枠組壁工法を用いた耐力壁のせん断性状に及ぼす試験 方法・シーシング材・釘打ちの影響に関する実験的研究

(第2報——耐力壁脚部の回転の影響を除いた場合の考察)

——木質構造の新しい設計体系確立のための提案と考察(第12報)——

正 会 員 杉 山 英 男*
正 会 員 鈴 木 秀 三**

§1. 緒 言

前報¹⁾においては、合板片面張りまたは石膏ボード片面・両面張りの枠組壁工法耐力壁の racking test の結果を、壁体脚部の回転の影響を除かない条件の下で検討したが、本報では同一試験結果について壁体脚部の回転の影響を詳しく調べ、その上でそれを除いた条件で(換言すれば耐力壁の壁体自身の曲げせん断変形について)、壁体の曲げせん断剛性を検討考察した。また米国式試験法における鉛直ロッドの役割を実験結果を基に論じ、試験方法の適否検討のための資料を提供している。

試験目的、試験方法、試験結果等については前報¹⁾で詳述したので参照されたい。

§2. 壁体の回転変形についての考察

前報¹⁾で「見掛けのせん断歪 τ 」と呼んできた変形には壁体の曲げせん断変形によるものと、壁体の回転によるものとが含まれている。日米いずれの試験法が適当かという論議は、観点を換えれば、「見掛けのせん断歪 τ 」に含まれる回転の影響、換言すれば壁体脚部の固定条件をどの程度まで許容するかという論議であると言えよう。本節では、「見掛けのせん断歪 τ 」に含まれる上述の「壁体の回転による影響量」について検討することとする。

枠組材とシーシング材で構成されている壁体の回転を正確に把握する事は困難である。Fig. 1 (a), (b) は、7.5 mm 合板片面張りの場合のたて枠(stud)4本の脚元の鉛直変位の様子を示したものであるが、筆者らは、各たて枠の鉛直変位量が壁体の回転と結びつくものと仮定し、「壁体の回転角 θ (rad)」を次のように定義することとする。Fig. 2 参照。

* 東京大学農学部林産学科教授・工学博士(研究当時は明治大学教授)

** 職業訓練大学校建築科助手・工学修士(研究当時は明治大学大学院修士課程学生)

(昭和50年2月20日日本稿受理・討論期限昭和50年10月末日)

$$\theta = \frac{|\delta v_1| + |\delta v_2|}{l}$$

$$= \frac{\left[\begin{array}{c} \text{壁体の引張側外} \\ \text{端たて枠の鉛直} \\ \text{変位の絶対値} \end{array} \right] + \left[\begin{array}{c} \text{壁体の圧縮側外} \\ \text{端たて枠の鉛直} \\ \text{変位の絶対値} \end{array} \right]}{\left[\begin{array}{c} \text{上記2つのたて枠間の水平距離} \end{array} \right]}$$

.....(1)

「壁体の回転角 θ 」と関連させて、これと「見掛けのせん断歪 τ 」との比 θ/τ なる観念を導入し、これを「回転角比」と定義することとする。この比は、回転角が見

Fig. 1 (a) Vertical movement of studs due to non-rod method.

[日本式試験法におけるたて枠の鉛直変位]

Fig. 1 (b) Vertical movement of studs due to ASTM method.

[ASTM 試験法におけるたて枠の鉛直変位]

掛けのせん断歪の値の中のどの程度を占めるかを示すパラメーターと言えよう。

更に、壁体外端のたて枠の鉛直変位の値 δ_{V1} , δ_{V2} を用いて、次のように「中立点比 x_n 」なるものを定義することとする (Fig. 2 参照)。

Fig. 2 Schematic diagram of deformation of a wall panel subjected to horizontal force.
[水平力を受ける壁パネルの変形図]

$$x_n = \frac{|\delta_{V2}|}{|\delta_{V1}| + |\delta_{V2}|}$$

$$= \frac{[\text{圧縮側外端のたて枠の沈み量の絶対値}]}{[\text{引張側外端のたて枠の浮き上り量の絶対値}] + [\text{圧縮側外端のたて枠の沈み量の絶対値}]}$$

.....(2)

Fig. 3 (c) θ/γ - γ curves for 9 mm plywood-single-sheathed panels.
[9 mm 合板片面張りにおける θ/γ - γ 曲線]

Fig. 3 (a) θ/γ - γ curves for 5 mm plywood-single-sheathed panels.
[5 mm 合板片面張りにおける θ/γ - γ 曲線]

Fig. 3 (d) θ/γ - γ curves for 9 mm gypsumboard-single-sheathed panels.
[9 mm 石膏ボード片面張りにおける θ/γ - γ 曲線]

Fig. 3 (b) θ/γ - γ curves for 7.5 mm plywood-single-sheathed panels.
[7.5 mm 合板片面張りにおける θ/γ - γ 曲線]

Fig. 3 (e) θ/γ - γ curves for 9 mm gypsumboard-double-sheathed panels.
[9 mm 石膏ボード両面張りにおける θ/γ - γ 曲線]

中立点比 x_n の値は、壁の圧縮側脚部の鉛直変位量と引張側脚部の鉛直変位量との関係を表わす一種のパラメーターで、中立点比 x_n の値が0.5以上の時には、引張側脚部の変形よりも圧縮側脚部の変形が大きい事を意味する。

また同時に中立点比 x_n は、壁体の回転時における回転中心が見掛け上圧縮側外端から測ってどの位置にある

Fig. 4(a) x_n - γ curves for 5 mm plywood-single-sheathed panels.

