

論文 除荷時の剛性を考慮した中低層 RC 造建物の応答変位予測式

伊藤 嘉則*1・楠 浩一*2

要旨: 曲げ降伏先行型の履歴則の一つに用いられている剛性低下型の復元力特性において, 除荷時の剛性は履歴消費エネルギーの大きさに影響を及ぼす。本論文は, 除荷時の剛性をパラメータとする地震応答解析を行った。その結果, 除荷時の剛性が低下するに伴い応答変位が増大する傾向は, 等価粘性減衰定数が小さくなっていることが要因であることを示した。また, 等価粘性減衰定数の縮小を簡単な係数で表し, それを既往研究で提案した応答変位の予測式に乗じて評価することで除荷時の剛性を考慮できる予測手法を示した。

キーワード: 除荷時の剛性低下指数, 応答変位予測式, 等価粘性減衰定数, 地震応答

1. はじめに

中低層鉄筋コンクリート造建築物の耐震性能において, 塑性変形を許容する場合は, 地震動による入力エネルギーを履歴消費エネルギーによって吸収し変形性能を有することが望まれる。設計そのものは, 部材の終局強度を規定した耐震設計指針に変形性状を考慮して改訂された日本建築学会編の「靱性保証型の耐震設計指針」¹⁾を参照することが多い。同指針では, 鉄筋による拘束効果などを加味した配筋規定が明確化され, 部材の変形性能を確保することを規定している。しかし, 地震時に生じる応答変位を直接算出する設計手法にはなっていない。近年の建物に対する要求性能としては, 単に倒壊を阻止するだけでなく地震後も支障なく建物を継続利用できることが望まれている。それらを踏まえて, 地震時に生じる応答変位を陽に算出できる設計法となる「等価線形化法に基づく耐震性能評価型の設計指針(案)」²⁾が示された。

筆者らにおいては, 従来, 個別解析法と扱われてきた地震応答解析において多数の地震波(観測地震波および模擬地震波を併せた計 396 波)を用いた解析を行い, 中低層鉄筋コンクリート造建築物の応答変位に関する一般的な傾向を見出し, 応答変位の予測式に関する検証を進めている^{3)~5)}。具体的には, 等価線形化法で用いられる減衰補正係数や等価周期を係数化し, 簡易に応答変位を算定できる手法の提案を試みている。検証に際しては, 地震動が建物に与える最大ポテンシャルエネルギー, すなわち, 入力エネルギーとみなすことができる速度応答スペクトル(減衰は 5%)に着目している。ただし, 実際のスペクトル形状は凹凸を有する複雑さがあることを踏まえて建物の降伏点周期に応じて積分範囲を変化させて求める平均値(以下, 速度スペクトル平均値 $aveS_v$ とする)

を取り上げている。予測式の提案そのものは, 式(1)に示すように, $aveS_v$ の積分範囲となる周期帯を降伏点周期 T_y の 0.9~1.1 倍とし, それを特定周期 0.2 秒で除した $aveS_v$ を定義したうえで 0.16 を乗じる形となっている。

$$cal\delta_{max} = 0.16 aveS_v \quad (1a)$$

$$\text{ここで, } aveS_v = \frac{1}{0.2} \cdot \int_{0.9T_y}^{1.1T_y} S_v(h_{0.05}) dT \quad (1b)$$

式(1)は, 曲げ降伏先行型の建物を対象としており, 地震応答解析を行う際の復元力特性は除荷時の剛性を K_y/μ_y で表した際の γ を $\gamma=0.4$ とする検証を進めてきた。ここで, K_y は降伏点時の等価剛性, μ_y は塑性率を表し, γ を除荷時の剛性低下指数と呼ぶ。しかし, 繰返しの地震動を受けると曲げ降伏後のせん断破壊や主筋の付着劣化により履歴特性に耐力低下やスリップ特性が生じることがあり, この特性を有する建物に対して等価線形化法を用いて応答変位を評価する検証がなされるに至っている⁶⁾。一方, 式(1)で曲げ降伏先行型の建物を対象とするに際しても, γ は復元力特性の仮定に対するばらつきの一つとなる。 γ そのものは, 履歴消費エネルギーの大きさに影響を及ぼし, 入力地震波が同じにあっても応答変位は異なる値をとる⁷⁾。すなわち, γ も地震時応答に影響を与えるパラメータとなるが, 耐力低下やスリップ特性に関する検証に比べて研究事例は多いとはいえない。

