

論文 組積造壁の応急補強を含む面外静的載荷実験

山田 應堂*1・山下 紗奈*1・崔 琥*2・櫻庭 柊士*3

要旨：本研究では、無補強組積造壁の面外方向の破壊メカニズムおよび耐震性能を明らかにするとともに、余震に対する 2 次災害を減らすための応急補強手法を提案するため、2 種類の応急補強手法を含む面外静的載荷実験を行った。その結果、レンガ造壁体は横目地にひび割れが入り上下方向に壁が割れて面外方向に崩壊する破壊モードが卓越すること、ワイヤーメッシュ補強は耐力向上に寄与しないが面外転倒抑制には寄与すること、GFRP 補強は壁を一体化させ耐力向上に大いに寄与することなどが確認できた。また、本研究で提案した最大荷重推定式は実験結果を概ね評価できた。

キーワード：無補強組積造壁、面外耐震性能、4 点曲げ試験、応急補強、最大耐力、破壊パターン

1. はじめに

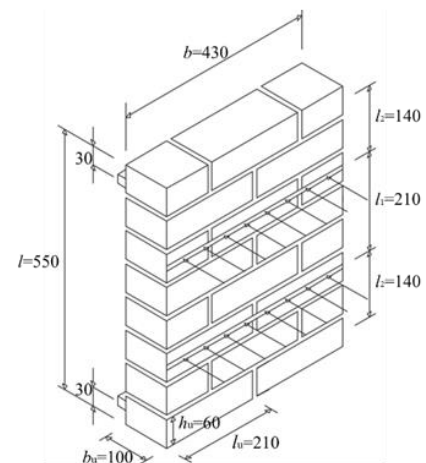
アジア、南米、ヨーロッパなどの地震が多発する地域には、純組積造建物が多用されている。一方、この種の建物の耐震性能は他の構造形式に比べ相対的に乏しく、地震が発生すると常に甚大な被害を受けている。そこで本研究では、無補強組積造壁の面外方向の破壊メカニズムおよび耐震性能を明らかにすること、余震に対する 2 次災害を減らすための応急補強手法を提案することを主目的に、2 種類の応急補強手法を含む面外静的載荷実験を行った。本論文では、無補強組積造壁の面外耐震性能を実験的に明らかにするとともに、本研究で提案した応急補強手法による面外耐震性能への効果を検討する。さらに面外最大耐力の推定手法を提案する。

2. 試験体の詳細

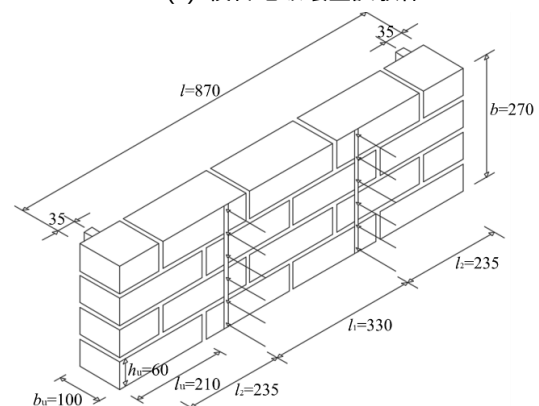
2.1 試験体の設計

本研究では、表-1 に示す British Standard の BS EN 1052-2:2016¹⁾の規定に従い、面外静的載荷実験用試験体を製作した。表-1 に示すように、無補強組積造壁における面外破壊モードは「横目地にひび割れが発生する破壊モード」と「縦目地にひび割れが発生する破壊モード」の 2 種類に大別でき、破

壊モードごとに組積ユニット高さ h_u 、破壊断面長さ b 、加力点距離 l_1 、試験体端からの支点位置について規定がなされている。上記の規定を準用した本試験体の詳細を図-1 に示す。同図に示すとおり、試験体は表-1 の諸条件を満足した上で、横目地破壊型試験体は 430mm×550mm (長さ×高さ)、縦目地破壊型試験体は 870mm×270mm (長さ×高さ) とし、計 36



(a) 横目地破壊型試験体



(b) 縦目地破壊型試験体

図-1 試験体の詳細図

表-1 British Standard の BS EN 1052-2:2016 の規定

破壊モード	組積 unit 高さ h_u (mm)	破壊断面 長さ b (mm)	加力点間 距離 l_1 (mm)	試験体端からの 支点位置 (mm)
横目地	指定無し	≥ 400 且つ $\geq 1.5l_u$	l 内に横目地を 2 つ以上含む	≥ 15
	≤ 250	≥ 240 且つ $\geq 3l_u$	l 内に横目地を 1 つ以上含む	
縦目地	> 250	≥ 1000	l 内に縦目地を 1 つ以上、横目地を 1 つ以上含む	

