

論文 破壊モード混在型被災 RC 造架構における構造性能低下を考慮した 残存耐震性能評価法

HAO Linfei*1・晋 沂雄*2・前田 匡樹*3

要旨：せん断・曲げ部材が混在する破壊モード混在型の被災 RC 造架構の残存耐震性能評価法として、保有耐震性能指標に基づき、損傷した部材の耐力・変形能力・減衰の低下を個別に考慮した解析による残存耐震性能の精算評価法を示した。それを簡略化するために、略算で架構の支配破壊モードを判定する手法、及び破壊モードの違いを考慮した内力仕事に基づく耐震性能残存率の略算法を示した。架構モデルにおいて、精算法及び現行被災度区分判定基準の略算法との比較により提案略算法の妥当性検証を試み、提案略算法はせん断・曲げ部材の寄与度を耐力・変形能力・減衰により決めたため、より良い精度で精算結果を推定できた。

キーワード：残存耐震性能評価、破壊モード混在型架構、構造性能低下、内力仕事、部材寄与度

1. はじめに

地震で被災した鉄筋コンクリート造建物の残存耐震性能に対する適切な定量的評価を目指し、伊藤ら¹⁾は損傷した部材の構造性能残存率を耐力・変形能力・減衰に分類し、定量化した。これにより、解析により建物の残存耐震性能を精密に評価することが可能になった。一方、解析の不要な簡易評価法とし、(財)日本建築防災協会の「震災建築物の被災度区分判定基準」²⁾(以下、現行基準)では耐震性能残存率 R の略算法が提案されている。この略算法は、仮想仕事原理における架構の内力仕事の概念に基づき、同基準で提案されている耐震性能低減係数 η を、部材の終局耐力 (Q_u 或いは M_u) で重みづけ平均して建物の R を算出するものである(図-1)。即ち、架構の耐震性能に対する各部材の寄与度を耐力のみで考慮している。しかし、せん断部材と曲げ部材が混在する破壊モード混在型架構において、部材の変形能力・減衰性能が破壊モードにより著しく異なり、 R を略算する時各部材の寄与度 (E_S 或いは E_F) は部材の破壊モードに大きく影響されるが、上記の略算法は破壊モードが部材の寄与度に及ぼす影響を考慮していない。

そこで本研究では、破壊モード混在型架構を対象とし、破壊モードによる変形能力・減衰の違いが部材の寄与度に及ぼす影響を考慮して R の略算法を提案する。このため先ず荷重増分解析による被災架構の残存耐震性能評価法(精算法)を示す。次に破壊モードによる変形能力・減衰の違いを考慮してせん断・曲げ部材の寄与度を決め、内力仕事に基づく略算法の提案を行う。最後に、種々の架構モデルを対象に、提案略算法による結果を精算法及び現行基準の略算法による結果と比較することによって、その妥当性を検討・検証する。

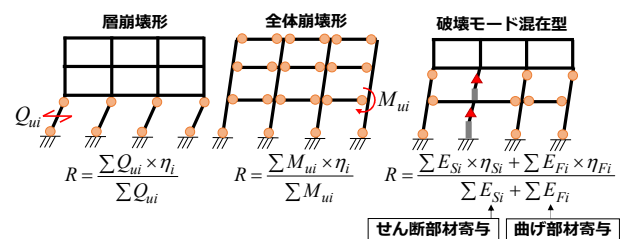


図-1 現行基準と本研究における略算法の概念

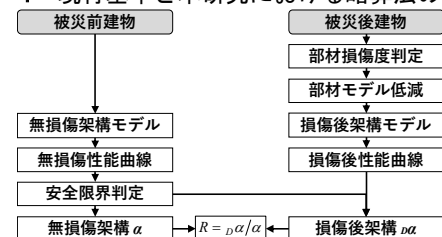


図-2 保有耐震性能指標に基づく精算法の流れ

2. 保有耐震性能指標に基づく精算法

解析による精算法の流れを図-2 に示す。三浦ら³⁾は損傷前後建物の安全限界における保有耐震性能指標⁴⁾を用い、耐震性能残存率を式(1)に示すように提案した。

$$R = D\alpha/\alpha \quad (1)$$

ここで α と $D\alpha$ はそれぞれ無損傷建物と損傷後建物の安全限界における保有耐震性能指標である。また、破壊モード混在型建物において、せん断部材の破壊により耐力低下が生じる場合の安全限界は松川ら⁵⁾が提案した保有耐震性能指標を用いる評価法により判定される。以下に、文献3)及び5)に基づく精算法について詳述する。

2.1 精算法における支配破壊モードの判定

図-3 に示すように、松川らが提案した安全限界評価法では、性能曲線と接する応答点の中で、 α が最大となる点を安全限界点と定義した。本研究では、せん断・曲げ部材が混在する無損傷架構の性能曲線を求めるにあた

