土質力学に基づく土塗壁の耐力変形推定式の提案

－ 壁土のせん断破壊が卓越する場合 －

PROPOSAL OF MECHANICAL MODEL FOR ESTIMATION OF RELATIONSHIP
BETWEEN STRENGTH AND DEFORMATION OF MUD WALL
BASED ON SOIL MECHANICS

－ In case of mud wall with initial failure in shear －

宇都宮 直樹*, 宮本 慎 宏**, 山 中 稔***, 松 島 学****

Naoki UTSUNOMIYA, Mitsuhiro MIYAMOTO, Minoru YAMANAKA
and Manabu MATSUSHIMA

In this paper, we propose the mechanical model of mud walls with initial failure in shear based on soil mechanics to estimate the relationship between strength and deformation. We also perform the full-scale static lateral loading tests of mud walls to grasp the fracture mode and the relationship between lateral loading and deformation. Finally, compared with the full-scale test results, the accuracy of estimation results is examined. From the results of these tests and estimations, it is found that the relationship between lateral loading and deformation of mud walls can be estimated with the mechanical model proposed in this paper.

Keywords : mud wall, soil mechanics, cohesion, angle of shear resistance, static loading test

土塗壁, 土質力学, 粘着力, せん断抵抗角, 静的水平載荷実験

1. はじめに

土塗壁に用いられる壁土は、身近に採取できる粘性のある土と塗り層に応じて中塗りさや藁すさを混ぜ合わせたものである。土とすさの調合は職人の経験と勘によって行われ、定量的な評価法に基づく調合は行われていない。土塗壁を用いた建築物は壁土が有効なせん断抵抗要素となるため、壁土のせん断強度に影響を及ぼす粘着力やせん断抵抗角などの強度定数を把握する必要がある。壁土の強度特性は採取される地域やすさ混合量によって異なるため、地域ごとの土塗壁の耐力変形関係を把握するには、実大実験や部分壁体実験を行う必要があり、多くの時間と費用を要する。そこで、壁土の要素実験から強度定数を把握し、土塗壁の耐力変形関係を評価することが必要とされる。

土塗壁の抵抗機構の解明と力学モデルの構築に関する研究として村上ら^{1)~5)}は、各種の土塗壁の水平加力実験に基づき、水平力に対する土塗壁の破壊性状と耐荷機構を解明している。部分壁体の要素試験を行うことで様々な仕様の土塗壁の耐力変形関係を推定する方法を提案している。中尾ら^{6)~7)}は、壁土の各種材料試験結果から土塗壁のせん断耐力の推定や数値解析による耐力変形関係の推定を行っている。田淵ら⁸⁾は、京町家型の土塗壁の実大実験を行い、材料

定数を用いて土塗壁の剛性及び耐力を推定する力学モデルを提案している。山田ら^{9)~11)}は、コンクリートの構成則をもとに土塗壁要素を作成し、壁長が 910mm の土塗壁や小壁の耐力変位曲線の数値解析が可能なことを示している。しかし、既往の土塗壁の力学モデルに関する研究では、壁土の圧縮強度と引張強度を用いて評価がなされており、土質力学に基づいて壁土のせん断強度に影響を及ぼす強度定数を考慮した研究は行われていない。

本論文は土質力学に基づき、壁土のせん断強度に影響を及ぼす強度定数を要素実験から算定し、壁土のせん断破壊が卓越する土塗壁の耐力低下域に至るまでの耐力変形関係の推定式を構築することを目的とする。さらに、土塗壁の静的水平載荷実験を行い、提案した耐力変形関係推定式の有効性を確認している。

2. 土塗壁の耐力変形推定式の提案

2.1 耐力変形推定フロー

筆者らがこれまでに行った壁土に関する実験的研究において、土質力学に基づいて藁すさを混合した壁土のせん断強度を強度指標で示し¹²⁾、これまで要素実験で用いられてきた平板供試体よりも壁土の強度定数を精度よく求めることができる円柱供試体を提案してい

* 四国職業能力開発大学校住居環境科 講師

** 香川大学工学部安全システム建設工学科
助教・博士(工学)*** 香川大学工学部安全システム建設工学科
准教授・博士(工学)

**** 香川大学工学部安全システム建設工学科 教授・工博

Lecturer, Dept. of Residential Environment, Shikoku Polytechnic College
Research Assoc., Dept. of Safety Systems Construction Eng., Univ. of Kagawa, Dr. Eng.

Assoc. Prof., Dept. of Safety Systems Construction Eng., Univ. of Kagawa, Dr. Eng.

Prof., Dept. of Safety Systems Construction Eng., Univ. of Kagawa, Dr. Eng.