[5 mm 合板片面張りにおける x_n - γ 曲線]

Fig. 4(b) x_n - γ curves for 7.5 mm plywood-single-sheathed panels.

[7.5 mm 合板片面張りにおける x_n - γ 曲線]

Fig. 4(c) x_n - γ curves for 9 mm plywood-single-sheathed panels.

[9 mm 合板片面張りにおける x_n - γ 曲線]

かを示すものでもある。

Fig. 3 (a)~(e) には、各種類の試験体について、回転角比 θ/r と見掛けのせん断歪 γ との関係が、Fig. 4 (a)~(e) には中立点比 x_n と見掛けのせん断歪 γ との関係が示してある。なおこれらは、試験体が2体の場合には平均値を用いて画かれている。

Fig. 3 および Fig. 4 から次のことが看取される。

(1) 合板片面張り試験体の場合 [Fig. 3 (a), (b), (c), Fig. 4 (a), (b), (c) 参照]

回転角比 θ/r 、中立点比 x_n と見掛けのせん断歪との関係は、試験方法によって大きく違っている。すなわち

① 回転角比 θ/r について：日本式試験法による場合には見掛けのせん断歪 γ の増大に伴い回転角比 θ/r はやや上昇する傾向があり、7.5 mm 合板または 9 mm 合板片面張りの場合、 θ/r の値は $\gamma=1/200 \sim 1/60$ rad の範囲において 0.75~0.90 で、見掛けのせん断歪に及ぼす壁体の回転の影響が甚だ大きいことを示している。換言すれば壁体自身の曲げせん断歪は $\gamma=1/200 \sim 1/60$ rad の範囲で $1/1000 \sim 1/500$ rad と比べて小さい。なお Fig.

Fig. 4(d) x_n - γ curves for 9 mm gypsumboard-single-sheathed panels.

[9 mm 石膏ボード片面張りにおける x_n - γ 曲線]

Fig. 4(e) x_n - γ curves for 9 mm gypsumboard-double-sheathed panels.

[9 mm 石膏ボード両面張りにおける x_n - γ 曲線]

3 (b), (c) から分るように、 θ/r の値については補強釘打ち型の方が標準釘打ち型よりも小さいという傾向が見られるが、それ程大きな両者の差はないと見てよからう。

一方、米国式試験法による場合には、見掛けのせん断歪 r が大きくなるにつれ回転角比 θ/r の値はほぼ直線的に減少 (5~9 mm 厚の合板片面張りの場合、 $r=1/200 \sim 1/60$ rad の領域で、 θ/r は 0.5~0.6 から 0.35~0.45 まで減少) してている。すなわち見掛けのせん断歪に及ぼす壁の回転の影響が減少して行くことが分る。

上述のことは、日本式試験法による試験結果は米国式試験法によるそれよりも壁の回転の影響を顕著に受けることを物語っている。すなわち、日本式試験法の場合には壁体脚元の変形の影響が大きく出る。しかも我国で従来許容せん断耐力評価の対象となってきた見掛けのせん断歪 $1/200 \sim 1/60$ rad の領域で、その影響が大きいことが注目される。

② 中立点比 x_n について：日本式試験法による場合には見掛けのせん断歪 r が大きくなるに従って中立点比 x_n の値は小さくなり、その値は 7.5 mm, 9 mm 合板片面張りの場合、 $r=1/200 \sim 1/60$ rad の領域で 0.35~0.1 である。これは日本式試験法の場合、引張側脚部の浮き上りにより壁が大きく回転していることを示すものである。

これに対し、米国式試験法による場合には、見掛けのせん断歪の大小に拘らず x_n の値はほぼ一定で 0.5 前後である (壁の引張側外端の浮上り量と圧縮側外端の沈み量がほぼ等しいことを意味する)。この現象が合板厚に関係なく、また標準釘打ち型と補強釘打ち型の別に拘りなく存在している点に注意。

(2) 石膏ボード張り試験体の場合 [Fig. 3 (d), (e), Fig. 4 (d), (e) 参照]

① 回転角比 θ/r について：回転角比と見掛けのせん断歪との関係は、9 mm 石膏ボード両面張りの場合、米国式試験法によるものは、 r の増大につれ θ/r は 0.7 から 0.4 までほぼ直線的に減少している。 r が $1/200$ 以下の範囲で日米両試験法によるせん断剛性の差はないようであるが、日本式によるものが非常に早く破壊してしまうので、両者を比較することは余り意味がない。

9 mm 石膏ボード片面張りの場合には、日本式試験法による θ/r の値は米国式によるそれより大きく、試験法により回転角が著しく影響されることを示している。

次に日本式試験法による場合の片面張り と 両面張り (ともに補強釘打ち型) の θ/r の値は殆んど変わらず、 r の値に拘らず 0.6 前後である。一方米国式試験法の場合には、両面張りにおける θ/r の値は、見掛けのせん断歪 $1/500 \sim 1/50$ rad の範囲で片面張りの値の 1.5~2 倍となっている。この理由は次のように説明されよう。前報¹⁾で述べたように見掛けのせん断歪が同じとき、両面張り

のせん断耐力は片面張りのほぼ 2 倍である。従って同じ見掛けのせん断歪に対する回転角が、両面張りは片面張りの 2 倍程度になるはずである。米国式の場合についての上の傾向は、標準・補強両釘打ち型を通じ着取される。

② 中立点比 x_n について：9 mm 石膏ボード片面張り (補強釘打ち型) の場合、日本式試験法の方が x_n の値が米国式の場合よりも小さく、引張側脚部の浮き上りが大きいことおよび r の増大に伴う x_n の減少が看取される。すなわち合板張りの場合と同じ傾向が伺える。