*1 静岡理科大学大学院 理工学研究科 システム工学専攻 (学生会員)

*2 静岡理科大学 理工学部建築学科 教授 工博 (正会員)

*3 静岡理科大学 理工学部建築学科

体の試験体を製作した。使用した組積ユニットの赤レンガとセメントレンガのサイズは、両者とも210×100×60mm（長さ l_u ×幅 b_u ×高さ h_u ）である。また、別途行った組積ユニットおよび目地モルタルの圧縮強度試験の結果を表-2に示す。

2.2 提案した応急補強手法

本研究では、地震で損傷を受けた無補強組積造壁が余震などで崩壊するのを防ぐため、応急補強手法による面外耐震性能評価も合わせて行うこととする。本研究で適用する応急補強手法は、補強材の入手の容易さ、施工の簡便さや補強の確実さなどを総合的に考慮し、ワイヤーメッシュとGFRPシート（ガラス繊維シート）の2種類とした。補強試験体は、前述した面外静的載荷実験用試験体に予め応急補強を施し、補強面は片面補強および両面補強とした。

(1) ワイヤーメッシュによる応急補強

ワイヤーメッシュによる応急補強を施した試験体の様子を図-2(a)に示す。ワイヤーメッシュは亜鉛引亀甲金網の径0.7mm、番手#20、目開き10mmのものをを使用した。

(2) GFRPシートによる応急補強

GFRPシートによる応急補強を施した試験体の様子を

表-2 レンガおよび目地モルタルの圧縮強度

	セメントレンガ	赤レンガ	目地モルタル
単体	36.0	45.9	45.1
3段ブリズム	15.4	18.6	



(a) ワイヤーメッシュ補強 (b) GFRPシート補強
図-2 応急補強を施した試験体（横目地破壊型）

表-3 試験体名の詳細

破壊モード	試験体名	破壊モード	試験体名
BJ	BJ-3L	HJ	HJ-3L
	BJ-2L		HJ-2L
	BJ-1L-CB(1)~(3)		HJ-1L-CB(1)~(3)
	BJ-1L-RB(1)~(3)		HJ-1L-RB(1)~(3)
	BJ-1L-CB-WR-OS		HJ-1L-CB-WR-OS
	BJ-1L-CB-WR-BS		HJ-1L-CB-WR-BS
	BJ-1L-RB-WR-OS		HJ-1L-RB-WR-OS
	BJ-1L-RB-WR-BS		HJ-1L-RB-WR-BS
	BJ-1L-CB-FR-OS		HJ-1L-CB-FR-OS
	BJ-1L-CB-FR-BS		HJ-1L-CB-FR-BS
	BJ-1L-RB-FR-OS		HJ-1L-RB-FR-OS
	BJ-1L-RB-FR-BS		HJ-1L-RB-FR-BS

図-2(b)に示す。接着剤はポリエステル樹脂塗料94%、硬化剤1%、空気硬化剤5%を配合したものを使用した。

2.3 試験体名の付け方

試験体名の詳細を表-3に示す。各試験体名は「破壊モード」-「レイヤー数」-「レンガの種類」-「補強方法」-「補強面」の順とし、「破壊モード」はHJ（Head Joint Collapse Type、縦目地破壊型）とBJ（Bed Joint Collapse Type、横目地破壊型）、「レイヤー数」は1L（Layer、赤レンガあるいはセメントレンガ）、2L（赤レンガ+セメントレンガ）と3L（赤レンガ+断熱材+セメントレンガ）、1Lの場合において「レンガの種類」はCB（Cement Brick、セメントレンガ）とRB（Red Brick、赤レンガ）、「補強方法」はWR（Wire mesh Reinforcing、ワイヤーメッシュ補強）とFR（GFRP Reinforcing、GFRP補強）、「補強面」はOS（One Side、引張側片面（両補強材は引張側のみに効果があるため））とBS（Both Sides、両面）とした。また、無補強の1L試験体は、赤レンガとセメントレンガで3体ずつ実験を行ったため、「レンガ種類」の後に識別用番号として(1)、(2)、(3)を追加した。

