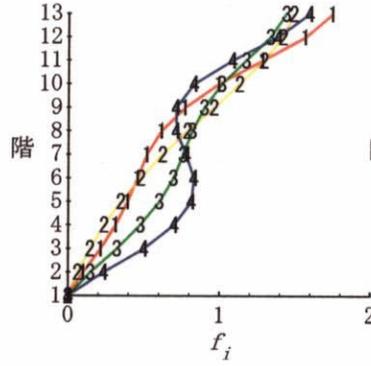


(4b) 12g-ens, 3 次の係数

図4.3.4 等価外力分布形の係数 —応答スペクトルの影響—

(a) 等価外力分布形の係数

	${}_2X$	${}_3X$
ens1(1.04)	-0.51	0.52
ens2(1.01)	-0.31	-0.01
ens3(1.03)	0.04	0.43
ens4(1.21)	0.14	1.13



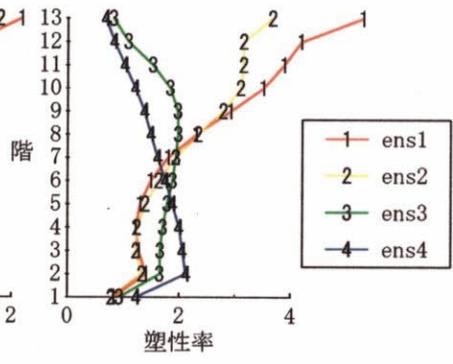
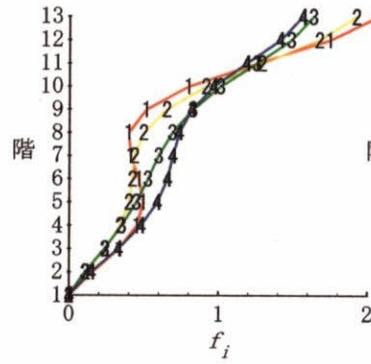
(b) 等価外力分布形

(c) 部材塑性率

(1) 構造物 12a と位相特性 ens の組み合わせ

(a) 等価外力分布形の係数

	${}_2X$	${}_3X$
ens1(1.42)	-0.71	1.29
ens2(1.40)	-0.68	0.84
ens3(1.27)	-0.34	0.45
ens4(1.17)	-0.10	0.62



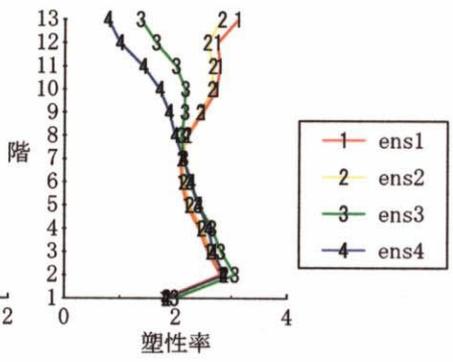
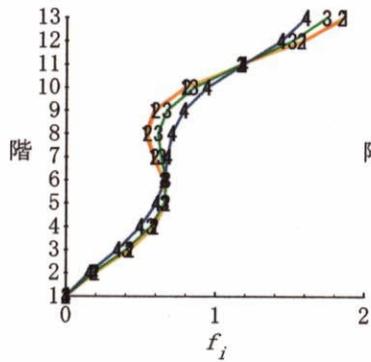
(b) 等価外力分布形

(c) 部材塑性率

(2) 構造物 12c と位相特性 ens の組み合わせ

(a) 等価外力分布形の係数

	${}_2X$	${}_3X$
ens1(2.00)	-0.31	1.31
ens2(2.00)	-0.29	1.27
ens3(2.00)	-0.20	1.07
ens4(2.00)	-0.13	0.72

