

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究 ー芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響ー

岩田研究室 200570176 村瀬 亮

1. 序

損傷制御構造においては、座屈拘束ブレースを履歴型ダンパーとして用い、中地震から塑性化させる。これにより、大地震を受けても、主架構の塑性歪は、大幅に低減され、地震後の主架構の継続使用が可能となる。

本研究室の座屈拘束ブレースは、図1に示すように拘束材に鋼モルタル板を用いている。この芯材の断面積および幅厚比と拘束材の断面2次モーメントなどを変化させた様々な試験体について、軸方向荷重実験を行い、図2に示す累積塑性歪エネルギー率 ω と、拘束力の指標 P_E/P_y (P_E : 拘束材の座屈荷重、 P_y : 芯材の降伏荷重)との間に(1)式に示す線形的な関係を見出し、これを性能評価式とした設計法を提案した¹⁾。 ω の概念図を図3に示す。

$$\omega = 150 \frac{P_E}{P_y} \quad (1)$$

しかしながら、(1)式は、実験結果のうち、芯材弱軸方向の局部変形により耐力が低下した試験体のみに着目し、得られたものである。一方、芯材が強軸方向変形および引張破断によって、実験を終了した試験体は(1)式で示す ω を大きく上回り、座屈拘束ブレースの性能評価としては安全側であるものの、主架構に対しては、想定外の損傷および急な耐力低下を起すことが想定される。

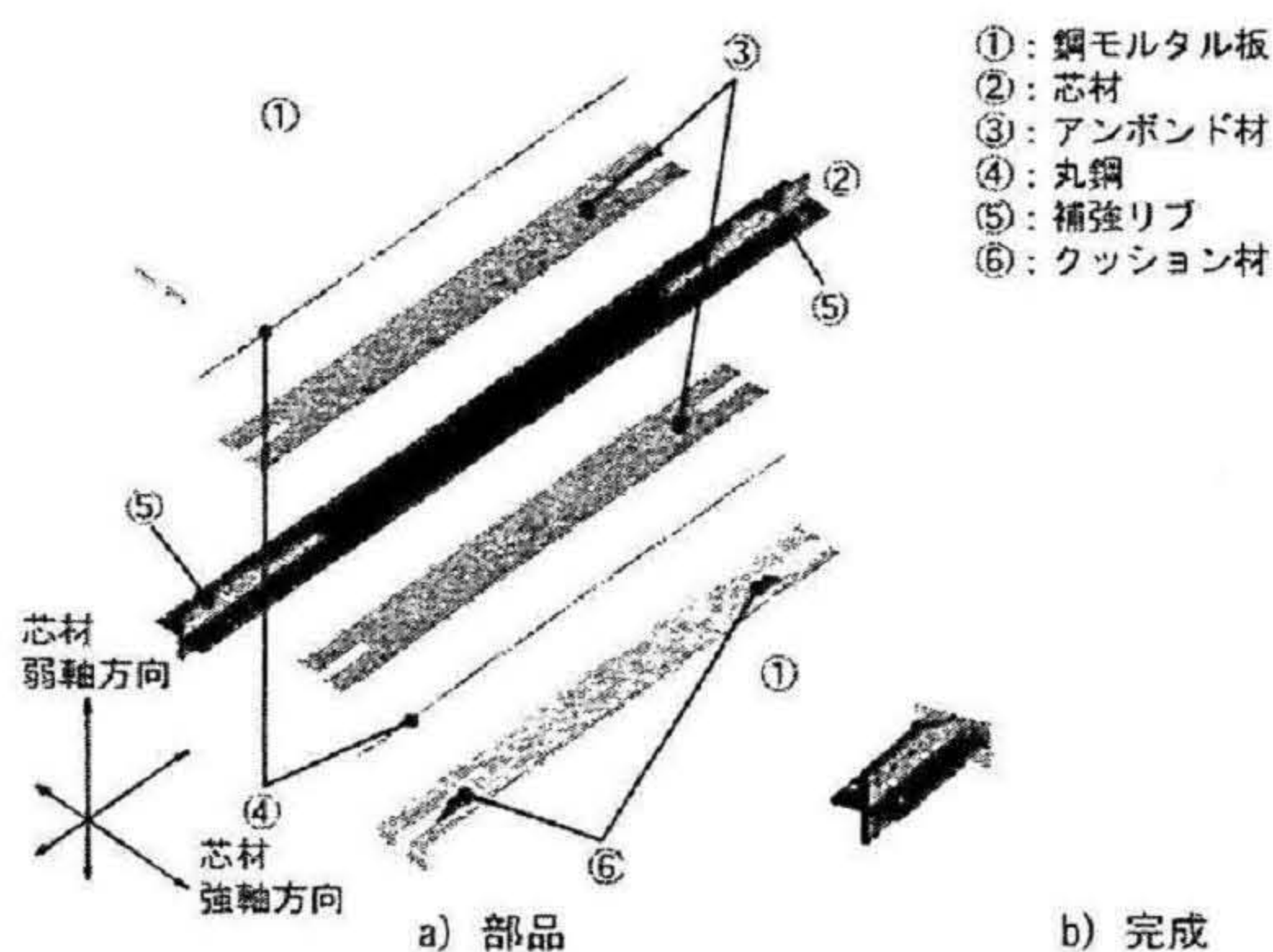


図1 座屈拘束ブレース

また、図1a)に示す座屈拘束ブレースを構成する部品には、芯材と鋼モルタル板のほかに、アンボンド材と丸鋼がある。これらは、断面ディテールにおいて、芯材の弱軸方向および強軸方向に関与しているにも拘わらず、設計法で触れられていない。この点について十分な検討を行い、最適な設定をする必要がある。

本研究は、座屈拘束ブレースが主架構に対して悪影響をおよぼさない、安定した復元力特性と終局状態になるよう、芯材幅厚比と P_E/P_y および断面ディテールの影響を明らかにする。さらに、性能評価式の検証を行い、その厳密な適用範囲を定める。

