

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究

－その4 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響－

EXPERIMENTAL STUDY ON BUCKLING-RESTRAINED BRACES USING STEEL MORTAR PLANKS

－Part 4 Effects on core plate width-thickness ratio, restraining force and cross section details－

村瀬 亮*, 村井正敏**, 岩田 衛***

Ryo MURASE, Masatoshi MURAI and Mamoru IWATA

The authors conceived buckling-restrained braces providing stable hysteretic characteristics even under high-strain-rate conditions. Based on a series of cyclic loading tests, a significant correlation between the brace's cumulative strain energy until the failure and restraining force was revealed. When the brace's cumulative strain energy is given as a design condition, the buckling-restrained brace is designed using the proposed performance evaluation formula. In this paper, different specimens from what used in the past tests such as with different core plate width-to-thickness ratios and restraining forces, and with different unbonded material thicknesses and cross section details are fabricated and loaded. The strict scope of application for the performance evaluation formula proposed by the previous paper is defined by considering the test results.

Keywords Buckling-restrained brace, Performance evaluation formula, Core plate width-to-thickness ratios, Restraining forces, Cross section details

座屈拘束ブレース、性能評価式、芯材幅厚比、拘束力、断面ディテール

1. 序論

座屈拘束ブレースとは、軸方向力を伝達するブレース(以下、芯材と呼ぶ)が座屈しないように拘束材を用いたものである。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柱と梁からなる主架構に組み込み、中地震から座屈拘束ブレースを塑性化させる。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。

著者等は、図1に示すように、拘束材に鋼モルタル板(溝形鋼にモルタルを充填したもの)を用いた座屈拘束ブレースを着想し、芯材の断面積および幅厚比と拘束材の断面2次モーメント等を変化させた様々な試験体について、静的な繰返し軸方向載荷実験を行い²⁾³⁾⁴⁾⁵⁾、図2に示すような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 : 拘束材のオイラー座屈荷重、 P_y : 芯材の降伏荷重)との間の下限値において(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⁶⁾。

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

ここで ω は図3に示すように、累積塑性歪エネルギー E_i を、芯材の降伏荷重 P_y と弾性限界変形量 δ_y との積で除して、無次元化したパラメータである。

(1)式を用いた設計法の概要は次のようである。座屈拘束ブレースを適用する建築物の用途、骨組形式、スパンの決定に伴い、その構造物に要求される剛性と耐力が設定されると、芯材寸法(板厚、幅、断面積、長さ、および鋼種から P_y と δ_y)が決定される。次に、累積塑性変形倍率あるいは E_i そのものの要求性能から ω を設定し、 P_E/P_y を決定する。さらに P_E は(1)式の逆算により(2)式となる。

$$P_E = \frac{\omega \cdot P_y}{150} \quad (2)$$

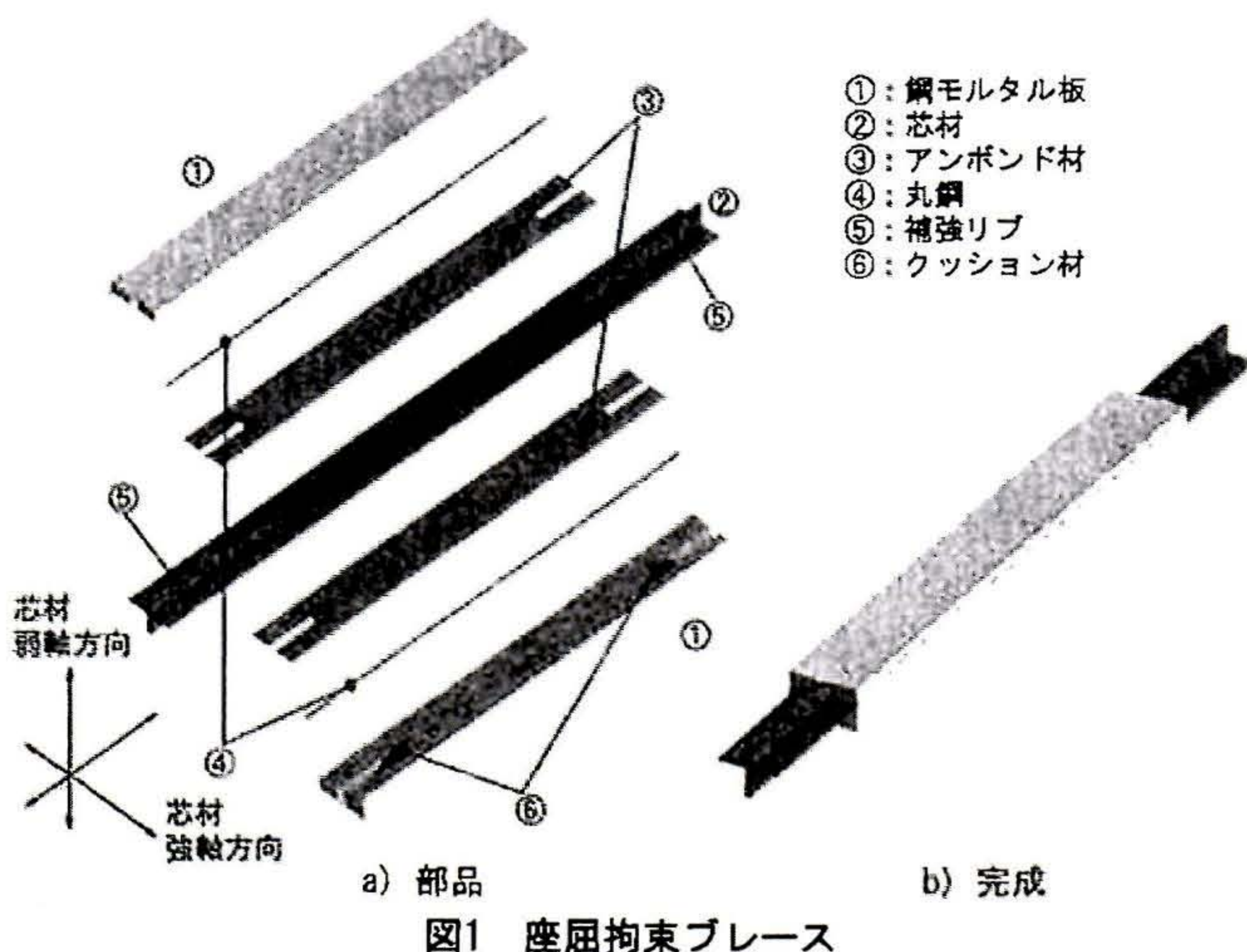


図1 座屈拘束ブレース

* 神奈川大学工学部建築学科 大学院生
(現在 (株)フジタ)

** 神奈川大学工学部建築学科 主任技術員

*** 神奈川大学工学部建築学科 教授・工博

Graduate Student, Dept. of Architecture and Building Engineering, Kanagawa Univ.

Technician, Dept. of Architecture and Building Engineering, Kanagawa Univ.

Prof., Dept. Architecture and Building Engineering, Kanagawa Univ., Dr. Eng.