本論文は, 文献 5)で行った地震応答解析(地震波の入力速度の最大値を 10Kine~130Kine とした際に得られた応答変位)に除荷時の剛性低下指数 γ をパラメータに追加した。 γ の違いによる応答変位の差異は, 等価粘性減衰定数の観点で検証し, その結果を用いて γ の違いを考慮できる応答変位予測式の提示を目的とした。

*1 東京大学地震研究所 共同研究員 修士(工学) (正会員)
(建材試験センター)

*2 東京大学地震研究所 教授 博士(工学) (正会員)

($T_y \approx 0.5s \sim 1.5s$) が塑性率 $\mu=5$ 程度の時の等価周期 (約 $1.1s \sim 3.4s$) を考慮した $4s$ までを示した。速度応答スペクトルの計算刻み時間は、 $0.01s$ とした。

3. 応答変位と速度スペクトル平均値の関係

図-3 に、応答解析から得られた履歴曲線として、想定3階建て、 $C_{yb}=0.3$ に着目し、模擬地震波および観測地震波それぞれ代表例を示す。図は、除荷時の剛性低下指数 γ の比較で図示しており、図中の○印は、応答変位の正負絶対値の最大値を表す。図において、直下型地震動となる兵庫県南部地震をみると、入力速度 $40Kine$ では $\gamma=0.4, 0.5, 0.6$ いずれも応答変位の最大値が正側で得られているが、入力速度 $60Kine$ での $\gamma=0.4, 0.5$ は負側と符号が反転している。しかし、入力速度 $80Kine$ ではいずれの γ も負側、入力速度 $120Kine$ ではいずれの γ も正側となっている。すなわち、 γ が同じであっても、入力速度の違いにより応答変位の最大値を生じる符号が様々にある。また、入力速度が同じであっても γ の違いにより符号が異なり、その傾向に定性的な特徴は有していない。これは、直下型地震においても建物は少なからずの繰返し地震動を受けており、このとき建物の固有周期が時々刻々と変化し地震動の卓越周期との相互作用が複雑に変化している。加えて、本論文の解析では、塑性変形をもたらす入力エネルギーが入力速度に応じて変化しており、その大きさと瞬間時刻の共振特性との組み合わせにより履歴ループに片寄りが生じた場合と片寄りの影響を受けにくい場合とが複雑に影響があったためと考える。このような傾向は、海溝型とみなした模擬地震波でもみられる。

上記の特徴がある中で、図-4 に図-3 から得られた応答変位 $s\delta_{max}$ を入力レベルとの関係で整理した。図より、

入力速度が $10 \sim 30Kine$ 程度の場合、除荷時の剛性低下指数 γ の違いに関わらず塑性率が概ね1以下にあり、この範囲では γ の影響を受けない。それ以降、 $\gamma=0.5$ および 0.6 の復元力特性から得られた応答変位は、 $\gamma=0.4$ のそれに対する差 (変位増大率) が生じ、その変位増大率は $\gamma=0.5$ より $\gamma=0.6$ の方が大きい。また、その傾向は、入力速度が大きくなるにつれ顕著となる。すなわち、除荷時の剛性低下指数が大きくなる (言い換えれば、除荷時の剛性が小さくなる) につれ塑性化時の履歴消費エネルギーが小さくなるので、応答変位そのものは塑性化の程度が大きくなるとともに γ の違いの影響を受けることになる。そのため、入力地震波が同じであっても入力速度が増大する中で、 $\gamma=0.6$ の方が $\gamma=0.4$ より変位増大率が大きい傾向にあることが、本論文の解析条件においても確認できた。ただし、前述したとおり、応答変位の最大値は、例えば正側などの一方向で得られていないので、 γ の違いによる変位増大率にはばらつきを有する。