2. 実験計画

2.1 試験体

図1に示した座屈拘束ブレースの試験体形状は、芯材端部に補強リブを取り付け、断面形状を十字とする。2つの鋼モルタル板は隅肉溶接され一体となり、拘束材となる。なお、芯材と鋼モルタル板の間にアンボンド材を挟む。これにより、芯材弱軸方向において、芯材と拘束材のモルタルとの間にクリアランスが設けられる。芯材強軸方向には丸鋼を配置することで、芯材と拘束材との隙間を充填し、芯材の強軸方向変形を補剛する。また、鋼モルタル板の端部には、モルタルの代りにクッション材(ウレタン製)を充填し、圧縮荷重時に補強リブがモルタルに直接接触しないようにしている。

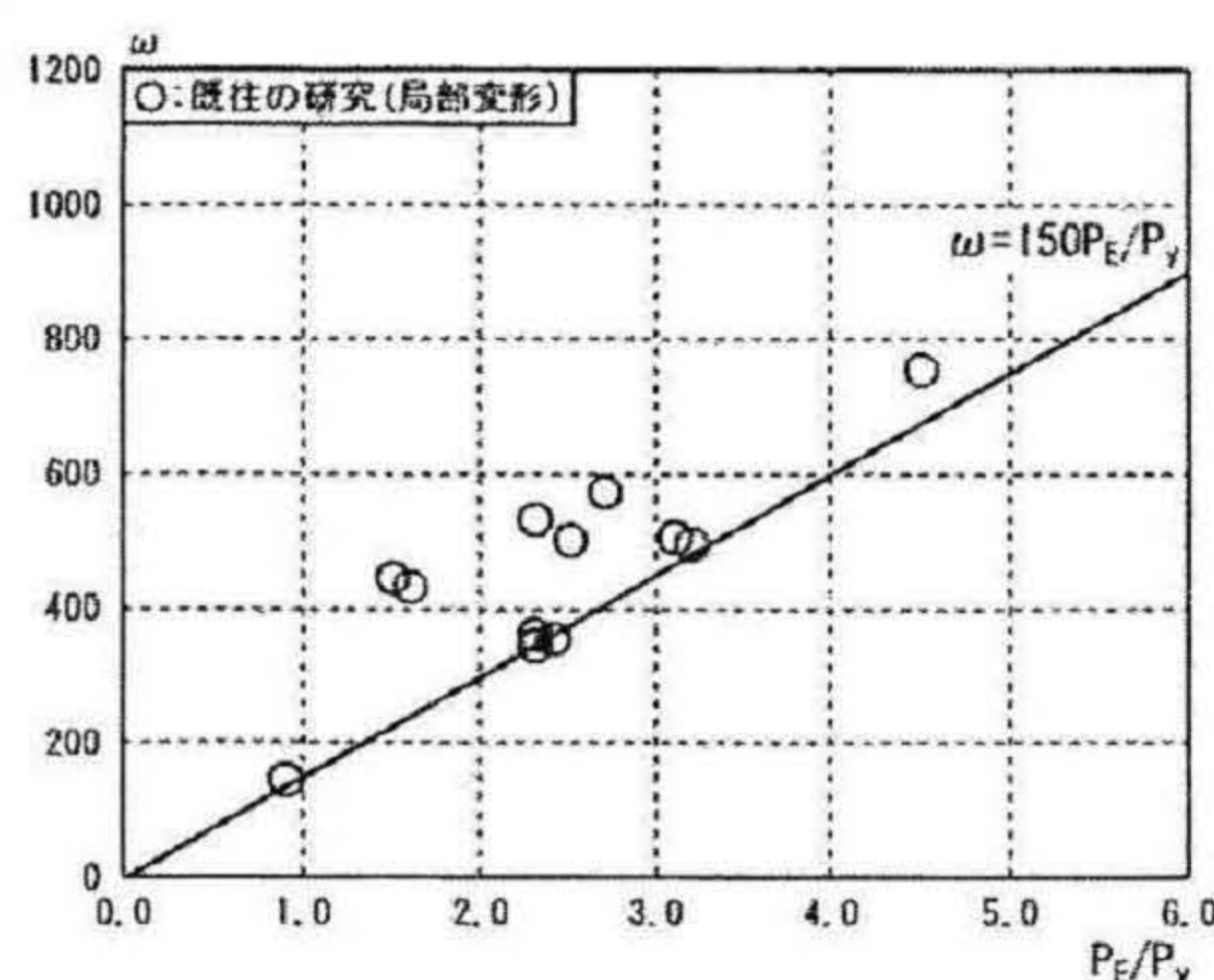


図2 線形関係(ω - P_E/P_y 関係)

