

論文 RC 造架構に内蔵された URM 壁における骨格曲線の簡易評価手法

晋 沂雄*1・崔 琥*2・中埜 良昭*3

要旨: 本研究では、周囲 RC 造架構を有する無補強組積造 (URM) 壁の荷重-変形関係が定量的に評価できた既往の実験的研究結果に基づき、URM 壁の骨格曲線を簡便に評価する手法について検討した。本論文では、URM 壁の荷重-変形関係を 3 つの折れ点を有する骨格曲線に簡略化し、壁体の幾何学的形状および組積ユニットを用いた材料試験結果に基づき、その折れ点であるひび割れ点、最大耐力点および耐力低下後の残留耐力保持点における簡易評価手法を提案した。その結果、本簡易評価手法による壁体の骨格曲線は実験結果の荷重-変形関係を概ね再現することができた。

キーワード: RC 造架構, 無補強組積造壁, 対角圧縮ストラット, 骨格曲線, FEMA306&356

1. はじめに

近年極めて甚大な建物被害を伴う地震災害が世界各地で多発している。これらの地震多発地域の鉄筋コンクリート造 (以下、RC 造) 建物においては、架構内に無補強組積造 (以下、URM) 壁を内蔵し、これらが間仕切り壁や外壁として用いられているものが多く存在している。このような間仕切り壁などは地震時に大きく損傷し、人的および物的被害を拡大させている。特に、アジアおよび中南米などの地域にはこの構造形式を有する建物が数多く存在しており、その地震被害を軽減するためには、これらの建物の耐震性能を把握した上でその耐震性能を向上する必要がある。

そこで筆者らは、全ての組積ユニットに 3 軸歪ゲージを貼付する特徴的な計測計画を立案し、URM 壁を内蔵する RC 造縮小試験体を用いた静的荷重実験を実施し、壁体や架構全体の耐震性能に関する実験的研究を行った¹⁾。ここでは、3 軸歪ゲージから得られた圧縮主歪より、URM 壁の代表的破壊メカニズム²⁾である対角圧縮ストラットについて詳細に分析するとともに、ストラットの形成角度を想定した材料試験の圧縮主歪力-圧縮主歪関係をを用い、架構の変形レベルに応じた壁体の負担せん断力を定量的に評価した。

本論文では、上記の実験的研究結果について簡略に紹介し、この結果に基づき RC 造架構に内蔵された URM 壁における骨格曲線の簡易評価手法を提案する。

2. URM 壁付き RC 造縮小架構の静的加力実験¹⁾

既実施した実験的研究における実験概要および RC 造架構に内蔵された URM 壁の負担せん断力の算定結果などを以下に簡略に示す。

2.1 実験概要

既実施した実験的研究では、無補強コンクリート (以下、CB) 造壁を多用する 1980 年代の韓国の学校建物の標準設計³⁾に基づき、4 階建て学校建物の 1 階を想定した縮小試験体の正負交番繰返し荷重実験を行った。縮小試験体は図-1 に示すように梁変形の有無をパラメータとした剛梁型 (IFRB) および柔梁型 (IFFB) 試験体で、その縮小率は 1/4 である。計測計画の特徴は前述したと

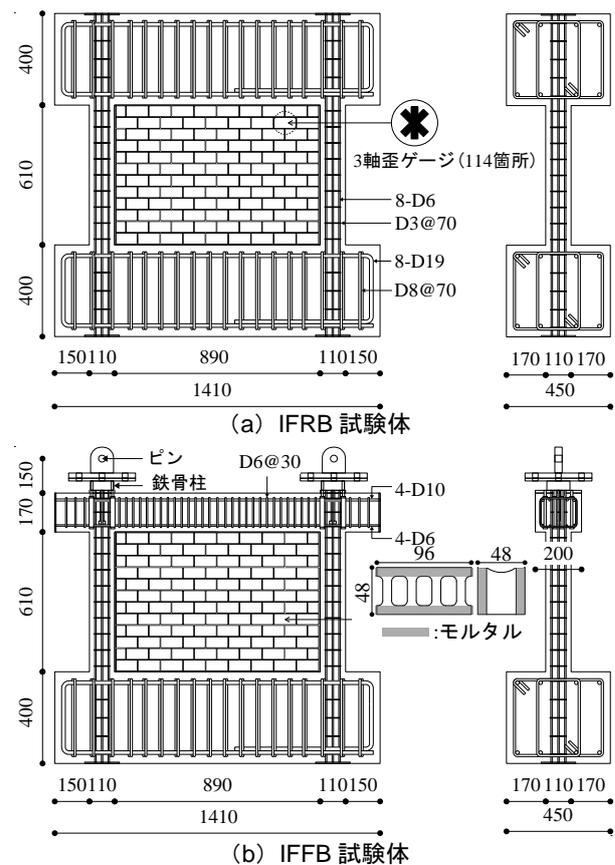


図-1 縮小試験体の詳細 (単位: mm)