る¹³⁾。本論文ではこれらの既往の研究成果に基づき、壁土のせん断破壊が卓越する土塗壁の耐力変形関係の推定を図1に示すフローに従って行う。本モデルは1間幅(1820mm)の土塗壁を対象とする。

図1(a)に示すように壁土の一軸圧縮試験を行い、応力度-ひずみ度関係から弾性係数 E_{50} 、圧縮強さ σ_u と要素実験のせん断破壊面の角度 α_f から壁土の粘着力 c とせん断抵抗角 ϕ を求める。次に、土塗壁の破壊モードを想定する。水平荷重を受ける土塗壁は軸組から拘束力を受け、拘束力の増加により図1(b)に示すA点およびD点の隅角部から、それぞれB点およびC点に向けて壁土にせん断ひび割れが生じ、圧縮ストラットが形成される。荷重は圧縮ストラットにより伝達され、圧縮ストラットのB-C面がせん断破壊する時に最大耐力となる。本推定式ではせん断面B-Cが保有する壁土のせん断耐力を超えると土塗壁がせん断破壊すると仮定する。

提案する耐力変形関係のモデルは図1(c)に示すように、降伏耐力 P_y の後、最大耐力 P_u となる2段階の剛性を持つと仮定している。既往^{14)~17)}の静的水平載荷実験の結果、最大耐力直後は著しい低下を生じないことから、最大耐力を保持する変形角 γ_u' を考慮する。最大耐力保持以降は変形の増加に伴う耐力低下をモデル化し、要素実験の応力度-ひずみ度関係を用いて連続的に土塗壁の耐力変形関係の推定を行う。

2.2 耐力の推定

2.2.1 壁土のせん断強度と強度定数の関係

壁土のせん断強度 τ は、モール・クーロンの破壊基準から粘着力 c 、せん断抵抗角 ϕ とせん断破壊面に垂直に作用する応力度 σ を用いて式(1)のように示される。

$$\tau = c + \sigma \cdot \tan \phi \quad (1)$$

壁土の強度定数は図1(a)に示すように、中塗りすさを混合した壁土の一軸圧縮試験を行い、供試体の高さ方向に生じるせん断破壊面の角度 α_f から求められる。せん断抵抗角 ϕ はモール・クーロンの破壊基準より、せん断破壊面の角度 α_f を用いて式(2)で示され、せん断抵抗角 ϕ が大きくなると破壊面の角度 α_f も大きくなる。

$$\phi = 2\alpha_f - \frac{\pi}{2} \quad (2)$$

壁土の圧縮強さを σ_u とすると、モール・クーロンの破壊基準から一軸圧縮試験では供試体に生ずる側圧が0のため、粘着力 c は式(3)で求めることができる。

$$c = \frac{\sigma_u \cdot (\sec \phi - \tan \phi)}{2} \quad (3)$$

2.2.2 最大耐力 P_u の推定

図2に示すように土塗壁のせん断破壊時に抵抗するB-C間の長さ

$L_w = H - L$ は、せん断ひび割れの角度 θ を $\pi/4$ 、水平力による拘束力は柱から伝達されると仮定して算出している。本来は鉛直方向の拘束力を考慮して圧縮ストラットの幅 L_v を決定する必要があるが、既往^{14)~17)}の試験体のひび割れ発生状況からせん断破壊が生じた長さが $L_w = H - L$ に概ね等しく、ひび割れ発生後の抵抗機構が簡潔に表現できるため、せん断ひび割れ角度 θ を $\pi/4$ とし、水平力の釣り合いのみを考慮した。せん断ひび割れは隅角部を支点として土塗壁中央部に向かって生じるため、せん断ひび割れ角度 θ は試験体形状の影響を受け、壁土の強度定数による影響は小さいと考えられる。

B'-C間の圧縮ストラットの幅 L_v は $L_v = L_w \cdot \cos \theta$ 、圧縮ストラットに沿って作用する力 P_v とせん断破壊時の最大耐力 P_u の関係は $P_v = P_u \cdot \cos \theta$ となる。せん断力を負担する有効壁土厚さを t_w とするとB'-C面に作用する垂直応力度 σ_v は式(4)となる。

$$\sigma_v = \frac{P_v}{L_v \cdot t_w} = \frac{P_u \cdot \cos \theta}{L_w \cdot t_w \cdot \cos \theta} = \frac{P_u}{L_w \cdot t_w} \quad (4)$$

さらに、B-C面に作用する垂直応力度 σ_v' は式(5)となる。

$$\sigma_v' = \sigma_v \cdot \cos \theta = \frac{P_u \cdot \cos \theta}{L_w \cdot t_w} \quad (5)$$

