

論文 RC 造架構に内蔵された 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

晋 沂雄^{*1}・崔 琥^{*2}・高橋 典之^{*2}・中埜 良昭^{*3}

要旨：本研究では、架構の変形レベルに応じた無補強組積造（URM）壁の負担せん断力を定量的に評価することを目的に、壁体の全組積ユニットに 3 軸歪ゲージを貼付した 1 層 1 スパンの 1/4 スケールの URM 壁内蔵 RC 造縮小試験体を用いた面内方向への静的載荷実験を実施した。本論文では、壁体の対角圧縮ストラットの形成角度や等価幅およびそれらに基づく負担せん断力の評価手法を提案・検証し、実験結果への適用を試みた。その結果、本評価手法による壁体と両柱のせん断力の和は実験結果の荷重-変形関係を概ね再現することができた。

キーワード：対角圧縮ストラット，無補強組積造壁，RC 造架構，圧縮主歪，FEMA306

1. はじめに

近年世界各地で無補強組積造壁を含む RC 造建物が大きな被害を受けている。この建物の地震被害を軽減するためには、まず無補強組積造壁およびこれを含む RC 造架構の耐震性能を明らかにする必要がある。これに関する代表的な既往の研究結果として文献1)が挙げられるが、そこでは梁の変形を考慮していないため、壁体の対角圧縮ストラットの形成角度が対角方向の両隅と水平方向のなす角度に限定されることや、壁体のせん断力が全変形レベルにおいて一定となることなどから、架構の荷重-変形関係を正確に再現できないことが分かった²⁾。

そこで本研究では、RC 造架構の変形レベルに応じた無補強組積造壁の負担せん断力を定量的に評価することを主目的とし、無補強コンクリートブロック（CB）造壁の対角圧縮ストラット形成角度やその幅に基づく壁体の負担せん断力を実験的に明らかにすべく、全 CB ユニットに 3 軸歪ゲージを貼り付けた 1 層 1 スパンの 1/4 スケールの縮小剛梁型および柔梁型試験体を計画し、その静的加力実験を実施した。

本論文では、壁体の対角圧縮ストラットの形成角度や等価幅およびそれらに基づく負担せん断力の評価手法を提示・検証するとともに、実験結果と比較し本評価手法の整合性を検討する。

2. 実験概要

2.1 対象建物および実験パラメータ²⁾

図-1 に剛梁型および柔梁型試験体の詳細を示す。

本試験体は 1980 年代における韓国の学校建物の標準設計³⁾に基づいた 4 階建て学校建物の 1 階を想定した 1/4 スケールの縮小試験体である。

縮小柱の断面寸法は対象建物³⁾の約 1/4 とし、軸応力度、主筋比、せん断補強筋比およびせん断余裕度が実建物とほぼ同程度になるよう設計した。縮小柔梁は対象建物のスラブの影響を考慮した T 型梁とせん断余裕度および曲げ剛性レベルが同程度になる長方形梁として設計した。CB 造壁は後積みで、縮小 CB の寸法は実大 CB の