3. 実験計画

3.1 加力計画

横目地破壊型（BJ）試験体および縦目地破壊型（HJ）試験体のセットアップおよび加力装置の様子を図-3および図-4にそれぞれ示す。図-3および図-4に示すとおり、1台の加力ジャッキを用いた2つの加力点と、2つの支点を有する4点曲げ試験を行う。加力方法は片側一方向繰り返し載荷とした。載荷ルールは、水平部材角+1/300、+1/200、+1/150、+1/100、+1/75、+1/60、+1/50、+1/37.5、+1/30まで行い、試験体の破壊状況に応じて適宜変更することとした。

3.2 計測計画

横目地破壊型（BJ）試験体は各段で水平変位を計測し（後述の図5(a)の緑丸）、水平部材角は中央2つの変位（点線で囲んだもの）の平均値を図-1に示す h で除して求めた。一方、縦目地破壊型（HJ）試験体は上段から2段目と3段目で水平変位を計測し（後述の図5(b)の緑丸）、水平部材角は2段目の中央の2つの変位（点線で囲んだもの）の平均値を図-1に示す h で除して求めた。

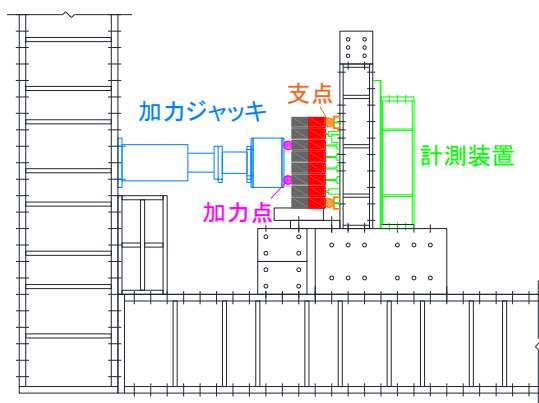
4 実験結果

4.1 破壊パターン

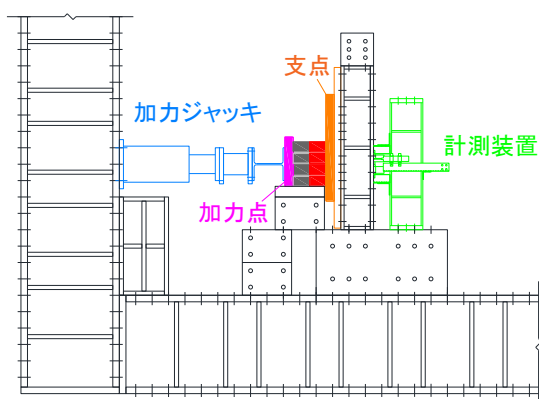
平均的な挙動を示した無補強試験体および補強試験体のひび割れ図を図-5および図-6にそれぞれ示す。同図の青線はひび割れ、黒線は外側が支点、内側が加力点を意味する。

(1) 無補強試験体の破壊パターン

図-5より、無補強試験体のほぼ全てで加力点間にひび割れが発生した。一方、BJ試験体は目地モルタルでひび割れが



(a) 横目地破壊型 (BJ) 試験体



(b) 縦目地破壊型 (HJ) 試験体

図-3 試験体セットアップの様子

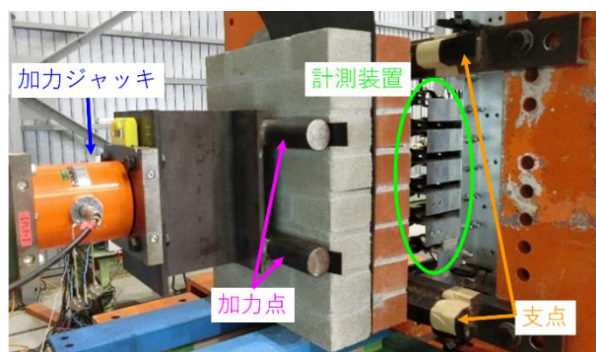


図-4 加力装置の様子

生じているのに対し (図-5(a)), HJ 試験体はレンガを貫通するひび割れを伴い、ほぼ直線上に破壊が生じた (図-5(b))。

(2) 補強試験体の破壊パターン

WR 試験体は BJ 試験体と HJ 試験体ともに無補強試験体と同様のひび割れが生じた (図-6(a)および(b))。一方, FR 試験体はガラス繊維シートが壁体を一体化させる効果があったため, レンガユニット内で破壊が生じた (図-6(c)および(d))。