*1 東北大学 工学研究科 都市・建築学専攻 博士課程後期 (学生会員)

*2 東北大学 工学研究科 都市・建築学専攻 助教 博士(工学) (正会員)

*3 東北大学 工学研究科 都市・建築学専攻 教授 博士(工学) (正会員)

り、「耐震診断基準」⁶⁾の3次診断法の荷重増分解析を用いる扱いに基づき、せん断破壊した部材を順次に両端ピン部材に置換し複数回の荷重増分解析を行うことで、せん断破壊による耐力低下を考慮することとした。また、簡単のため、せん断部材と曲げ部材が最初に終局に達するステップに対応する性能曲線の点をそれぞれせん断破壊点 S と曲げ破壊点 F とする。 S 点と F 点における α_S と α_F が求まると、支配破壊モードの判定指標として M_d を α_S/α_F と定義する。ここで、 M_d が 1 を上回れば ($\alpha_S > \alpha_F$)、安全限界は S 点となり、せん断破壊が支配的ということになる。逆に M_d が 1 を下回れば ($\alpha_S < \alpha_F$) 安全限界は F 点となり、曲げ破壊が支配的ということになる。よって α_S と α_F は、無損傷架構におけるせん断破壊時或いは曲げ破壊時の保有耐震性能指標となる。 α_S を求める際に架構の等価減衰定数 h_s は式(2)、(3)より求める。

$$h = \sum W_{ei} h_i / \sum W_{ei} \quad (2)$$

$$h_i = 0.05 + \beta_h \left(1 - 1/\sqrt{\mu_i} \right) \quad (3)$$

ここで、 W_{ei} ：部材の歪エネルギー、 h_i ：部材の等価減衰定数。係数 β_h は曲げ部材では 0.25、せん断部材では 0.05 とする³⁾。 α_F を求める際には、破壊したせん断部材による履歴吸収エネルギーを考慮できるように、等価減衰定数 h'_F を式(2)ではなく、式(4)より評価することとする。

$$h'_F = \frac{W_{es} h_s + W_{ef} h_F}{W_{ef}} = \frac{\Delta S_{aS} S_{dS} h_s + \Delta S_{aF} S_{dF} h_F}{\Delta S_{aF} S_{dF}} \quad (4)$$

ここで、 W_{es} と W_{ef} はそれぞれ性能曲線のせん断・曲げ部材寄与分の歪エネルギーであり、図-3 に示すように、せん断・曲げ部材寄与分の ΔS_a 、 S_d から算出できる。 h_s と h_F はそれぞれ式(2)より求めた S 点、 F 点における等価減衰定数である。

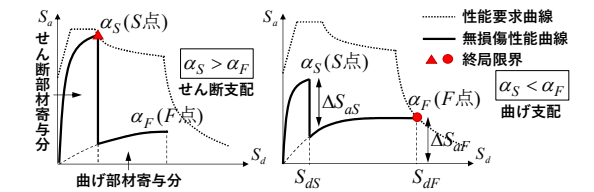


図-3 保有耐震性能指標による支配破壊モードの判定

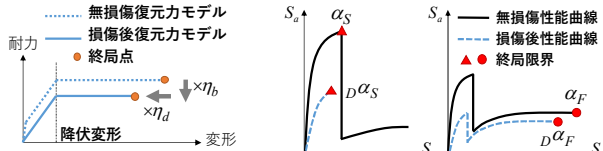


図-4 損傷後部材の復元力モデルの低減

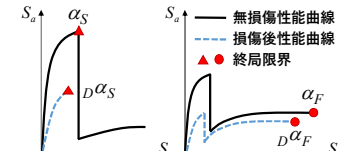


図-5 損傷前後架構の性能曲線

2.2 精算法における耐震性能残存率の算定

被災後の建物に対して、各部材の損傷度を決めた上、実験データから定められた損傷度に応じる耐力・変形能力・減衰の残存率（表-1）⁹⁾を準用し、文献 7) に従い、簡易にせん断・曲げ部材の終局耐力 (M_{ui} 及び Q_{ui}) と終局塑性率をそれぞれ η_{bi} 、 η_{di} で低減する（図-4）。その