*1 首都大学東京 都市環境学部 特任助教・博(工) (正会員)

*2 東京大学生産技術研究所 助教・博(工) (正会員)

*3 東京大学生産技術研究所 教授・工博 (正会員)

おり、CB 造壁の対角圧縮ストラットの形成メカニズムや架構の変形レベルに応じた負担せん断力を定量的に算定するため、全 CB ユニット（計 114 箇所）に 3 軸歪ゲージを貼付したことである（図-1 参照）。加力方法 1) において、両試験体の加力高さを同じく設定（1222.5mm）し、IFFB 試験体ではその上部にヒンジ付き加力ビームを設け、部材角 0.1, 0.2, 0.4, 0.67, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0% を 2.5 サイクルずつ正負交番繰返し载荷した。ただし、試験体の破壊状況に応じて载荷ルールを変更または载荷終了した。

2.2 URM 壁の負担せん断力の算定結果

既実施した実験から算定した RC 造架構および CB 造壁の負担せん断力を、実験結果による荷重-変形関係と併せて図-2 に示す。ここで、RC 造架構の負担せん断力は载荷実験から得られた両柱の曲率分布に基づき文献 4) より算定した。一方、CB 造壁については前述したとおり、壁体に作用する圧縮主歪およびストラットの形成角度を想定した斜め CB プリズム圧縮試験による圧縮主歪力-圧縮主歪関係を用い、その負担せん断力を算定した。その結果、両者の和により実験結果における荷重-変形関係が精度良く再現できた（図-2 参照）。なお、ここで両柱および CB 造壁の負担せん断力は概ね試験体高さ中央部における平均的なものである。

以上の実験的研究結果を踏まえ、次章では RC 造架構に内蔵された CB 造壁における骨格曲線の簡易評価手法について詳細に検討する。

3. RC 造架構に内蔵された URM 壁の骨格曲線の簡易評価手法

両試験体における CB 造壁のみの負担せん断力を図-3 に示す。同図より、CB 造壁の負担せん断力は最大耐力（部材角 0.4%）に至るまで剛性低下が生じ（部材角 0.1%）、また耐力低下発生以降にはほぼ一定な耐力を保持する形状を示している。そこで、本研究では CB 造壁の骨格曲線を図-4 のように簡略化し、同図における折れ点 A, B, C を定め、それぞれ‘ひび割れ点 (R_{cr} , $V_{w,cr}$)’、‘最大耐力点 (R_{max} , $V_{w,max}$)’および‘耐力低下後の残留耐力保持点 (R_{rem} , $V_{w,rem}$)’と定義した。

次節より、上記の各特徴点の決め方を既実施した実験的研究および既往の研究結果に基づき検討する。

3.1 ひび割れ点 A

3.1.1 ひび割れ耐力 $V_{w,cr}$

まず、図-4 に示した CB 造壁の‘ひび割れ点 A’について、そのひび割れ耐力 $V_{w,cr}$ を検討する。URM 壁のひび割れ耐力に関する既往の研究では⁵⁾、壁体におけるひび割れ耐力 $V_{w,cr}$ を最大耐力 $V_{w,max}$ の 50~70% 程度と説明している。一方、既実施した実験結果¹⁾ からひび割れ点と予想される部材角 0.1% における壁体の耐力を調べたとこ