米国式の場合、 x_n の値は見掛けのせん断歪の大小に拘らずほぼ一定で、9 mm 石膏ボード片面張り標準釘打ち型 0.4 前後、補強釘打ち型約 0.55、9 mm 石膏ボード両面張りの場合には標準釘打ち型、補強釘打ち型に拘らず 0.5 前後である。これら米国式試験法による石膏ボード張り試験体の傾向は、米国式による合板張りの傾向と酷似している。

§ 3. 壁体の回転の影響を除いたときのせん断剛性に及ぼす壁体構成因子の影響について

§ 2 で明らかになったように、米国式試験法による場合においても壁の脚元の回転が見掛けのせん断歪 r に及ぼす影響は相当大きい。

本節では、米国式試験法による場合の見掛けのせん断歪 r から、壁体の回転角 θ を差引いたものを「真のせん断歪」と呼ぶことにする。

$$\text{真のせん断歪} : r_0 (\text{radian}) = r - \theta \dots\dots\dots (3)$$

ここに r は見掛けのせん断歪 [前報¹⁾の式 (1) 参照]、 θ は壁の回転角 [本報の式 (1) 参照]。

ここで言う「真のせん断歪」には、せん断と曲げによる変形が混在しており、純粹せん断によるものと異なるので注意。

Fig. 5 には、AP 5-N 25-SN-1 の「荷重 P と見掛けのせん断歪 r 、回転角 θ 、真のせん断歪 r_0 との関係」が例示してある。また Table 1 には試験体種類別に真のせん断歪 $r_0=1/500$ rad, $1/300$ rad, $1/200$ rad, $1/100$ rad, $1/60$ rad に対応する荷重が示してある。

Fig. 5 Example of load-deformation curves (AP 5-N 25-SN-1)
[荷重-変形曲線の例]

本節では、Table 1 の数値に基づいて、壁体脚部の回転の影響を除いたときのせん断剛性に及ぼす壁体の各種構成因子の影響について考察する。

3.1 下枠に打つ釘間隔の影響

補強釘打ち (TN) 型——下枠へ 5 cm 間隔——と標準釘打ち (SN) 型——下枠へ 15 cm 間隔——との比 [TN/SN] を見ると [Table 2 ①～⑥ 欄参照]、合板張り、石膏ボード張りの種類に拘らず真のせん断歪 1/500～1/60 rad の範囲で、比は 0.85～1.15 であり、下枠の釘間隔の剛性に及ぼす影響は少ないと見てよい。

3.2 合板厚の影響

A. 同じ釘が用いられ、合板厚が異なる場合

同じ釘 N 38 が使用されている 5 mm 合板片面張りとは 7.5 mm 合板片面張りとは比較し、合板厚の影響を調べてみよう。5 mm 合板に対する 7.5 mm 合板の比 [Table 3 ①② 欄参照] は、標準釘打ち型、補強釘打ち型ともに 1.2～1.3 で、合板厚の増大がせん断剛性の増大をもたらしているのがみられる。

B. 釘も合板厚も異なる場合

次に、釘長さの影響を考えず合板厚の影響だけに注目して考察してみよう。

5 mm 合板 (N 38 釘使用) と 7.5 mm 合板の比 [Table 3 ③④ 欄参照] は、標準釘打ち型、補強釘打ち型ともに 0.8 前後である。また 9 mm 合板 (N 50 釘使用) の 7.5 mm 合板に対する比 [Table 3 ⑤⑥ 欄参照] は、標準釘打ち型、補強釘打ち型ともに 0.9～1.1 である。

C. まとめ

せん断剛性についてみると、7.5 mm 合板は 5 mm 合板より 20% 程度大きい、7.5 mm 合板と 9 mm 合板の間には差はないようである。

Table 1 Load corresponding to the actual shear strain calculated by Eq. (1)
[真のせん断歪 1% に対応する荷重]

Panel specimens		load corresponding to the actual shear strain calculated by Eq. (1) (kg)				
		rad 1/500	rad 1/300	rad 1/200	rad 1/100	rad 1/60
plywood sheathing	AP 5-N 25-SN	143	198	245	348	410
	AP 5-N 25-TN	135	185	235	345	415
	AP 5-N 38-SN	192	265	328	470	605
	AP 5-N 38-TN	205	290	370	520	660
	AP 7-N 38-SN	248	330	420	610	760
	AP 7-N 38-TN	265	355	440	625	790
	AP 9-N 50-SN	268	363	443	568	685
	AP 9-N 50-TN	295	385	465	625	760
gypsumboard sheathing	AG 9-F 38-SN	185	240	290	360	—
	AG 9-F 38-TN	155	215	270	360	—
	AG 9 _w -F 38-SN	380	480	570	715	—
	AG 9 _w -F 38-TN	345	445	540	690	—

3.3 釘長さの影響

N 25 釘と N 38 釘の 2 種の釘が使用された 5 mm 合板片面張り試験体について、釘長さのせん断剛性に及ぼ

Table 2 Comparison of shear rigidity between nailed with standard nailing (SN) and closely spaced nailing (TN).

[標準釘打ち型と補強釘打ち型によるせん断剛性の比較]

type of specimens		ratio of TN to SN at :				
		rad 1/500	rad 1/300	rad 1/200	rad 1/100	rad 1/60
①	AP 5-N 25	0.93	0.95	0.96	0.99	1.01
②	AP 5-N 38	1.07	1.09	1.13	1.10	1.09
③	AP 7-N 38	1.07	1.07	1.05	1.02	1.04
④	AP 9-N 50	1.10	1.06	1.05	1.10	1.10
⑤	AG 9-F 38	0.84	0.90	0.93	1.00	—
⑥	AG 9 _w -F 38	0.91	0.93	0.95	0.96	—

note : SN; 15 cm O.C. nailed to the bottom plate.