後、低下させた損傷後部材の復元力モデルを用いて損傷後架構の性能曲線を求める（図-5）。この際に安全限界は、無損傷架構の支配破壊モードに従うこととする。更に式(5)より損傷後部材の等価減衰定数を η_{hi} で低減し、式(2)と(4)より損傷後架構の安全限界における等価減衰定数 dh_s 又は dh'_F を算出する。その後、損傷前後架構の安全限界点及び等価減衰定数により、保有耐震性能指標 α と $D\alpha$ を求め、式(1)より耐震性能残存率 R を算定する。

$$D h_i = 0.05 + \beta_h \eta_{hi} \left(1 - 1/\sqrt{\mu_i} \right) \quad (5)$$

表-1 構造的な性能残存率

損傷度	曲げ部材*				せん断部材			
	η_{bf}	η_{df}	η_{hf}	η_{wf}	η_{bs}	η_{ds}	η_{hs}	η_{ws}
I	1	1	0.95	0.95	1	1	0.9	0.9
II	1	0.95	0.8	0.76	1	0.85	0.7	0.6
III	1	0.85	0.75	0.64	1	0.7	0.6	0.42
IV	0.6	0.75	0.7	0.32	0.4	0.5	0.5	0.1

* η_b ：耐力残存率、 η_d ：変形能力残存率、 η_h ：減衰残存率、 η_w ：履歴吸収エネルギー残存率。

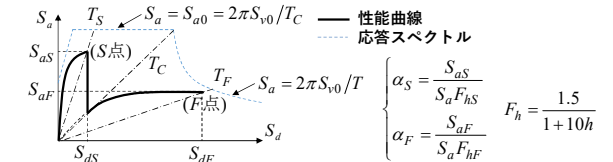


図-6 略算法における周期範囲に関する仮定

3. 残存耐震性能の略算評価法の提案

前述の精算法による結果を手計算で推定するため、 R の略算評価法を以下に示す。先ず略算的に架構の支配破壊モードを判定する方法を提示し、その後せん断・曲げ支配の架構に対してそれぞれ R の略算式を提案する。

3.1 略算による支配破壊モードの判定

(1) 支配破壊モードの判定指標 M_d の定式化

先ず前提として、中低層の RC 造建物を想定し、建築基準法の基準加速度スペクトルで地震応答を考慮する。図-6 に示すように、建物の固有周期（架構の弾性周期）は比較的短く、せん断部材は小変形で破壊するため性能曲線の S 点における等価周期 T_S ($2\pi(S_{dS}/S_{aS})^{0.5}$) は固有周期に近いと考えられ、スペクトルの加速度一定領域に入ると仮定する。一方、曲げ部材の変形能力が比較的大きいため、 F 点における等価周期 T_F はスペクトルの速度一定領域に入ると仮定する。よって、 S 点と F 点における保有耐震性能指標 α_S と α_F は式(6)、(7)になる。

$$\alpha_S = S_{aS} / S_{aF} h_S = S_{aS} T_C / (2\pi S_{v0} F_{hS}) \quad (6)$$

$$\alpha_F = S_{aF} / S_{aF} h_F = S_{aF} T_F / (2\pi S_{v0} F_{hF}) \quad (7)$$

ここで、 S_{aS} と S_{aF} は S 点と F 点における応答加速度、 F_{hS} と F_{hF} は S 点と F 点における応答低減係数、 S_a は加速度応答スペクトル、 S_{v0} は速度一定領域の速度応答、 T_C はコーナー周期（図-6 参照）である。従って α_S/α_F と定義された前述の判定指標 M_d は式(8)のようになる。

$$M_d = \frac{\alpha_S}{\alpha_F} = \frac{T_C F_{hF}}{T_S F_{hS}} \sqrt{\frac{S_{aS} S_{dS}}{S_{aF} S_{dF}}} = \gamma_S \sqrt{\gamma_d \gamma_d} \quad (8)$$

ここで、 γ_a は S_{as}/S_{af} 、 γ_d は S_{ds}/S_{df} 、 γ_s は周期及び減衰に関わる係数である。精算法の場合と同様に、支配破壊モードは M_d が 1 を上回るとせん断支配となり、1 を下回ると曲げ支配となる。図-7 に示すように、せん断支配の性能曲線はせん断部材の寄与分が卓越し γ_a と γ_d が共に大きくなり、式(8)により M_d が増大する。一方、曲げ支配の場合は曲げ部材の寄与分が卓越し γ_a と γ_d が共に小さくなって M_d が減少する。また、 S 点における等価周期 T_s が異なる場合、 M_d を 1 とする γ_a と γ_d の関係曲線は図-8 となり、 T_s が短いほど γ_s と M_d が大きくなり、せん断支配になりやすくなることが分かる。