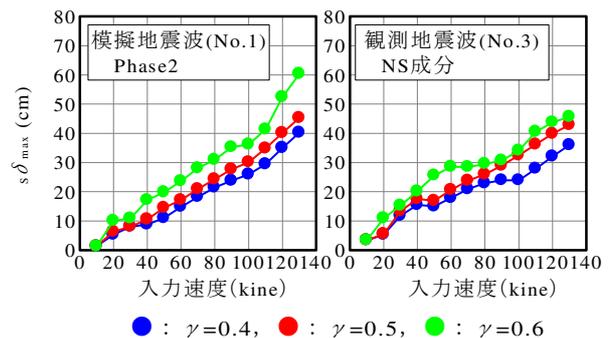


図-4 応答変位と入力速度の関係の代表例 (想定3階建て、 $C_{yb}=0.3$ による一例)

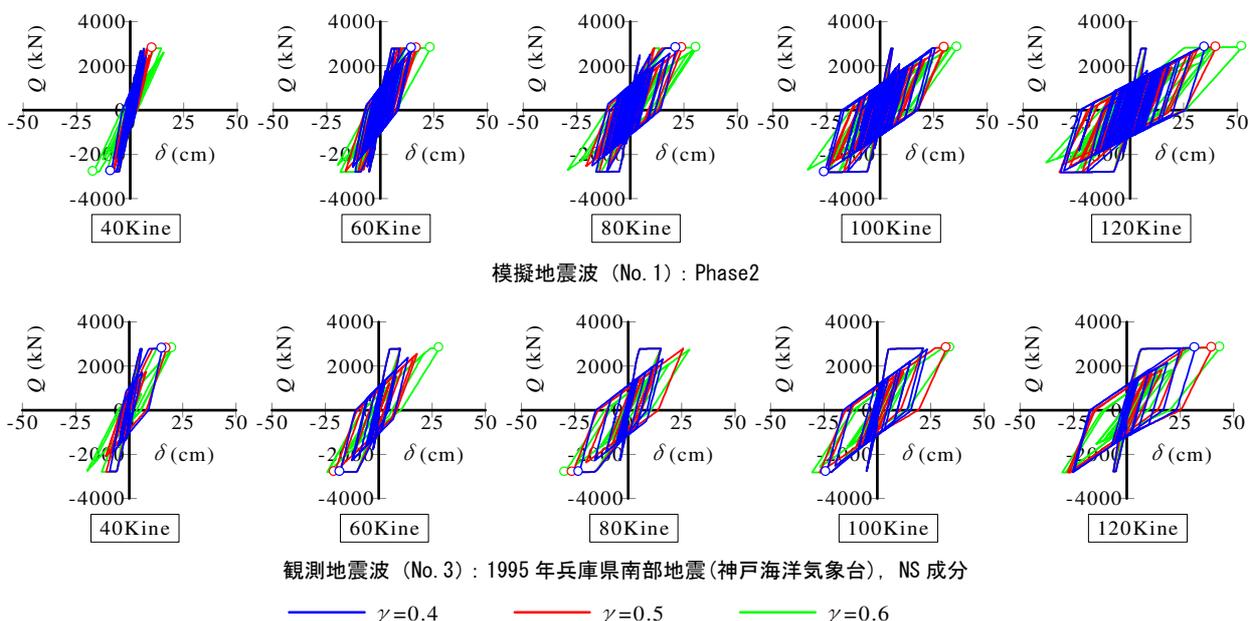
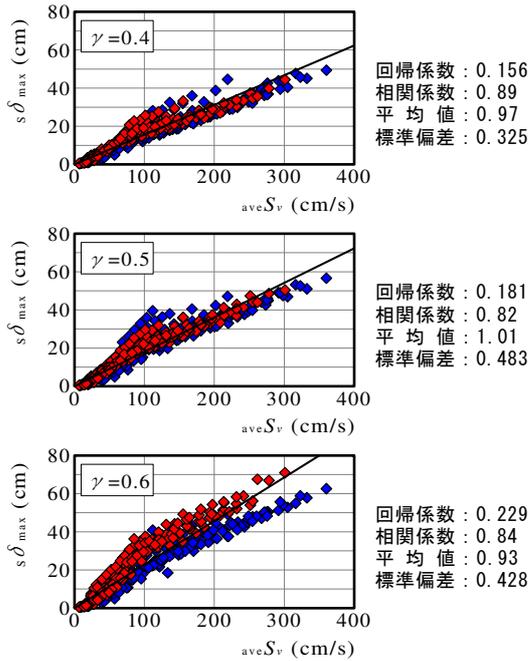