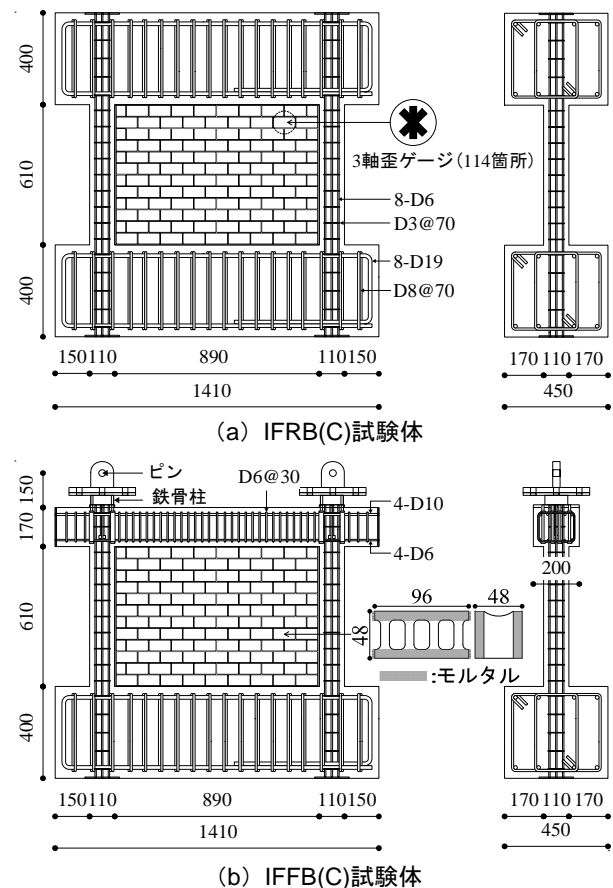


図-1 縮小試験体の詳細（単位：mm）

*1 東京大学大学院 工学系研究科 建築学専攻（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）

1/4とし、実大CBのプリズム圧縮試験による圧縮強度およびヤング係数を再現することを目指し製作した。

2.2 材料試験結果

表-1~3に各材料試験結果を示す。コンクリートの設計基準強度は21MPaとしたが、設計値を約40%上回った。鉄筋の降伏強度も規格降伏点強度を10%程度上回る結果となった。縮小CBの3段プリズム圧縮強度およびヤング係数はそれぞれ実大の約80%および約60%に留まったが、文献2)によりヤング係数の増減はCB造壁のせん断応力に大きな影響を与えないことを確認した。

2.3 計測計画および加力計画

本計測計画の特徴としては前述したとおり、CB造壁の対角圧縮ストラットの形成角度や幅から壁体の架構全体へのせん断力負担分を定量的に算定するため、全ての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)。

図-2に本実験の荷重システムを示す。試験体に作用する水平力は原則として正負交番で、部材角0.1, 0.2, 0.4, 0.67, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0%までそれぞれ2.5サイクル(処女荷重方向への耐力および破壊の片寄りを防ぐため)ずつ荷重した。ただし、試験体の破壊状況に応じて荷重のルールを変更または荷重を終了した。

3. 実験結果

図-3~5に両試験体における荷重-変形関係、破壊状況および両柱の曲率分布をそれぞれ示す。

3.1 IFRB(C)試験体

本試験体では、部材角0.1%で壁体に目地ひび割れが、左柱に曲げひび割れが観測された。部材角0.2%では右柱に曲げひび割れが、左柱の柱頭部にせん断ひび割れが発生した。また、部材角0.4%付近では左柱の主筋が降伏し、この部材角で最大耐力60.6kNを記録した。その後、部材角1.5%の荷重途中、部材角1.45%付近で左柱の柱頭部にせん断ひび割れが大きく開き始め、架構の耐力が最大耐力の80%以下に低下したため、直ちに終局に至ると判断し荷重ルールを変更して荷重を続けたが、部材角3.0%まで耐力の著しい低下は見られず、部材角3.0%直後に左柱の柱頭部および右柱の柱脚部のせん断ひび割れが急激に開き、せん断破壊して終局に至った。

本試験体における両柱および壁体のせん断力の計算結果とその和を図-3(a)に示す。両柱のせん断力の算定において、図-4(a)および図-5(a)から部材角0.67%前後における左柱の可撓長さ h はそれぞれ $0.5h_0$ および $0.6h_0$ 、右柱の可撓長さは h_0 と仮定した。また、初期剛性、曲げひび割れモーメントおよび降伏時の剛性低下率は文献4)により算定し、曲げ終局モーメント M_U はコンクリートかぶり厚さ(20mm)が断面せい(110mm)に比

表-1 コンクリートの材料試験結果

圧縮強度	ヤング係数	割裂強度
29MPa	2.1×10^4 MPa	2.4MPa

表-2 鉄筋の材料試験結果

直径	使用箇所	鉄筋規格	降伏強度(MPa)	引張強度(MPa)	ヤング係数(MPa)
D6	柱主筋	SD345	340	516	1.8×10^5
D3	柱補強筋	SD390	425	495	1.9×10^5
D10	梁上部筋	SD295	365	486	1.9×10^5
D6	梁下部筋	SD295	324	397	1.8×10^5
D6	梁補強筋	SD785	862	1,140	1.9×10^5