表1 試験体一覧

試験体名	芯材					鋼モルタル板		拘束材					断面ディテール		
	鋼種	寸法 mm	断面積 mm ²	幅厚比	P _y kN	鋼板寸法 mm	h mm	B mm	H		I×10 ⁴ mm ⁴	P _E kN	P _E /P _y	アンボンド材 クリアランス mm (%)	丸鋼 mm
									公称値	実測値					
P29M11	③	PL-176×16	2816	11.0	793.6	PL-203.2×50×100×3.2	50	206.4	118.0	119.3	2787	2309 (4954)	2.9 (6.2)	1.0 (6.3)	φ10
P62M11	②	PL-176×16	2816	11.0	762.6	PL-203.2×70×140×3.2	70	206.4	158.0	158.4	6718	4753 (10199)	6.2 (13.4)	1.0 (6.3)	φ11
P47S13	①	PL-156×12	1872	13.0	539.4	PL-183.2×56.5×113×3.2	56.5	186.4	127.0	128.0	3446	2554 (5480)	4.7 (10.2)	1.0 (8.3)	φ9
P21L6	⑤	PL-132×22	2904	6.0	815.4	PL-159.2×45×90×3.2	45	162.4	114.0	113.6	1674	1702 (3652)	2.1 (4.5)	1.0 (4.5)	φ11
P14M4	④	PL-64×16	1024	4.0	310.0	PL-91.2×30×60×3.2	30	94.4	78.0	77.8	358	424 (910)	1.4 (2.9)	1.0 (6.3)	φ11
P29M11-C0	②	PL-176×16	2816	11.0	762.6	PL-203.2×50×100×3.2	50	206.4	118.0	118.5	2652	2223 (4770)	2.9 (6.3)	ナシ	φ9
P33M11-C3	②	PL-176×16	2816	11.0	762.6	PL-203.2×50×100×3.2	50	206.4	122.0	122.8	3070	2487 (5337)	3.3 (7.0)	3.0 (18.8)	φ9
P28M11-C01	③	PL-176×16	2816	11.0	793.6	PL-203.2×50×100×3.2	50	206.4	118.2	119.6	2665	2232 (4788)	2.8 (6.0)	0.1 (0.6)	φ10
P22L6-C2	⑤	PL-132×22	2904	6.0	815.4	PL-159.2×45×90×3.2	45	162.4	116.0	117.0	1765	1770 (3799)	2.2 (4.7)	2.0 (9.1)	φ11
P29M11-S12	③	PL-176×16	2816	11.0	793.6	PL-203.2×50×100×3.2	50	206.4	118.0	119.4	2787	2309 (4954)	2.9 (6.2)	1.0 (6.3)	ナシ
P28M11-S1	③	PL-176×16	2816	11.0	793.6	PL-187.6×68×102×3.2	51	190.8	120.0	122.2	2708	2246 (4820)	2.8 (6.1)	1.0 (6.3)	ナシ
P29M4-S1	③	PL-64×16	1024	4.0	288.6	PL-75.6×62×90×3.2	45	78.8	108.0	110.2	800	837 (1796)	2.9 (6.2)	1.0 (6.3)	ナシ

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

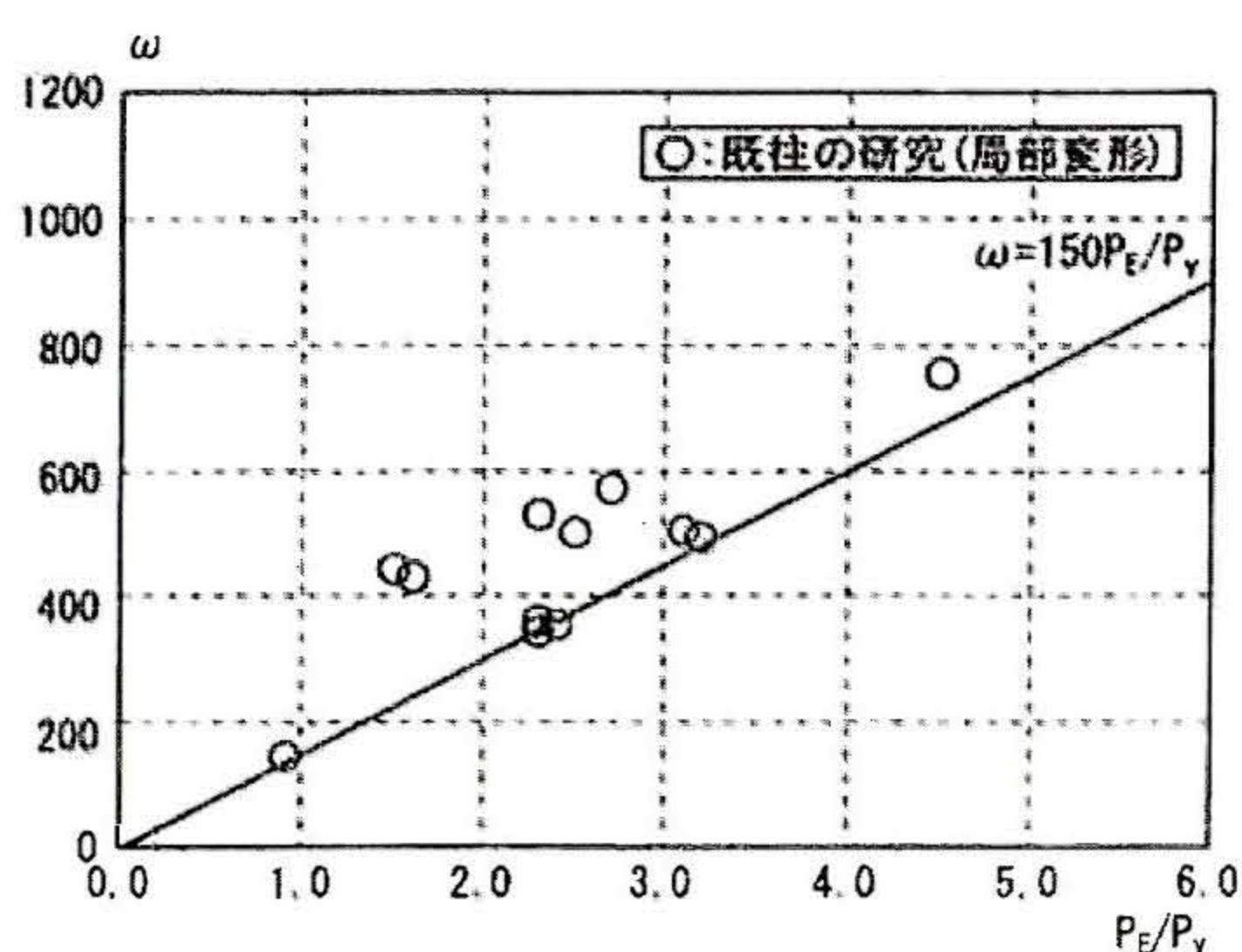


図2 線形関係(ω-P_E/P_y関係)