土塗壁のせん断破壊時の最大耐力 P_u は、有効壁土厚さ t_w にせん断抵抗する長さ L_w と壁土内部に生じるせん断応力度 τ を乗じたものであり、式(1)において $\sigma = \sigma_v'$ とすると式(6)となる。

$$P_u = t_w \cdot L_w \cdot \tau = t_w \cdot (H - L) \cdot (c + \sigma_v' \cdot \tan \phi) \quad (6)$$

式(6)に式(5)を代入し、 P_u について整理すると式(7)となる。式(2)、(3)で求めた壁土の強度定数を代入することで最大耐力 P_u を求めることができる。

$$P_u = \frac{c \cdot t_w \cdot (H - L)}{1 - \cos \theta \cdot \tan \phi} \quad (7)$$

ただし、 $H - L > 0$ 、 $\theta = \pi/4$ である。

有効壁土厚さ t_w 、粘着力 c 、せん断抵抗角 ϕ が増加すると最大耐力 P_u も増加することがわかる。

2.2.3 降伏耐力 P_y の推定

降伏耐力 P_y は図3に示す既往^{14)~17)}の実験結果より、破壊モードがせん断破壊となる試験体の最大耐力 P_u に対する降伏耐力 P_y の比(以降、耐力比と呼称する)の平均値が $P_y/P_u \cong 0.64$ であることから式(8)とする。

$$P_y = 0.64 \cdot P_u \quad (8)$$

2.2.4 耐力低下域の耐力 P_r の推定

壁土の要素実験において、圧縮強さ σ_u 以降のモールの応力円は図4のように変化するため、最大耐力後の耐力低下域での壁土の内部

図1 耐力変形推定フロー

応力は小さくなる。クーロンの破壊線はモールの応力円と接することから、圧縮応力度 σ すなわちせん断破壊面に作用する垂直応力度 σ_v の低下に伴いせん断応力度 τ も低下する。この耐力低下域の応力度 σ_r 時の粘着力を残留粘着力 c' とすると、モール・クーロンの破壊基準から式(9)となる。

$$c' = \frac{\sigma_r \cdot (\sec \phi - \tan \phi)}{2} \quad (9)$$

式(7)において $c = c'$ として式(9)に代入すると式(10)となり、図 1(c)に示す最大耐力後の耐力低下域の耐力 P_r を求めることができる。

$$P_r = \frac{c' \cdot t_w \cdot (H - L)}{1 - \cos \theta \cdot \tan \phi} \quad (10)$$

2.3 変形角の推定

2.3.1 降伏変形角 γ_y の推定

土塗壁の弾性域において、壁土内部に生じるせん断応力 τ_1 とせん断弾性係数 G 、せん断変形角 γ の関係は $\tau_1 = G \cdot \gamma$ である。せん断弾性係数 G は土質力学に基づき壁土の弾性係数 E_{50} 、ポアソン比 ν より式(11)で示され、これらの関係からせん断応力度 τ_1 は式(12)となる。

$$G = \frac{E_{50}}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (11)$$

$$\tau_1 = \frac{E_{50} \cdot \gamma}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (12)$$

ここで壁土のポアソン比 ν を 0.2 とする。壁土の弾性係数 E_{50} は文献 19) に基づき圧縮強さ σ_u の 1/2 と原点を結ぶ直線の傾きとする。

水平荷重 P と壁土内部に生じる平均せん断応力度 τ_2 の関係は、せん断面積 A を有効壁土厚さ t_w と内法長さ L を乗じた $A = t_w \cdot L$ とすると式(13)となる。

$$\tau_2 = \frac{P}{t_w \cdot L} \quad (13)$$

$\tau_1 = \tau_2$ であることからせん断変形角 γ について整理すると式(14)となり降伏変形角 γ_y を求めることができる。

$$\gamma_y = \frac{2 \cdot P_y \cdot (1 + \nu)}{t_w \cdot L \cdot E_{50}} \quad (14)$$