表-3 CBの3段プリズム圧縮試験結果

圧縮強度	ヤング係数
5.7(7.3)MPa	$1.1(2.0) \times 10^4$ MPa

(): 実大実験の結果

* 各値は空洞部を含む全断面積で除した値である。

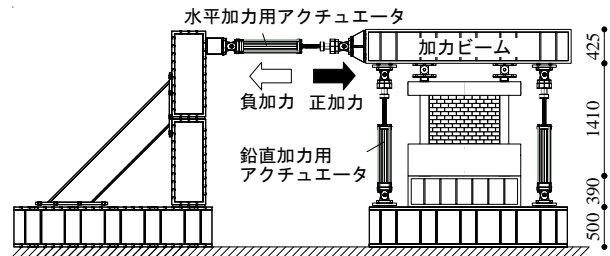
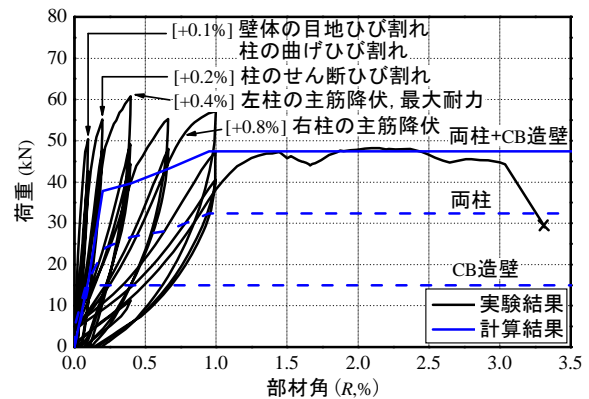
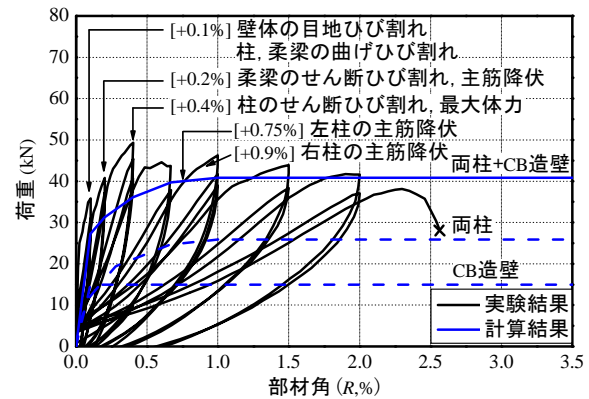


図-2 荷重システム (柔梁型試験体, 単位: mm)



(a) IFRB(C)試験体



(b) IFFB(C)試験体

図-3 荷重-変形関係

べて相対的に大きいことを考慮した上でストレスブロックに基づき精算した⁴⁾。一方、壁体のせん断力は文献1)の式(1)および式(2)より算定したものである。ここで、壁体の履歴特性はBi-linearとし、降伏部材角は0.1%と仮定した。図-3 (a)より、両柱と壁体のせん断力の和の最大値は実験結果の約75%に留まっている。純フレーム試験体を対象とした耐力については精度良く評価されることを別途確認していることから⁵⁾、文献1)による壁体のせん断力は過小評価になったと思われる⁵⁾。

$$V_c = W_{eq} \cdot t \cdot f_{me} \cdot \cos \theta \quad (1)$$

$$W_{eq} = 0.175 \left(\frac{4 \cdot E_c \cdot I_c \cdot h_m}{E_m \cdot t \cdot \sin 2\theta \cdot h^4} \right)^{0.1} \cdot l_d \quad (2)$$

ここで、 W_{eq} は等価圧縮ストラットの有効幅 (=120mm)、 t は壁体厚さ (=48mm)、 f_{me} はプリズム圧縮強度の50% (表3参照)、 θ は対角圧縮ストラットの形成角度 (ここでは、壁体の両隅と水平方向のなす角度と見なし、35°と設定)、 E_c および E_m はコンクリートおよび壁体のヤング係数 (表1および表3参照)、 I_c は柱の断面2次モーメント、 h_m は壁体高さ (=610mm、図1参照)、 h は上下梁の中心間距離 (=610mmと仮定)、 l_d は壁体の対角長さである。

3.2 IFFB (C) 試験体

本試験体では、部材角0.1%で壁体に目地ひび割れが、柱および柔梁には曲げひび割れが観測された。部材角0.2%付近では柔梁にせん断ひび割れが発生し、主筋が降伏した。部材角0.4%では左柱にせん断ひび割れが発生し、最大体力49.5kNを記録した。また、部材角0.75%付近では左柱、部材角0.9%付近では右柱の主筋が降伏した。その後、部材角2.3%まで著しい耐力低下は生じなかったが、部材角2.3%付近で左柱の柱頭部および右柱の柱脚部のせん断ひび割れが急激に開き、せん断破壊した。

本試験体における各部材のせん断力の計算結果を図-3 (b)に示す。両柱のせん断力の算定において、図-4 (b)および図-5 (b)から部材角1.0%前後における左柱の可撓長さ h はそれぞれ $0.4h_0$ および $0.6h_0$ 、右柱の可撓長さは h_0 と仮定した。その他、柱および壁体のせん断力の算定における諸条件はIFRB (C)と同様である。図-3 (b)より、両柱と壁体のせん断力の和は実験結果の約80%となり、IFRB (C)試験体と同様、壁体のせん断力が過小評価された。さらに、ここでは対角圧縮ストラットの形成角度 θ をIFRB (C)試験体と同様に35°としたが、本試験体では梁の変形により対角圧縮ストラットが両隅方向より急角度で上下梁間に形成されていると予想されるため、その形成角度により壁体のせん断力は上記の計算結果より小さくなる可能性がある。