4.2 荷重-変形関係

無補強試験体および補強試験体の荷重-変形関係を図-7 および図-8 に, 最大荷重を後述の表-4 に, それぞれ示す。無補強の 1L 試験体は荷重-変形関係図では

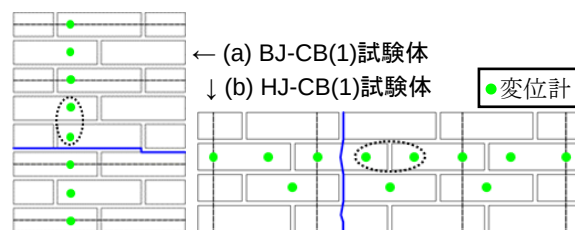


図-5 代表的な無補強試験体のひび割れ図

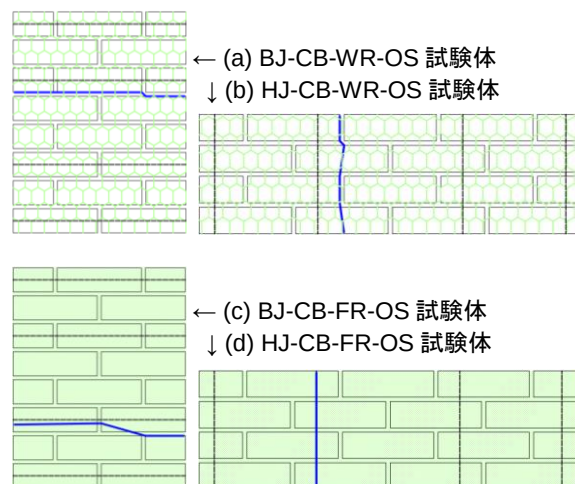


図-6 代表的な補強試験体のひび割れ図

平均的な挙動を示したもの, 最大荷重では 3 体の値の平均値を示す。また, BJ-1L-CB(3)は施工時に壁体が沿って, 加力点と支点が壁面に正確に当たらなかったため, 平均値には含まないこととした。

(1) 無補強試験体の最大耐力

図-7 および表-4 より, 無補強試験体において, BJ 試験体の最大耐力は HJ 試験体より高い結果となったが, 両試験体の断面積を考慮すると (BJ 試験体の断面積が HJ 試験体の 1.6 倍程度), 両試験体の最大耐力を断面積で割った値はほぼ同程度となる。また, RB 試験体の最大耐力が CB 試験体より小さくなっており, RB 試験体が面外方向により脆弱であることを確認した。

1L 試験体は最大耐力を経験した後は急激に耐力が低下するのに対し, BJ-2L, HJ-2L, HJ-3L 試験体は支点側の RB が破壊され耐力が落ちた後に, 加力点側の CB はまだ健全であるため, 再び耐力が上昇した。また, BJ-2L, HJ-2L, HJ-3L 試験体の最大耐力が 1L 試験体より若干高くなっていることから, 片方の壁が破壊するまで他の壁も耐力にある程度寄与していることが分かった。しかし, BJ-3L 試験体においては, RB 破壊時にひび割れが生じたが完全に破壊されていなかったため, 耐力低下は起こらなかった。