2.3.2 最大耐力時の変形角 γ_u の推定

初期剛性 K に対する降伏耐力 P_y から最大耐力 P_u までの第 2 剛性 K' の比(以降、剛性比とする)は、図 3 に示す既往の実験結果^{14)~17)}の平均値から $K'/K \approx 0.38$ とする。最大耐力時の変形角 γ_u は、降伏変形角 γ_y を用いて式(15)と示すことができる。

$$\gamma_u = \frac{(P_u - P_y)}{K'} + \gamma_y \quad (15)$$

2.3.3 最大耐力を保持する変形角 γ_u' の推定

要素実験において圧縮強さ σ_u 以降は、図 1(a)に示すようなせん断変形を示す。この時のせん断破壊面の長さ l_s に対するせん断ひずみ

δ_s の比をせん断ひずみ度 γ_s とする。せん断破壊面の長さ l_s は円柱供試体の直径 D と破壊面の角度 α_f から $D/\cos \alpha_f$ であり、せん断ひずみ δ_s は鉛直変位 δ と破壊面の角度 α_f から $\delta/\sin \alpha_f$ となる。これらの関係からせん断ひずみ度 γ_s は式(16)で表される。ここで、破壊面の角度 α_f は土塗壁の圧縮ストラットの角度 θ を考慮し $\pi/4$ とする。

$$\gamma_s = \frac{\delta_s}{l_s} = \frac{\delta \cdot \cos \alpha_f}{D \cdot \sin \alpha_f} = \frac{\delta}{D \cdot \tan \alpha_f} = \frac{\delta}{D} \quad (16)$$

最大耐力以降の土塗壁の変形は、弾性変形していた壁土が圧縮ストラットのせん断破壊によって塑性化してひずみの局所化が起こり、塑性変形によって全体変形が支配されると仮定する。よって最大耐力以降の変形角 γ_r は、式(15)で求めた最大耐力時の変形角 γ_u に式(16)で求めた要素実験時の圧縮強さ σ_u 以降のせん断ひずみ度 γ_s を加算して求める。既往^{14)~17)}の静的水平載荷実験の最大耐力後の耐力変形関係は 1/50rad まで著しい耐力低下を生じないことから、図 1(a)に示す要素実験において圧縮強さ σ_u の 85%に低下するまでの鉛直変位 δ_u' に相当するせん断ひずみ度を図 1(c)に示す最大耐力を保持する変形角 γ_u' とする。よって最大耐力を保持する土塗壁の変形角 γ_u' は、式(16)より圧縮強さ $0.85\sigma_u$ 時の鉛直変位 δ_u' と圧縮強さ時の鉛直変位 δ_u 間のせん断ひずみ度を求め、式(15)で求めた最大耐力時の変形角 γ_u を用いて式(17)で表される。

$$\gamma_u' = \frac{\delta_u' - \delta_u}{D} + \gamma_u \quad (17)$$

2.3.4 耐力低下域の変形角 γ_r の推定

耐力低下域において、最大耐力時に図 1(b)の A-B-C-D 面内に生じた壁土のせん断ひび割れが頂部の変形の進行に合わせて拡大および連結し、大きなひび割れ面を形成する。土塗壁の耐力低下域のせん断変形角 γ_r は、式(16)より圧縮強さ以降の鉛直変位 δ_r と圧縮強さ時の鉛直変位 δ_u 間のせん断ひずみ度を求め、式(15)で求めた最大耐力時の変形角 γ_u を用いて式(18)で表される。

$$\gamma_r = \frac{\delta_r - \delta_u}{D} + \gamma_u \quad (18)$$

以上より、要素実験より求めた壁土の強度定数から図 1(c)に示す最大耐力後の耐力低下域に至るまでの土塗壁の耐力変形関係が推定できる。

3. 土塗壁の静的水平載荷実験

文献 18)では、中塗り仕上げの土塗壁に作用するせん断力の大部分は中塗りおよび中付け(本論文では大直し塗りに相当する)で負担するとされている。そこで本実験では、中塗りすき混合量と中塗り厚さをパラメータとして土塗壁の静的水平載荷実験を行い、荷重変形関係や破壊モードの把握を行う。

図2 せん断破壊時の内部応力

図3 耐力比 P_y/P_u , 剛性比 K'/K

図4 最大耐力後の粘着力の推移

3.1 壁土の要素実験

荒壁土、裏返し土および大直し土は香川県内で産出され、壁土製造業者によって製造されたものを用いた。壁土の練り置きは行わなかった。中塗り土はおろし土を使用し、おろし土と砂の割合は質量比で 1:2 であった。中塗りすき混合量は左官技能者に中塗りとして施工可能な混合量の範囲内で少量と多量の 2 水準で調合を行ってもらった。調合時に少量、多量で混合したすき量は、それぞれおろし土 100 リットルに対し 1.1kg と 1.9kg であった。供試体の作製はすきを混合した壁塗り直前の状態の各壁土を直径 125mm、高さ 250mm の円筒形型枠に入れて成型し、2 週間程度の気中養生を行った。脱型後、質量変化が低下するまで気中養生を行った。壁土の試験条件を一定にするために試験前に温度 20℃、湿度 60% の恒温恒湿器内で 24 時間養生して実験を行った。実験時の壁土の含水比は 1.2~2.3% であった。試験体数は各 5 体とした。要素実験は文献 19) に準じて圧縮試験を行い、毎分 1% の圧縮ひずみが生じる割合で加力を行った。実験後、壁土強度定数の評価法¹³⁾に基づき粘着力 c 、せん断抵抗角 ϕ 、弾性係数 E_{50} の算定を行った。