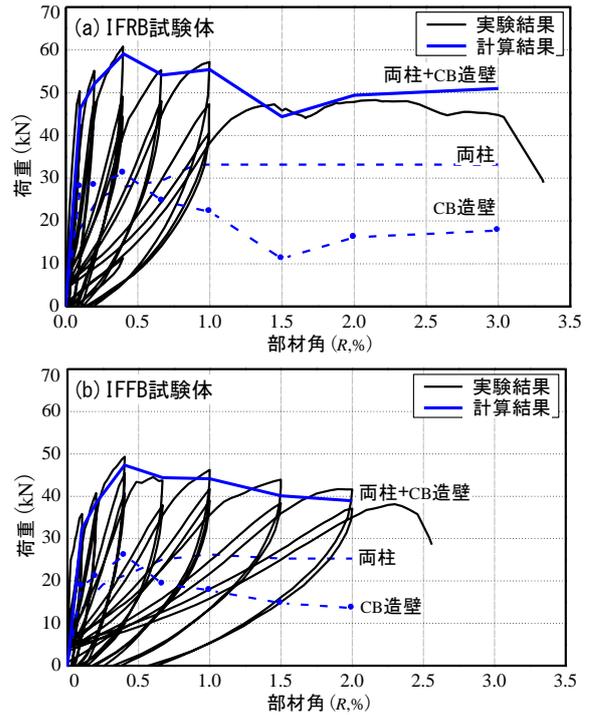


図-2 両試験体における荷重-変形関係の算定結果

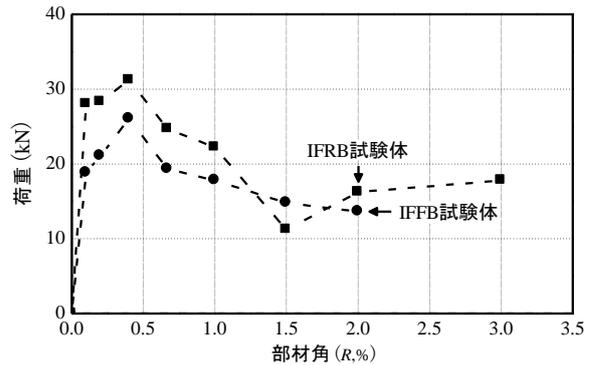


図-3 CB 造壁のみの負担せん断力

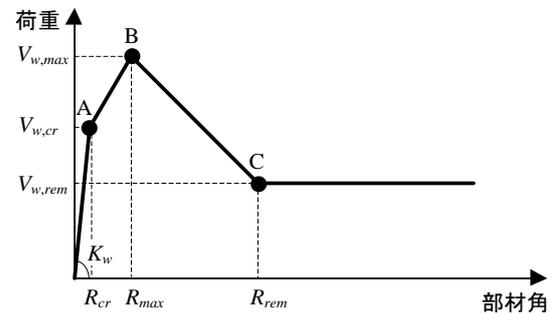


図-4 CB 造壁の骨格曲線モデル

ろ、図-3 に示すように最大耐力の 70% を超える事例も見られた。そこで、本研究では既実施した実験結果および文献 5) に基づき、その上限値である最大耐力 $V_{w,max}$ の 70% を準用し、ひび割れ耐力 $V_{w,cr}$ ($=0.7V_{w,max}$) を定めた。なお、CB 造壁の最大耐力 $V_{w,max}$ については後述する。

3.1.2 ひび割れ部材角 R_{cr}

次に、ひび割れ部材角 R_{cr} を CB 造壁の初期剛性（図-4

の K_w) に対するひび割れ耐力 V_{cr} の比から求める ($=V_{w,cr}/K_w$)。文献 2) および 6) では、初期剛性 K_w は等価な幅を有する対角圧縮ストラットの軸剛性を水平剛性に換算したものとされており、本研究ではこれを準用し、式(1)より算定することとした。本簡易評価手法では、同式の壁体のヤング係数 E_m を一般に行われている 3 段プリズム圧縮試験によるものとし、対角圧縮ストラットの形成角度 θ は壁体の両隅と水平方向のなす角度と簡便に設定した。

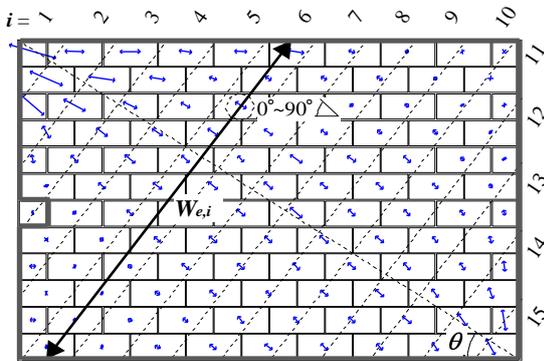
$$K_w = E_m \cdot W_{eq} \cdot \cos^2 \theta \cdot t / l_d \quad (1)$$

ここで、 E_m は壁体のヤング係数、 W_{eq} は対角圧縮ストラットの等価幅、 θ は対角圧縮ストラットの形成角度、 t は壁体の厚さ、 l_d は壁体の対角長さである。