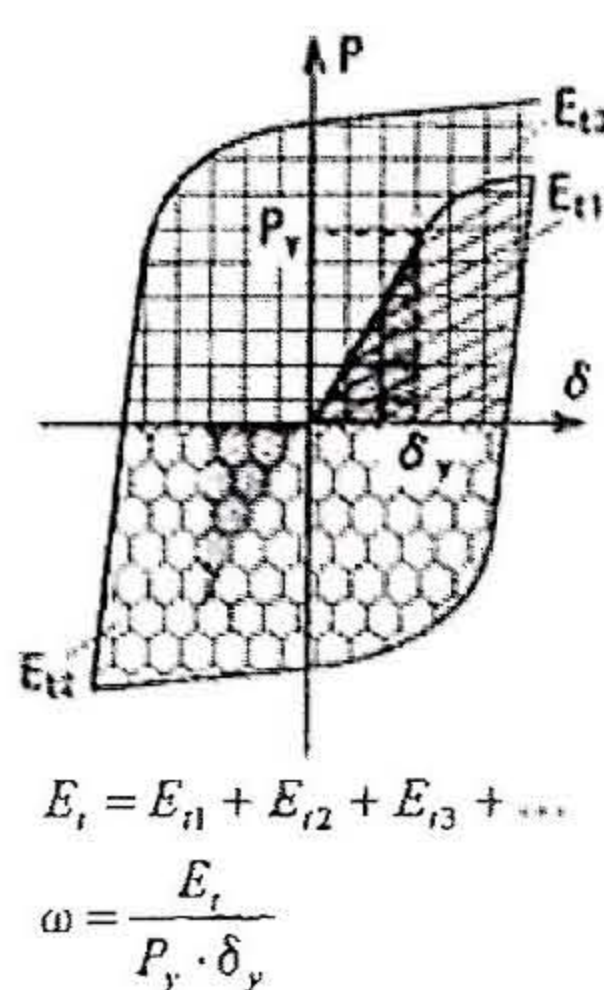


図3 ω概念図

表2 素材試験

鋼種	板厚 mm	降伏応力度 N/mm ²	引張強さ N/mm ²	降伏比 %	伸び率 %	降伏歪 %
①	12	288.1	448.8	64.2	32.3	0.141
②	16	270.8	423.2	64.0	32.8	0.132
③	16	281.8	444.3	63.4	29.5	0.137
④	16	302.7	435.3	69.5	33.3	0.148
⑤	22	280.8	465.1	60.4	30.8	0.137

(2)式に導いたP_Eをオイラー座屈荷重式で展開すると、拘束材に必要な断面2次モーメントIは(3)式となる。

$$I = \frac{P_E \cdot l^2}{\pi^2 \cdot E} \quad (3)$$

算出されたIの値から、鋼モルタル板寸法を芯材寸法に留意して決定する。以上の手順により座屈拘束ブレースを設計することができる。

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、強軸方向変形は、座屈拘束ブレースの接合部となる柱梁接合部や梁中央部に想定外の損傷を与え、引張破断は、急な耐力低下を起すことが考えられる。

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。

本論は、座屈拘束ブレースが履歴型ダンパーとして用いられる場合を考慮し、主架構に対して、想定外の損傷および急な耐力低下を起すことなく、安定した復元力特性と想定したエネルギーの吸収により、終局状態となる断面ディテールと性能評価式を考察する。このため、座屈拘束ブレースのパラメータとして、芯材と拘束材および断面ディテールを変化させた試験体を製作し、繰返し軸方向載荷実験を行う。これらが復元力特性、終局状態、芯材最終状態、累積塑性歪エネルギーに与える影響を明らかにするとともに、得られた結果の比較検討から、座屈拘束ブレースのディテールと性能評価式の検証を行い、その厳密な適用範囲を定める。