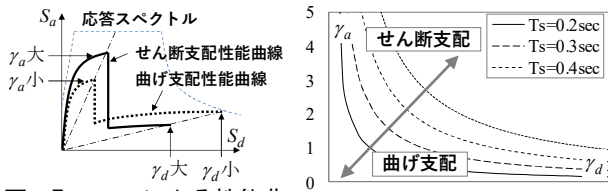


図-7 $\gamma_a \cdot \gamma_d$ による性能曲線の形状の変化

図-8 M_d を 1 とする γ_a - γ_d 曲線

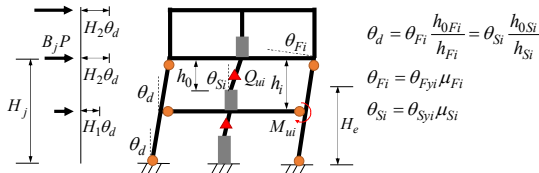


図-9 $\gamma_a \cdot \gamma_d$ の略算のための諸仮定

(2) 耐力に関わる係数 γ_a の略算推定

仮想仕事の原理により、図-9 に示す架構の各層に作用する外力 $B_j P$ による仕事と崩壊層に位置する部材の終局耐力による内力仕事は等しくなる (式(9))。式(9)を変形することでベースシア Q_B は式(10)のように表される。

$$P \theta_d \sum (H_j B_j) = \theta_d \sum M_{ui} + \theta_d \sum (Q_{ui} h_i) \quad (9)$$

$$Q_B = P \sum B_j = \left[\sum M_{ui} + \sum (Q_{ui} h_i) \right] \frac{\sum B_j}{\sum (H_j B_j)} \quad (10)$$

ここで、 B_j は層 j に作用する外力 $B_j P$ の分布係数、 $H_j \theta_d$ は層 j の変位である。崩壊層が形成した後、崩壊層と比べて未崩壊層の層間変形角がかなり小さいと見なし、崩壊層の上に未崩壊層が存在する場合、その変位は最上崩壊層と同じとし、例えば図-9 の場合には 3 層が未崩壊層となり、変位は 2 層と同じとする。中間層の層崩壊など崩壊層の下に未崩壊層が存在する場合は、その未崩壊層を無視する。各崩壊層の層間変形角 θ_d は全て均一とする。本論文では、曲げ部材の材端ヒンジの回転角 θ_{Fi} は層間変形 θ_d と等しいと仮定し、柱のみをせん断部材として考慮し、せん断変形は層間変形 $h_i \theta_d$ 、 h_i は層高さとする。

また、応答加速度 S_a は Q_B を架構全質量 m で除したものとし、せん断部材が破壊に達する時曲げ部材の耐力はまだ終局モーメントになっていないと考えられ、簡易評価のために、「耐震診断基準」⁵⁾を参考に、極短柱の終局

変形における柱の強度寄与係数 0.5 を $\sum M_{ui}$ に乗じて S 点の S_{as} を推定する (式(11))。また、 F 点で既に破壊したせん断部材の終局せん断力を無視して S_{af} を推定する (式(12))。従って、 γ_a は式(13)のように略算できる。

$$S_{as} = (0.5 \sum M_{ui} + \sum Q_{ui} h_i) \cdot \sum B_j / (m \sum H_j B_j) \quad (11)$$

$$S_{af} = \sum M_{ui} \cdot \sum B_j / (m \sum H_j B_j) \quad (12)$$

$$\gamma_a = S_{as} / S_{af} = 0.5 + \sum Q_{ui} h_i / \sum M_{ui} \quad (13)$$

(3) 変形能力に関わる係数 γ_d の略算推定

まず応答変位 S_d を層間変形角 θ_d と代表高さ H_e の積で式(14)より推定する。 θ_d はせん断・曲げ柱の部材角 θ_{Si} と θ_{Fi} を内法高さと層高さの比 h_{0i}/h_i で乗じて換算される。柱の部材角は降伏部材角 θ_{yi} と塑性率 μ_i の積である。

$$S_d = \theta_d H_e = \theta_{yi} \mu_i (h_{0i}/h_i) H_e \quad (14)$$

代表高さ H_e は式(15)から計算する。この際に略算のため未崩壊層の層間変形角を無視し、構造形式が規則的な架構を想定し各層の高さと質量を近似に均一とする。

$$H_e = \frac{\sum m_i \delta_i^2}{\sum m_i \delta_i} = \frac{\sum_{i=1}^k i^2 + (n-k+1)k^2}{\sum_{i=1}^k i + (n-k+1)k} \quad (15)$$

ここで、 m_i と δ_i は層 i の質量と変位、 $i \sim k$ 層は崩壊層、 $k \sim n$ 層は未崩壊層である。従って、 S 点と F 点における S_{ds} と S_{df} を式(14)より推定し、 γ_d は式(16)より略算する。

$$\gamma_d = \frac{S_{ds}}{S_{df}} = \frac{1/250 \cdot 2 \cdot \min(h_{0Si}/h_{Si}) H_{eS}}{1/150 \cdot 3 \cdot \min(h_{0Fi}/h_{Fi}) H_{eF}} \quad (16)$$