TN; 5 cm O.C. nailed to the bottom plate.

Table 3 Comparison of shear rigidity among plywood-sheathed panels having different thickness.

[合板厚の異なる壁パネル間のせん断剛性の比較]

comparison		nailing	ratio at :				
			rad 1/500	rad 1/300	rad 1/200	rad 1/100	rad 1/60
①	AP 7/AP 5	N 38 SN	1.29	1.24	1.28	1.30	1.25
②	AP 7/AP 5	N 38 TN	1.29	1.22	1.19	1.20	1.19
③	AP 5/AP 7	N 38 SN	0.78	0.80	0.78	0.77	0.80
④	AP 5/AP 7	N 38 TN	0.78	0.82	0.84	0.83	0.84
⑤	AP 9-N 50/AP 7-N 38	SN	1.08	1.10	1.05	0.93	0.90
⑥	AP 9-N 50/AP 7-N 38	TN	1.11	1.08	1.05	1.00	0.96

Table 4 Comparison of shear rigidity between 5 mm plywood-sheathed panels nailed with N 38 and N 25.

[N 38, N 25 を打った 5 mm 合板片面張りにおけるせん断剛性の比較]

type of specimens		ratio of N 38 to N 25 at :				
		rad 1/500	rad 1/300	rad 1/200	rad 1/100	rad 1/60
①	AP 5-SN	1.34	1.33	1.34	1.35	1.43
②	AP 5-TN	1.52	1.57	1.57	1.51	1.59

Table 5 Comparison of shear rigidity between panels sheathed with single- and double-gypsumboard.
[石膏ボード片面張りとは両面張りにおけるせん断剛性の比較]

comparison		nailing	ratio at :			
			rad 1/500	rad 1/300	rad 1/200	rad 1/100
①	AG 9 _w /AG 9	F 38 SN	2.06	2.00	1.96	1.99
②	AG 9 _w /AG 9	F 38 TN	2.22	2.07	2.00	1.92

す影響を調べてみよう。N 25 釘使用の結果に対する N 38 釘使用結果の比 [Table 4 ①② 欄参照] をみると、標準釘打ち型の場合 1.3~1.45, 補強釘打ち型の場合 1.5~1.6 で、下枠の釘間隔の大小に拘らず釘長さの大きい場合の方がせん断剛性が高い。

3.4 石膏ボードの片面張り両面張りとの比較

9 mm 石膏ボードを片面に張った場合と両面に張った場合とについて、その剛性を比較すると [Table 5 ①② 欄参照], 標準釘打ち型, 補強釘打ち型ともに、その比 [両面/片面] は約 2.0 である。すなわち、石膏ボードを両面張りした場合のせん断剛性は片面張りの 2 倍となることが分る。

3.5 ま と め

3.1~3.4 で述べたことをまとめると、壁体の回転の影響を除いたときのせん断剛性について次のようなことが言えよう。

(1) 合板張り・石膏ボード張り試験体の場合、下枠に打ち釘間隔を 5~15 cm の範囲で変化させても壁のせん断剛性はほとんど変らない。

Fig. 6(a) $P/P_{\max}$ - γ_0 curves for panels sheathed with plywood.

[合板片面張り試験体の $P/P_{\max}$ - γ_0 曲線]

Fig. 6(b) $P/P_{\max}$ - γ_0 curves for panels sheathed with gypsumboard.

[石膏ボード張りの試験体の $P/P_{\max}$ - γ_0 曲線]

(2) 5~9 mm 厚の合板片面張りの場合、合板に打つ釘長さが長い程せん断剛性が増大する。また合板厚によるせん断剛性の増大率は余り大きくなく、この点米国式試験法を用いて Anderson が行った実験結果²⁾の傾向と一致している。

(3) 石膏ボード両面張りのせん断剛性は片面張りのせん断剛性の 2 倍である。

§4. 荷重と真のせん断歪の関係の検討

本節では、荷重を無次元化して、水平荷重と真のせん断歪との関係の検討を行う。

Fig. 6 (a), (b) には、無次元化した荷重 P_N (そのときの荷重を最大荷重で除したもの; $P/P_{\max}$) と真のせん断歪 γ_0 の関係が試験体種類別に示してある。なお試験体数が 2 個の場合には平均曲線が示してある。また Fig. 7 (a), (b) には、上述の P_N - γ_0 曲線の範囲が示してある。

Fig. 6, Fig. 7 より次のことが看取される。

(1) 合板張り試験体の P_N - γ_0 曲線は、合板厚・釘長さ・下枠の釘間隔の相異とは無関係にほぼ同じ曲線を示す。

Fig. 7(a) Band of $P/P_{\max}$ - γ_0 curves for panels sheathed with plywood.

[合板片面張りにおける $P/P_{\max}$ - γ_0 曲線の範囲]

Fig. 7(b) Band of $P/P_{\max}$ - γ_0 curves for panels sheathed with gypsumwood.