4. CB 造壁の負担せん断力の評価

本項では、RC造架構の変形レベルに応じたCB造壁の

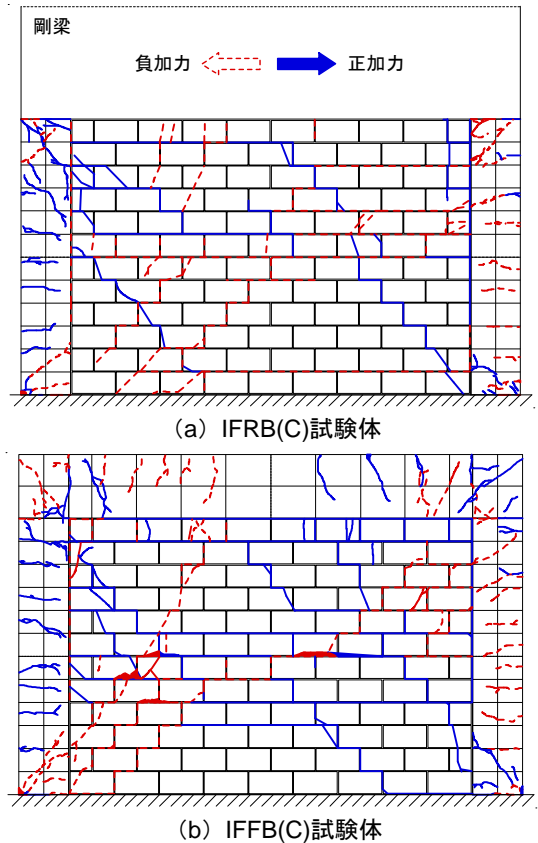


図-4 最終ひび割れ計測時の破壊状況

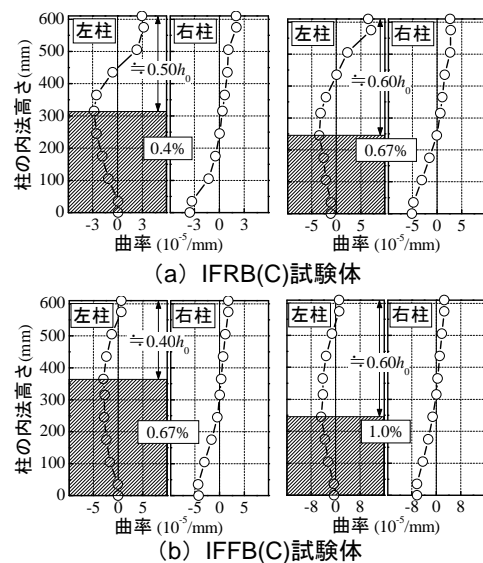


図-5 両柱の曲率分布

負担せん断力を定量的に評価するため、本研究で着眼する対角圧縮ストラットの形成角度や幅の評価手法を別途に実施した無架構壁体の実験より検証するとともに、実験結果と比較し本評価手法の整合性を検討する。

4.1 対角圧縮ストラットの形成角度、幅およびそれに基づく壁体の負担せん断力の評価手法

本研究では、各CBユニットに貼付した3軸歪ゲージデータより壁体の対角圧縮ストラットの形成メカニズム (形成角度や幅など) を評価する。本評価手法の整合

性を検証するため、図-6 に示す無架構 CB 造壁を製作し (IW (Infill Wall) 試験体) 単調加力実験を行った。同図より、IW 試験体の加力方向は壁体の両隅を結ぶ対角線方向とし (35°)、対角圧縮ストラットの等価幅を模擬した接触幅は既実施した実験の損傷パターンから 350mm とした²⁾。図-7 に IW 試験体の実験結果を示す。ここで、水平荷重 P は試験体に作用した対角方向の荷重 P_{35} を水平方向に換算したもので、最大水平荷重は 37.3kN である。以下に、対角圧縮ストラットの評価手法のフローを示す。

(1) 各 CB ユニットの圧縮主歪および角度

まず、CB ユニット j の 3 軸歪データから圧縮主歪 ε_j およびその角度 θ_j を算出する。IW 試験体における水平荷重 $P=32\text{kN}$ の時の各 CB ユニットの圧縮主歪の分布例を図-8 に示す。同図より、壁体の圧縮主歪が概ね加力方向に分布していることが分かる。