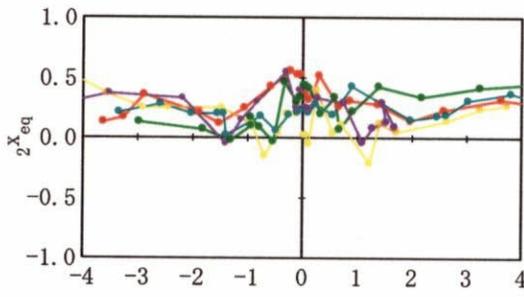


(b) 等価外力分布形

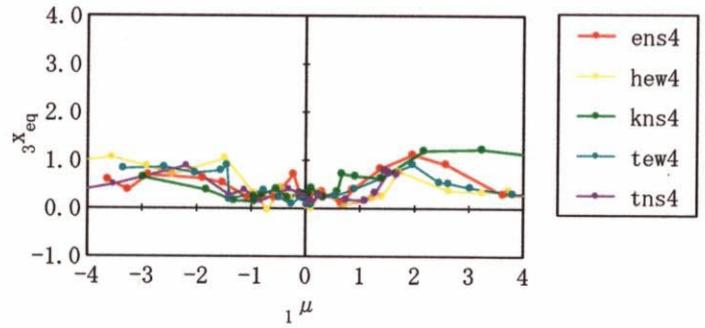
(c) 部材塑性率

(3) 構造物 12e と位相特性 ens の組み合わせ

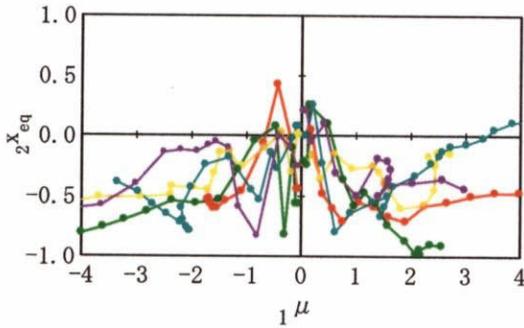
図4.3.5 等価外力分布形と部材塑性率 — 応答スペクトルの影響 —



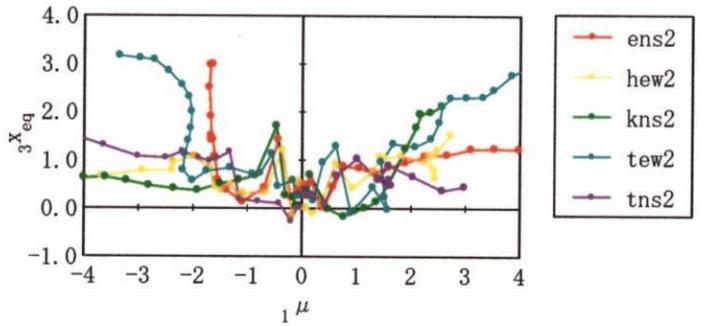
(1a) 12a-Sa4, 2次の係数



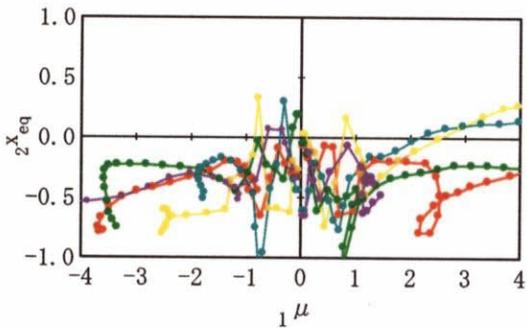
(1b) 12a-Sa4, 3次の係数