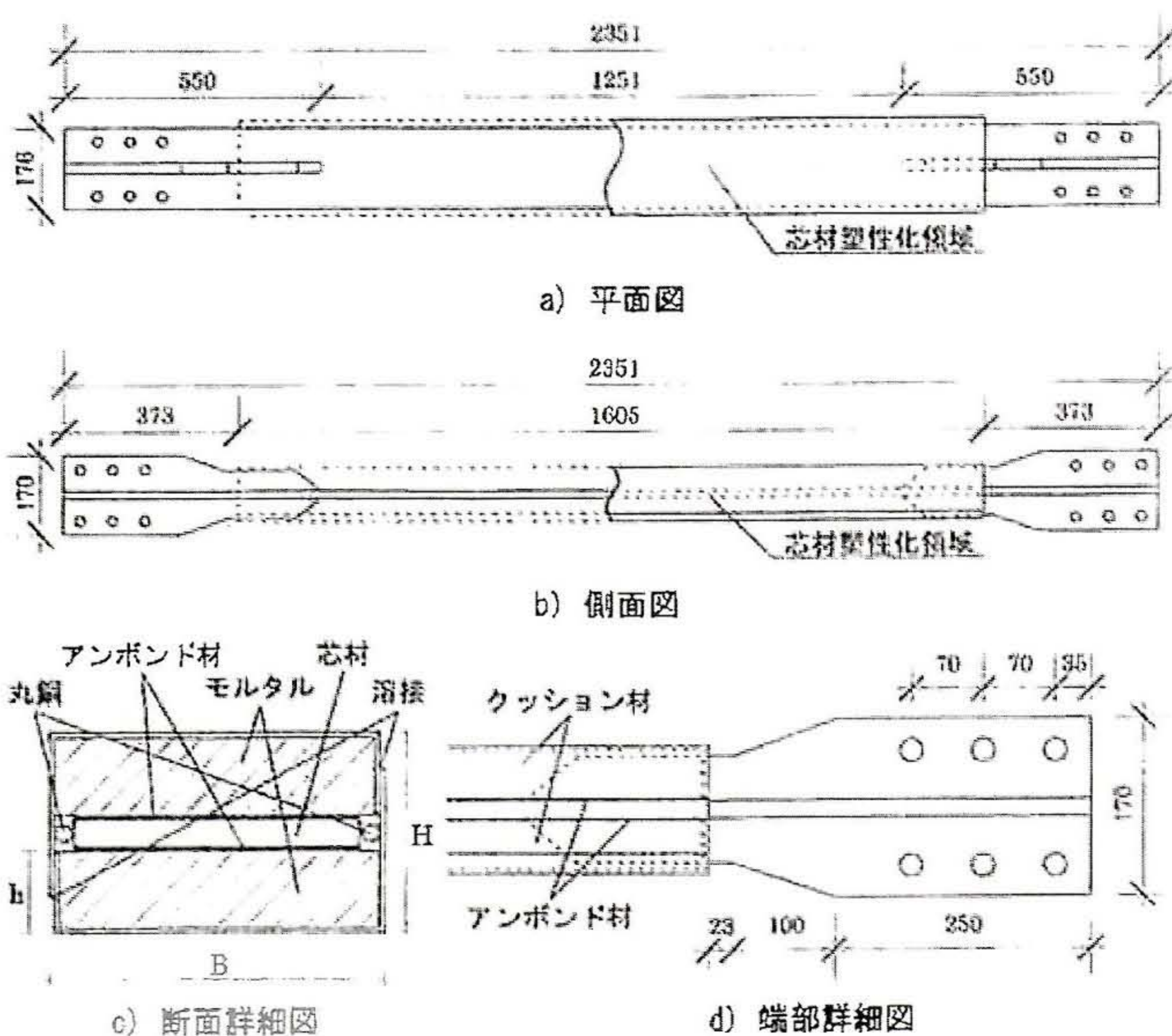


図4 試験体形状

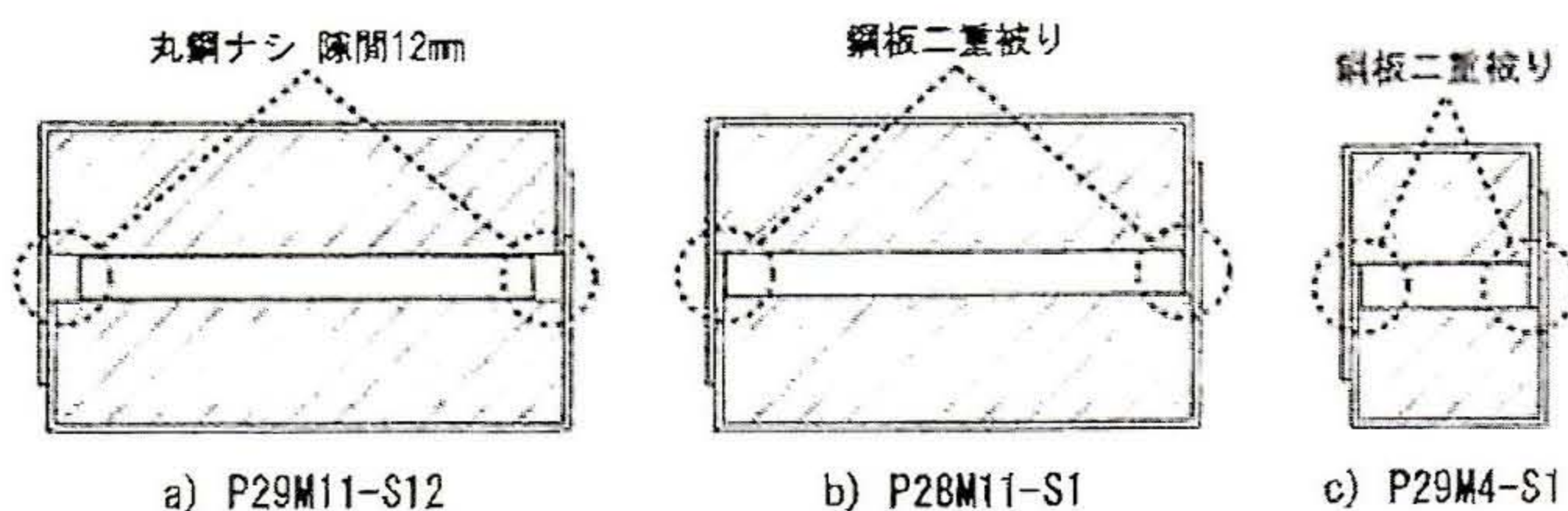
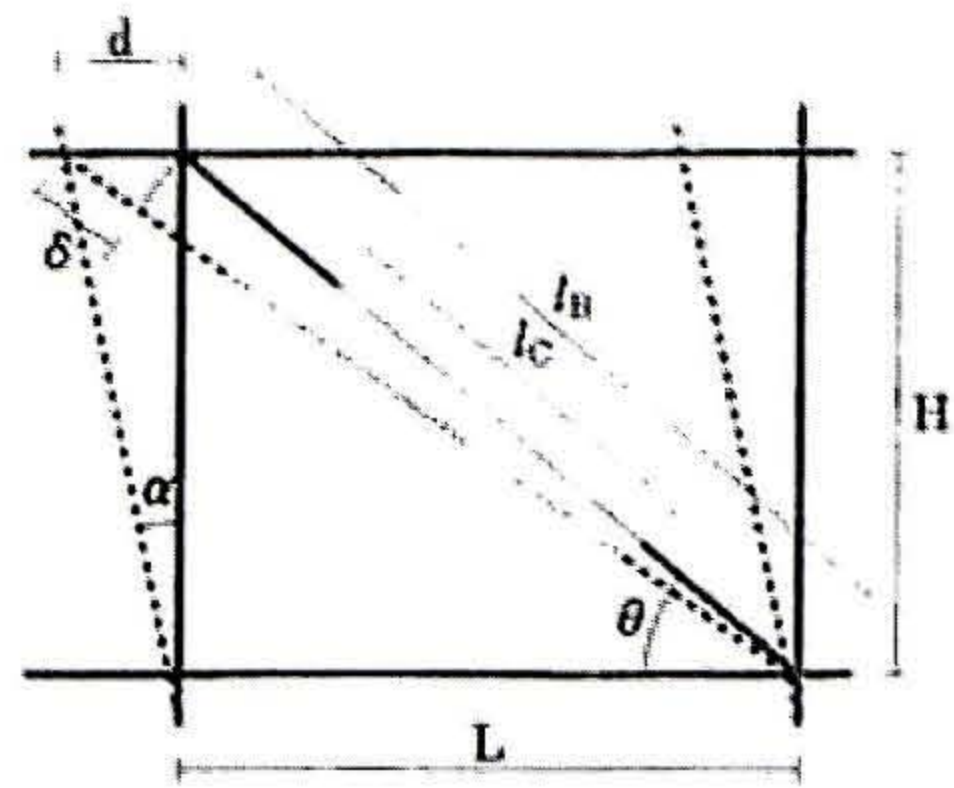


図5 Sシリーズ断面詳細



H: 階高
L: スパン長
d: 水平変位
 l_B : 試験体の全長
 l_C : 塑性化領域の長さ
 θ : 試験体設置角度
 α : 層間変形角
 δ : 軸方向変位