(2) 対角圧縮ストラットの形成角度

次に、上記(1)で算定した CB ユニット j の ε_j および θ_j を用い、IW 試験体に作用する対角圧縮ストラットの形成角度 θ を求める。その際に、 θ_j を ε_j の重み付け平均により定義する (式(3))。ここで、 θ_j は 0° から 90° の間に分布する圧縮主歪のみを算定対象とした。

式(3)により求めた θ の推移を図-9 に示す。同図より、形成角度 θ は全荷重レベルにおいて試験体の加力方向 (35°) とほぼ等しい結果となった。

$$\theta = \left(\frac{\sum_{j=1}^l \varepsilon_j \times \theta_j}{\sum_{j=1}^l \varepsilon_j} \right) \quad (3)$$

ここで、 l は θ_j が 0° から 90° の間に分布する CB ユニットの総数である。

(3) CB 造壁の各区間における圧縮主歪の分布

次に、壁体を θ の直角方向に長さが均等になるよう 15 区間に分割し (図-10 参照)、各区間 i における圧縮主歪の算術平均 $\bar{\varepsilon}_i$ を算定する。IW 試験体における $\bar{\varepsilon}_i$ の分布例を図-10 に示す。同図より、 $\bar{\varepsilon}_i$ の全体的な形状は概ね対称的に分布した。また、上記で算定した $\bar{\varepsilon}_i$ の平均値 ε_m (平均圧縮主歪) の推移を図-11 に示す。 ε_m は水平荷重と線型的に分布した。

(4) 対角圧縮ストラットの等価幅

次に、図-12 に示す区間 i における対角圧縮ストラットの有効幅 W_{ei} を算定する。ここで、有効幅とは区間ごとに本研究で定めた選定対象の ε_j が存在する両端の CB ユニット間の距離を意味する。図-12 より、各区間の W_{ei} の全体的な形状は概ね対称的に分布した。また、図-10 および図-12 より、 $\bar{\varepsilon}_i$ と W_{ei} は逆対称の関係にあることが分かった。

次に、対角圧縮ストラットの等価幅 W_{eq} を式(4)から算定する。同式は図-13 に示すように元のストラットおよ

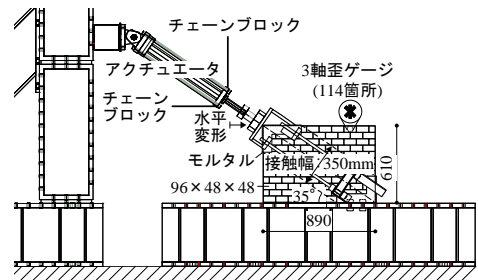


図-6 IW 試験体の载荷システム (単位 : mm)

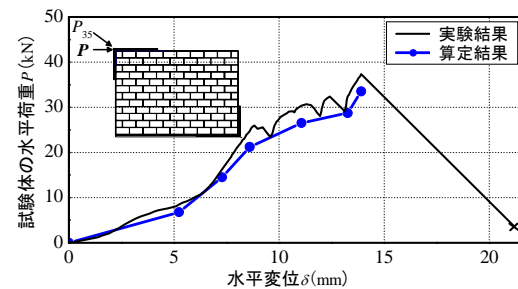


図-7 IW 試験体のせん断力の算定結果

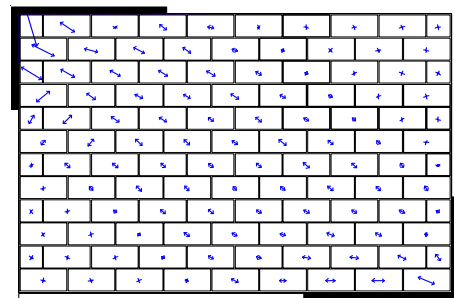


図-8 CB ユニットの圧縮主歪の分布例 ($P=32\text{kN}$)

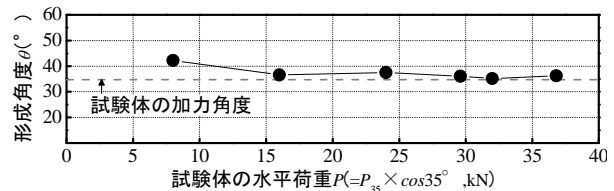


図-9 対角圧縮ストラットの形成角度 θ の推移

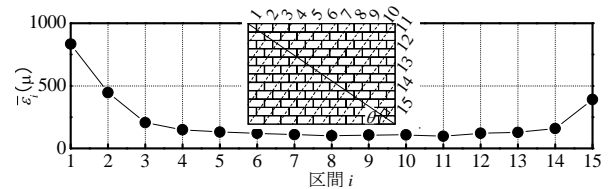


図-10 区間 i における圧縮主歪 $\bar{\varepsilon}_i$ の平均値 ($P=32\text{kN}$)