[石膏ボード張りにおける $P/P_{\max}$ - γ_0 曲線の範囲]

(2) 石膏ボード張り試験体の P_N-r_0 曲線は片面張り・両面張りに拘らずほぼ同じ曲線である。

(3) 合板張りの P_N-r_0 曲線と石膏ボード張りの P_N-r_0 曲線を比較すると、真のせん断歪が $1/200$ rad, $1/100$ rad に対応する $P/P_{\max}$ の値は、合板張りの場合それぞれ $0.45\sim 0.57$, $0.64\sim 0.81$ であるのに対し、石膏ボード張りの場合はそれぞれ $0.68\sim 0.77$, $0.87\sim 0.96$ で、石膏ボード張りの曲線の方が合板張りのそれより立上りが大きい。

最大荷重の $2/3$ の荷重に対応する真のせん断歪は、合板張りの場合 $1/150\sim 1/90$ rad なのに対し、石膏ボード張りの場合 $1/300\sim 1/200$ rad となっている。一方、最大せん断歪は石膏ボードの方が小さく、粘りに乏しい。

§5. 米国式試験法における鉛直ロッドの役割についての考察

米国式試験法における鉛直ロッドの働きを調べてみよう。Fig. 8 参照。

理論的には力の釣り合い条件より壁体には以下に述べるような関係が成り立っていると考えられる。

水平力 P を加えたときの鉛直方向の釣り合い：

$$(P_r - {}_0P_r) + R_A = R_B \quad \dots\dots\dots (4)$$

壁脚部圧縮側外端に関するモーメントの釣り合い（但し圧縮側反力は Fig. 8 のように三角形分布と仮定）：

$$PH - (P_r - {}_0P_r)L' - R_A(L-a) + R_B \cdot n/3 = 0 \quad \dots\dots\dots (5)$$

使用記号 (Fig. 8 参照)

P : 水平荷重 (kg)

Fig. 8 Equilibrium of forces in the wall panel.
[壁パネルにおける力の釣合]

P_r : 鉛直ロッドによる力 (kg)

${}_0P_r$: 鉛直ロッドの締め付けによる初期力 (kg)

R_A : 引張側のアンカーボルトの反力 (kg)

R_B : 壁底の圧縮反力の合力 (kg)

n : 壁底の圧縮を受ける部分の長さ (cm)

L' : 圧縮縁より鉛直ロッドまでの距離 (cm)

a : 壁体の側面からアンカーボルトまでの距離 (cm)

L, H : 壁体の水平長さ (cm), 高さ (cm)

(4), (5) 両式より

$$P_r = \frac{PH - (L - a - n/3)R_A}{L' - n/3} + {}_0P_r \quad \dots\dots\dots (6)$$

(6) 式の適用性を、7.5 mm 合板片面張り試験体について検討してみる。

(6) 式において ${}_0P_r$ の値は実測したので、(6) 式を解くためには R_A と n の値が求められなければならない。Fig. 1 の実測結果を眺めると、せん断歪が $1/100$ rad 以下の領域では日米両試験法の別に拘らず、また下枠の釘打ち間隔に拘らず、壁脚部の水平長さの概ね $1/3$ の長さの部分が圧縮力を受けていることがわかる。

このことから、日本式、米国式両試験法において、いずれも、 $n=L/3$ という仮定を設けることとする。ところで、米国式試験法において壁体引張側脚部に生じた反力は、このときの浮き上り量と等しい浮き上り量を生じた日本式試験法による壁体脚部の反力と等しいはずである。Fig. 9 には、7.5 mm 合板片面張り試験体についての、日本式試験法を用いた実験から得られた「反力 R_A と浮き上り量 δv_J の関係」が示してある。以下の計算に用いる R_A の値は Fig. 9 の「反力 R_A と浮き上り量 δv_J の関係」から求めたものである。

さて、上記の (6) 式に、 $H=243.0$ cm, $L=140.5$ cm, $L'=120.5$ cm, $a=17$ cm, $n=L/3=46.8$ cm, ${}_0P_r=57$ kg (実測値) を代入すると、

Fig. 9 Relation between reaction on the tension side (R_A) and upward displacement (δv_J).
[引張側反力と浮き上り量の関係]

$$P_r = 2.32 P - 1.03 R_A + 57 \text{ (kg)} \dots\dots\dots (7)$$

となる。

(7) 式によって計算した鉛直ロッドの引張力 P_r と、実験によるその測定値とを比較したものが Fig. 10 に示してある。Fig. 10 を眺めると、水平荷重 P の増大につれ、鉛直ロッドに働く引張力 P_r がほぼ直線的に増加していること、また実用的に問題となる（許容せん断耐力評価に当り対象となる）せん断歪 $1/100 \text{ rad}$ 以下の範囲はもちろんそれを越した領域においても、計算値と実験値がよく一致していることが看取される。後者の事実は、(6) 式の妥当性を示すものである。

Fig. 10 (a) Relation among force due to rods (P_r), lateral force (P) and apparent shear strain (γ). (specimen: AP 7-N 38-SN-1). [ロッドに働く力と水平力・見掛けのせん断歪との関係]

Fig. 10 (b) Relation among force due to rods (P_r), lateral force (P) and apparent shear strain (γ). (specimen: AP 7-N 38-SN-2). [ロッドに働く力と水平力・見掛けのせん断歪との関係]

なお一般に、 $L-a \approx L'$, ${}_0P_r \ll P_r$ であるから、(6) 式は近似的に、

$$P_r \approx \frac{P \cdot H}{L' - n/3} - R_A = P \frac{H}{(8/9)L - a} - R_A \dots\dots (6')$$

と書けるから、鉛直ロッドの入力 P_r は試験体の形状（高さ H と幅 L ）、水平荷重 P と反力 R_A によって左右されることがわかる。

ASTM 式試験法においては、 $H=L$ を標準としているので、この場合には (6') 式は、

$$P_r = P \cdot \frac{H}{(8/9)L - a} - R_A$$

$$= P \cdot \frac{1}{[(8/9) - (a/H)]} - R_A \quad (8)$$

となる。ここで壁体引張側の浮き上り量が小さく、従って R_A が小さいこと、また a/H も小さいことを考えれば P_r は殆んど P に近くなることが分る。このことは、