(2) 補強試験体の最大耐力

図-8 および表-4 より, WR 試験体において, 最大耐力が無補強試験体と同程度であったため, ワイヤーマッ

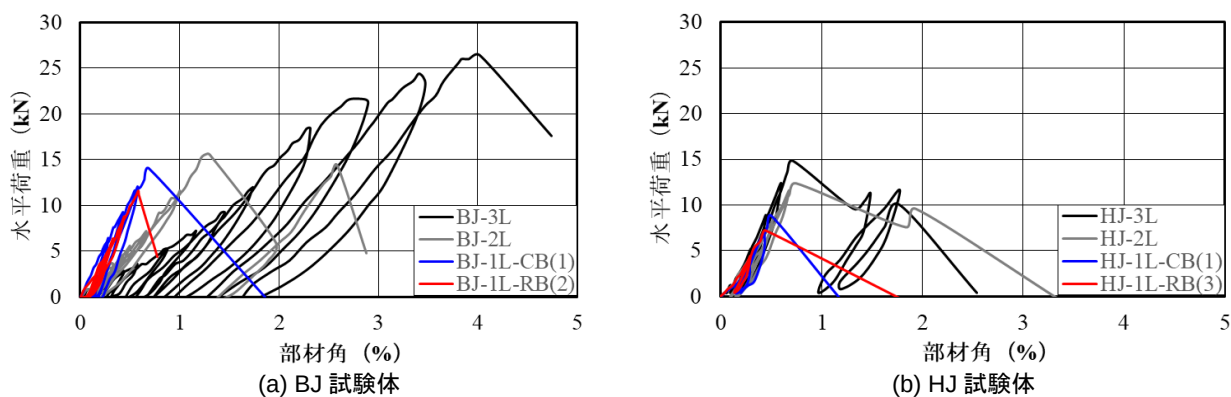


図-7 無補強試験体の荷重－変形関係

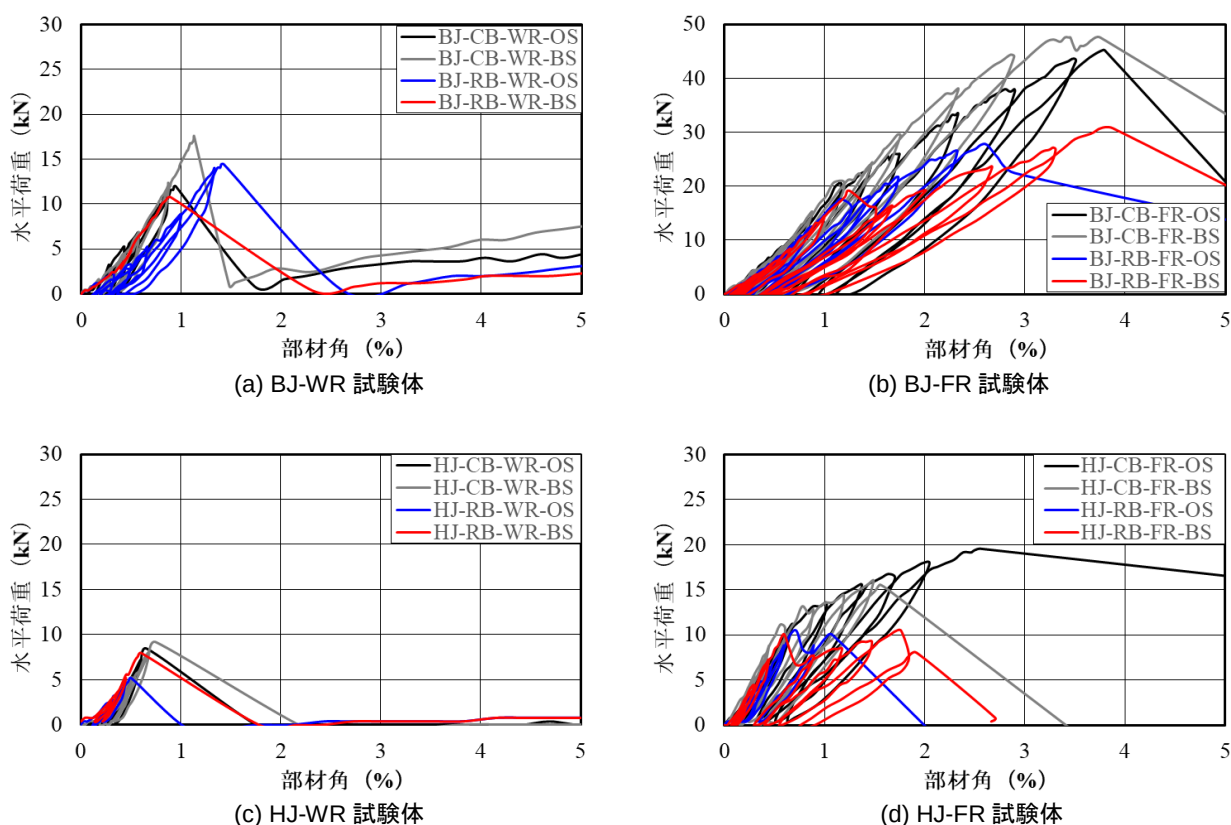


図-8 補強試験体の荷重－変形関係

シュは耐力向上には寄与しないことが分かった。一方、無補強試験体は最大耐力の経験後に壁体は直ちに面外転倒したが（図-7），WR試験体は耐力を失った後も面外転倒には至らなかったことから、ワイヤーメッシュは面外転倒抑制には大いに効果があることが確認できた。また、使用した亜鉛引亀甲金網は方向性があるため、HJ試験体よりBJ試験体により適していることが分かった。さらに、上記のとおりワイヤーメッシュは耐力向上に寄与しないため、無補強試験体と同様、RB試験体が面外方向により脆弱であった。