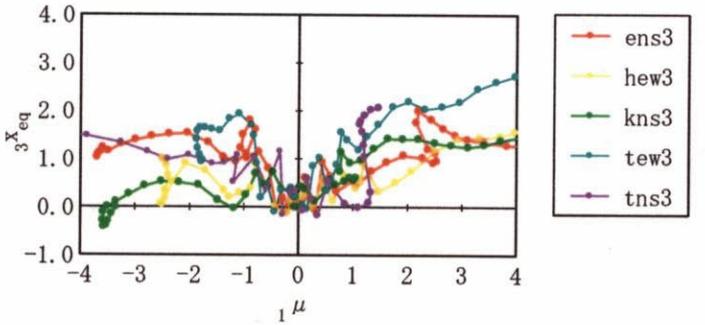
(2a) 12c-Sa2, 2次の係数



(2b) 12c-Sa2, 3次の係数

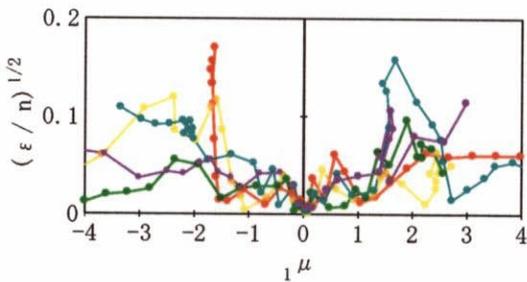


(3a) 12e-Sa3, 2次の係数

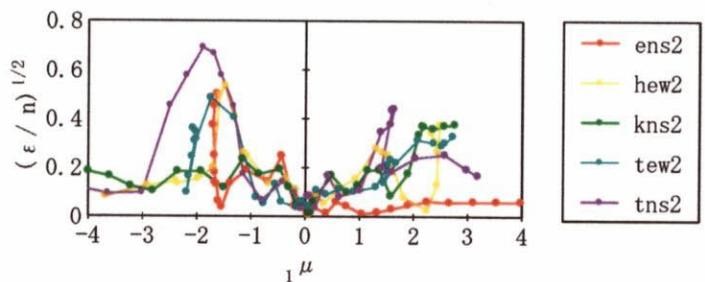


(3b) 12e-Sa3, 3次の係数

図4.3.6 等価外力分布形の係数 一位相特性の影響一

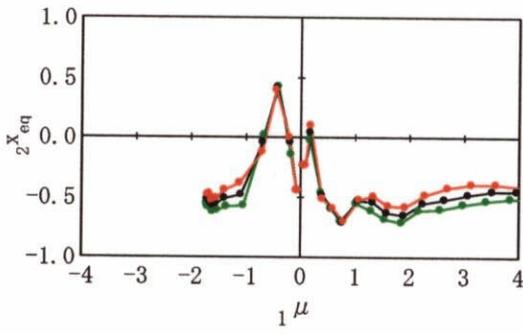


(1) 入力地震動ごとの等価外力分布形

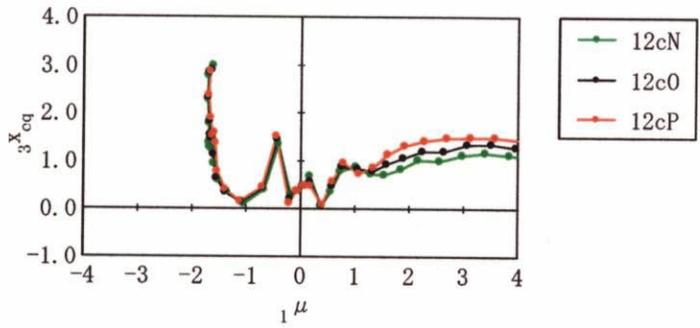


(2) ens2 の正側の等価外力分布形 (12c-Sa2)