Fig. 10 (c) Reaction among force due to rods (P_r), lateral force (P) and apparent shear strain (γ). (specimen: AP 7-N 38-TN-1). [ロッドに働く力と水平力・見掛けのせん断歪との関係]

Fig. 11 Forces applied to panel specimens due to ASTM test method.
[米国式試験法において試験体に加わる力]

水平力 P と鉛直ロッドに働く P_r とがほぼ等しく、その合力が壁体の対角線方向に作用することを意味する。Fig. 11 参照。ASTM 式試験法が壁に純粋せん断に近い変形を与えようとする目的の上に立っていることがこれによって伺われよう。

§ 6. 結 論

§ 2～§ 5 で述べた諸点を要約結論すれば次の通りである。

(1) 壁体の回転について

(a) 合板片面張り試験体の場合、標準・補強釘打ち型に共通して以下のことが言える。

① 日本式試験法による場合、見掛けのせん断歪に及ぼす壁体の回転の影響は甚だ大きく、見掛けのせん断歪に対する壁の回転角の比 (回転角比 θ/r) は見掛けのせん断歪 $1/200 \sim 1/60 \text{ rad}$ の領域で $0.75 \sim 0.9$ にも達し、壁体自身の曲げせん断変形は $1/1000 \sim 1/500 \text{ rad}$ と極めて小さい。なお、中立点比に注目することにより、壁体の回転は壁体の圧縮側脚部の沈みよりも引張側脚部の浮き上り (たて枠が下枠から抜けるため) に大きく影響されることが分る。

② これに対し、米国式試験法による場合には見掛けのせん断歪に及ぼす壁の回転の影響は小さく、回転角比 θ/r は見掛けのせん断歪 $1/200 \sim 1/60 \text{ rad}$ の領域で $0.5 \sim 0.6$ から $0.35 \sim 0.45$ までほぼ直線的に減少している。また、この場合、壁体の圧縮側脚部の沈み量と引張側脚部の浮き上り量はほぼ等しい。

③ ①, ② より、日本式試験法は米国式試験法よりも壁の回転の影響を顕著に受けることが分る。すなわち、日本式試験法による場合には壁体脚元の影響 (壁体の下部構造への緊結状態の影響) が大きく出る。しかも、我国で従来許容せん断耐力評価の対象となってきた見掛けのせん断歪 $1/200 \sim 1/60 \text{ rad}$ の領域でその影響が大きいことが注目される。

(b) 石膏ボード張り試験体について

① 石膏ボード片面張りについても試験法の違いによる影響が現われ、日本式試験法による場合の方が米国式による場合よりも、見掛けのせん断歪に及ぼす壁体の回転の影響が大きい。なお、両面張りの場合には日本式試験法によるものは、米国式とくらべ非常に早く破壊してしまう。

② 回転角比 θ/r の値を、石膏ボード片面張りとは両面張りの場合につき比較すると、日本式試験法の場合 (補強釘打ち型) 両者の差は殆んどない。これは同一水平荷重に対し片面張りも両面張りもほぼ等しい回転角を生じるためである。なお θ/r の値は、 r の値とは無関係にほぼ 0.6 という一定値をとっている。

米国式試験法の場合、標準・補強両釘打ち型ともに、見掛けのせん断歪 $1/500 \sim 1/50$ の領域で、両面張りの θ/r

は、 0.7 から 0.4 までほぼ直線的に減少している。そして同じ見掛けのせん断歪に対し、両面張りの θ/r の値は片面張りのそれのほぼ $1.5 \sim 2$ 倍である。これは見掛けのせん断歪が同じとき、両面張りが片面張りの約 2 倍の水平荷重を負担し、つれて回転角がほぼ 2 倍になるのに原因している。

③ 米国式試験法による場合、圧縮側脚部の沈み量と引張側脚部の浮き上り量はほぼ等しい。一方、日本式試験法の場合は引張側脚部の浮き上り量がきわめて大きい。これらの傾向は合板張りの場合と酷似している。

(2) 壁体の回転の影響を除いたときのせん断剛性に及ぼす壁体構成各因子の影響 (米国式試験法の場合)

① 合板張りおよび石膏ボード張りの両者を通じ、下枠に打つ釘間隔を $5 \sim 15 \text{ cm}$ の範囲で変化させても、真のせん断歪 $1/500 \sim 1/60 \text{ rad}$ の範囲における壁のせん断剛性はほとんど変らない。

② 合板片面張りの場合、合板に打つ釘長さの長いほどせん断剛性が増大する。

③ せん断剛性についてみると、 7.5 mm 合板は 5 mm 合板より 20% 程度大きい、 7.5 mm と 9 mm の間には差はない。全般的に合板厚によるせん断剛性の変化は少ないと言えよう。

④ 9 mm 石膏ボード両面張りの剛性は片面張りの剛性の 2 倍である。

(3) 荷重と真のせん断歪との関係

荷重を最大荷重に対する割合で表わし、無次元化すると、次のことが看取される。

① 合板片面張りの場合、合板厚・釘長さ・下枠の釘間隔の相異とは無関係にほぼ同じ曲線となる。

② 石膏ボード張りの場合、片面張り・両面張りに拘らずほぼ同じ曲線となる。

③ 石膏ボード張りは合板張りよりも立上りが大きい。一方、最大せん断歪は石膏ボードの方が小さく粘りに乏しい。

(4) 米国式試験法における鉛直ロッドの役割

① 水平荷重の増大につれ、鉛直ロッドに働く引張力はほぼ直線的に増大し、実用的に問題となる見掛けのせん断歪 $1/100 \text{ rad}$ 以下の範囲で計算値と実験測定値はよく一致している。