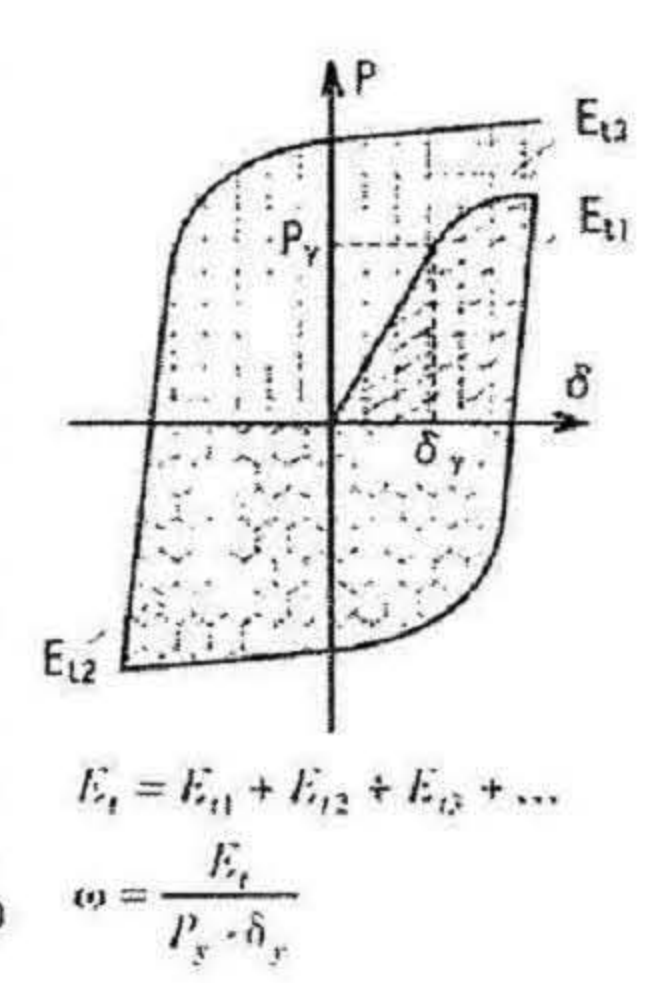


図3 ω 概念図

表1 試験体一覧

試験体名	芯材					鋼モルタル板		ディテール			拘束材				
	寸法 mm	幅厚比	断面積 mm ²	σ_y N/mm ²	P_y kN	鋼板寸法 mm	h mm	アンボンド材 クリアランス mm (%)	丸鋼 mm	B mm	H		$I \times 10^4$ mm ⁴	P_E kN	P_E/P_y
											公証値	実証値			
P62M11	PL-176×16	11.0	2816	270.3	761.1	PL-203.2×70×140×3.2	70	1.0 (6.3)	φ11	206.4	158.0	158.4	1298.5	4753	6.2
P14M4	PL-64×16	4.0	1024	302.7	310.0	PL-91.2×30×60×3.2	30	1.0 (6.3)	φ11	94.4	78.0	77.8	115.9	424	1.4
P21L6	PL-132×22	6.0	2904	280.8	815.4	PL-159.2×45×90×3.2	45	1.0 (4.5)	φ11	162.4	114.0	113.6	465.0	1702	2.1
P22L6-C2	PL-132×22	6.0	2904	280.8	815.4	PL-159.2×45×90×3.2	45	2.0 (9.1)	φ11	162.4	116.0	117.0	483.6	1770	2.2

σ_y : 降伏応力度 P_y : 降伏荷重 h: 鋼モルタル板高さ B: 拘束材幅 H: 拘束材高さ I: 断面2次モーメント P_E : 座屈荷重

Experimental study on buckling-restrained braces using steel mortar planks
-Effect on cross section details and core plate width-thickness ratio with restraining force-

MURASE Ryo

2. 2試験体パラメータ

本研究の試験体は、既往の研究²⁾³⁾⁴⁾を踏まえ、計4体の試験体を追加する。パラメータは、芯材幅厚比と P_E/P_y および断面ディテールに關与するアンボンド材と丸鋼とし、それぞれが与える影響を考察する。

試験体一覧を表1に示す。芯材の降伏荷重 P_y は、素材試験により得られた降伏応力度に断面積を乗じて算出する。 P_E は2つの鋼モルタル板が一体となって拘束材を構成した時の、オイラー座屈荷重式から算出する。座屈長さは試験体長さ($L=2351\text{mm}$)を用いて算出する。また、クリアランス欄の()内には、芯材厚に対するアンボンド材厚の比率を示す。

P62M11：性能評価式が成立する P_E/P_y の上限値を検討するため、 P_E/P_y を6.2に設定し、芯材幅厚比を11.0とする。

P14M4：拘束力が小さい場合における、芯材幅厚比4.0の終局状態および性能を確認するため、 P_E/P_y を1.4とする。

P21L6：芯材厚に対してアンボンド材厚が4.5%程度となるよう、芯材厚を22mm(幅厚比6.0)に設定する。

P22L6-C2：P21L6のアンボンド材厚を2mm(芯材厚に対して9.1%程度)とし、クリアランスの影響を考察する。

2. 3実験モデルおよび荷重方法

実験モデルおよび荷重方法は、既往の研究と同じであり、変位制御の正負交番漸増繰返し荷重を行う。この時、芯材に生じる塑性歪は層間変形角とほぼ等しくなる。

3. 実験結果

3. 1荷重履歴および終局状態

各試験体の荷重履歴および終局状態と、その最大耐力(P_T ：引張耐力、 P_C ：圧縮耐力)を表2に、 P/P_y (P ：軸方向荷重、 P_y ：芯材の降伏荷重)と ϵ (芯材の歪量(%))の関係を図4にまとめる。また、種々の終局状態を写真1に示す。

3. 2芯材最終状態

実験終了後、試験体から拘束材を除去し、芯材の観察を行った。各試験体の芯材最終状態を表2に併記する。

4. 考察

本研究における実験結果とパラメータの影響を考察するにあたり、比較試験体を文献²⁾³⁾⁴⁾より抜粋し表3に示す。各試験体の詳細は、それぞれの文献を参照されたい。

4. 1復元力特性

表4に芯材の1.0%歪時における耐力 $P_{T1.0}$ 、 $P_{C1.0}$ ($P_{T1.0}$ ：引張耐力、 $P_{C1.0}$ ：圧縮耐力)を、降伏荷重 P_y で除して、無次元化した $P_{T1.0}/P_y$ と $P_{C1.0}/P_y$ および $P_{C1.0}/P_{T1.0}$ を算出し、実験経過における最大耐力の比 P_C/P_T も示す。

本研究における試験体は、紡錘形の復元力特性(図4)を示している。また、 $P_{C1.0}/P_{T1.0}$ は1.01から1.05となり、 P_C/P_T においても1.06から1.13と高い安定性を示している。しかし、比較試験体におけるアンボンド材を除いたP29M11-C0と、丸鋼を除いたP29M4-S1の P_C/P_T は、1.16と1.25となり、他と比べ不安定な復元力特性となった。

表2 実験経過

試験体名	荷重履歴			終局状態および芯材最終状態	最大耐力 (kN)	
	歪量(%)	回数	荷重		P_T	P_C
P62M11	3.0	4	圧縮	強軸方向変形が進み、実験装置への影響を考慮して実験を終了。 芯材は強軸方向へ大きくS字に変形しており、弱軸方向には座屈モードが確認できる。	1110.6	1255.4
P14M4	3.0	9	引張	引張側において、耐力が低下し実験終了。拘束材に芯材が強軸方向変形した強い跡が観察できる。 芯材は強軸方向に変形しており、芯材中央部付近において破断していた。	424.5	469.4
P21L6	3.0	2	圧縮	試験体上部に局部変形が生じ、耐力低下。拘束材に芯材が強軸方向変形した跡が観察できる。 芯材には局部変形と座屈モードが観察でき、強軸方向への変形も確認できた。	1225.1	1311.1
P22L6-C2	3.0	2	圧縮	試験体上部に局部変形が生じ、耐力低下。実験を終了した。 芯材には局部変形と座屈モードが観察できた。	1217.9	1286.3