図-3 応答解析から得られた履歴曲線の代表例 (想定3階建て、 $C_{yb}=0.3$ による一例)



◆ 模擬地震波vArt-01~03 ◆ 観測地震波Ob-No.13~No.18
(注) 各図の黒実線は、回帰式を示す。

図-5 模擬地震波および観測地震波それぞれの平均値による応答変位と式(1b)aveSvの関係

次いで、応答変位 $s\delta_{max}$ と式(1b)の速度スペクトル平均値 $aveS_v$ の関係を調べる。なお、本論文では、海溝型および直下型それぞれについて、除荷時の剛性低下指数 γ が応答変位に及ぼす影響を検証することになり、個々の地震波によるばらつきは大きな問題としていない。本論文では、応答変位の傾向を入力速度ごとに把握するという観点に立ち、模擬地震波および観測地震波それぞれ同一入力速度ごとの平均値を求めた。

図-5に、応答変位 $s\delta_{max}$ と速度スペクトル平均値 $aveS_v$ の関係を示す。図より、いずれの γ も $s\delta_{max}$ は $aveS_v$ と比例関係にあるといえる。その際、 $\gamma=0.6$ においては、海溝型とみなした模擬地震波の方が繰返し地震動の影響を受け直下型の観測地震波より $aveS_v$ の増大に伴う応答変位の増大が大きい傾向にあるが、その差は極めて大きいものでもない。そこで、図中には、地震波を区別せず $s\delta_{max}$ と $aveS_v$ の間で求めた直線回帰式を示したが、 $\gamma=0.4$ の回帰係数は式(1a)中の係数 0.16 に概ね近似した値が得られた。 $\gamma=0.5$ および $\gamma=0.6$ については、それぞれ 0.181 および 0.229 が得られた。したがって、式(1a)中の係数を修正すれば、除荷時の剛性低下指数を考慮した応答予測式に修正できる可能性がある。

4. 等価粘性減衰定数を用いた考察

地震入力エネルギーに対する履歴消費エネルギーの性能は、等価粘性減衰定数で評価することが多い。本章で

は、除荷時の剛性低下指数ごとに等価粘性減衰定数の違いを把握する。

定常振動から得られる1ループ当たりの履歴面積に対しては、等価粘性減衰定数 $rooph_{eq}$ が式(3)より求められる。

$$rooph_{eq} = (1/4\pi) \cdot (\Delta W/W) \quad (3)$$

ΔW : 履歴ループ1サイクル当たりの履歴面積
 W : 等価ポテンシャルエネルギー

図-1に示した復元力モデルにおいて、ひび割れ点を無視した単純なバイリニア型を与え、降伏点以降の2次剛性を零とした骨格曲線を考える。このとき、幾何学形状から式(3)中の ΔW と W がそれぞれ $\Delta W = 2(\mu_{max} - \mu_{min}) Q_y \delta_y$ および $W = \mu_{max} Q_y \delta_y / 2$ で与えられる。これらを式(3)に代入すると式(4a)が得られる。

$$rooph_{eq} = (1/\pi) \cdot (1 - \mu_{max}^{\gamma-1}) \quad (4a)$$

ただし、式(3)および式(4a)は、定常振動を想定しており、これが非定常振動となると履歴消費エネルギー性能が低下する。そのため、告示では、実地震動による非定常性を考慮した係数として 0.25 を与え、かつ、初期減衰 5% を考慮した式(5)が示されている。

$$law_{heq} = \beta_1 (1 - 1/\sqrt{\mu_{max}}) + 0.05, \quad \beta_1 = 0.25 \quad (5)$$