ここで、せん断・曲げ部材の θ_{yi} をそれぞれ 1/250 と 1/150 と仮定した。せん断部材の μ_{Si} を 2 とし、曲げ部材については「靱性保証型耐震設計指針」⁸⁾により、降伏ヒンジが生じる部材の塑性変形角が概ね 1/50 を確保できるということから、 μ_{Fi} を 3 と仮定した。 S 点と F 点はそれぞれせん断或いは曲げ部材が最初に破壊に達する時と定義されたため、 h_{0Si}/h_{Si} 若しくは h_{0Fi}/h_{Fi} の値はそれが最小となる部材より算出する。また、せん断部材が破壊する時曲げ部材に降伏ヒンジはまだ生じていない、各層の変形は比較的均一であると考えられ、 H_{eS} を式(15)より推定する際は全体崩壊形を想定する。

(4) 周期と減衰に関わる係数 γ_s の略算推定

まず S 点における等価周期 T_s を推定する。図-10 に示すように、弾性時と降伏時の等価周期 (T_0 と T_y) と剛性 (K_0 と K_y) の関係を式(17)のように想定する。RC 基準により柱・梁部材の降伏剛性低下率は概ね 0.1~0.5 の範囲にあるため、 T_y/T_0 の値は 1.4~3.2 の範囲になる。ここで安全のために M_d と γ_s を大きめに、即ち T_s を小さめに推定すべく、 T_y/T_0 の下限値 1.4 を取り、降伏からせん断破壊までの変形による等価周期の伸びが小さいと見なし、 T_s を弾性周期 T_0 の 1.4 倍とする。その後、架構の T_0 を高さ H の 0.02 倍で略算すると、 T_s は $0.028H$ となる。

一方、式(3)による h_i 、及びそれで算出する F_h を図-11

に示す、塑性率 2 以下でせん断部材の F_{hs} (破線) は 1 に近い。塑性率 3 以上で曲げ部材の F_{hf} (実線) は変動が小さく、その上限値は約 0.6 となる。そして F_{hs} と F_{hf} をそれぞれ 1 と 0.6 とし、 γ_s は式(18)で略算できる。

$$T_y/T_0 = \sqrt{K_0/K_y} \quad (17)$$

$$\gamma_s = F_{hf}T_c / (F_{hs}T_s) = 0.6T_c / (0.028H) \quad (18)$$

3.2 略算法による耐震性能残存率の算定

筆者らは文献 7) で、内力仕事に基づく略算法に損傷後部材の耐力・変形能力・減衰の低下を考慮するために、せん断・曲げ部材の耐力・変形能力・減衰 ($Q_{yi} \cdot \delta_{ui} \cdot h_i$ 或いは $M_{yi} \cdot \theta_{ui} \cdot h_i$) により推定できる履歴吸収エネルギー W_i に基づき、部材の耐震性能低減係数 η_{wi} を W_i の残存率と定義し、式(19)に示すように耐力・変形能力・減衰の残存率 $\eta_{bi} \cdot \eta_{di} \cdot \eta_{hi}$ を η_{wi} に一纏めた (図-12)。

$$\eta_{wi} = {}_D W_i / W_i = \eta_{bi} \cdot \eta_{di} \cdot \eta_{hi} \quad (19)$$

本研究では、現行基準との連続性のため、架構の耐震性能残存率 R を内力仕事の残存率と定義する。無損傷架構の内力仕事は式(9)の右側で評価し、損傷後架構については、崩壊層に位置する損傷したせん断・曲げ部材の Q_{yi} と M_{yi} にそれぞれ η_{wSi} と η_{wFi} を乗じて内力仕事の低下を考慮する。また各崩壊層の θ_d は全て均一と想定し、せん断・曲げ部材の変形能力・減衰の違いを考慮するための破壊モード補正係数 β_s と β_F を付け、破壊モード混在型架構に対する R の略算式を式(20)のように提案する。

$$R = \frac{\beta_s \sum Q_{ui} h_i \eta_{wSi} + \beta_F \sum M_{ui} \eta_{wFi}}{\beta_s \sum Q_{ui} h_i + \beta_F \sum M_{ui}} \quad (20)$$