図6 実験モデル

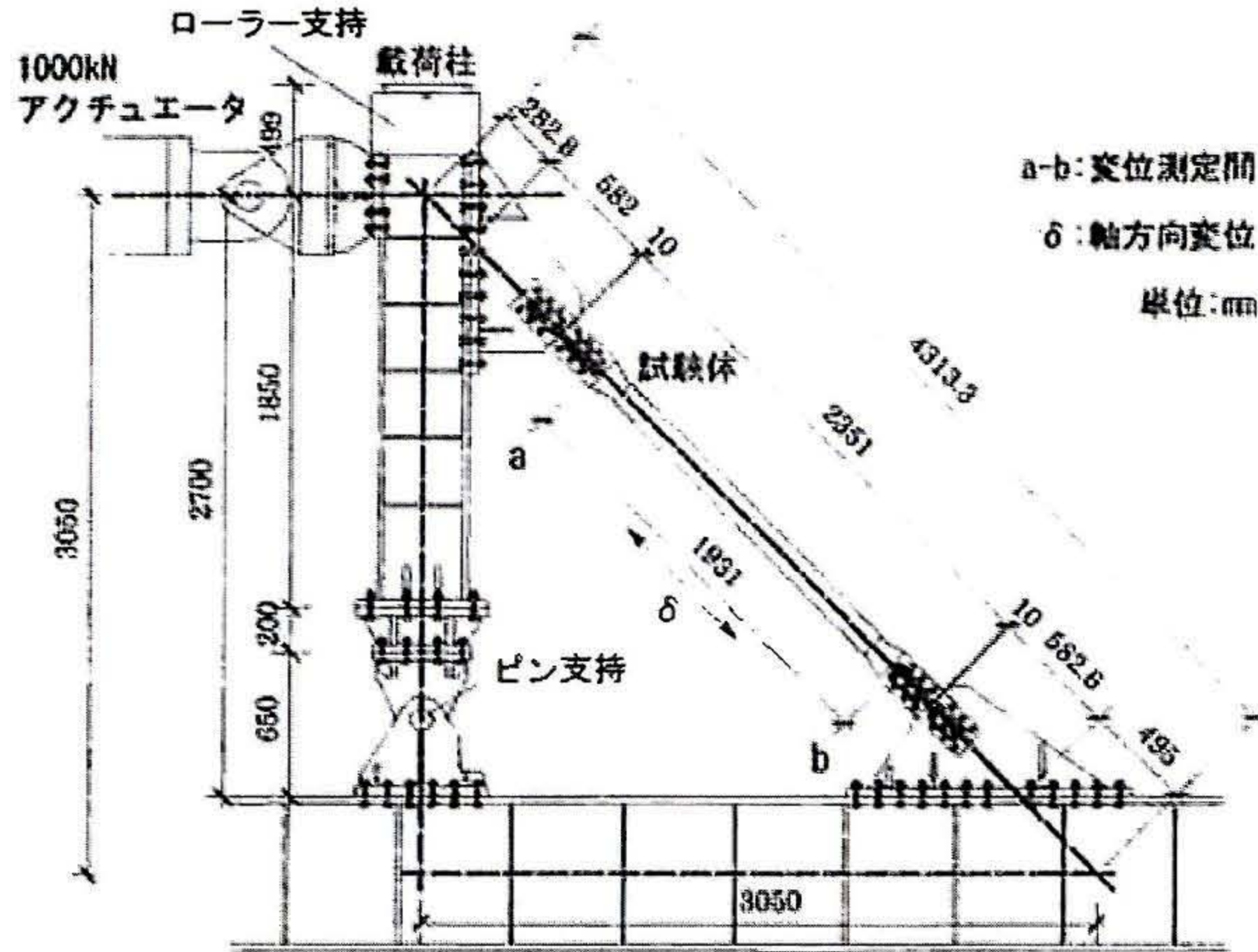


図7 実験装置

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を図4に示す。図4a)b)に平面図と側面図を示す。芯材端部には補強リブを取り付け、断面形状を十字とする。また、図4c)に示すように、2つの鋼モルタル板は隅肉溶接され一体になり、拘束材となる。この時、芯材と鋼モルタル板の間にアンボンド材を挟むことにより、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。芯材の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する。また、図4d)に示すように鋼モルタル板の端部には、モルタルの代わりにクッション材(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。

全ての試験体の芯材の材質はSN400B、鋼モルタル板の鋼板の材質はSS400、板厚は3.2mmとする。

試験体一覧を表1に、芯材の素材試験結果を表2に示す。

表1中の拘束材高さHの実測値は拘束材の両端部と中央部の3箇所を実測した平均値である。芯材の降伏荷重 P_y は、表2に示す降伏応力度に断面積を乗じて算出する。拘束材の断面2次モーメントIおよび座屈荷重 P_E は2つの鋼モルタル板が一体となった拘束材から算出する。なお、 P_E の算出にあたってはモルタルの寄与を考慮し、(4)式に示すオイラー座屈荷重式を用いる。

$$P_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{l^2} = \frac{\pi^2}{l^2} (E_s \cdot I_s + E_m \cdot I_m) \quad (4)$$

$$\left[\begin{array}{l} E_s = 2.05 \times 10^5 (N/mm^2) \quad E_m = 2.05 \times 10^5 + 20 (N/mm^2) \\ I_s: \text{鋼板の断面 2次モーメント} \quad I_m: \text{モルタルの断面 2次モーメント} \end{array} \right]$$

また、モルタルのヤング係数 E_m は、鋼板のヤング係数 E_s を20で除したものとし、座屈長さは試験体長さ($l=2351\text{mm}$)を用いて算出する。加えて、()内には拘束材長さ($l=1605\text{mm}$)を用いた値を算出する。クリアランス欄の()内にはアンボンド材厚に対する芯材厚の比率を示す。

表3 載荷一覧

載荷順序	芯材の歪量 ϵ (%)	層間変形角	載荷回数	変位 δ (mm)
1	$\epsilon \sqrt{3}$	1/1690	1	0.74
2	$2\epsilon \sqrt{3}$	1/850	1	1.47
3	0.25	1/400	1	3.74
4	0.5	1/200	2	6.87
5	0.75	1/133	2	9.99
6	1.0	1/100	5	13.12
7	1.5	1/67	2	19.38
8	2.0	1/50	2	25.63
9	2.5	1/40	2	31.89
10	3.0	1/33	-	38.14

2.2 試験体パラメータ

試験体は計12体とする。芯材および拘束材を変化させたBシリーズと、断面ディテールに関するアンボンド材と丸鋼を、それぞれ変化させたCシリーズとSシリーズの3シリーズとする。

1) Bシリーズ

Bシリーズは、性能評価式を検証するため、芯材および拘束材を変化させた計5体の試験体である。芯材は、厚さを12、16、22mmに設定し、図4a)b)に示した芯材塑性化領域の幅寸法を変化させ、芯材幅厚比を13.0(PL-156×12mm)、11.0(PL-176×16mm)、6.0(PL-132×22mm)、4.0(PL-64×16mm)とする。拘束材は、拘束力の指標である P_B/P_y を6.2(13.4)から1.4(2.9)の範囲で設定する。

2) Cシリーズ

Cシリーズは、断面ディテールにおける芯材弱軸方向のアンボンド材によるクリアランスの影響を確認するため、アンボンド材のない試験体、アンボンド材厚0.1mm(0.6%)の試験体、アンボンド材厚2mm(9.1%)と3mm(18.8%)の計4体の試験体を設定する。さらに、これらとBシリーズ(アンボンド材厚1mmの試験体)との比較を行い、アンボンド材によるクリアランスの有用性を明確にし、芯材厚に対して有効なアンボンド材厚を検証する。

3) Sシリーズ

Sシリーズは、断面ディテールにおける芯材強軸方向の丸鋼の有用性を確認するため、試験体の断面を、図5a)に示す丸鋼を除いた12mmの隙間がある試験体と、図5b)c)に示す拘束材の鋼板を二重に被せ、芯材強軸方向の隙間を無くした計3体の試験体を設定する。さらに、これらとBシリーズ(丸鋼を配置した試験体)との比較を行い、芯材強軸方向の隙間および、二重に被せた鋼板と丸鋼の影響を明確にする。