P_T ：最大引張耐力 P_C ：最大圧縮耐力

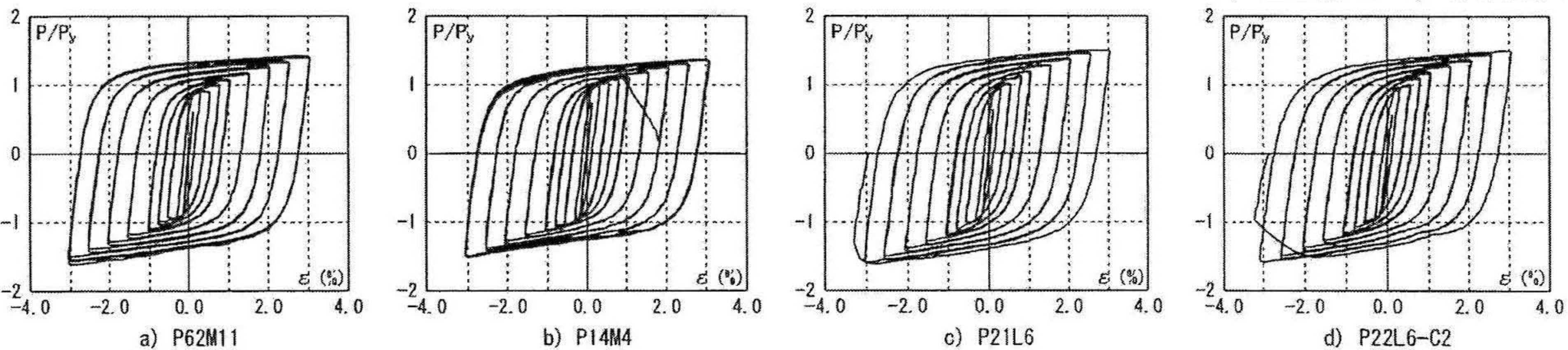


図4 $P/P_y - \epsilon$ (%) 関係

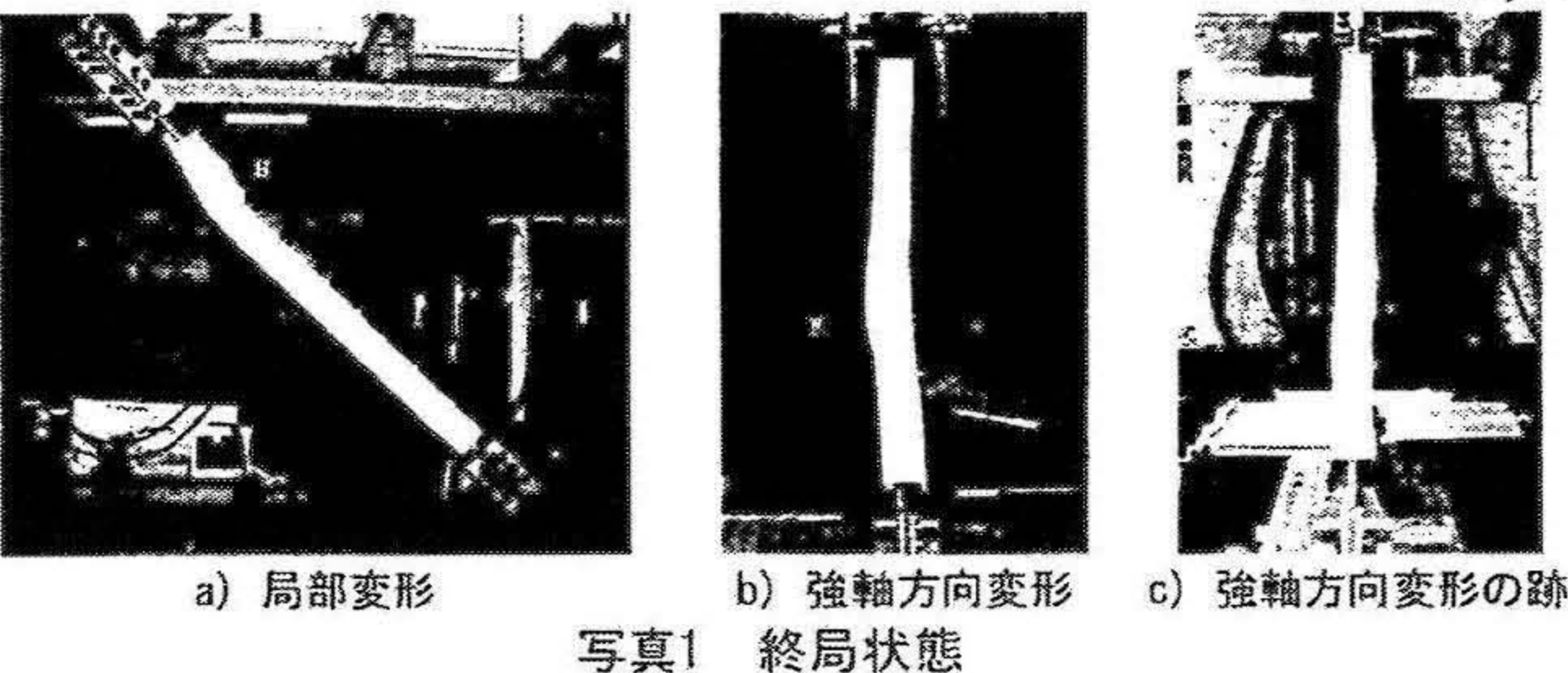


表3 比較試験体

試験体名	文献	幅厚比	アンボンド材 mm	丸鋼 mm	P_E/P_y	最終状態
P29M11	3) C0	11.0	1.0	φ10	2.9	局部変形
P47S13	2) API0S13-1	13.0	1.0	φ9	4.7	局部変形
P29M11-C0	2) BP6M11-0	11.0	ナシ	φ9	2.9	局部変形
P33M11-C3	2) BP6M11-3	11.0	3.0	φ9	3.3	局部変形
P28M11-C01	3) C4	11.0	0.1	φ10	2.8	強軸変形
P29M11-S12	4) I1	11.0	1.0	ナシ	2.9	強軸変形
P28M11-S1	4) I2	11.0	1.0	ナシ	2.8	局部変形
P29M4-S1	4) I4	4.0	1.0	ナシ	2.9	引張破断