表 1 に要素実験で得られた各壁土の圧縮強さ σ_u 、弾性係数 E_{50} 、粘着力 c 、せん断抵抗角 ϕ および推定せん断強度 τ の平均値、図 5 に各壁土の圧縮応力度-ひずみ関係の平均値を示す。中塗りすき混合量を 1.7 倍に増加させると、圧縮強さ σ_u 、弾性係数 E_{50} は 0.9 倍となり、本実験の範囲における中塗りすき混合量の増加が壁土の強度特性へ及ぼす影響は小さかった。これは中塗りすきの形状が厚さ 0.1~0.3mm、幅 1mm と扁平であるため、土塗壁の土粒子の体積の減少が抑えられ、土粒子間の結合が低下しなかったことが要因と考えられる。また、図 5 に示すように圧縮強さ σ_u 後の強度低下は、繊維補強効果により中塗りすき混合量が多くなると緩やかになった。

3.2 実大試験体概要

試験体は図 6 に示す長さ 1820mm の土塗壁とした。材種は貫、柱、横架材および土台に杉を用いた。部材寸法は柱および土台は 105

表 1 要素実験結果 (5 体平均)

壁土種類	すき混合量 (kg/土100リットル)	圧縮強さ σ_u (N/mm ²)	弾性係数 E_{50} (N/mm ²)	粘着力 c (N/mm ²)	せん断 抵抗角 ϕ (°)	推定せん断 強度 τ (N/mm ²)
荒壁土	1.8	0.58	90.4	0.24	12	0.28
裏返し土 大直し土	2.0	0.72	126.6	0.32	7	0.36
中塗り土 すき少	1.1	0.97	251.7	0.37	16	0.46
中塗り土 すき多	1.9	0.84	226.9	0.36	9	0.42

表 2 各試験体の壁土塗り厚さ

試験体名	裏:裏返し (mm)	大:大直し (mm)	中:中塗り (mm)	有効壁土厚さ t_w (mm)	
				上限値 裏+大+中	下限値 大+中
薄塗・すき少	15	14	7	36	21
薄塗・すき多	15	16	6	36	22
厚塗・すき少	15	15	16	46	31
厚塗・すき多	13	16	15	44	31

試験体の凡例を以下に示す。

薄塗・すき少 — 中塗りすき混合量
すき少:1.1kg/おろし土 100 リットル
中塗り厚さ — 中塗りすき混合量
すき多:1.9kg/おろし土 100 リットル
薄塗:6mm 程度, 厚塗:15mm 程度

×105mm、横架材は 105×180mm、貫は 15×105mm とした。柱と貫の仕口は大入れとし、楔で留めた。柱間の中央には縦貫を配している。壁土を塗付ける下地は端部の直径が 15mm 程度の丸竹、小舞に幅 22mm 程度の割竹を使用した。本実験における柱と土台および横架材の仕口は、接合部のモーメント抵抗の影響を除去し、できるだけ壁土の影響のみを確認できるように、抵抗方向にそれぞれ 5mm のクリアランスを設け、直径 15mm の込み栓で接合した。施工は小舞搔きを行った後に荒壁塗りを行い、乾燥収縮に伴うひび割れが終了してから裏返し塗り、大直し塗りを行い、中塗りを片面塗りとした。貫の位置に壁土のひび割れ抑制のために、長さ 30cm 程度の稲藁で貫伏せを行った。試験体は中塗りすきの混合量と中塗り厚さを変えた 4 種類とした。表 2 に各試験体を実測して得られた壁土の塗り厚さを示す。試験体数は各 1 体である。静的水平荷重実験時の壁土の含水比は 0.9~2.3% であった。

3.3 荷重および計測方法

図 6 に荷重装置の概略図を示す。試験体の土台を M16 のアンカーボルトで固定した後、横架材にサーボアクチュエータを介して水平荷重を与えた。荷重方法はタイロッド方式とし、加力サイクルは文献 20) を基に、真のせん断変形角 γ_0 が 1/600, 1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50rad で繰り返し、履歴の同一変形段階で 3 回の正負交番繰り返し加力とした。終局は 1/10rad までの片引きとした。試験体に作用する荷重はサーボアクチュエータの先端に取り付けたロードセルで計測した。変位の計測は変位計 H1 で横架材の水平方向変位、H2 で土台の水平方向変位、変位計 V3, V4 で柱の脚部の鉛直方向変位の計測を行った。