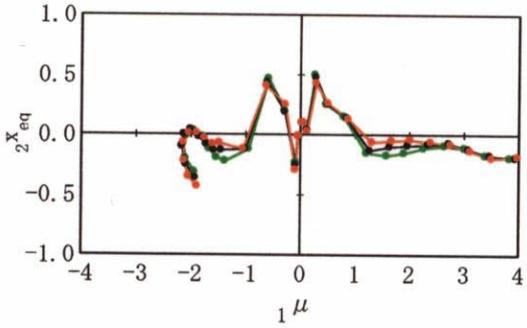
図4.3.7 推定誤差 一位相特性の影響一



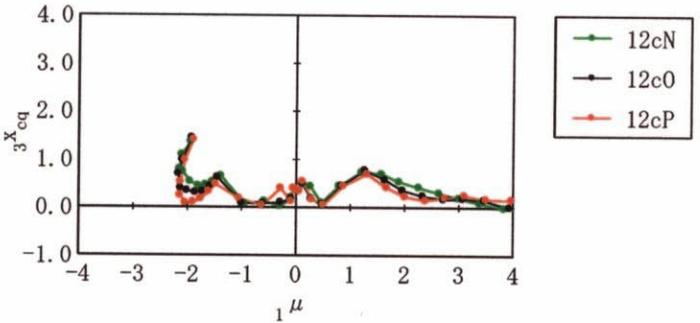
(1a) 12c-ens2, 2次の係数



(1b) 12c-ens2, 3次の係数

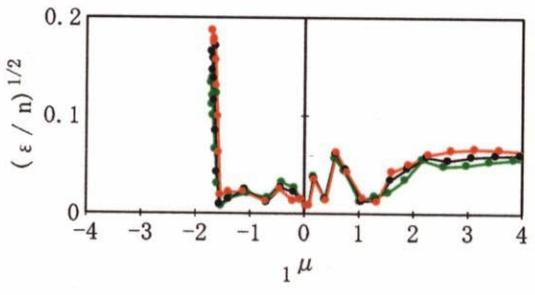


(2a) 12c-ens4, 2次の係数

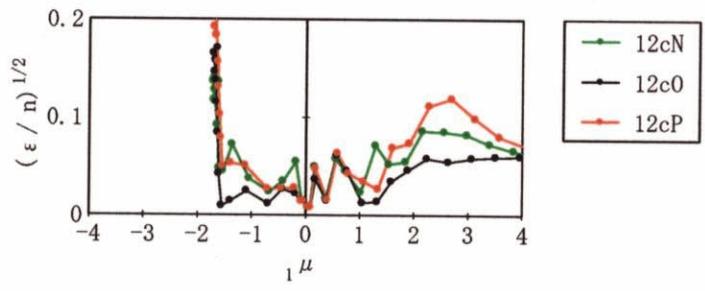


(2b) 12c-ens4, 3次の係数

図4.3.8 等価外力分布形の係数 —設計外力分布形の影響—

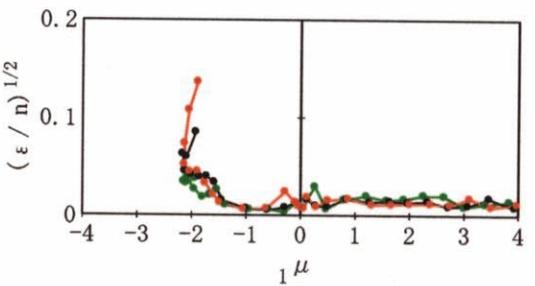


(1a) 構造物ごとの等価外力分布形

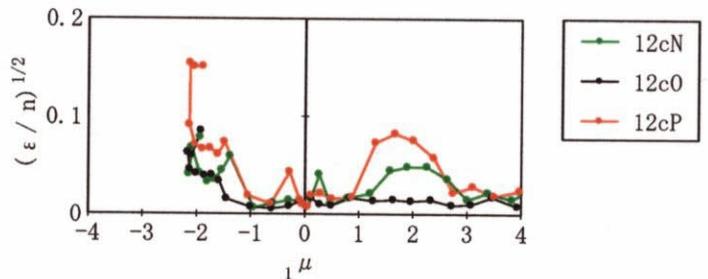


(1b) 12c0の等価外力分布形

(ens2)