FR試験体において、最大耐力が無補強試験体より高いことから、FRは組積壁体を一体化させ、耐力を上昇させることが分かった。また、その効果はCB試験体がRB試験体より顕著であった。

5. 最大曲げ応力の評価

最大曲げモーメントを断面係数（2Lおよび3L試験体は重ね梁として計算した）で除した式(1)で最大曲げ応力を評価し（図-9を参照），その結果を表-4に示す。無補強の1L試験体は3体の平均値を示し、BJ-2L、HJ-2L、HJ-3L試験体はCB試験体、RB試験体それぞれの値を示す。BJ-1L-CB(3)試験体は最大荷重と同様の理由で平均値には含まないこととした。BJ-3Lは前述したとおりRB破壊後の耐力低下が見られなかったため、最大曲げ応力のみ示す。

$$\sigma_{max} = \frac{M_{max}}{Z} = \frac{3PL_2}{2bt^2} \quad (1)$$

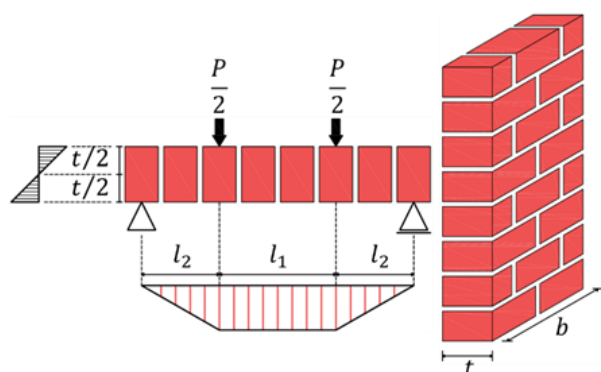
ここで、 M_{max} は最大曲げモーメント、 Z は断面係数（ $=bt^2/6$ ）、 P は最大荷重、 L_1 は加力点間距離、 L_2 は

支点から加力点までの距離、 b は破壊断面長さ、 t は試験体の厚さである。

5.1 無補強試験体の最大曲げ応力評価

表－4 より、無補強試験体において、BJ 試験体の最大曲げ応力は HJ 試験体より小さい結果となった。この結果より、レンガ造壁は横目地にひび割れが入り上下方向に壁が割れて、面外方向に崩壊する破壊モードが卓越することが確認できた。これは、図－5 に示すように、HJ 試験体ではレンガを貫通するひび割れを伴うのに対し、BJ 試験体では目地モルタルでひび割れが生じる破壊モードであったことと一致する。

また、BJ-2L, HJ-2L, HJ-3L 試験体においては、前述したとおり、RB 壁体の破壊時には CB 壁体の耐力寄与が



図－9 最大曲げ応力評価の概念図（BJ 試験体）

表－4 最大耐力および最大曲げ応力

破壊モード	試験体名	最大荷重 P (kN)	最大曲げ応力 σ_{max} (N/mm ²)
BJ	BJ-1L-CB	14.2	1.39
	BJ-1L-RB	11.4	1.11
	BJ-2L	15.6	CB : 1.41 RB : 1.52
	BJ-3L	26.4	2.58
	BJ-1L-CB-WR-OS	12.0	1.17
	BJ-1L-CB-WR-BS	17.6	1.72
	BJ-1L-RB-WR-OS	14.4	1.41
	BJ-1L-RB-WR-BS	10.8	1.06
	BJ-1L-CB-FR-OS	45.2	4.42
	BJ-1L-CB-FR-BS	47.6	4.65
	BJ-1L-RB-FR-OS	27.6	2.69
	BJ-1L-RB-FR-BS	30.8	3.01
HJ	HJ-1L-CB	9.2	2.38
	HJ-1L-RB	7.2	1.86
	HJ-2L	12.4	CB : 2.48 RB : 3.21
	HJ-3L	14.8	CB : 2.58 RB : 3.82
	HJ-1L-CB-WR-OS	8.4	2.17
	HJ-1L-CB-WR-BS	9.2	2.37
	HJ-1L-RB-WR-OS	5.2	1.34
	HJ-1L-RB-WR-BS	8.0	2.07
	HJ-1L-CB-FR-OS	19.6	5.07
	HJ-1L-CB-FR-BS	16.0	4.14
	HJ-1L-RB-FR-OS	10.4	2.87
	HJ-1L-RB-FR-BS	10.4	2.69