式(5)で係数 $\beta_1 = 0.25$ は、部材を構成する材料および隣接する部材との接合部が緊結された部材、すなわち鉄筋とコンクリート間の付着が確保された場合に限られる。それ以外のときは、係数 0.25 がさらに小さくなり、履歴特性に応じた係数を検証することになる。本論文では、告示の算定式を参照し、式(4a)を式(4b)で表し、同式中の係数 β_2 を除荷時の剛性低下指数に応じて求める。

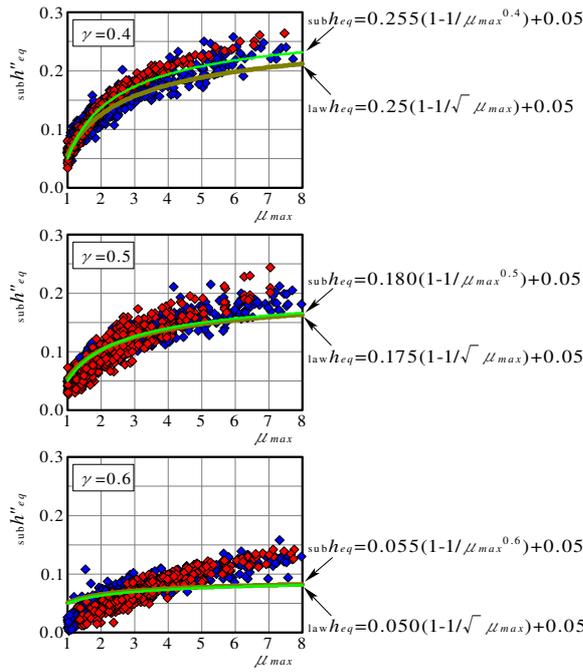
$$rooph_{eq} = \beta_2 (1 - \mu_{max}^{\gamma-1}) + 0.05 \quad (4b)$$

なお、式(3)は、静的実験から得られた履歴曲線の結果も当てはめることができるが、地震応答解析にもとづいて等価粘性減衰定数を検証するときは、式(6)で示す Substitute Damping 法⁸⁾を用いることが多い。 \ddot{z}_0 は入力地震動の加速度、 \dot{y} は弾塑性解析時の速度応答を表す。

$$h_{eq}'' = - \int_0^{T_d} (\ddot{z}_0) \cdot \dot{y} dt / 2\omega_{eq} \int_0^{T_d} \dot{y}^2 \cdot dt \quad (6)$$

以下、式(6)を用いた考察を行う。積分範囲は、地震開始から地震終了時の全時刻 ($0 \sim T_d$) とした。また、式(6)中の等価角振動数 ω_{eq} は、原点と最大変位点を結ぶ等価剛性 K_{max} をもとにした等価周期 T_{max} をもとに評価するが、筆者ら既往研究⁹⁾の成果を踏まえ正負最大変位点の剛性の平均値 $(|+K_{max}| + |-K_{max}|)/2$ に 0.82 を乗じた式(7)の等価周期 T_{eq}^* から求まる ω_{eq}^* を用いる。

$$T_{eq}^* = 2\pi \sqrt{M/0.82 \cdot (|+K_{max}| + |-K_{max}|)/2} \quad (7)$$



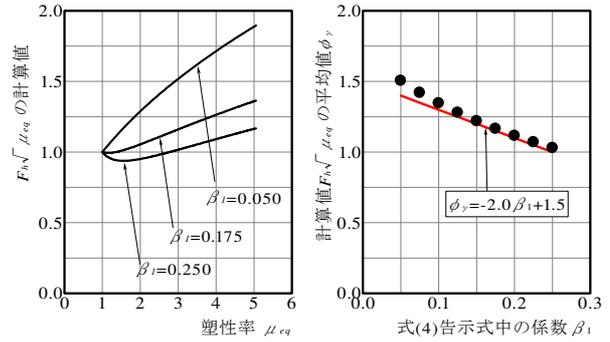
◆：模擬地震波（No.1），◆：観測地震波（No.13～No.18）
 図-6 模擬地震波および観測地震波それぞれの平均値による $sub\ h_{eq}''$ と塑性率 μ_{max} の関係