4.2終局状態および芯材最終状態

P21L6 など、終局状態において、局部変形(写真 1a))により耐力が低下した試験体の芯材には、芯材弱軸方向に高次の座屈モード(写真 2a)b))が確認でき、その局部変形箇所は、いずれも芯材塑性化領域の端部であった。この原因は、鋼モルタル板の端部にはモルタルの代りにクッション材を充填しているため(図 1)、他の箇所よりも拘束力が小さいことが原因である。また、これらの試験体に共通していることは、芯材幅厚比 6.0 以上かつ、 P_E/P_y が 4.7 以下である。また、芯材幅厚比 4.0 の P14M4 と P29M4-S1 の終局状態(写真 1c))および芯材最終状態は P_E/P_y に影響されず、同様であった。

P62M11、P28M11-C01、P29M11-S12 は芯材強軸方向に大きく変形が進み(写真 1b))、実験装置への影響を考慮し、耐力低下前に実験を終了した。これは、各試験体の P_E/P_y 、アンボンド材、丸鋼がそれぞれに影響した結果である。

4.3性能評価

累積塑性歪エネルギー率 ω を算出し、表5に示す。また、図5に ω と P_E/P_y の関係を示し、提案した(1)式も記す。

図5において、芯材最終状態が、引張破断したP14M4とP29M4-S1の ω は、性能評価式を3倍程上回っており、既往の研究においても、強軸方向変形および引張破断を起した試験体の ω は、高い値を示している。しかし、強軸方向変形を起したP62M11とP29M11-S12は、その変形が大きく、耐力低下前に実験を終了したため、 ω は性能評価式より下に位置している。

P47S13とP33M11-C3の終局状態は局部変形を起したが、性能評価式より下に位置している。P47S13は、芯材幅厚比13.0が影響し、P33M11-C3は、アンボンド材厚3mm(18.7%)によるクリアランスが影響した。また、P29M11-C0の ω が、性能評価式を2倍程上回ったのは、アンボンド材によるクリアランスがないため、芯材と拘束材が接触し、摩擦が発生したためである。

5. 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響

5.1芯材幅厚比と P_E/P_y の関係

図6に、 P_E/P_y が2.5および4.5程度の試験体についての ω と芯材幅厚比の関係を示し、提案した(1)式から算出した ω ($=375(P_E/P_y=2.5)$ 、 $675(P_E/P_y=4.5)$)も併記する。図7には、芯材幅厚比6.0以上の試験体について ω と P_E/P_y の関係に(1)式を併記する。

図6より、芯材幅厚比の減少に伴い ω の増加が確認でき、性能評価式の ω を上回っていく。 P_E/P_y が2.5程度の試験体は、芯材が強軸方向変形あるいは引張破断を起すと、 ω は550以上になる。また、その試験体の芯材幅厚比は4.0および4.5である。 P_E/P_y が4.5程度の試験体については、芯材が強軸方向変形あるいは引張破断を起すと、 ω は850以上になる。芯材幅厚比13.0のP47S13は $\omega=675$ の性能評価式より下に位置しており、芯材幅厚比の増減による ω への影響を考慮すると、この芯材幅厚比は座屈拘束ブレースに適用し難い。

図7より、提案された(1)式は、 P_E/P_y が4.5より大きくなると成立しない。その原因は芯材弱軸方向の拘束力が大き過ぎるため、芯材が強軸方向変形あるいは引張破断

表4 耐力上昇率

試験体名	P_y kN	1.0%歪時の耐力 (kN)					最大耐力 (kN)			P_E/P_y	幅厚比	アンボンド材 mm (%)	丸鋼 mm	E_t kN・m	ω
		$P_{T1.0}$	$P_{C1.0}$	$P_{T1.0}/P_y$	$P_{C1.0}/P_y$	$P_{C1.0}/P_{T1.0}$	P_T	P_C	P_C/P_T						
本研究	P62M11	761.1	850.6	889.1	1.12	1.17	1110.6	1255.4	1.13	6.2	11.0	1.0 (6.3)	φ11	1159.4	721.9
	P14M4	310.0	346.6	349.8	1.12	1.13	424.5	469.4	1.11	1.4	4.0	1.0 (6.3)	φ11	719.5	911.6
	P21L6	815.4	973.9	999.2	1.19	1.23	1225.1	1311.1	1.07	2.1	6.0	1.0 (4.5)	φ11	955.1	509.8
	P22L6-C2	815.4	968.4	974.2	1.19	1.19	1217.9	1286.3	1.06	2.2	6.0	2.0 (9.1)	φ11	931.1	497.0
比較試験体	P29M11	793.6	883.4	916.5	1.11	1.15	1151.2	1298.3	1.13	2.9	11.0	1.0 (6.3)	φ10	1245.4	711.9
	P47S13	539.4	591.9	600.9	1.10	1.11	756.6	853.3	1.13	4.7	13.0	1.0 (8.3)	φ9	640.0	521.0
	P29M11-C0	761.1	885.1	911.9	1.16	1.20	1197.1	1388.5	1.16	2.9	11.0	ナシ	φ9	1609.1	1001.9
	P33M11-C3	761.1	871.1	862.0	1.14	1.13	1077.1	1096.9	1.02	3.3	11.0	3.0 (18.8)	φ9	648.1	403.5
	P28M11-C01	793.6	914.4	943.1	1.15	1.19	1179.8	1327.0	1.12	2.8	11.0	0.1 (0.6)	φ10	1145.8	655.0
	P29M11-S12	793.6	892.7	911.5	1.12	1.15	1050.1	1147.0	1.09	2.9	11.0	1.0 (6.3)	ナシ	575.7	329.1
	P28M11-S1	793.6	880.9	913.2	1.11	1.15	1133.1	1271.6	1.12	2.8	11.0	1.0 (6.3)	ナシ	1124.7	642.9
	P29M4-S1	288.6	328.2	366.2	1.14	1.27	426.0	531.5	1.25	2.9	4.0	1.0 (6.3)	ナシ	779.3	1279.0