3.4 荷重変形角関係

実大実験で得られた 4 体の実験結果を表 3、荷重変形角関係を図 7 に示す。初期剛性 K_0 は文献 20) に基づいて算定した降伏耐力 P_y と原点を結ぶ直線の傾きとした。最大荷重となる変形角 γ_u は、中塗り

図 5 圧縮応力度-ひずみ度

図 6 試験体形状および荷重装置

が厚塗りの試験体で 1/100rad, 薄塗りの試験体で 1/75~1/50rad であった。各試験体とも概ね 1/50rad までは最大荷重を保持する傾向にあった。中塗りすき混合量が多くなると、すきの繊維補強効果により図 5 に示す要素実験時の圧縮強さ σ_u 以降の強度低下が緩やかになることから、図 7 に示す土塗壁の荷重低下も緩やかになる傾向が見られた。薄塗試験体に比べて厚塗試験体の最大荷重は、「すき少」で 1.3 倍、「すき多」で 1.4 倍、初期剛性は「すき少」で 1.2 倍、「すき多」で 1.5 倍の増加を示した。これは小舞下地と裏返し塗りの厚さを除く壁土の断面積が 1.4 倍に増加したことが要因と考えられる。

中塗りすきの混合量が土塗壁の最大荷重に及ぼす影響は小さい。中塗りすきは断面形状が偏平であり混合量が増加しても土塗壁内の体積増加は少ないため、著しく土粒子の体積が低下しない。本実験の範囲では表 1 に示すように、すき混合量を 1.7 倍に増加させても壁土のせん断強度の低下は 9% 程度であり、これが明確な耐力差にならなかった要因と考えられる。

中塗りすき混合量の増加により、初期剛性は厚塗試験体で 0.9 倍、薄塗試験体では 0.7 倍に低下した。これは厚塗試験体の中塗り厚さと中塗りの下層にある大直し塗り厚さが同程度であるため要素実験結果と同様の傾向を示したと考えられる。また、薄塗試験体では中塗り厚さが 6~7mm に対して大直し塗り層の厚さが 14~16mm と厚いため、大直し土の弾性係数の影響を受けて低下したのと考えられる。

3.5 破壊性状

実大実験における破壊過程を図 8 に示す。試験体種類による差異は無く、1/450rad に横架材や土台と柱の隅角部で壁土の圧壊が生じた。実験前には裏返し塗り側の横架材、土台や壁土の境界部分には 5mm 程度の乾燥収縮による隙間があるが、1/200~1/150rad の変形角でその隙間は無くなった。隅角部の圧壊は変形の増加により 1/150rad で縦貫付近まで進展するが、このひび割れによる耐力低下は見られなかった。1/100rad 近傍で中塗り面側の隅角部付近から目視で確認できる小さなせん断ひび割れが生じ、変形が進行すると土塗壁中央部に向けてせん断ひび割れが連結しながら進展した。1/75rad では塗り厚さの薄い横貫部分に沿ったひび割れ、裏返し塗り側では縦間渡し竹や縦貫に沿ったひび割れが生じ、変形の進行に

伴ってひび割れの進展が観察された。土塗壁中央部の壁土にせん断ひび割れが生じる 1/100~1/50rad で最大荷重となった。この時の土塗壁中央部の破壊面は壁土が盛り上がった形跡が確認され、圧縮せん断であったことを示している。実験後のせん断破壊が生じた壁土の断面は、中塗りと大直し塗りが一体となった破壊モードを示した。

以上より、静的水平載荷実験における実大試験体の破壊モードは、図 8 に示すように軸組による隅角部の拘束、隅角部の壁土圧壊、土塗壁中央部の壁土のせん断ひび割れとなり、図 1(b) で示した破壊モードと一致した。

4. 実大実験結果と耐力変形推定値の比較

提案した耐力変形関係の推定式の有効性を検討するため、実大実験結果との比較を行う。文献 18) より水平荷重の大部分は中付け(本論文では大直し塗りに相当する)および中塗り層に負担されるため、本論文ではせん断力を負担する有効壁土厚さ t_w を、貫及び小舞下地の厚さ 30mm を除いた厚さとする。耐力推定において有効壁土厚さ t_w が及ぼす影響を把握するため、土塗壁の壁土の構成を表 2 に示す「中塗り+大直し」と「中塗り+大直し+裏返し」の 2 種類を考え、それぞれの推定値の下限値と上限値として耐力変形関係の推定を行う。