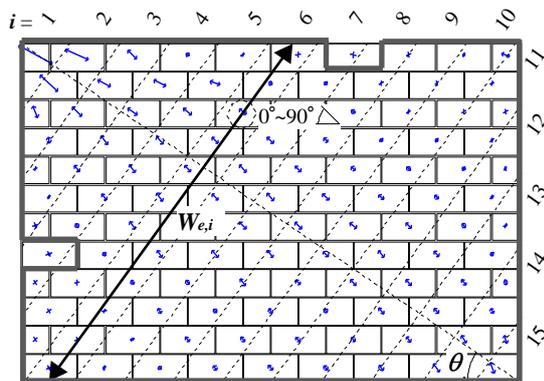
一方、文献 1) では後述するとおり、壁体をストラットの形成角度 θ の直交方向に等間隔の区間に分割し、実験から得られた CB ユニットの圧縮主歪より各区間における対角圧縮ストラットの有効幅 $W_{e,i}$ および圧縮主歪 ε_i を算定し、式(1)の対角圧縮ストラットの等価幅 W_{eq} を評価した。しかし、本研究では壁体の幾何学的形状に基づき W_{eq} を評価する簡便な手法を提案する。以下に、 W_{eq} の算定に不可欠である対角圧縮ストラットの有効幅 $W_{e,i}$ および圧縮主歪 ε_i について検討する。

(1) 対角圧縮ストラットの有効幅 $W_{e,i}$

まず、対角圧縮ストラットの等価幅 W_{eq} の評価に必要な対角圧縮ストラットの有効幅 $W_{e,i}$ を検討する。本



(a) IFRB 試験体



(b) IFFB 試験体

図-5 CB 造壁の圧縮主歪の分布 (0.1%)

研究では文献 1) と同様、壁体を対角圧縮ストラットの形成角度 θ ($\theta=35^\circ$) の直交方向に等間隔になるよう 15 区間に分割し、各区間 i における $W_{e,i}$ を算定する。図-5 に CB 造壁の区間分割および各 CB ユニットの圧縮主歪分布の例を示す (部材角 0.1%)。文献 1) では、3 軸歪ゲージから求めた 7 各 CB ユニットの圧縮主歪の角度が 0° から 90° の間に分布するもの (図-5 の太線内領域) のみが対角圧縮ストラットを形成するとし、区間ごとに選定対象の圧縮主歪が存在する両端の CB ユニット間の距離を $W_{e,i}$ と定義したが、図-5 のようにほぼ全 CB ユニットに圧縮主歪が発生していることから、本研究では全 CB ユニットの選定対象とみなし、 $W_{e,i}$ の分布は壁体の形状に依存すると仮定した。この結果を両試験体について実験時の計測結果と比較して図-6 に示す。同図より、本研究で仮定した $W_{e,i}$ の分布は実験結果と概ね対応する結果となった。なお、ここで両試験体の実験結果が本研究で仮定した $W_{e,i}$ より高く分布する区間が見られるのは、実験結果における両試験体のストラットの形成角度 θ (IFRB 試験体 $\approx 39^\circ$, IFFB 試験体 $\approx 45^\circ$) が本簡易評価手法で設定した θ ($\theta=35^\circ$) と異なり、これによる幾何学的形状から $W_{e,i}$ が若干広くなったためである。

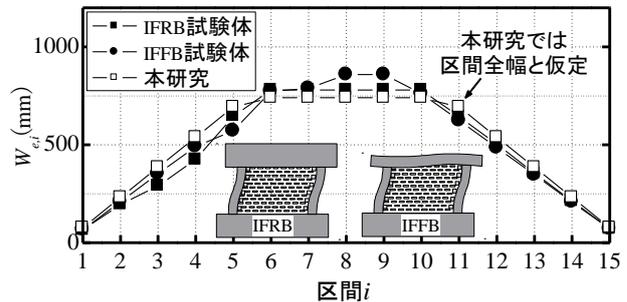


図-6 本研究および実験結果による $W_{e,i}$ の分布 (0.1%)

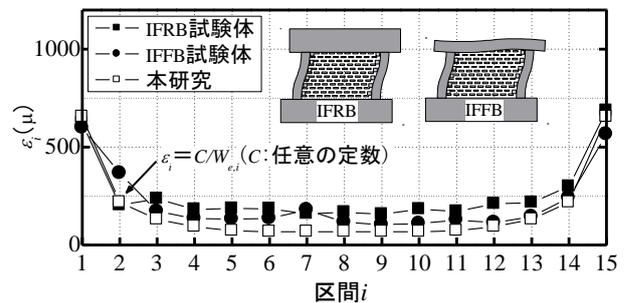


図-7 本研究および実験結果による ε_i の分布 (0.1%)

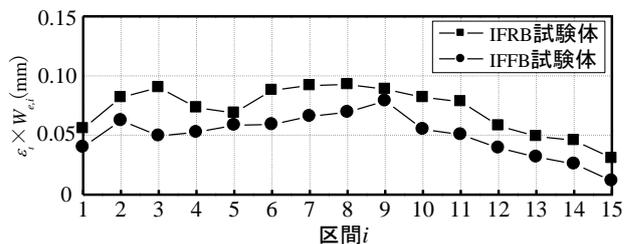


図-8 実験結果による $W_{e,i} \cdot \varepsilon_i$ の分布 (0.1%)