β_s と β_F の値は架構の支配破壊モードにより変わり、性能曲線におけるせん断・曲げ部材の寄与分による履歴吸収エネルギーを考慮してその値を決める。式(4)により、せん断・曲げ部材寄与分による履歴吸収エネルギー W_S : W_F は $\Delta S_{as} S_{ds} h_s$: $\Delta S_{af} S_{df} h_f$ となる。図-13 に示すように、せん断支配の架構は安全限界がせん断破壊点となり、耐力に関して、せん断破壊点で曲げ部材はまだ終局耐力に達していないため、式(11)と同じように曲げ部材の強度寄与係数を 0.5 と考慮し、 ΔS_{as} : ΔS_{af} は $\sum Q_{ui} h_i$: $0.5 \sum M_{ui}$ とする。変形能力に関して S_{ds} : S_{df} は 1 : 1 となる。また減衰に関して、図-11 によりせん断部材の h_{si} は 0.05 に近く、曲げ部材はまだ降伏前と想定し h_{fi} も 0.05 であるため、 h_s と h_f は共に 0.05 とする。そして W_S : W_F は $\sum Q_{ui} h_i$: $0.5 \sum M_{ui}$ となり、即ち β_s と β_F はそれぞれ 1 と 0.5 になり、せん断支配の場合の耐震性能残存率 R_s は式(21)になる。

$$R_s = \frac{\sum Q_{ui} h_i \eta_{wSi} + 0.5 \sum M_{ui} \eta_{wFi}}{\sum Q_{ui} h_i + 0.5 \sum M_{ui}} \quad (21)$$

一方、曲げ支配の場合、 ΔS_{as} : ΔS_{af} は $\sum Q_{ui} h_i$: $\sum M_{ui}$ とし、 S_{ds} : S_{df} は前述の γ_d となるので式(16)より算出する。また、曲げ部材の終局塑性率は 3 以上と仮定したので図-11 により h_{fi} を 0.15 とし、 h_{si} は 0.05 とすると、 h_s : h_f

は 0.33 になる。従って、 W_{es} : W_{ef} は $0.33 \gamma_d \sum Q_{ui} h_i$: $\sum M_{ui}$ と考慮し、 β_s と β_F はそれぞれ $0.33 \gamma_d$ と 1 になり、曲げ支配の場合の耐震性能残存率 R_F は式(22)になる。

$$R_F = \frac{0.33 \gamma_d \sum Q_{ui} h_i \eta_{wSi} + \sum M_{ui} \eta_{wFi}}{0.33 \gamma_d \sum Q_{ui} h_i + \sum M_{ui}} \quad (22)$$

以上の検討を踏まえ、内力仕事に基づく略算法の流れを図-14 に示す。まず部材の破壊モードと損傷度を判定し、 η_{wFi} と η_{wSi} を表-1 により決める。次に架構の崩壊形を判断する。後述する通り、損傷が小さく崩壊形を判断できない場合は、損傷最大層の層崩壊形と想定する。実際又は想定崩壊形に基づき、 M_d を略算して支配破壊モードを判定し、 R を (式(21)或いは(22)) 算定する。

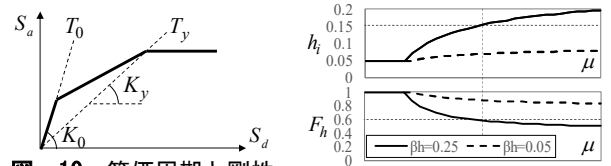


図-10 等価周期と剛性の関係

図-11 h_i と F_h の μ との関係

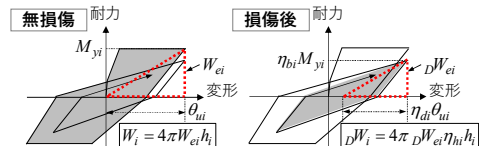


図-12 損傷前後曲げ部材の履歴吸収エネルギーの低下

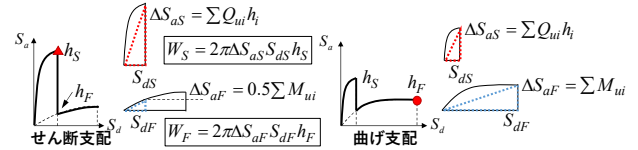


図-13 せん断・曲げ部材寄与分の履歴吸収エネルギー

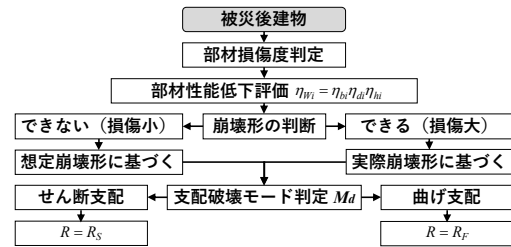


図-14 内力仕事に基づく略算法の流れ

4. 架構モデルにおける提案略算法の妥当性検討

3、4 章に示した略算法 (以下、提案略算法) を 2 章に示した精算法と共に種々のフレームモデルに適用し、精・略算による安全限界の判定結果及び耐震性能残存率の算定結果を比較し、略算法の妥当性検証を試みる。

4.1 架構モデルの設定

本研究では中低層の学校建物を想定し、各層のせん断・曲げ部材の割合や架構の崩壊形及び高さを変化させた 6 体の架構モデルを用いた (図-15)。全てのモデルはベースシア係数を 0.3、柱と梁の耐力比を 1.5 とし、各層の質量は均等で、層せん断力が A_i 分布に比率して設計された。次に架構内に腰・垂れ壁を一部付加することで柱のアスペクト比を 2 にして柱のせん断破壊が先行する