図-6 に、入力速度が 10Kine～130Kine と増大する過程で得られた $sub\ h_{eq}''$ と塑性率 μ_{max} （最大応答変位 $s\delta_{max}$ を降伏変位で除した値）の関係を示す。図において、いずれも μ_{max} の増大とともに $sub\ h_{eq}''$ は大きくなっている中で、除荷時の剛性低下指数 γ が大きくなるにつれ $sub\ h_{eq}''$ が小さくなっている。 γ ごとに最も適合する式(4b)中の係数 β_2 を求めると、 $\gamma=0.4, 0.5, 0.6$ の順に $\beta_2=0.24, 0.18, 0.06$ が得られた。したがって、 γ が大きくなると等価粘性減衰定数が小さくなり、応答変位が大きくなるといえる。なお、筆者ら既往研究によると⁹⁾、式(5)の告示式は、模擬地震波から得られた $sub\ h_{eq}''$ に対しては下限値、観測地震波から得られた $sub\ h_{eq}''$ に対しては中間値を、それぞれ表すことが明らかになっている。図-6 中の $\gamma=0.4$ の結果に式(5)の告示式の計算値を図示すると、上述と同様な結果にある。一方、式(4b)中の $\mu_{max}^{\gamma+1}$ を $\sqrt{\mu_{max}}$ に書き換え、告示式の β_1 に相当する係数を同様にして求めると、 $\gamma=0.4, 0.5, 0.6$ の順に $\beta_1=0.250, 0.175, 0.050$ を得る。本論文では、 $\gamma=0.4$ については告示式との整合性、 $\gamma=0.5$ および 0.6 については告示式との連続性を考慮して、式(4b)の $roof\ h_{eq}''$ を記号 $roof\ h_{eq}''$ で表し、式(5)の告示式を参照してそれぞれ式(8)の各式で定義することにした。これにより、除荷時の剛性低下指数の増大に伴う変位の増大は、等価粘性減衰定数の低減で表せることになる。

$$\gamma=0.4 : \text{roof } h_{eq}'' = 0.250 \left(1 - 1/\sqrt{\mu_{max}}\right) + 0.05 \quad (8a)$$

$$\gamma=0.5 : \text{roof } h_{eq}'' = 0.175 \left(1 - 1/\sqrt{\mu_{max}}\right) + 0.05 \quad (8b)$$

$$\gamma=0.6 : \text{roof } h_{eq}'' = 0.050 \left(1 - 1/\sqrt{\mu_{max}}\right) + 0.05 \quad (8c)$$



(a) $F_h\sqrt{\mu_{eq}}$ と μ_{eq} の関係 (b) 平均値 ϕ_γ と β_1 の関係

図-7 $F_h\sqrt{\mu_{eq}}$ の計算値

5. 応答変位と式(1a)の計算値の関係

等価線形化法によれば、減衰定数 $h=0.05$ における等価周期 T_{eq} 時の速度応答スペクトル $S_v(T_{eq}, h_{0.05})$ に対して、減衰補正係数 F_h および等価角振動数 $\omega_{eq} = \sqrt{M/K_{eq}}$ （ここで、 $K_{eq} = Q_y / s\delta_{max}$ ）を用いれば、応答点（疑似最大応答変位 $p\delta_{max}$ ）が式(9)で与えられる。

$$p\delta_{max} = F_h S_v(T_{eq}, h_{0.05}) / \omega_{eq} \quad (9)$$

式(9)中の ω_{eq} を等価周期 $T_{eq} = T_y \sqrt{\mu_{eq}}$ で与え、 $S_v(T_y, h_{0.05})$ を式(1b)で与えると、式(9)は式(10)で書き換えられる。

$$p\delta_{max} = F_h \sqrt{\mu_{eq}} \frac{T_y}{2\pi} \frac{1}{bT_y - aT_y} \int_0^{bT_y} S_v(T, h_{0.05}) dT \quad (10)$$