4.1 初期剛性の比較

推定値の初期剛性 K_e は降伏耐力 P_y と原点を結ぶ直線の傾きとし、 K_e に対する実験値の初期剛性 K_o の比を初期剛性比 α とし、図 9 に示す。初期剛性比 α の平均値は推定値の上限値を用いた場合で 0.24、下限値を用いた場合で 0.37 となり、推定値に対して実験値が低いことを示している。これは、裏返し塗り等の下塗り層において、壁土の乾燥収縮に伴うひび割れや壁土と軸組の間に隙間が生じており、閉口するまでは壁土による抵抗が有効に作用しないために初期剛性 K_o が低下することや、文献 19) において要素実験の弾性係数 E_{s0} は初期スリップを除いて評価を行うために推定値の初期剛性 K_e が高くなることが要因として考えられる。初期スリップが徐々に弾性時の変形に影響していることは、弾性載荷時に試験体の隙間等が徐々に無くなっていることから明らかである。そこで初期剛性の補正が必要と考え、図 9 に示す初期剛性比 α の推定値の上限値および下限値の平均値を壁土の弾性係数 E_{s0} に乗じて式(14)の降伏変形角 γ_y の算定を行う。その結果、図 9 に示すように補正後の初期剛性比は、概ね実験結果と近い値になっている。

4.2 耐力変形関係の比較

2 章で提案した式によって推定した土塗壁の耐力変形関係と実験結果の比較を図 10 に示す。最大耐力後の耐力低下域に至るまで推定上限値と下限値間に実験値の包絡線が存在しており、実験結果を

表 3 実験結果と推定最大耐力

試験体名	最大荷重 P_{cu} (kN)	最大荷重時 の変形角 γ_u (rad)	初期剛性 K_e (kN/rad)	推定最大耐力 P_{cu} (kN)	
				上限値	下限値
薄塗-すき少	10.80	0.013	1650	15.17	9.01
薄塗-すき多	10.63	0.020	1197	13.42	8.04
厚塗-すき少	13.65	0.010	2059	19.25	12.97
厚塗-すき多	14.35	0.010	1777	16.32	11.42

図 7 荷重変形関係

図 9 初期剛性の比較

図 8 破壊過程

概ね再現できている。推定値の $1/10\text{rad}$ は式(16)から要素実験におけるひずみ $5.0\sim 5.7\%$ に相当する。表 3 に示すように推定した最大耐力は、中塗り厚さが 6mm から 15mm となると、下塗りを含めた塗り厚さが上限値の「中塗り+裏返し+大直し」で $1.2\sim 1.3$ 倍、下限値の「中塗り+大直し」で 1.4 倍に増加する。最大耐力について実験値 P_{eu} に対する推定値 P_{cu} の割合を図 11 に示す。上限値は実験値の $1.14\sim 1.41$ 倍、下限値は $0.76\sim 0.95$ 倍の範囲であり、最大耐力が推定範囲内にあることが確認できる。

以上より、提案した耐力変形関係の推定式の有効性が示された。本論文で提案した推定式を用いて、中塗りを片面塗りとした壁土のせん断破壊が卓越する土塗壁の耐力変形関係を推定する場合、中塗り土の要素実験結果を用いて強度定数を求め、壁土厚さは安全側を考慮して下限値である「中塗り+大直し塗り」を設計式として提案する。

5. まとめ

本論文では、壁土の要素実験から得られた強度定数を用いて、せん断破壊が卓越する土塗壁の耐力変形関係の推定式を提案した。さらに、中塗りのすき混合量と塗り厚さを変えた土塗壁の静的水平載荷実験を行い、耐力変形関係と破壊モードの把握を行った。推定値と実験値の比較を行い、提案した推定式の有効性を検証した。得られた知見を以下に示す。

図 10 実験値と推定値の比較

図 11 最大耐力における推定値 P_{cu} /実験値 P_{eu} の比較

- 1) 壁土の要素実験結果から最大耐力後の耐力低下域に至るまでの土塗壁の耐力変形関係の推定式を提案した。
- 2) 静的水平載荷実験における試験体の破壊モードは、壁土の隅角部にせん断ひび割れが生じ、十分な塑性変形後に端部から対角線上に形成された圧縮ストラットの中央部がせん断破壊し、推定式で想定した破壊モードと一致することが確認された。最大耐力はこの圧縮ストラットがせん断破壊することで決定された。
- 3) 土塗壁の耐力は壁土厚さによって異なるため、「中塗り+大直し塗り」の厚さで推定した下限値と、「中塗り+大直し塗り+裏返し塗り」の厚さで推定した上限値で推定式の有効性の検討を行った。その結果、推定した耐力変形関係の上限値と下限値の間に概ね実験値の包絡線が存在しており、提案した推定式の有効性を確認することが出来た。壁土厚さは安全側を考慮して下限値である「中塗り+大直し塗り」を設計式として提案する。