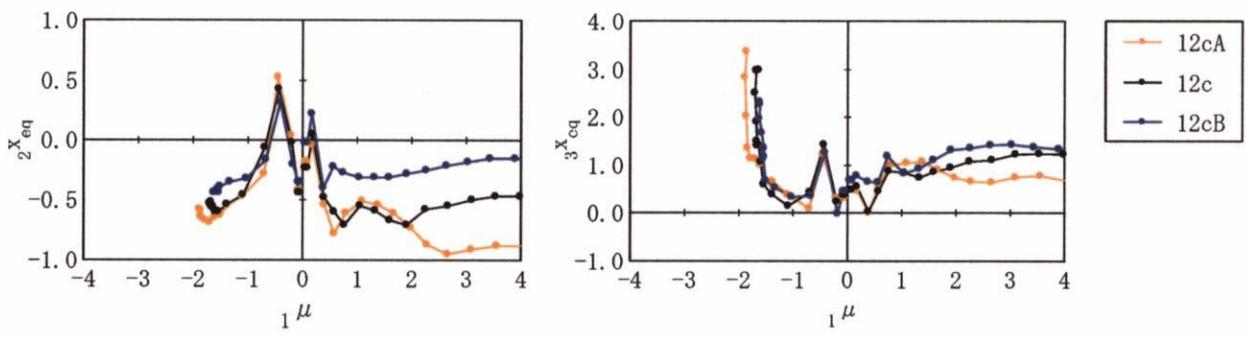
(2a) 構造物ごとの等価外力分布形



(2b) 12c0の等価外力分布形

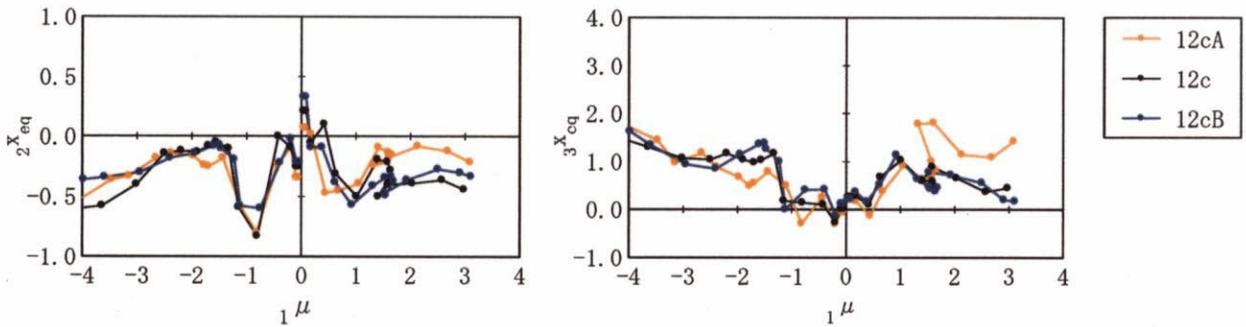
(ens4)

図4.3.9 推定誤差 —設計外力分布形の影響—



(1a) 12c-ens2, 2次の係数

(1b) 12c-ens2, 3次の係数



(2a) 12c-tns2, 2次の係数

(2b) 12c-tns2, 3次の係数

図4.3.10 等価外力分布形の係数 —弾性剛性の分布の影響—

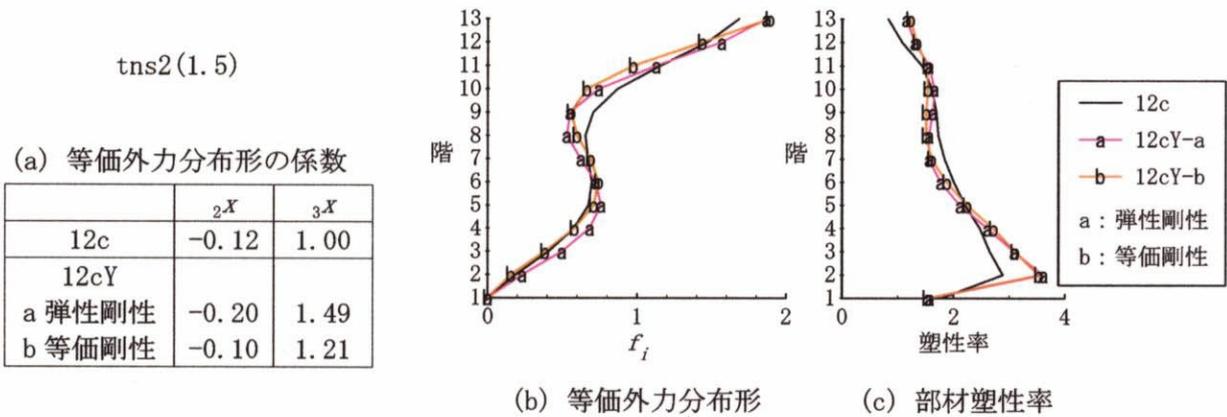


図4.3.11 等価外力分布形と部材塑性率 —降伏点剛性低下率の影響—

4.4 まとめ

本章では、静的漸増載荷解析における外力分布形の影響について検討した。

外力分布形としては、弾性固有モード比例形、モードの絶対値和、モードの2乗和平方、モードの直和、モードの差分、および層せん断力係数の分布係数 A_i の6種類を採りあげた。モードの絶対値和、モードの2乗和平方、および、層せん断力係数の分布係数 A_i については、対応する外力分布形への変換は、全層の層せん断力の向きが同じであると仮定した。