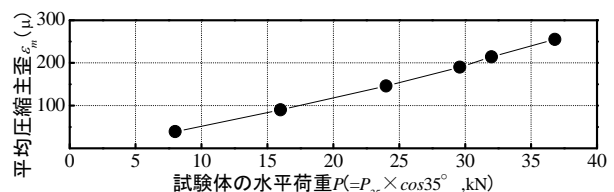


図-11 平均圧縮主歪 ε_m の推移

び等価ストラットに同じ圧縮力 ($P_{(a)}=P_{(b)}$) が作用すると仮定し定式化したものである。式(4)より算定した W_{eq} の

推移を図-14に示す。同図より、 W_{eq} は全荷重レベルにおいてほぼ一定の値を示している。

$$W_{eq} = \left(\sum_{i=1}^n \bar{\varepsilon}_i \times W_{e,i} \right) / \sum_{i=1}^n \bar{\varepsilon}_i \quad (n=15) \quad (4)$$

ここで、 n は分割した区間の数である。

(5) 対角圧縮ストラットの中心軸

次に、区間ごとの対角圧縮ストラットの作用点 C_{yi} をそれぞれ算出し、その中心軸 C_y を算定する。ここで、各区間 i における C_{yi} は、各区間 i における選定対象の ε_j の大きさとその ε_j までの距離 y_j を考慮した式(5)より算出し(図-15の●)、また C_y は各 C_{yi} および上記(3)で求めた $\bar{\varepsilon}_i$ を用い、式(6)より算定することとした。その結果、図-15に示す算定例から C_y は概ね試験体の加力線上に位置した。

$$C_{y_i} = \left(\sum_{j=1}^m \varepsilon_j \times y_j \right) / \sum_{j=1}^m \varepsilon_j \quad (5)$$

$$C_y = \left(\sum_{i=1}^n \bar{\varepsilon}_i \times C_{y_i} \right) / \sum_{i=1}^n \bar{\varepsilon}_i \quad (n=15) \quad (6)$$

ここで、 m は区間 i における ε_j の θ_j が 0° から 90° に分布するCBユニットの数である。

以上の結果を踏まえたIW試験体における等価対角圧縮ストラットの形成例を図-15に併せて示す。

(6) 壁体の負担せん断力の算定

最後に、上記の検討結果および別途に実施したCBユニットを用いたプリズム圧縮試験結果に基づき、IW試験体におけるせん断力 V_{cs} を式(7)により算定する。

$$V_{cs} = W_{eq} \cdot t \cdot \sigma_m \cdot \cos \theta \quad (7)$$

ここで、 σ_m は対角圧縮ストラットの平均圧縮主歪 ε_m に対応する圧縮主応力度である。

図-16に、対角圧縮ストラットの形成角度 ($\theta=45^\circ$, 37.5° , 30°) をパラメータとしたCBプリズムの形状を、 $\sigma_m - \varepsilon_m$ 関係と併せて示す。同図より、いずれの角度においても $\sigma_m - \varepsilon_m$ 関係はほぼ同様であったため、試験体の ε_m から σ_m を求める際には、試験体から求めた形成角度に近い $\sigma_m - \varepsilon_m$ 関係を用いることとした。

図-16および式(7)より算定したIW試験体のせん断力は前述の図-7に示す。同図より、算定結果は実験結果より若干小さいものの、本研究で着眼した壁体のせん断力の評価手法は実験結果を概ね推定できた。

4.2 RC造架構に内蔵された壁体の負担せん断力の評価

以上の評価手法に基づき、IFRB (C) およびIFFB (C) 試験体における壁体の負担せん断力を算定する。

両試験体のピーク時部材角における対角圧縮ストラットの形成角度 θ 、平均圧縮主歪 ε_m および等価幅 W_{eq} の推移を図-17に示す。同図より、IFFB (C) 試験体の形成角度 θ はIFRB (C) 試験体より全体的に大きかった。これは、前述したとおり、上部柔梁を有するIFRB (C) 試験体では梁の変形により壁体の両隅ではなく上下梁間に圧縮ス