(2) 対角圧縮ストラットの圧縮主歪 ε_i

次に、対角圧縮ストラットの圧縮主歪 ε_i を検討する。

図-5の太線内領域における区間 i の実験時の圧縮主歪の算術平均 ε_i を図-7に示す。同図より、 ε_i の分布は図-6の $W_{e,i}$ と凹凸が逆形状である。そこで、 $\varepsilon_i \cdot W_{e,i}$ の分布を検討したところ、図-8に示すとおり、全体的に概ね安定した値となっている。よって、本研究では ε_i の分布は $W_{e,i}$ の分布と反比例、即ち $\varepsilon_i = C/W_{e,i}$ (C は任意の定数) と仮定することとした。本仮定による ε_i の分布を図-7に実験結果と比較して示す。なお、同図では ε_1 と ε_{15} を平均的に実験値と等しくなるよう C を設定した。

(3) 対角圧縮ストラットの等価幅 W_{eq}

以上の $W_{e,i}$ および ε_i の分布を用い、 W_{eq} を式(2)から算定する。同式は図-9に示すように元のストラットおよび等価ストラットに同じ圧縮力 ($P_{(a)}=P_{(b)}$) が作用し、両者の軸変形が等しい ($\varepsilon_m = \Sigma \varepsilon_i / n$) と仮定し定式化したものである。式(2)に図-7で仮定した ε_i を代入することで、式(3)に示すとおり W_{eq} が幾何学的に決定される。

$$W_{eq} = \frac{\sum_{i=1}^n (\varepsilon_i \times W_{e,i})}{\sum_{i=1}^n \varepsilon_i} \quad (2)$$

$$W_{eq} = \frac{\sum_{i=1}^n (C/W_{e,i} \times W_{e,i})}{\sum_{i=1}^n C/W_{e,i}} = n \left/ \sum_{i=1}^n 1/W_{e,i} \right. \quad (3)$$

ここで、 n は壁体の区間分割数である。

その結果、 W_{eq} は約 270mm ($\approx 0.25l_d$, l_d : 壁体の対角長さ ($\approx 1,079\text{mm}$)) となり、図-10に示すとおり実験結果を小変形時に若干過少評価するものの概ね整合しており、さらに文献5)で提案されている等価幅 ($0.25l_d$) とも整合する結果となった。なお、異なる形状を有する壁体 (縦横比: 1.0, 2.0) で同様に評価したところ、 W_{eq} は約 $0.25l_d$ となり、壁体全面に圧縮力がかかると仮定すると壁体の形状に関係なく、 W_{eq} が $0.25l_d$ でほぼ一定となることがわかった。

3.2 最大耐力点 B

3.2.1 最大耐力 $V_{w,max}$

本項では、図-4に示したCB造壁の‘最大耐力点B’における最大耐力の簡易評価手法を検討する。CB造壁の最大せん断力 $V_{w,max}$ は、文献1)と同様に式(4)から算定する。同式で、対角圧縮ストラットの等価幅 W_{eq} は、図-10に示すとおり、両試験体における最大耐力時 (部材角 0.4%) の W_{eq} が部材角 0.1% 時とほぼ同様な値を示していることから、本検討においても最大耐力時の W_{eq} はひび割れ耐力時と同様に $0.25l_d$ と設定した。また、式(4)の対角圧縮ストラットの形成角度 θ についても、簡易的に壁体の両隅と水平方向のなす角度とみなした。