2.3 実験モデル

実験モデルを図6に示す。ブレースの組み込まれた中小建築物が水平力を受け、せん断変形した場合を想定する。試験体設置角度を 45° とした時、試験体に生じる軸方向歪 ϵ_B と層間変形角 α の関係は(5)式となる。

$$\epsilon_B = \frac{\alpha}{2} \quad (5)$$

(5)式より試験体に生じる軸方向歪 ϵ_B は、層間変形角 α の1/2である。ここで実験モデルに示す試験体の全長 $l_B (=2351\text{mm})$ と、その塑性化領域の長さ $l_C (=1251\text{mm})$ を考慮すると、実際に生じる軸方向歪 ϵ は(6)式となる。

$$\epsilon = \frac{l_B}{l_C} \epsilon_B \approx \alpha \quad (6)$$

表4 載荷経過

試験体名	載荷履歴および終局状態	最大耐力 (kN)	
		P_T	P_C
P29M11	3.0%歪4回目圧縮側において、試験体上部に局部変形が生じ、耐力が低下したため載荷を終了した。	1151.2	1298.3
P62M11	3.0%歪4回目圧縮側において、強軸方向に大きく変形が進み、実験装置への影響を考慮して載荷を終了した。	1110.6	1255.4
P47S13	3.0%歪2回目圧縮側において、試験体上部に局部変形が生じ、耐力が低下したため載荷を終了した。	756.6	853.3
P21L6	3.0%歪2回目圧縮側において、試験体上部に局部変形が生じ、耐力が低下したため載荷を終了した。強軸方向変形も観察できた。	1225.1	1311.1
P14M4	3.0%歪9回目引張側において、耐力が低下したため載荷を終了した。強軸方向変形がはっきりと観察できる。	424.5	469.4
P29M11-C0	3.0%歪7回目圧縮側において、試験体上部に局部変形が生じ、耐力が低下したため載荷を終了した。	1197.1	1388.5
P33M11-C3	2.5%歪2回目圧縮側において、試験体上部に局部変形が生じ、耐力が低下したため載荷を終了した。	1077.1	1096.9
P28M11-C01	3.0%歪3回目圧縮側において、強軸方向に大きく変形が進み、実験装置への影響を考慮して載荷を終了した。	1179.8	1327.0
P22L6-C2	3.0%歪2回目圧縮側において、試験体上部に局部変形が生じ、耐力が低下したため載荷を終了した。	1217.9	1286.3
P29M11-S12	2.5%歪1回目圧縮側において、強軸方向に大きく変形が進み、実験装置への影響を考慮して載荷を終了した。	1050.1	1147.0
P28M11-S1	3.0%歪3回目圧縮側において、試験体上部に局部変形が生じ、耐力が低下したため載荷を終了した。	1133.1	1271.6
P29M4-S1	3.0%歪10回目引張側において、耐力低下したため載荷を終了した。強軸方向変形がはっきりと観察できる。	426.0	531.5

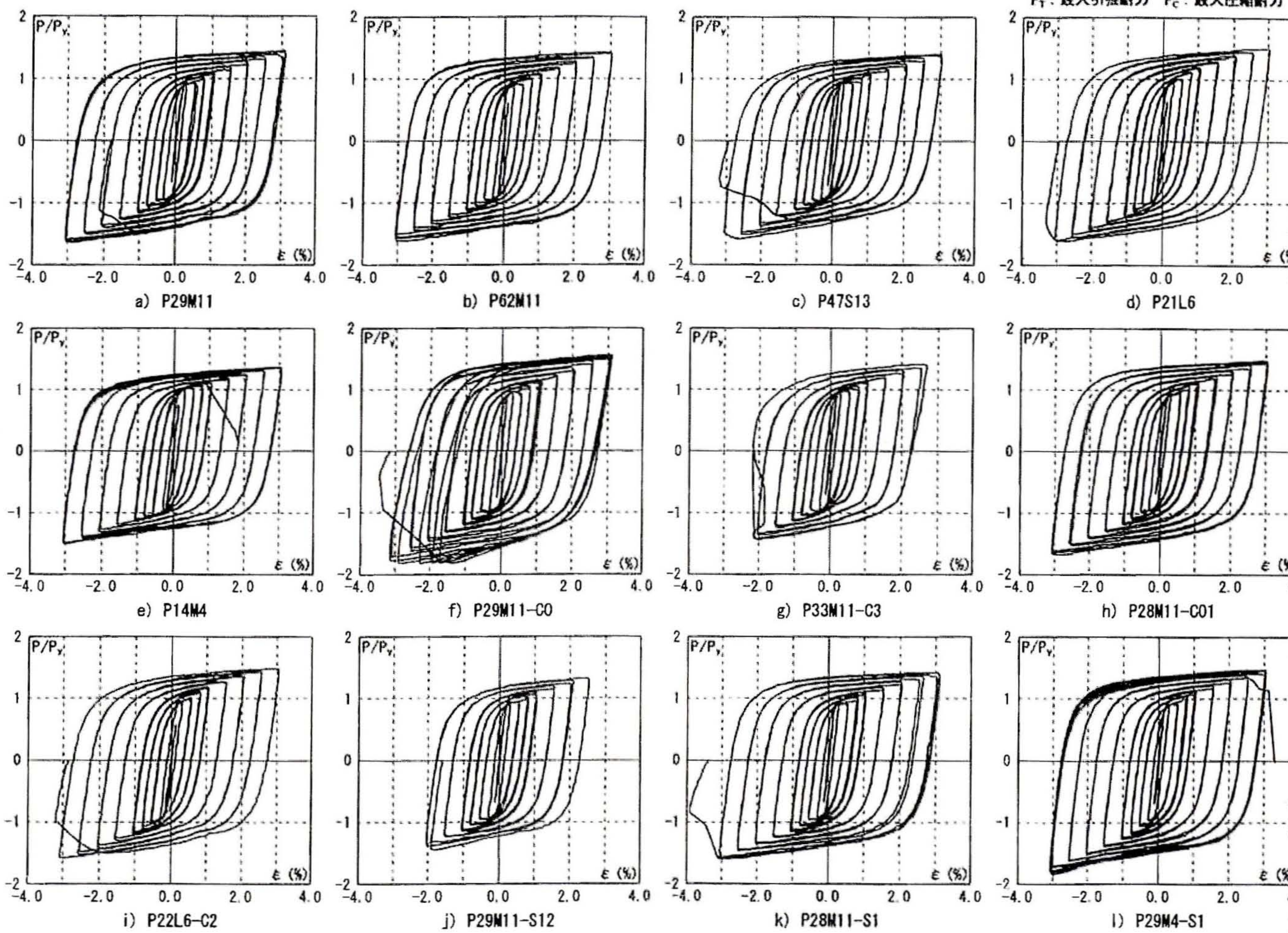
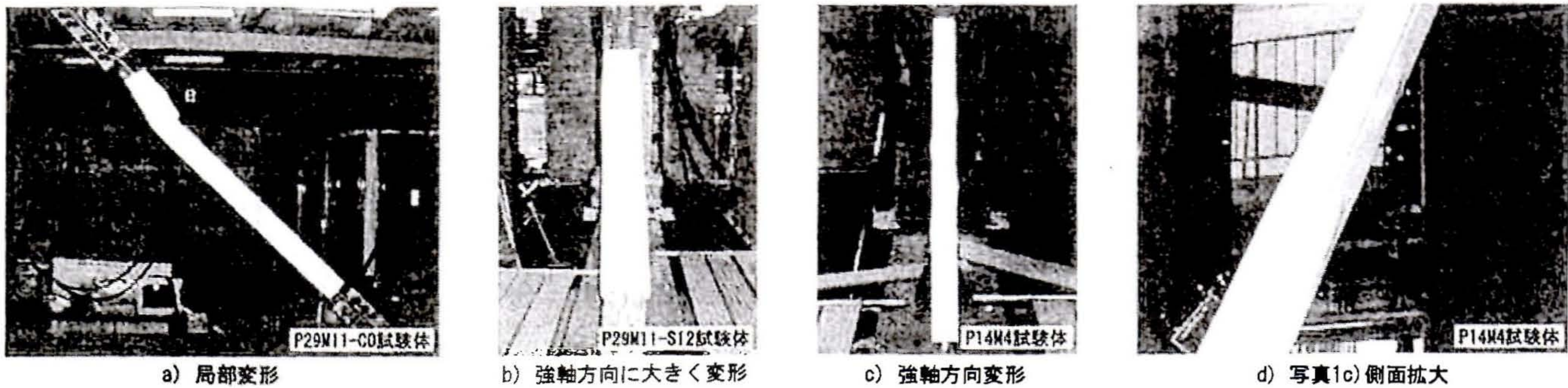