4-F1 曲げ支配

4-F2 曲げ支配

6-F1 曲げ支配

4-F3 曲げ支配

4-S1 せん断支配

6-S1 せん断支配

4-S2 せん断支配

せん断部材 ↓ 崩壊層範囲
曲げ部材 ■ 壁

示す支配破壊モードは精算法による判定結果

3.5m

6m

Figure 10 consists of two line graphs. The left graph plots the maximum residual norm (Y-axis, 0 to 700) against the number of iterations (X-axis, 0 to 25). It compares six methods: 4-F1 (solid red), 4-F2 (dashed orange), 4-F3 (solid yellow), 4-S1 (dashed green), 6-F1 (solid blue), and 6-S1 (dashed purple). The 6-S1 method shows the highest residual norm, peaking around 600. The 4-F1 method shows the lowest residual norm, peaking around 350. The 4-F2, 4-F3, and 6-F1 methods show intermediate residual norms, peaking around 400. The 4-S1 method shows a sharp drop in residual norm after 5 iterations, reaching near zero by 10 iterations. The right graph plots the maximum displacement (Y-axis, 0 to 2) against the number of iterations (X-axis, 0 to 25). It compares six methods: 4-S1 (solid black), 6-S1 (dashed orange), 6-F1 (solid blue), 4-F3 (dashed green), 4-F2 (solid red), and 4-F1 (dashed purple). The 4-S1 method shows the highest displacement, peaking around 1.5. The 6-S1 method shows the lowest displacement, peaking around 1.2. The 6-F1, 4-F3, 4-F2, and 4-F1 methods show intermediate displacements, peaking around 1.0. The 4-S1 method shows a sharp drop in displacement after 5 iterations, reaching near zero by 10 iterations.

Figure 10 consists of two line graphs, (a) and (b), showing spinal loading (R, in kN) across different postures (4-S1, 6-S1, 6-F1, 4-F3, 4-F2, 4-F1) for two conditions: '損傷状態①' (Injury State 1) and '損傷状態②' (Injury State 2). The graphs compare predicted values (精算) with estimated values (略算) for three different models: RF-理想 (RF-Ideal), RF-実際 (RF-Actual), and RS-理想 (RS-Ideal), RS-実際 (RS-Actual). A horizontal dashed line indicates the '安全限界以降' (Safety Limit).

Graph (a) 損傷状態①:

Posture	精算 (kN)	略算(RF-理想) (kN)	略算(RF-実際) (kN)	略算(RS-理想) (kN)	略算(RS-実際) (kN)
4-S1	0.60	0.75	0.75	0.38	0.38
6-S1	0.65	0.78	0.78	0.55	0.55
6-F1	0.85	0.75	0.75	0.55	0.55
4-F3	0.90	0.80	0.80	0.45	0.58
4-F2	0.95	0.90	0.90	0.65	0.65
4-F1	0.95	0.90	0.90	0.68	0.68

Graph (b) 損傷状態②:

Posture	精算 (kN)	略算(RF-理想) (kN)	略算(RF-実際) (kN)	略算(RS-理想) (kN)	略算(RS-実際) (kN)
4-S1	0.65	0.55	0.55	0.20	0.20
6-S1	0.70	0.55	0.55	0.25	0.25
6-F1	0.75	0.50	0.50	0.15	0.15
4-F3	0.70	0.55	0.55	0.20	0.20
4-F2	0.70	0.55	0.55	0.15	0.15
4-F1	0.70	0.60	0.60	0.25	0.25

精算法では 2.1 節, 略算法では 3.1 節により支

また、以上の検討から、各架構モデルにおける降伏部材角などの復元力特性が略算法の仮定とある程度異なっても、略算法は解析による M_d と R の精算結果を安全側

に推定できることが分かった。

4.4 現行基準の略算法による結果との比較及び検討

(1) 耐震性能残存率の算定結果の比較

図-1に示すように、文献2)の略算法（以下、現行略算法）は R を求める時各部材の寄与度を耐力のみで考慮することに対し、本研究では異なる破壊モードによる変形能力・減衰の影響を考慮した略算法を示した。各架構モデルにおいて、提案略算法、現行略算法、及び精算法による R の算定結果を図-20に示す。層崩壊を対象とする現行略算法で評価した場合、せん断・曲げ柱の η_{WSi} と η_{WFj} を終局せん断力で重み付け平均して R を算出し、各層において R の最小値を架構全体の R とした。全体崩壊を対象とする現行略算法の場合、せん断破壊した柱の η_{WSi} は柱頭に位置する梁の η_{WFj} として読み替え、全層梁及び柱脚の終局モーメントで η_{wi} を重み付け平均して R を算出した。