P_y : 降伏荷重 $P_{T1.0}$: 1.0%歪時の引張耐力 $P_{C1.0}$: 1.0%歪時の圧縮耐力

表5 性能評価

P_E/P_y	幅厚比	アンボンド材 mm (%)	丸鋼 mm	E_t kN・m	ω
2.5	4.0	1.0 (6.3)	φ11	719.5	911.6
2.5	4.5	1.0 (4.5)	φ11	955.1	509.8
2.5	6.0	2.0 (9.1)	φ11	931.1	497.0
4.5	4.0	1.0 (6.3)	φ10	1245.4	711.9
4.5	4.5	1.0 (8.3)	φ9	640.0	521.0
4.5	6.0	ナシ	φ9	1609.1	1001.9
4.5	13.0	3.0 (18.8)	φ9	648.1	403.5
4.5	11.0	0.1 (0.6)	φ10	1145.8	655.0
4.5	11.0	1.0 (6.3)	ナシ	575.7	329.1
4.5	11.0	1.0 (6.3)	ナシ	1124.7	642.9
4.5	4.0	1.0 (6.3)	ナシ	779.3	1279.0

E_t : 累積塑性歪エネルギー ω : 累積塑性歪エネルギー率

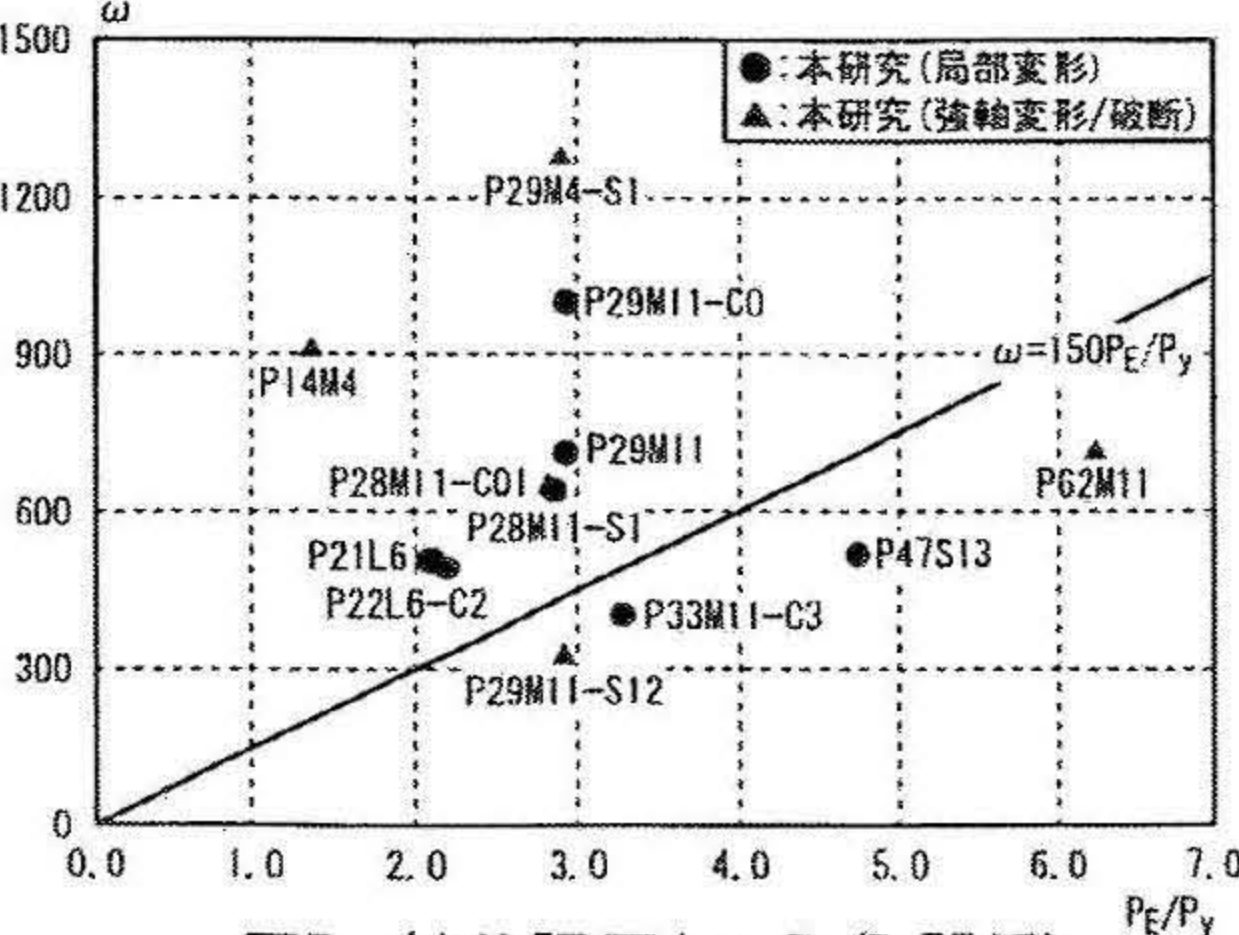


図5 性能評価 (ω - P_E/P_y 関係)