F_h は、一般には等価粘性減衰定数の関数となるが、その算定式に告示式 ($F_h = 1.5/(1+10h_{eq})$) を用い、式(5)の係数 β_1 に $\beta_1=0.250, 0.175$ および 0.050 を与えたときの $F_h\sqrt{\mu_{eq}}$ と μ_{eq} の関係が図-7(a)として得られる。式(8)各式の傾向を平均的に捉えるために $\mu_{eq}=1\sim 5$ (μ_{eq} の刻み: 0.1) 間の $F_h\sqrt{\mu_{eq}}$ の計算値の平均値（記号: ϕ_γ ）を $\beta_1=0.250\sim 0.050$ (β_1 の刻み: 0.025) について求めた。得られた平均値 ϕ_γ を β_1 との関係で表すと図-7(b)が得られる。図の関係から、 ϕ_γ と β_1 の関係が式(11)で与えられる。

$$\phi_\gamma = -2.0\beta_1 + 1.5 \quad (11)$$

式(11)に $\beta_1=0.250, 0.175$ および 0.050 を代入した ϕ_γ に式(1a)中の係数 0.16 に乗じると、それぞれ $0.160, 0.184$ および 0.224 が得られる。これらの値は、図-5 で得られた $ave\ S_v$ に対する回帰係数と概ね一致している。

以上から、除荷時の剛性低下指数 γ の影響を考慮した応答変位の予測式を式(12)で表すことにした。ただし、式(12)は、 $\phi_\gamma=1.00$ として求めた変位を塑性率に換算して 1 以上となるケースについて適用される。