② ASTM 式試験法は壁に純粋せん断に近い変形を与えようとする目的の上に立っていることが伺える。

References (参考文献)

- 1) 杉山英男, 鈴木秀三: 枠組壁工法を用いた耐力壁のせん断性状に及ぼす試験方法・シーリング材・釘の影響に関する実験的研究 (第 1 報——耐力壁脚部の回転の影響を除かない場合の考察)——木質構造の新しい設計体系確立のための提案と考察 (第 11 報), 日本建築学会論文報告集第 232 号, 1975 年 6 月
- 2) Anderson, L.O.: Guide to Improved Framed Walls for Houses, U.S.F.P.L. Rept. No. 31, August 1965.

EXPERIMENTAL STUDY ON THE EFFECT OF RACKING TEST METHODS, SHEATHING MATERIALS AND NAILING UPON THE STRENGTH PROPERTIES OF THE PLATFORM CONSTRUCTION WALL SUBJECTED TO LATERAL FORCE (Part 2)*

by Hideo SUGIYAMA** and Shuhzoh SUZUKI***,
Members of A.I.J.

§1 Synopsis

In the previous report⁽¹⁾, we discussed the results of the racking test of platform construction wall covered with plywood sheathing or gypsumboard sheathing under the condition without eliminating the influence of the rotation of wall on the relative horizontal displacement of the upper point of a wall with respect to the lower.

In this paper the similar test results is reexamined by eliminating the influence of the rotation of wall on the relative horizontal displacement, namely, the actual deformation of wall due to bending and shearing being discussed. Furthermore, in the latter part of this paper, the action of vertical rods in A.S.T.M. method is discussed on the basis of test results.

The panel specimens, test methods, the test results and so on have been explained already in the previous report⁽¹⁾.

§2 The Rotation of the Wall

From the calculation of the relative movement of the bottom of studs shown in Fig. 1, we would like to define the term of "rotation angle of wall" (θ) by eq. (1) (See Fig. 2), where δ_{V_1} and δ_{V_2} is the vertical movements of studs at the ends of the uplifting side and the sinking side of wall, respectively, l being the horizontal distance between the above two studs.

Here, the term of "rotation angle ratio" (θ/γ) is defined as the ratio of rotation angle to apparent shear strain. In addition, we would like to define the term of "neutral point ratio" (x_n) indicated by eq. (2) (See Fig. 2).

When the value of x_n is more/less than one-half, it is found that sinking movement is larger/smaller than the uplifting movement.

The relation between rotation angle ratio (θ/γ) and apparent shear strain (γ) is shown in Fig. 3 (a) to (e). The relation between neutral point ratio (x_n) and apparent shear strain (γ) is shown in Fig. 4 (a) to (e).

The following summary can be induced from Figs. 3 and 4.

(1) In case of plywood single-sheathing.

(i) rotation angle ratio (θ/γ): Under non-rod method, θ/γ increases slightly as γ is increased. For 7.5 mm plywood and 9 mm plywood single-sheathings, the value of θ/γ ranges from 0.75 to 0.9 for $\gamma=1/200\sim 1/60$, this indicating that the influence of rotation of wall on apparent shear strain is remarkably great. Fig. 3 (b) and (c) shows that there is little difference in the value of θ/γ between

* This Study was made when authors were in Meiji University.

** Professor of Department of Forest Products, Faculty of Agriculture, University of Tokyo. Dr. of Engineering.

*** Assistant of Vocational Training Institute. Ms. of Engineering (Meiji University).

standard nailing and closely nailed types.

On the other hand, under A.S.T.M. method the value of θ/r is decreased as r is increased. That is, for 5 mm to 9 mm plywood sheathings, the value of θ/r is almost linearly decreased as r is increased. That is, the value of θ/r is decreased from 0.5~0.6 down to 0.35~0.45 for $r=1/200\sim1/60$, this indicating that the influence of rotation of wall on apparent shear strain is decreased as the latter is increased.

The above-mentioned facts point out that the influence of rotation of wall on the apparent shear strain is notably greater under non-rod method than under A.S.T.M. method, this being due to the fact that the uplifting movement is remarkably large under non-rod method. In addition, it should be kept in mind that the above influence is remarkable in the range where apparent shear strain is 1/200 to 1/60 radians and that in Japan the allowable racking load has been estimated under nonrod method on the basis of the behavior in the the above range.

(ii) neutral point ratio (x_n): Under non-rod method x_n decreases in accordance with the increase of r , the value of x_n being, for 7.5 mm and 9 mm plywood sheathings, 0.35 to 0.1 for $r=1/200\sim1/60$. This indicates that the wall rotates remarkable due to uplifting of the bottom of wall.

On the contrary, under A.S.T.M. method the value of x_n is almost constant and one-half regardless of the value of r , for both types of nailing.

(2) In case of gypsumboard sheathing.

(i) rotation angle ratio (θ/r): For 9 mm gypsumboard single-sheathing, the value of θ/r is larger under non-rod method than under A.S.T.M. method.

Under non-rod method, there is little difference between single-and double-sheathings in the relation θ/r and r , and the value of θ/r is about 0.6 regardless of the value of r . Under A.S.T.M. method, the value of θ/r for double-sheathing, which decreases from 0.7 down to 0.4 as r increases, is 1.5 to 2 times single-sheathing for $r < 1/60$, this tendency being observed in both types of nailing.