図8 $P/P_y - \epsilon (\%)$ 関係



a) 局部変形

b) 強軸方向に大きく変形

c) 強軸方向変形

d) 写真(c)側面拡大

写真1 終局状態

表5 芯材最終状態

試験体名	芯材最終状態	載荷履歴		
		歪量(%)	回数	載荷
P29M11	芯材は弱軸方向に座屈モードを示し、塑性化領域の上端部で局部変形を起していた。	3.0	4	圧縮
P62M11	芯材は強軸方向へ大きくS字に変形しており、弱軸方向へは若干の座屈モードも確認できた。	3.0	4	圧縮
P47S13	芯材は弱軸方向に座屈モードを示し、塑性化領域の上端部で局部変形を起していた。	3.0	2	圧縮
P21L6	芯材は弱軸方向に座屈モードを示し、塑性化領域の上端部で局部変形を起していた。また、強軸方向変形も確認できた。	3.0	2	圧縮
P14M4	芯材は中央部付近において破断しており、強軸方向変形も確認できた。	3.0	9	引張
P29M11-C0	芯材は弱軸方向に若干の座屈モードを示し、塑性化領域の上端部で局部変形を起していた。また、括れも確認できた。	3.0	7	圧縮
P33M11-C3	芯材は弱軸方向に座屈モードを示し、塑性化領域の上端部で局部変形を起していた。	2.5	2	圧縮
P28M11-C01	芯材は強軸方向へ大きくS字に変形しており、弱軸方向へは若干の座屈モードも確認できた。	3.0	3	圧縮
P22L6-C2	芯材は弱軸方向に座屈モードを示し、塑性化領域の上端部で局部変形を起していた。	3.0	2	圧縮
P29M11-S12	芯材は強軸方向へ大きくS字に変形しており、弱軸方向へは若干の座屈モードも確認できた。	2.5	1	圧縮
P28M11-S1	芯材は弱軸方向に座屈モードを示し、塑性化領域の上端部で局部変形を起していた。	3.0	3	圧縮
P29M4-S1	芯材は中央部付近において破断しており、強軸方向変形も確認できた。	3.0	10	引張

表6 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 _{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
P29M11	793.6	883.4	916.5	1.11	1.15	1.04	1151.2	1298.3	1.13
P62M11	761.1	850.6	889.1	1.12	1.17	1.05	1110.6	1255.4	1.13
P47S13	539.4	591.9	600.9	1.10	1.11	1.02	756.6	853.3	1.13
P21L6	815.4	973.9	999.2	1.19	1.23	1.03	1225.1	1311.1	1.07
P14M4	310.0	346.6	349.8	1.12	1.13	1.01	424.5	469.4	1.11
P29M11-C0	761.1	885.1	911.9	1.16	1.20	1.03	1197.1	1388.5	1.16
P33M11-C3	761.1	871.1	862.0	1.14	1.13	0.99	1077.1	1096.9	1.02
P28M11-C01	793.6	914.4	943.1	1.15	1.19	1.03	1179.8	1327.0	1.12
P22L6-C2	815.4	968.4	974.2	1.19	1.19	1.01	1217.9	1286.3	1.06
P29M11-S12	793.6	892.7	911.5	1.12	1.15	1.02	1050.1	1147.0	1.09
P28M11-S1	793.6	880.9	913.2	1.11	1.15	1.04	1133.1	1271.6	1.12
P29M4-S1	288.6	328.2	366.2	1.14	1.27	1.12	426.0	531.5	1.25