参考文献

- 1) 村上雅英, 景山誠, 鈴木有, 稲山正弘: 静的水平加力実験に基づく土壁の耐荷機構の解明・せん断破壊が先行しない土壁の力学挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第 582 号, pp.103-108, 2004.8
- 2) 村上雅英, 景山誠, 鈴木有, 稲山正弘: 静的水平加力実験に基づく土壁の耐荷機構の解明・せん断破壊が先行しない土壁の力学挙動(続), 日本建築学会構造系論文集, 第 594 号, pp.111-118, 2005.8
- 3) 村上雅英, 景山誠, 岡本滋史, 鈴木有, 稲山正弘: 水平力の耐荷機構に基づく土壁の剛性と耐力の算定法に関する提案と検証, 日本建築学会構造系論文集, 第 605 号, pp.119-126, 2006.7
- 4) 岡本滋史, 澤田圭, 村上雅英, 鈴木有, 稲山正弘: 部分壁体試験に基づく土壁のせん断力・変形角関係及び壁倍率の推定方法と検証, 日本建築学会構造系論文集, 第 621 号, pp.103-110, 2007.11
- 5) 岡本滋史, 村上雅英, 稲山正弘: 仕様の相違が土壁の構造性能に及ぼす影響に関する実験的調査, 日本建築学会構造系論文集, 第 641 号, pp.1275-1283, 2009.7
- 6) 中尾方人, 一文字里紗, 山崎裕, 石橋庸子: 土塗壁のせん断抵抗機構およびせん断耐力の評価法に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 598 号, pp.109-116, 2005.12
- 7) 中尾方人, 山崎裕: 数値解析による土塗り壁のせん断抵抗機構の検討, 日本建築学会構造系論文集, 第 636 号, pp.331-338, 2009.2
- 8) 田淵敦士, 北守顕久, 森拓郎, 小松幸平: 京町家型土壁の水平せん断性能, 日本建築学会構造系論文集, 第 605 号, pp.143-150, 2006.7
- 9) 山田耕司: 土壁耐力の数値解析手法の開発, 日本建築学会技術報告集, 第 23 号, pp.161-164, 2006.6
- 10) 山田耕司: 壁土強度のばらつきによる土壁耐力への影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 620 号, pp.87-92, 2007.10
- 11) 山田耕司, 清水秀丸, 中治弘行, 鈴木祥之: 土塗り小壁付き木造軸組耐力特性評価への数値解析の適用, 日本建築学会構造系論文集, 第 621 号, pp.81-87, 2007.11
- 12) 宇都宮直樹, 松島学: 藁スサを混合した壁土の力学的性質に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 649 号, pp.593-599, 2010.3
- 13) 宇都宮直樹, 山中稔, 松島学: 藁スサを混合した新しい供試体の提案, 日本建築学会構造系論文集, 第 664 号, pp.1119-1124, 2011.6
- 14) 土壁ネットワーク: 土壁の耐震性向上のための技術的研究 2006・2007・2008 年度報告書, 2009.3
- 15) 中尾裕典, 今西達也, 完山利行, 大西泰弘, 宇都宮直樹: 小舞下地の仕様の違いが土塗壁の耐力に及ぼす影響について その 1 試験体の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.347-348, 2010.9
- 16) 今西達也, 中尾裕典, 完山利行, 大西泰弘, 宇都宮直樹: 小舞下地の仕様の違いが土塗壁の耐力に及ぼす影響について その 2 面内せん断試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.349-350, 2010.9
- 17) 宇都宮直樹, 宮本慎宏, 山中稔, 松島学, 大橋好光: 下地構成材の仕様が土塗壁の耐震性能に及ぼす影響, 構造工学論文集 vol.58B, pp.287-292, 2012.3
- 18) 中尾方人, 山崎裕, 田中純: 土塗り壁のせん断耐力の評価に関する実験的研究, 構造工学論文集 vol.49B, pp.573-578, 2003.3
- 19) 土の一軸圧縮試験法, JIS A 1216: 2009
- 20) 技術解説書作成編集委員会: 土塗壁・面格子壁・落とし込み板壁の壁倍率に係る技術解説書, pp.25,83-91, pp.144-147, 日本住宅・木材技術センター, 2004.2

(2012年6月8日原稿受理, 2012年11月16日採用決定)