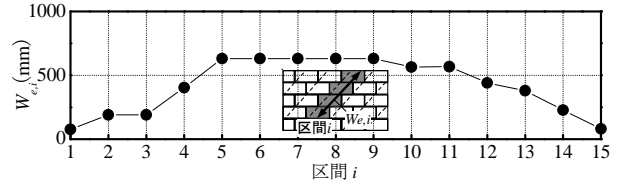
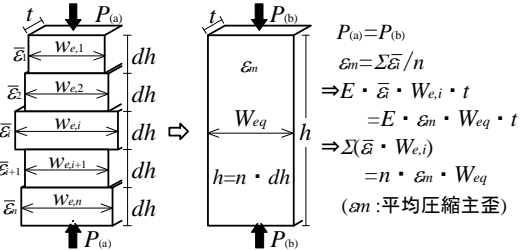


図-12 区間 i における有効幅 $W_{e,i}$ ($P=32$ kN)



(a)元のストラット (b)等価ストラット
図-13 対角圧縮ストラットの等価幅の算定方法

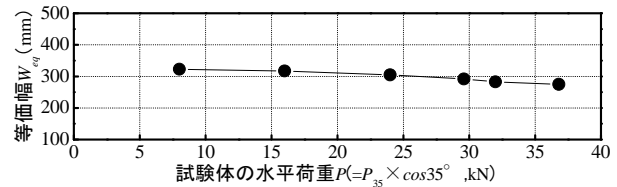


図-14 等価幅 W_{eq} の推移

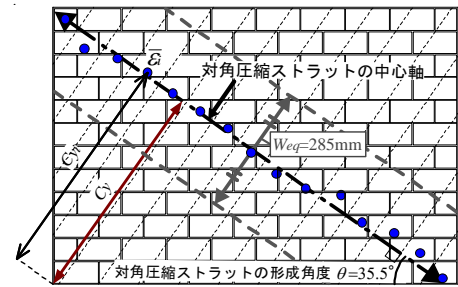


図-15 対角圧縮ストラットの中心軸 C_y ($P=32$ kN)

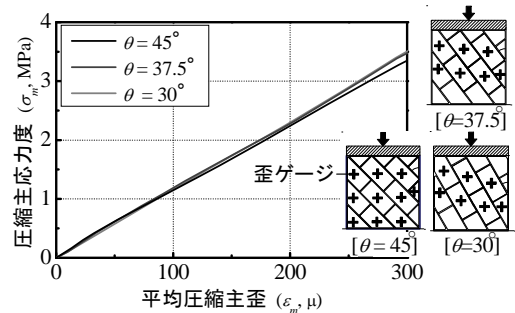


図-16 $\sigma_m - \varepsilon_m$ の関係

トラットが形成されたためである(図-18参照)。一方、平均圧縮主歪 ε_m および等価幅 W_{eq} は変形レベルに応じて若干変動するものの、両試験体ともに同様の結果となった。

IFRB (C) および IFFB (C) 試験体で部材角 1.0% における等価対角圧縮ストラットの形成様子を図-18に示す。同図より、剛梁を有するIFRB (C) 試験体では壁体の対角線上の両隅間に対角圧縮ストラットが形成されたのに対し、上部柔梁を有するIFFB (C) 試験体では上部梁の変