$$V_{w,max} = W_{eq} \cdot \sigma_{m,max} \cdot \cos \theta \cdot t \quad (4)$$

ここで、 $\sigma_{m,max}$ は対角圧縮ストラットの等価幅に作用する平均圧縮主応力 σ_m の最大値である。

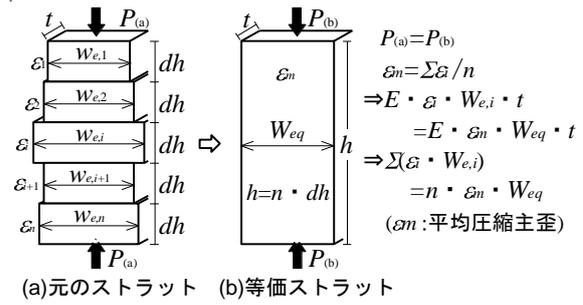


図-9 W_{eq} の算定方法

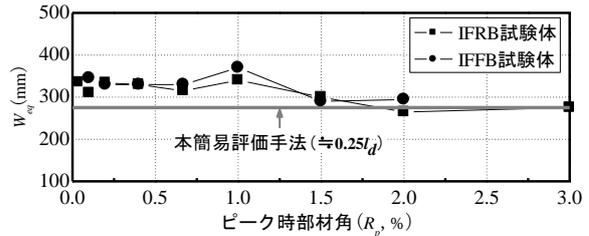


図-10 本研究および実験結果による W_{eq} の推移

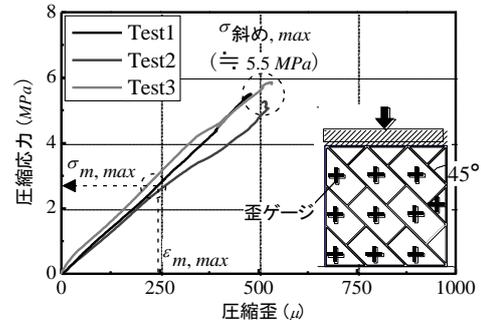


図-11 45°斜めプリズム圧縮試験の圧縮応力-圧縮歪

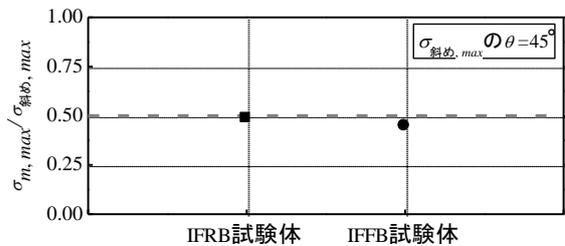


図-12 $\sigma_{斜め,max}$ に対する $\sigma_{m,max}$ の比率 ($\sigma_{m,max} / \sigma_{斜め,max}$)

次に、式(4)の対角圧縮ストラットの等価幅 W_{eq} に作用する平均圧縮主応力 σ_m の最大値 $\sigma_{m,max}$ を定める。文献1)では、 σ_m を算定するため、まず壁体の全区間における圧縮主歪 ε_i の平均値 (平均圧縮主歪 $\varepsilon_m = \Sigma \varepsilon_i / 15$) を算出し、 ε_m に対応する σ_m はストラットの形成角度 ($\theta=45^\circ, 37.5^\circ, 30^\circ$) を想定した斜めプリズム圧縮試験の圧縮主応力-圧縮主歪関係から求めた。これらの圧縮主応力-圧縮主歪関係はいずれの角度においてもほぼ同様であり、本研究では後述するとおり、本材料試験結果の圧縮強度 $\sigma_{斜め,max}$ から σ_m の最大値、即ち $\sigma_{m,max}$ を評価することとした。図-11に壁体の最大耐力時におけるストラットの形成角度 (IFRB試験体: 41.3° , IFFB試験体: 46.8°) と最も近い角度 ($\theta=45^\circ$) の斜めプリズム圧縮試験結果を、図

図-12 に $\sigma_{m,max}$ と図-11 の $\sigma_{斜め,max}$ を比較した結果をそれぞれ示す。図-12 より、 $\sigma_{斜め,max}$ に対する $\sigma_{m,max}$ の比率は概ね 0.5 であり、本研究では壁体の最大耐力時にストラットの等価幅に作用する平均的な圧縮主応力 $\sigma_{m,max}$ を、図-11 に示す斜めプリズム圧縮強度 $\sigma_{斜め,max}$ の 50% と設定することとした。

3.2.2 最大耐力部材角 R_{max}

次に、最大耐力部材角 R_{max} について検討する。本簡易評価では CB 造壁の対角方向の全長にわたり階段状ひび割れが進展し、かつ、その両側の CB ユニットに斜め方向の貫通ひび割れが発生し初める時に対角圧縮ストラットが最大耐力に達するとし、この部材角を最大耐力部材角 R_{max} と設定することとした。既実施した実験より上記の損傷状況が現れたのは図-13 に示すとおり部材角 0.4% である。そのため、本研究では最大耐力部材角 R_{max} を 0.4% と設定した。なお、URM 壁における対角圧縮ストラットの最大耐力部材角に関する既往の研究結果はほとんどないものの、文献 2) では上記の壁体損傷状況が部材角 0.5% 程度で見られると説明しており、本評価結果と概ね整合する。

3.3 耐力低下後の残留耐力保持点 C

3.3.1 耐力低下後の残留耐力 $V_{w,rem}$

本項では、図-4 に示した CB 造壁の‘残留耐力保持点 C’における残留耐力の簡易評価手法を検討する。壁体の負担せん断力 V_w とストラットの等価幅に作用する平均圧縮主応力 σ_m の推移を比較した結果を図-14 に示す。同図では両者の比較のため、 V_w および σ_m を最大負担せん断力 $V_{w,max}$ および最大平均圧縮主応力 $\sigma_{m,max}$ でそれぞれ基準