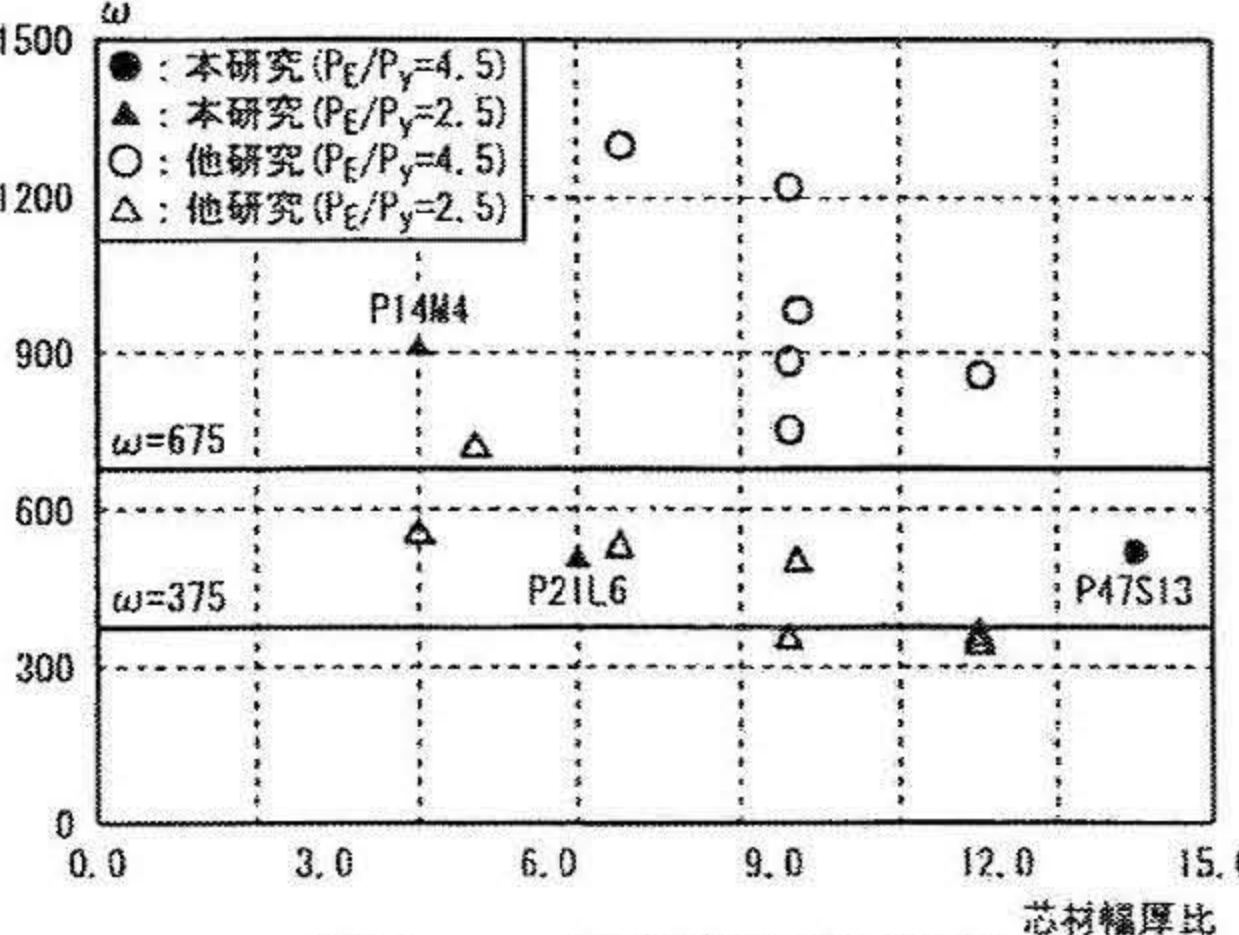


図6 ω -芯材幅厚比関係

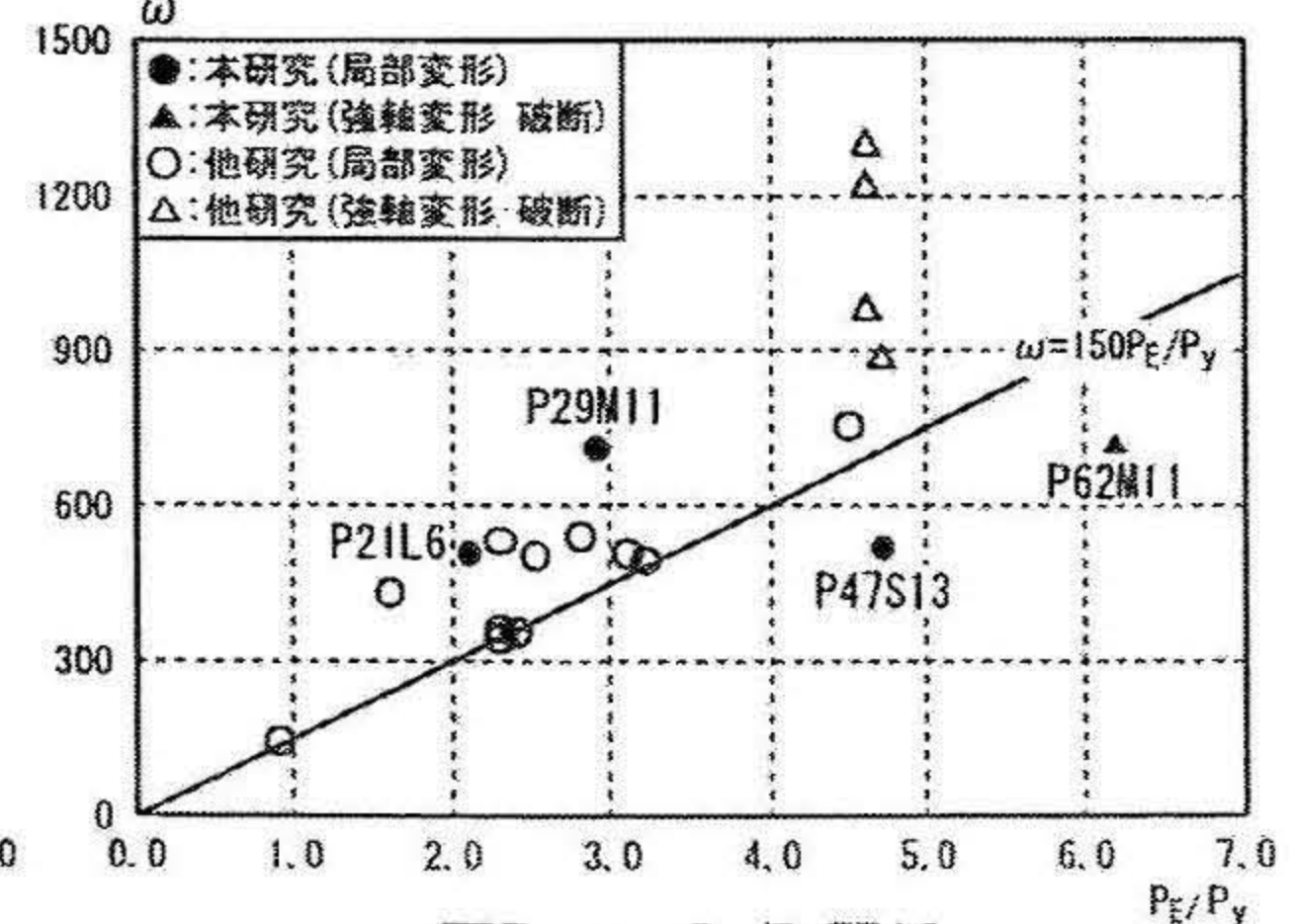


図7 ω - P_E/P_y 関係

を起すからである。 P_E/P_y が4.5より大きい範囲で性能評価式より下に位置するP47S13は、芯材幅厚比の影響である。同様にP62M11は、芯材強軸方向に大きく変形したため、耐力低下前に実験を終了した結果である。

以上より、芯材幅厚比が11.0より大きくなると性能評価式を満たすことは難しい。また、芯材幅厚比4.0の芯材最終状態は、既往の研究においても、強軸方向変形あるいは引張破断する結果となっており、座屈拘束ブレースとして適用し難い。 P_E/P_y が4.5より大きくなると、芯材弱軸方向に対して拘束力が大き過ぎることから、芯材の変形方向は弱軸方向ではなく、強軸方向に進行する。

5.2 アンボンド材によるクリアランスの有用性

アンボンド材厚による芯材最終状態への影響を、写真2に示す。

アンボンド材を除いたP29M11-C0は、クリアランスがないため、芯材と拘束材の間に摩擦が発生し、復元力特性が安定しない。比較して、アンボンド材厚3mm(18.7%)のP33M11-C3は、極めて安定した復元力特性を示したが、性能評価式を満足できない。これはクリアランスが大きい場合、芯材の塑性変形は、進行が早く、大きく現れることが写真2a)b)の比較から分かる。

P21L6とP22L6-C2の性能に差はなく、復元力特性も安定している。しかし、芯材最終状態(写真2c)d)を比較すると、アンボンド材厚1mm(4.5%)のP21L6には、強軸方向変形が観察されたのに対し、アンボンド材厚2mm(9.1%)のP22L6-C2には、強軸方向変形は見られない。

以上より、アンボンド材によるクリアランスは、芯材と拘束材との摩擦の発生を抑える効果がある。また、芯材の変形方向と、その大きさにも作用することから、芯材厚さによって、アンボンド材厚を調整する必要がある。

5.3 丸鋼の有用性

丸鋼を除いたP29M11-S12は、芯材強軸方向に12mmの隙間がある。このため、芯材強軸方向に大きく変形が進行したため、耐力低下前に実験を終了した。しかし、

丸鋼を除いたP28M11-S1は局部変形を起した。これは、拘束材の鋼板を二重に被せ、芯材強軸方向の隙間をなくしたためである。また、その性能は、丸鋼を有したP29M11と同様である。

丸鋼を有したP14M4と、丸鋼を除き拘束材の鋼板を二重に被せ、隙間をなくしたP29M4-S1を比較すると、芯材最終状態は同様である。しかし、復元力特性においてP14M4は安定しているが、P29M4-S1は不安定である。