せん断支配の架構モデルにおいては、提案及び現行略算法による結果は共に大破となった。一方、曲げ支配の架構モデルにおいて、損傷状態①の場合に現行略算法の結果は中破や大破となったことに対し、提案略算法の結果は小破となり、精算結果をほぼ再現した。また損傷状態②の場合において、いずれの評価法による結果は共に中破・大破となったが、提案略算法による R は現行略算法より精算値に近かった。

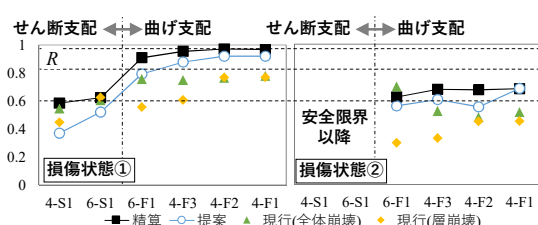


図-20 提案略算法・現行略算法による R の算定結果

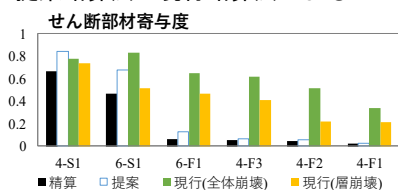


図-21 提案・現行略算法に置けるせん断部材の寄与度

(2) 部材寄与度に関する検討

3.2節の説明のように、提案略算法では性能曲線のせん断・曲げ部材寄与分による履歴吸収エネルギーからせん断・曲げ部材の寄与度を考慮し、その比は $\Delta S_{as}S_{ashs} : \Delta S_{af}S_{afhF}$ となり、性能曲線から精算できる。前述の提案略算法では、この比がせん断支配の場合に $\Sigma Q_{uihi} : 0.5\Sigma M_{ui}$ 、曲げ支配の場合に $0.33\gamma_a\Sigma Q_{uihi} : \Sigma M_{ui}$ となる。一方、現行略算法ではせん断・曲げ部材の耐力比を寄与度の比とする。そこでせん断部材寄与度の精算値、及び提案略算法、現行略算法における値を算出し、図-21に示す。同図よ

り、提案略算法は性能曲線による精算結果を概ね推定できた。曲げ支配となった架構モデルにおいて、せん断部材の変形能力及び減衰は共に小さく、提案略算法におけるせん断部材寄与度も同様の傾向を示している。一方、現行略算法ではこの変形能力・減衰の違いを考慮していないため、せん断部材寄与度は大幅に過大評価され、 R の値は提案略算法より低くなったことが分かった。

5. まとめ

破壊モード混在型 RC 造架構に対する残存耐震性能評価を簡略化するために、部材の構造性能低下及び破壊モードを考慮した上で、保有耐震性能指標に基づく精算法及び架構内力仕事に基づく略算法を示した。また、解析モデルにおいて精算法及び現行略算法との比較により、破壊モード混在型架構に対する提案略算法の有効性を示した。現行略算法で部材の寄与度は耐力のみで考慮されることに対し、提案略算法は破壊モードによる変形能力・減衰の違いも考慮して部材の寄与度を決めたため、精算結果をより良い精度で推定することができた。

しかし、本研究による提案略算法の検証は少数の架構モデルにおける検討段階のものである。今後の課題として、幅広い範囲のモデル及び実建物に対し、動的解析など精度のより高い方法を用いて更に検証する必要がある。

参考文献

- 1) 伊藤 淑紘他：損傷部材の強度・変形・減衰性能の低下に基づく被災 RC 造建物の残存耐震性能評価，コンクリート工学年次論文集，Vol.37, No.2, pp.787-792, 2015.7
- 2) 日本建築防災協会：震災建築物の被災度区分判定基準および復旧技術指針，2016.3
- 3) 三浦 耕太他：架構耐震性能に及ぶ部材の影響度に基づいた被災建物の残存耐震性能評価法と破壊モード混在型建物への拡張，コンクリート工学年次論文集，Vol.32, No.2, pp.901-906, 2011.7
- 4) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の耐震性能評価指針（案）・同解説，2004.7
- 5) 松川 和人他：地震応答スペクトルに基づく鉄筋コンクリート造建物の倒壊限界評価法，日本建築学会構造系論文集，Vol.78, No.693, pp.1913-1921, 2013.11
- 6) 日本建築防災協会：既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震診断基準同解説，2001.10
- 7) 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，1999.8
- 8) HAO LINFEI 他：構造性能低下を考慮した被災 RC 造建物の残存耐震性能評価法，コンクリート工学年次論文集，Vol.38, No.2, pp.943-948, 2016.7