あったため、それぞれの壁の断面係数で除した最大曲げ応力は 1L 試験体と比較して、RB 壁体は若干高く、CB 壁体はほぼ同程度の値となった。

5.2 補強試験体の最大曲げ応力評価

WR 試験体の最大曲げ応力は無補強試験体と同程度の値となった。また、無補強試験体と同様、BJ 試験体の最大曲げ応力が HJ 試験体より小さかったため、横目地破壊モードが卓越することが再度確認できた。

FR 試験体においては、最大耐力と同様、FR は最大曲げ応力を上昇させる効果があることが分かった。また、BJ 試験体と HJ 試験体の最大曲げ応力が同程度であることから、GFRP は破壊型と関係なく、壁体を一体化させる効果があることが確認できた。

OS および BS 試験体の最大曲げ応力は同程度であったが、これは本実験が片側一方向荷重であることに起因する。今後、繰り返し荷重実験で両者の違いを調べる予定である。

6. 破壊メカニズムによる最大荷重の推定

6.1 最大荷重の推定手法の概要

本実験で得られた無補強 1L 組積造壁試験体の破壊メカニズムに基づき、BJ 試験体および HJ 試験体の最大荷重の推定を試みた。BJ 試験体および HJ 試験体の破壊メカニズムおよび応力の概念図を図－10 に示す。

図－10(a)より、BJ 試験体の最大荷重 P_{BJ} は、曲げモーメント M_{max} および自重 W の組み合わせによる最大引張応力 σ_t (式(2)) が粘着力 c と等しい (式(3)) と仮定して式(4)から求めた。

一方、HJ 試験体は前述したとおり、レンガを貫通する破壊メカニズムを伴うため、図－10(b)に示すように、HJ 試験体の最大荷重 P_{HJ} は、粘着力 c と組積造ユニットの引張強度 f_{bt} の組み合わせから式(5)より求めた。

$$\sigma_t = \frac{M_{max}}{Z} - \frac{W}{A} = \frac{(P_{BJ}/2)l_2}{bt^2/6} - \frac{W}{bt} \quad (2)$$

$$c = \sigma_t \quad (3)$$

$$P_{BJ} = \frac{\left(c + \frac{W}{bt}\right)bt^2}{3l_2} \quad (4)$$

$$P_{HJ} = \frac{2(c + f_{bt})Z}{l_2} = \frac{(c + f_{bt})bt^2}{3l_2} \quad (5)$$

ここで、 c は粘着力（別途行った3段プリズム押し抜き試験により、本検討では、CB では1.13 N/mm²、RB では0.85 N/mm²）²⁾、 W は試験体の自重（本検討では壁体の上半分の240N）、 b は破壊断面長さ、 t は試験体の厚さ、 l_2 は支点から加力点までの距離（BJ 試験体は140mm、HJ 試験体は235mm）、 Z は断面係数（ $= bt^2/6$ ）、 f_{bt} は引張強度（レンガの引張強度は粘着力に比例すると報告されており、本検討では文献3)よりレンガの引張強度を粘着

力の3.2倍とし、CBでは 3.6 N/mm^2 、RBでは 2.8 N/mm^2 である。

6.2 最大荷重の推定値

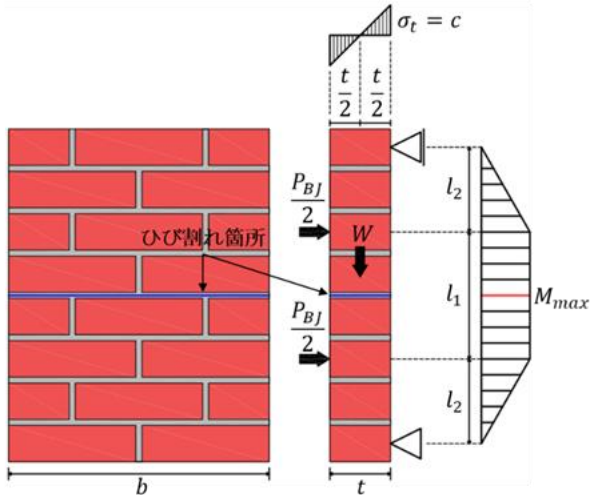
最大荷重の推定値の結果を各試験体の実験値と比較し表-5に示す。同表に示すとおり、BJ試験体の推定値