(ii) neutral point ratio (x_n): For 9 mm gypsumboard single-sheathing, the value of x_n under non-rod method is smaller than under A.S.T.M. method, this pointing out that the former method makes the uplifting of wall large. The value of x_n under A.S.T.M. method is almost constant through all the range of r , that value being about one-half regardless of the difference of single-and double-sheathing and of the types of nailing.

§3 The Influence of Construction Variables of Wall on the Shearing Rigidity

We shall define the term of actual shear strain (r_0) by eq. (3), where r is apparent snear strain which was defined in eq. (1) in the previous report⁽¹⁾.

Actual shear strain defined here is due to combination of shearing and bending, therefore, this being different from, what we call, pure shear strain only due to shearing.

We would like to discuss the rigidity of wall on the basis of the test results shown in Tables 1 and 2 due to A.S.T.M. method.

3.1 The influence of nailing spacing on the bottom plate.

From rows ① to ⑥ in Table 2, it is observed that the ratio of the shearing rigidity in closely nailed type to that in standard nailing type is about 0.85 to 1.15 for $r_0 < 1/60$ both for plywood and gypsumboard sheathings, this pointing out that nail spacing on the bottom plate does not effect on the shearing rigidity.

3.2 The influence of plywood thickness

A. When using same nail and different thickness of plywood. (See rows ① and ② in Table 3).

The shearing rigidity in 7.5 mm plywood sheathing (nailed with N 38) is 1.2 to 1.3 times that in 5 mm plywood sheathing (nailed N 38) for both types of nailing, this suggesting that the increase of plywood thickness increase the shearing rigidity.

B. When using different nail and different thickness of plywood (See rows ③ to ⑥ in Table 3).

The rigidity of the panel covered with 5 mm plywood sheathing is about 80% of that with 7.5 mm

plywood sheathing for both types of nailing, while the rigidity of that with 9 mm plywood sheathing is 0.9 to 1.1 times 7.5 mm plywood sheathing. The above tendency indicates that plywood thickness has no great effect on the increase of rigidity, this being in agreement of test results by Anderson²⁾.

3.3 The effect of length of nail. (See rows ① and ② in Table 4)

The shearing rigidity is examined on the wall panel covered with 5 mm plywood sheathing and nailed with N 25 or N 38. The panel nailed with N 38 is 1.3 to 1.45 times and 1.5 to 1.6 times as rigid as the panel nailed with N 25 for standard nailing and close nailing, respectively. This indicates that longer nail increases the rigidity.

3.4 The comparison of single- and double-sheathing of 9 mm gypsumboard.

Double-sheathing is about twice more rigid than single-sheathing for both types of nailing. See rows ① and ② in Table 5.

§ 4 The relation between Load and Actual Shear Strain of Wall

In Fig. 6 (a) and (b) the relation between non-dimensional load P_N (indicated the load in ratio to the maximum load) and actual shear strain τ_0 is shown. Fig. 7 (a) and (b) show band of the above relation. From the above figures we may find :

(i) P_N - τ_0 curves for plywood sheathings show good agreement one another regardless of the difference of plywood thickness, nail length and nail spacing.

(ii) P_N - τ_0 curves for single-sheathing of gypsumboard coincide with those for double-sheathing.

(iii) The value of non-dimensional load (P_N) in plywood sheathing is 0.45 to 0.57 at $\tau_0=1/200$ and 0.64 to 0.81 at $\tau_0=1/100$, on the other hand, 0.68 to 0.77 at $\tau_0=1/200$ and 0.87 to 0.96 at $\tau_0=1/100$ in gypsumboard sheathing. This shows that P_N - τ_0 curves for gypsumboard is more rigid than those for plywood.

Actual shear strain corresponding to two-thirds of the maximum load is $1/150$ to $1/90$ radians for plywood sheathing and $1/300$ to $1/200$ radians for gypsumboard.

When compared with plywood sheathing, gypsumboard sheathing is less ductile and smaller in the maximum actual shear strain.

§ 5 The Action of Vertical Rods in A.S.T.M. Method

The action of vertical rods in A.S.T.M. method is shown in Fig. 8. Considering the condition of equilibrium, eqs. (4) and (5) are obtained. Eq. (6) obtained from eqs. (4) and (5) indicates the force of the vertical rods (P_r), where ${}_0P_r$ is the total forces of rods resulting from tightening the nuts on the top of rods by hands prior to the application of lateral load (P).

The value of P_r can be obtained by measuring of the value of ${}_0P_r$, by assuming that n is equal to one-thirds of L on the basis of the test results shown in Fig. 1 and, furthermore, by determining the value of R_A from the relation R_A and uplifting movement δ_{VJ} shown in Fig. 9.

Substituting the actual values of H , L , L' , a , n , ${}_0P_r$ into eq. (6), we obtain eq. (7).

The values of the total forces of vertical rods calculated by eq. (7) and measured in the racking tests are compared in Fig. 10, this figure indicating that the total forces of rods is increased almost linearly as the lateral load P is increased and that the calculated curve is in good agreement with empirical curve for $r < 1/100$.

Fig. 11 shows the evidence that A.S.T.M. method gives the approximately pure shearing deformation to the panel specimen whose length (L) is equal to the height (H).

References :

- 1) Sugiyama, H. and Suzuki, S. : Experimental study on the influence of racking test methods, sheathing materials and nailing upon the strength properties of the platform construction wall subjected to lateral force, Transactions of the Architectural Institute of Japan, No. 232, June 1975.
- 2) Anderson, L.O. : Guide to Improved Framed Walls for Houses, U.S.F.P.L. Rept. No. 31, Aug. 1965.