$$cal\delta_{max} = 0.16\phi_\gamma \cdot ave\ S_v \quad (12)$$

$$\gamma=0.4 \text{ (式(8a))} : \phi_\gamma=1.00$$

$$\gamma=0.5 \text{ (式(8b))} : \phi_\gamma=1.15$$

$$\gamma=0.6 \text{ (式(8c))} : \phi_\gamma=1.40$$

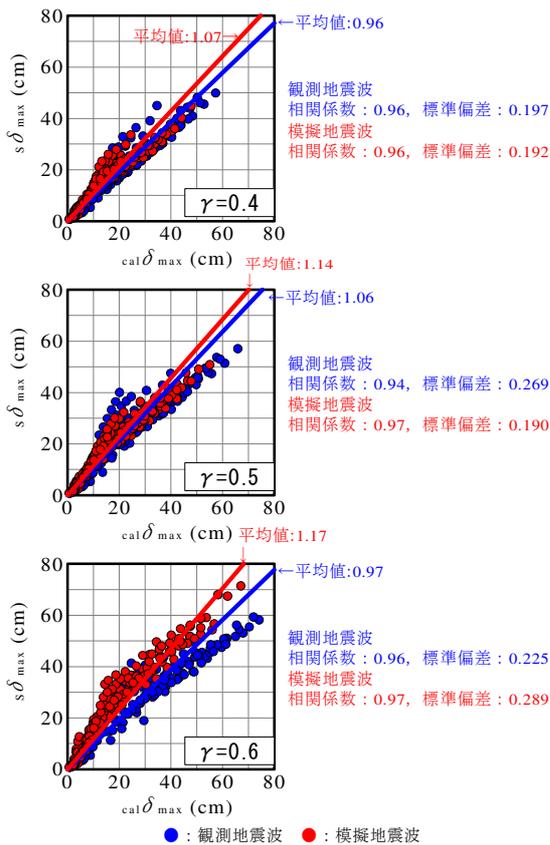


図-8 模擬地震波および観測地震波それぞれの平均値による応答変位と式(12)計算値の関係

図-8に、応答変位 $s\delta_{max}$ と式(12)計算値 $cal\delta_{max}$ の関係を示す。図において、模擬地震波および観測地震波それぞれに対する $s\delta_{max}/cal\delta_{max}$ の比に関する統計値（相関係数、平均値、標準偏差）を求めた。図より、式(12)の計算値は $s\delta_{max}$ の傾向を概ね捉えており、除荷時の剛性低下指数の違いを含めた応答変位を式(12)で推定可能と判断する。ここで、式(12)を用いれば入力レベルが連続的に大きくなる過程で生じる応答変位を算定でき、これを評価対象建物に応じた損傷度レベルと関連付ければ任意の要求レベルに応じた耐震性能評価が行える。ただし、既報の文献5)でも示したように、得られた応答変位は変形角や塑性率に換算する必要はある。また、損傷レベルを評価する上では残留時ひび割れ幅や残留変位なども判定指標となるが、これらは最大応答変位と関連付けることが多い。そのような観点から、本論文は建物全体の地震時挙動として等価1質点に縮約された応答変位を評価対象としている。その際、多質点系における特定層の損傷分布なども考慮する必要があるが、等価線形化法と同様に1質点系に縮約できる建物を適用対象と考えている。

6. まとめ

本論文は、曲げ降伏先行型の建物を対象とした際の剛性低下型の復元力特性において除荷時の剛性低下指数 γ

は復元力特性の仮定に対するばらつきの一つとなる。そこで、応答変位に及ぼす影響の検証として、 $\gamma=0.4, 0.5, 0.6$ に着目し、模擬地震波3波および観測地震波6波の入力レベルを10Kine~130Kineと変動させた地震応答解析を行った。得られた知見を、以下に示す。

- 1) 模擬地震波および観測地震波それぞれ同一入力速度ごとの平均値を用いて応答変位 $s\delta_{max}$ と速度スペクトル平均値 $aveS_v$ の関係を把握した。その結果、模擬地震波と観測地震波の違いによる差異はなく、 $s\delta_{max}$ と $aveS_v$ は比例関係にあった。
- 2) 除荷時の剛性低下指数ごとに等価粘性減衰定数を求め、その定量化として告示式を参照した式(8)の各式を示した。すなわち、除荷時の剛性低下指数の増大に伴う変位の増大は、等価粘性減衰定数の低減で把握できることを明らかにした。
- 3) 等価粘性減衰定数の低減を簡単な係数で表し、既往研究で提案した応答変位の予測式に乗じて評価することで除荷時の剛性低下指数を考慮できる予測手法を示した。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説，1997
- 2) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の等価線形化法に基づく耐震性能評価型設計指針（案）・同解説，2019
- 3) 伊藤嘉則，楠浩一，小川諄：速度スペクトル平均値を用いた中低層RC造建物の最大応答変位の簡易予測式，日本コンクリート工学年次論文集，Vol.40，No.2，pp.889-894，2018
- 4) 伊藤嘉則，楠浩一：表層地盤の増幅特性係数が中低層RC造建築物の地震応答に与える影響と予測式の検討，第15回日本地震工学シンポジウム，pp.1149-1158，2018
- 5) 伊藤嘉則，楠浩一：中低層RC造建築物を対象とした応答変位予測式と耐震性能評価法，日本コンクリート工学年次論文集，Vol.41，No.2，pp.775-780，2019
- 6) 稲井栄一：耐力低下型復元力特性を有する1自由度系の地震応答の評価法，2014年度日本建築学会大会PD資料 既存中層鉄筋コンクリート造建物の等価線形化法を用いた耐震性能評価法，pp.71-75，2014.9
- 7) 桑原里紗，高橋典之，中埜良昭：被災RC構造物の残存耐震性能および修復性能の評価因子に関する研究，日本コンクリート工学年次論文集，Vol.30，No.3，pp.1015-1020，2008
- 8) 柴田明德：最新建築学シリーズ9 最新耐震構造解析，第1版第18刷，森北出版，1981
- 9) 伊藤嘉則，楠浩一：曲げ降伏先行型の中低層RC造建築物における等価粘性減衰定数の再整理（告示式を用いた場合の適合性検証），構造工学論文集，Vol.65B，pp.337-345，2019.3