化している。この結果から両者の概形は概ね等しく、変形レベルに応じた壁体の負担せん断力 V_w の変動は主にストラットの等価幅に作用する平均圧縮主応力 σ_m に依存することがわかる。そこで、最大耐力発揮以降の残留耐力時における平均圧縮主応力 σ_m を調べたところ（図-14 の点線）、その σ_m が概ね最大耐力時の 1/2 程度になったことから、本簡易評価手法では耐力低下後の残留耐力 $V_{w,rem}$ を最大耐力 $V_{w,max}$ の 50% と設定することとした。

3.3.2 耐力低下後の残留耐力保持部材角 R_{rem}

次に、耐力低下後の残留耐力保持部材角 R_{rem} について検討する。本簡易評価では引張側柱頭部または梁下端部にせん断あるいは曲げせん断ひび割れが発生し、さらに圧縮側柱脚部に生じたせん断ひび割れがほぼ完全に進展する時に、周囲架構による壁体の拘束力がそれ以上期待できない状況になったとし、その部材角を対角圧縮ストラットの残留耐力保持部材角 R_{rem} と設定することとした。既実施した実験より上記の損傷状況が現れたのは図-15 に示すとおり部材角 1.0% である。従って、本研究では耐力低下後の残留耐力保持部材角 R_{rem} を 1.0% と設定した。

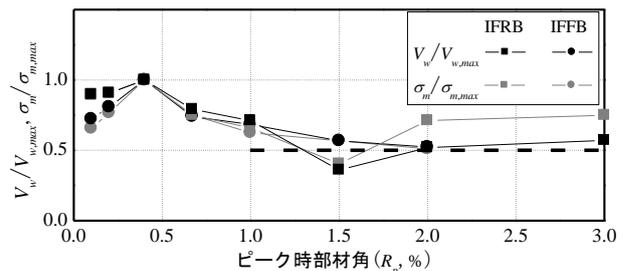


図-14 V_w および σ_m の推移

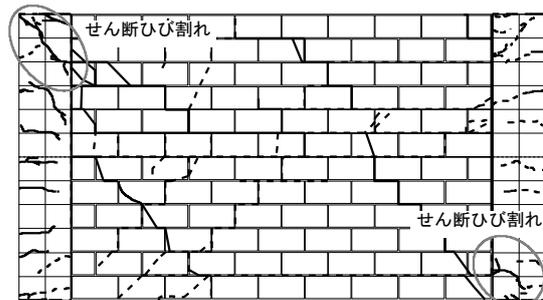


(a) IFRB 試験体

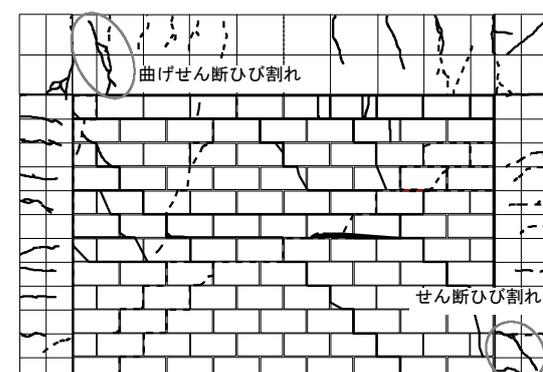


(b) IFFB 試験体

図-13 CB 造壁の最大耐力時における損傷状況 (0.4%)



(a) IFRB 試験体



(b) IFFB 試験体

図-15 CB 造壁の残留耐力時における損傷状況 (1.0%)

3.4 簡易評価手法による骨格曲線の評価

本簡易評価手法に基づき作成した CB 造壁の骨格曲線を米国連邦緊急事態管理庁より提案された FEMA306²⁾および 356⁶⁾の評価法、また実験結果と比較して図-16 に示す。同図より、FEMA による評価法は本実験における CB 造壁の負担せん断力を遥かに低く評価しており、これは文献 1) で述べたとおり対角圧縮ストラットの等価幅を低めに評価していることが主要因である。一方、本簡易評価手法による骨格曲線を実験結果と比較したところ、実験結果と概ね対応する結果となり、本研究の提案による簡易評価手法は適切であると考えられる。なお、文献 1) のとおり、IFRB 試験体では梁変形によって対角圧縮ストラットの形成角度が IFRB 試験体と若干異なったものの、その等価幅と平均圧縮主応力は概ね同様に推移したことから、両試験体における骨格曲線の簡易評価手法を同様に設定した。