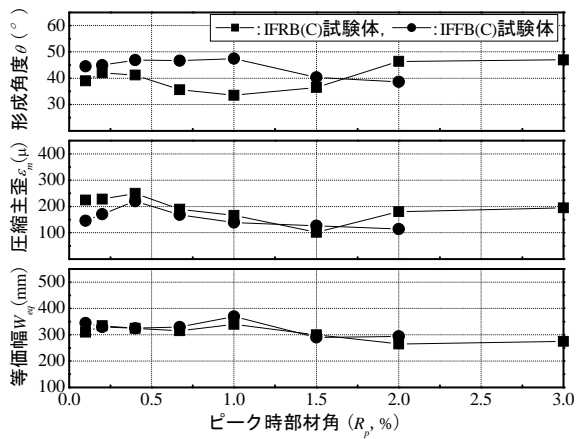


図-17 θ , ϵ_m および W_{eq} の推移

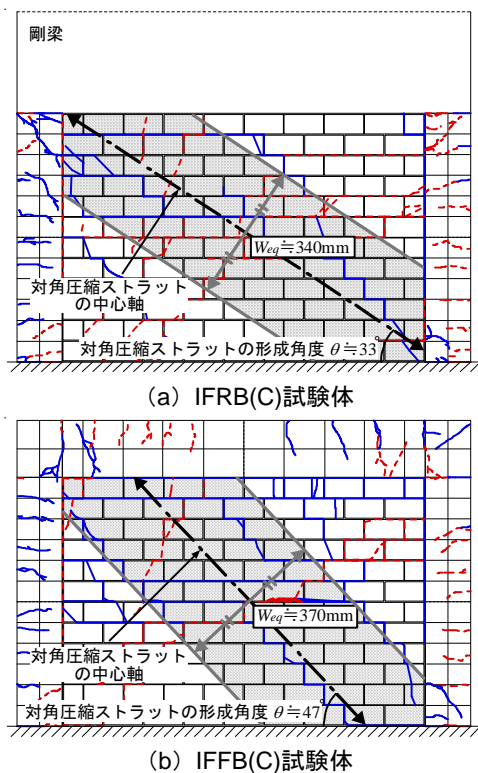


図-18 等価対角圧縮ストラットの形成様子 (1.0%)

形により上下梁間に対角圧縮ストラットが形成された。

以上の検討結果に基づき算定した両柱および壁体のせん断力とその和を図-19に示す。同図より、両柱と壁体のせん断力の和は両試験体ともに実験結果と概ね対応していることから、本研究で着目した壁体のせん断力の評価手法の適用可能性が確認できた。なお、両試験体では周囲架構による拘束効果により、IW 試験体と比べ壁体の最大耐力以降に低下したせん断力がある程度維持できる結果になったと考えられる。

5. まとめ

本研究では RC 造架構に内蔵された無補強組積造壁の負担せん断力を定量的に評価するため、1/4 スケールの

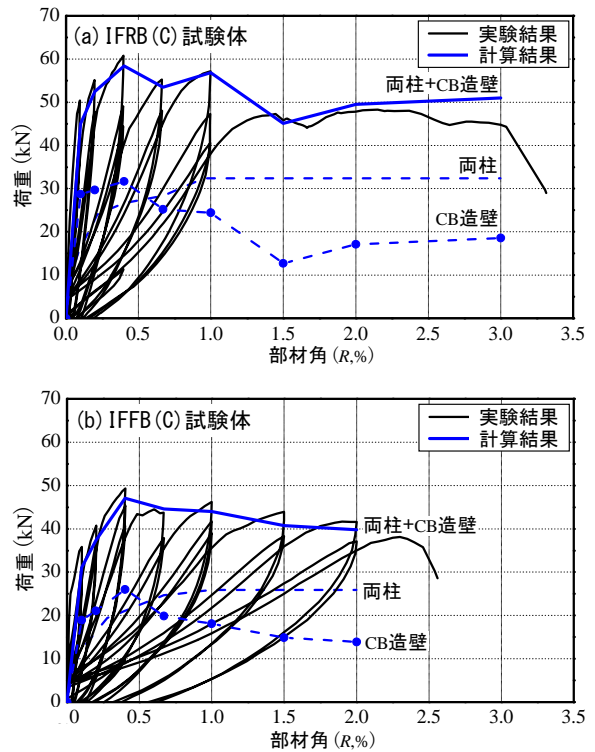


図-19 両試験体における荷重-変形関係の算定結果

縮小試験体を用い、面内方向への静的加力実験を実施し、圧縮主歪に基づく壁体の負担せん断力について詳細に検討を行った。本研究で得た知見を以下にまとめる。

- (1) CB ユニットの貼付した 3 軸歪データから圧縮主歪を算定し、本研究で提示した壁体の対角圧縮ストラットの形成角度、等価幅などに基づき、無架構 CB 造壁に適用した結果、実験結果が概ね再現できた。
- (2) 上記(1)の評価手法に基づく RC 造架構に内蔵された壁体の負担せん断力と、両柱のせん断力の計算値の合計は、両試験体ともに実験結果を精度よく再現した。

今後、以上の検討結果を踏まえて壁体の復元力特性のモデル化を行う予定である。

参考文献

- 1) FEMA306 : Evaluation of Earthquake Damaged Concrete and Masonry Wall Buildings, Applied Technology Council (ATC-43 Project), 1998
- 2) 晋沂雄, 崔琥, 高橋典之, 中埜良昭 : 無補強組積造壁を含む RC 造架構の静的および動的載荷実験(その 1~7), 日本建築学会大会学術講梗概集, 2007~2011.
- 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) Jin, K., Choi, H., Takahashi, N., Nakano, Y. : Failure mechanism and seismic capacity of RC frames with URM wall considering its diagonal strut, Proceedings of 15 WCEE, Sep.2012