6種類のうち、弾性固有モード比例形と A_i 分布の2種類は構造物のみで決定する。残りの4種類はモードの応答に関係し、与えられる設計応答スペクトルに依存する。

各外力分布形を弾性固有モード比例外力に分解すれば、モードの2乗和平方や絶対値和は2次の成分が比較的小さいのに対し、モードの直和および差分は2次の成分が極端に大きい。これら4種類の外力分布形はいずれも、構造物の固有周期が長く、短周期の加速度応答が大きい応答スペクトルほど、高次の成分が増大する。 A_i 分布はモードの絶対値和に比較的近く、それに加えて4次以上のモードを最上層の層せん断力を増大する向きで足し合わせた分布形である。

漸増載荷解析で得られる1次等価せん断力-1次等価変位関係においては、外力分布形の影響は小さい。部材の降伏点割線剛性低下率の分布の異なる構造物や、部分崩壊型の構造物においても、1次等価せん断力-1次等価変位関係については、漸増載荷時の外力分布形や、等価系へ展開する際に用いる刺激関数の影響は小さい。構造物を等価な1自由度系へ縮約する際には、弾性1次モード比例外力分布形で漸増載荷解析を行い、弾性刺激関数を用いて展開すれば良い。

これに対して、2次や3次の等価せん断力-等価変位関係では外力分布形の影響が大きい。高次モード比例外力を単独で作用させても生じる高次等価変位は小さいが、モードの直和やモードの差分のように、1次モード比例外力と合成させて作用させれば、高次等価変位は著しく増大する。1次モード比例外力に、微小な高次モード比例外力が組み合わさることにより、構造物内の変形分布が変わり塑性化する部位が偏在するようになり、その部位の変形の増大が高次等価変位として計上されるためである。

漸増載荷解析で得られる層せん断力-層間変位関係において、梁降伏が先行する場合の降伏層せん断力は外力分布形の影響を受ける。降伏層せん断力は、その層の層せん断力係数が相対的に大きいほど大きくなる。特に、上層部の層せん断力係数が大きい A_i 分布、モードの差分、モードの絶対値和では上層部の降伏層せん断力が大きくなる。中層部の降伏層せん断力について外力分布形の影響はほとんど無く、下層部でもその影響は小さい。

異なる外力分布形による漸増載荷解析結果について、1次等価変位が等しい時の応力と変形の分布を比較した。

層せん断力については、2次モード比例外力による層せん断力がゼロになる層の近辺で全ての外力分布形の層せん断力がほぼ等しくなり、それより上層部では、モードの差分、1次モード比例、

モードの直和の順に大きく、下層部はその反対である。外力分布形における高次モード比例成分を微小に変化させることにより、特に、上層部の層せん断力が大きく変化する。

層間変位および部材の塑性率については、外力分布形の違いによる差が大きく、全体塑性率が大きくなるほどそれは顕著である。外力分布形間の大小関係は、層せん断力とほぼ同じである。外力分布形の違いにより部材の降伏が生じるか否かという差が生じると、該当部材に隣接する層の層間変位の差が大きくなる。特に、上層部の部材が降伏する場合には、外力分布形における高次モード比例成分を微小に変化させることにより、部材の塑性率も著しく大きく変化する。

各階の床変位を固有モードに展開することにより各次等価変位が得られる。設計層せん断力係数分布と同じ外力分布形で載荷すれば、全体塑性率が増大しても変形は均等分布型であり、高次等価変位はゼロである。設計層せん断力係数分布を基準に、高次等価加速度を負側にシフトさせた外力分布形で載荷すれば高次等価変位は負側に増大し、正側にシフトさせた外力分布形であれば高次等価変位は正側に増大する。

地震応答における最大応答変形の分布に最も近い変形分布を与え得る外力分布形を等価外力分布形と定義し、これを3次までのモード比例外力の線形和として表すことにし、さまざまな構造物と入力地震動の組み合わせについて等価外力分布形を算出した。

等価外力分布形は、構造物や入力地震動の応答スペクトル特性に依存するのみならず、入力地震動の位相特性や強さ（倍率）にも依存するので定式化は困難である。ただし、設計外力分布形や部材の耐力の分布が等価外力分布形に及ぼす影響は比較的小さい。