最後に、本評価手法による壁体の骨格曲線から推定した両試験体の荷重-変形関係を実験結果と比較して図-17 に示す。ここで、周囲架構の骨格曲線は図-2 のものを用いている。図-17 より、両試験体とも本研究で提案した壁体の骨格曲線を用いたところ、実験結果の荷重-変形関係が精度よく再現できた。なお、本研究では数多く使われているある一定の縦横比の CB 造壁を検討対象としたが、異なる縦横比の CB 造壁においては本簡易評価手法の適用可能範囲について検討する必要があると考えられる。

4. まとめ

本研究では、既実施した実験的研究および既往の研究結果に基づき、RC 造架構に内蔵された URM 壁における骨格曲線の簡易評価手法を検討した。本研究で得た知見を以下にまとめる。

- (1) 既実施した載荷実験から得られた CB 造壁の荷重-変形関係に基づき、RC 造架構に内蔵された URM 壁の骨格曲線をひび割れ点、最大耐力点、耐力低下後の残留耐力保持点の 3 折れ点で簡略化した。
- (2) 本簡易評価手法では、本研究で用いた CB 造壁の幾何学的形状に基づき、対角圧縮ストラットの等価幅を壁体の対角長さの 25% と評価し、この結果は既往の研究結果とも整合した。
- (3) URM 壁の最大耐力時にストラットの等価幅に作用する平均圧縮主応力は、45° 斜めプリズム試験体の圧縮強度の 50% 程度となった。
- (4) 上記の評価結果を踏まえた本簡易評価手法の骨格曲線により実験結果が精度良く推定でき、FEMA よりその推定精度が大きく向上した。

参考文献

- 1) 晉沂雄, 崔琰, 高橋典之, 中埜良昭: RC 造架構に

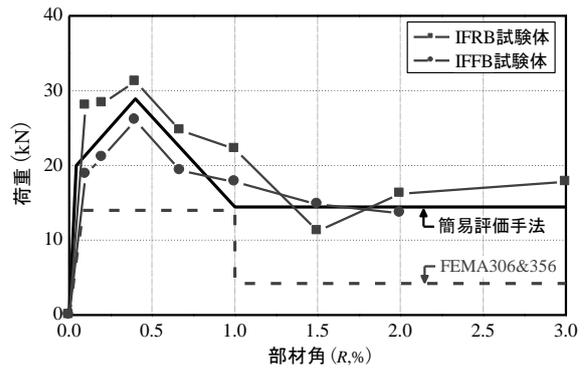


図-16 簡易評価手法による CB 造壁の骨格曲線の推定

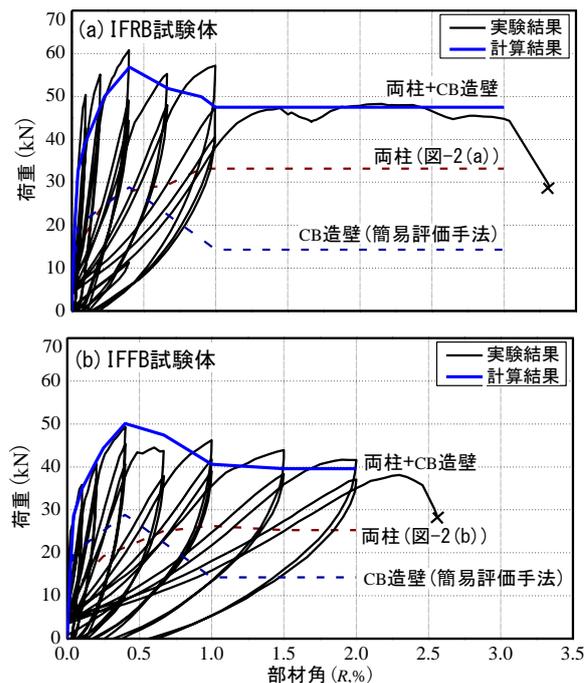


図-17 簡易評価手法による架構全体の骨格曲線の推定

内蔵された URM 壁の対角圧縮ストラットに着目した負担せん断力の評価、コンクリート工学年次論文集, Vol.35, No.2, pp.337-342, 2013.7

- 2) FEMA306: Evaluation of Earthquake Damaged Concrete and Masonry Wall Buildings, Applied Technology Council (ATC-43 Project), 1998
- 3) 韓国建設交通部: 韓国の中低層鉄筋コンクリート造建築物の地震被害予測および補修補強法に関する研究 (年次報告書要約本), 1997.9
- 4) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算基準・同説明, 2010
- 5) T. Paulay, M.J.N. Priestley: Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings, JOHN WILEY & SONS, INC., 1992, pp.532-638
- 6) FEMA356: Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings, 2000
- 7) J.M. Gere, S.P. Timoshenko: Mechanics of Materials, PWS Publishing Company, INC., 2007, pp.516-531