以上より、芯材強軸方向の隙間はなくす必要がある。また、丸鋼による充填は、芯材が強軸方向変形を起した場合、復元力特性を安定させる。この有用性は、P21L6とP22L6-C2の芯材最終状態(写真2c)d)より、その復元力特性と、性能に差がないことから確認できる。

6. 結論

本研究は、既往の研究を踏まえ、新たに製作した試験体で載荷実験を行い、試験体パラメータの影響を明らかにし、性能評価式の厳密な適応範囲を定めた。

- (1) 芯材幅厚比4.0の最終状態は P_E/P_y の値に関らず、強軸方向変形あるいは引張破断を起す。芯材幅厚比13.0は局部変形への進行が早く、性能を満足しない。以上から、安定して性能評価式を満足する芯材幅厚比の適用範囲は、6.0から11.0である。
- (2) 芯材弱軸方向の拘束力が大き過ぎる時(P_E/P_y が4.5より大きい)、芯材は弱軸方向に局部変形せず、強軸方向変形あるいは引張破断を起す。これより、性能評価式を成立させる P_E/P_y の適用範囲は1.0から4.5とする。
- (3) アンボンド材によるクリアランスの有用性は、芯材と拘束材のモルタルとの摩擦の発生を抑え、復元力特性を安定させる。そのアンボンド材厚は、芯材厚に対して6%から10%未満の範囲で設定する必要がある。
- (4) 丸鋼の有用性は、芯材の強軸方向変形を補剛する。また、芯材が強軸方向変形した際にも、復元力特性を安定させる効果がある。

[参考文献]

- 1) IWATA Mamoru, MURAI Masatoshi: Buckling-restrained brace using steel mortar planks -performance evaluation as a hysteretic damper-, EARTHQUAKE ENGINEERING AND STRUCTURAL DYNAMICS, 2006;35:pp1807-13
- 2) 村瀬亮: 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースにおける芯材幅厚比とクリアランスの影響、神奈川大学卒業研究・修士論文梗概集、2005.2
- 3) 佐藤拓海: 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースにおけるクリアランスの影響、神奈川大学卒業研究・修士論文梗概集、2006.2
- 4) 今井千恵: 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの強軸方向変形に関する研究、神奈川大学卒業研究・修士論文梗概集、2006.2