はCBでは0.82、RBでは0.81と実験値を若干下回る結果となったが、HJ試験体の推定値はCBでは0.94、RBでは0.92と実験値を精度よく評価できた。一方、推定値が小さかったBJ試験体については、今後中立軸の位置を含めて詳細に検討する予定である。

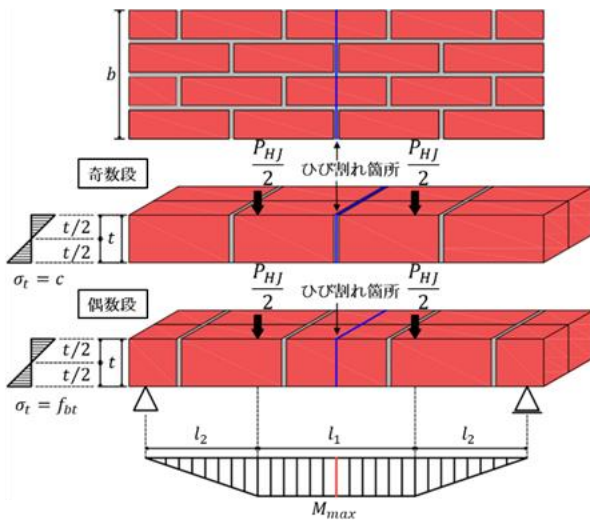
7. まとめ

本研究では、応急補強手法の検討を含む面外静的載荷実験を行い、組積造壁の面外耐震性能を実験的に明らかにするとともに、本研究で提案した応急補強手法による面外耐震性能への効果を検討した。また、面外最大耐力の推定手法を提案した。本研究で得られた知見を以下に示す。

- BJ試験体は目地モルタル間でひび割れが生じているのに対し、HJ試験体はレンガを貫通するひび割れを伴い、ほぼ直線上に破壊が生じた。また、FR試験体以外の試験体では、基本的に目地モルタルで破壊するのに対し、FR試験体ではガラス繊維シートが壁体を一体化させる効果があるため、レンガユニット内で破壊が生じた。
- 無補強試験体において、1L試験体は最大耐力を経験した後、急激に耐力が低下するのに対し、BJ-2L、HJ-2L、HJ-3L試験体はRB壁体とCB壁体が同時に破壊しないことが分かった。また、レンガ造壁は横目地にひび割れが入り上下方向に壁が割れて、面外方向に崩壊する破壊モードが卓越すること、赤レンガがセメントレンガより面外方向により脆弱であること、などが分かった。
- 補強試験体において、ワイヤーメッシュ補強は耐力向上には寄与しないが、面外転倒抑制には大いに効果があることが分かった。また、GFRP補強は組積壁体を一体化させ、耐力向上に大いに寄与することが分かった。
- 破壊メカニズムによる最大荷重の推定において、BJ試験体の推定値は実験値を若干下回る結果となったが、HJ試験体の推定値は実験値を精度よく評価できた。BJ試験体については、今後中立軸の位置を含めて詳細に検討する予定である。



(a) BJ 試験体



(b) HJ 試験体

図-10 破壊メカニズムの概念図

表-5 最大荷重の実験値と推定値の比較

破壊モード	レンガ種類	試験体名	実験値	推定値	推定値/実験値	比率の平均
BJ	CB	BJ-1L-CB(1)	14.0	11.6	0.83	0.82
		BJ-1L-CB(2)	14.4		0.81	
		BJ-1L-CB(3)	-		-	
	RB	BJ-1L-RB(1)	9.6	9.0	0.94	0.81
		BJ-1L-RB(2)	11.6		0.78	
		BJ-1L-RB(3)	12.8		0.70	
HJ	CB	HJ-1L-CB(1)	8.8	8.5	0.97	0.94
		HJ-1L-CB(2)	10.4		0.82	
		HJ-1L-CB(3)	8.4		1.02	
	RB	HJ-1L-RB(1)	6.8	6.6	0.97	0.92
		HJ-1L-RB(2)	7.6		0.87	
		HJ-1L-RB(3)	7.2		0.92	

参考文献

- Methods of test for masonry - Part 2: Determination of flexural strength: BS EN 1052-2,2016
- 菅野稜真：従来組積造壁の面内および面外耐震性能に関する実験的および解析的研究，静岡理工科大学修士論文，2022
- 田所敏弥，鳥取誠一：レンガ積み構造における基礎材料試験，土木学会第58回年次学術講演会，2003.9