P_{T1.0}: 1.0%歪時の引張耐力 P_{C1.0}: 1.0%歪時の圧縮耐力

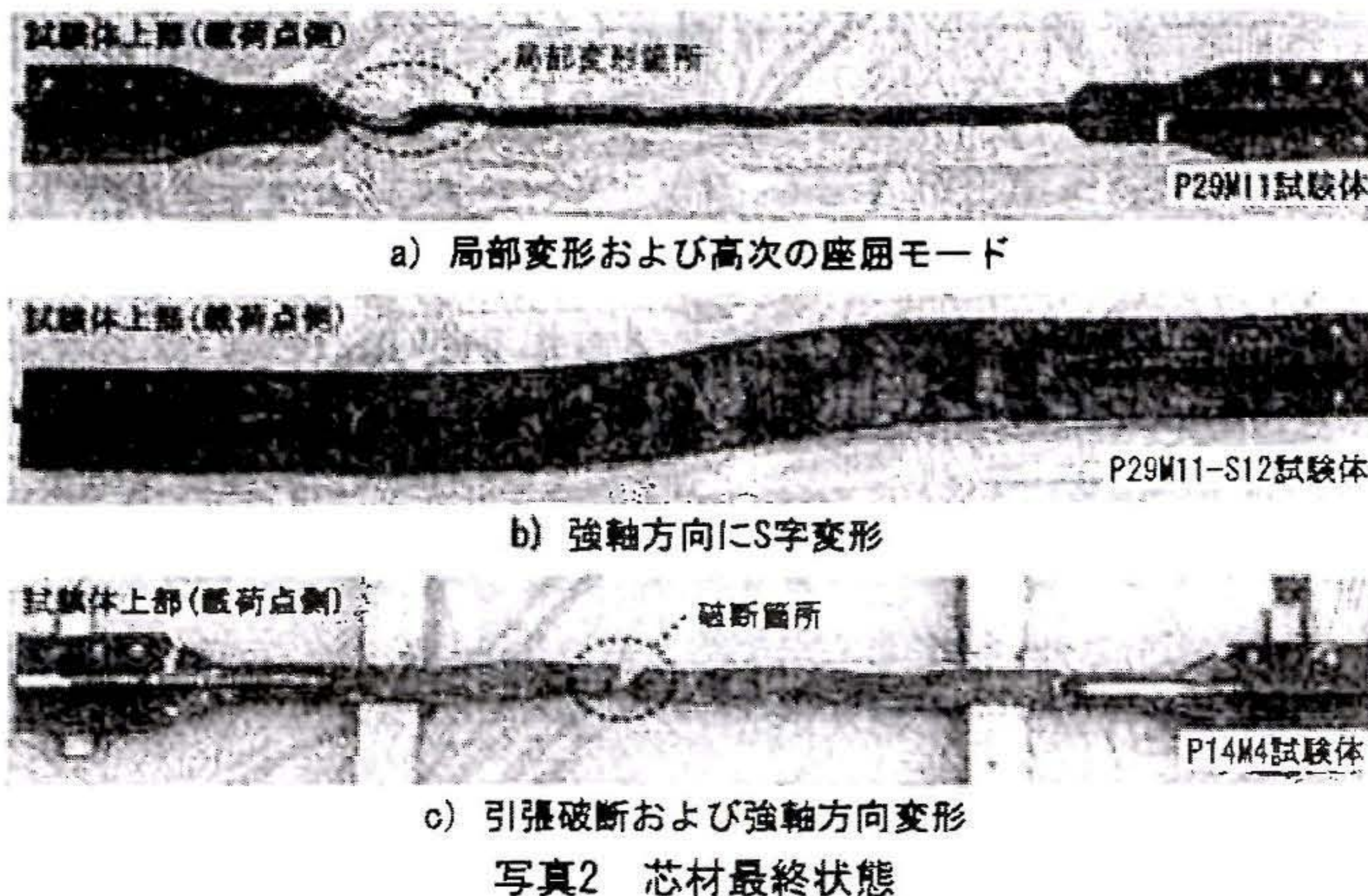


写真2 芯材最終状態

本論の実験モデルは、既往の研究²³⁾³⁴⁾⁵⁾と同じく、塑性化領域の長さ l_c を、試験体の全長 l_b の約1/2とし、芯材に生じる塑性歪が層間変形角とほぼ等しくなる。すなわち、層間変形角1/200相当の芯材の歪は0.5%となり、層間変形角1/100相当の芯材の歪は1.0%である。

2.4 載荷

実験装置を図7に示す。面外方向の拘束は、載荷柱柱頭部のローラーにより支持する。載荷は試験体軸方向における変位制御の正負交番漸増繰返しとし、載荷パターンを表3に示す。なお、3.0%歪載荷は試験体の耐力が低下するまで繰返し行う。

試験体の軸方向変位 δ は実験治具および補強リブが付いた試験体端部の変形は無視できるとして、図7に示すa点とb点間(1931mm)の変位を試験体手前と奥側で測定し、その平均値とする。

3. 実験結果

3.1 載荷履歴および終局状態

各試験体の載荷履歴および終局状態と最大耐力(P_T: 引張力、P_C: 圧縮力)を表4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(%))の関係を引張側を正として図8にまとめる。また、種々の終局状態を写真1に示す。

なお、P62M11、P28M11-C01、P29M11-S12試験体は、高歪状態において芯材の強軸方向に大きく変形が進み、実験装置への影響を考え、耐力低下が認められない状態で載荷を終了した。

3.2 芯材最終状態

載荷終了後、試験体から拘束材を除去し、芯材の観察を行った。表5に各試験体の芯材最終状態と載荷履歴をまとめ、写真2にそれを示す。

4. 考察

4.1 復元力特性

表6に芯材の1.0%歪時における耐力(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。

図8に示すように、B、C、Sシリーズの各試験体ともに、芯材の2.0%歪時まで安定した紡錘形の復元力特性を示した。各試験体のP_{T1.0}/P_yとP_{C1.0}/P_yは1.10から1.27となり、P29M4-S1試験体を除いてP_{C1.0}/P_{T1.0}は0.99から1.05であり、芯材の1.0%歪時(層間変形角1/100相当)においては、極めて安定した復元力特性を示した。また、P_C/P_Tにおいては圧縮耐力が1割ほど高くなった。これは圧縮力を受ける場合、芯材は拘束材の内部において座屈モードを示すことから、モルタルと複数点で接しており、これに伴う摩擦力が影響していると考えられる。

P29M11-C0とP29M4-S1試験体のP_C/P_Tは1.16と1.25となり、他の試験体より高くなっている。P29M11-C0試験体はアンボンド材によるクリアランスがないため、芯材と拘束材のモルタルとの接触により摩擦が発生し、耐力が高くなった。また、その摩擦力によって不安定な復元力特性(図8f)を示している。P29M4-S1試験体は丸鋼を除き拘束材の鋼板を二重に被せ、芯材強軸方向に隙間のない試験体(図5c)である。この試験体の芯材最終状態(写真2c))は、強軸方向変形を起したことから、芯材が強軸方向変形した際に、拘束材の鋼板と接触したため、耐力が高くなった。

アンボンド材厚3mm(18.8%)のP33M11-C3試験体は、P_{C1.0}/P_{T1.0}とP_C/P_Tがそれぞれ0.99と1.02という最も安定した復元力特性(図8g))を示した。また、丸鋼を配置することで、芯材と拘束材の隙間を充填したP14M4試験体は、P29M4-S1試験体と同様の終局状態(写真1c)d))およ

表7 性能評価

試験体名	E_1 kN・m	ω	P_E/P_y	幅厚比	アンボンド材 mm (%)	丸鋼 mm
P29M11	1232.3	731.8	2.9 (6.2)	11.0	1.0 (6.3)	φ10
P62M11	1159.4	721.9	6.2 (13.4)	11.0	1.0 (6.3)	φ11
P47S13	630.2	511.1	4.7 (10.2)	13.0	1.0 (8.3)	φ9
P21L6	947.2	503.6	2.1 (4.5)	6.0	1.0 (4.5)	φ11
P14M4	716.3	974.1	1.4 (2.9)	4.0	1.0 (6.3)	φ11
P29M11-C0	1580.7	974.6	2.9 (6.3)	11.0	ナシ	φ9
P33M11-C3	647.8	399.4	3.3 (7.0)	11.0	3.0 (18.8)	φ9
P28M11-C01	1145.8	652.6	2.8 (6.0)	11.0	0.1 (0.6)	φ10
P22L6-C2	931.1	495.0	2.2 (4.7)	6.0	2.0 (9.1)	φ11
P29M11-S12	575.7	327.9	2.9 (6.2)	11.0	1.0 (6.3)	ナシ
P28M11-S1	1121.0	638.5	2.8 (6.1)	11.0	1.0 (6.3)	ナシ
P29M4-S1	777.6	1271.7	2.9 (6.2)	4.0	1.0 (6.3)	ナシ

E_1 : 累積塑性歪エネルギー ω : 累積塑性歪エネルギー率

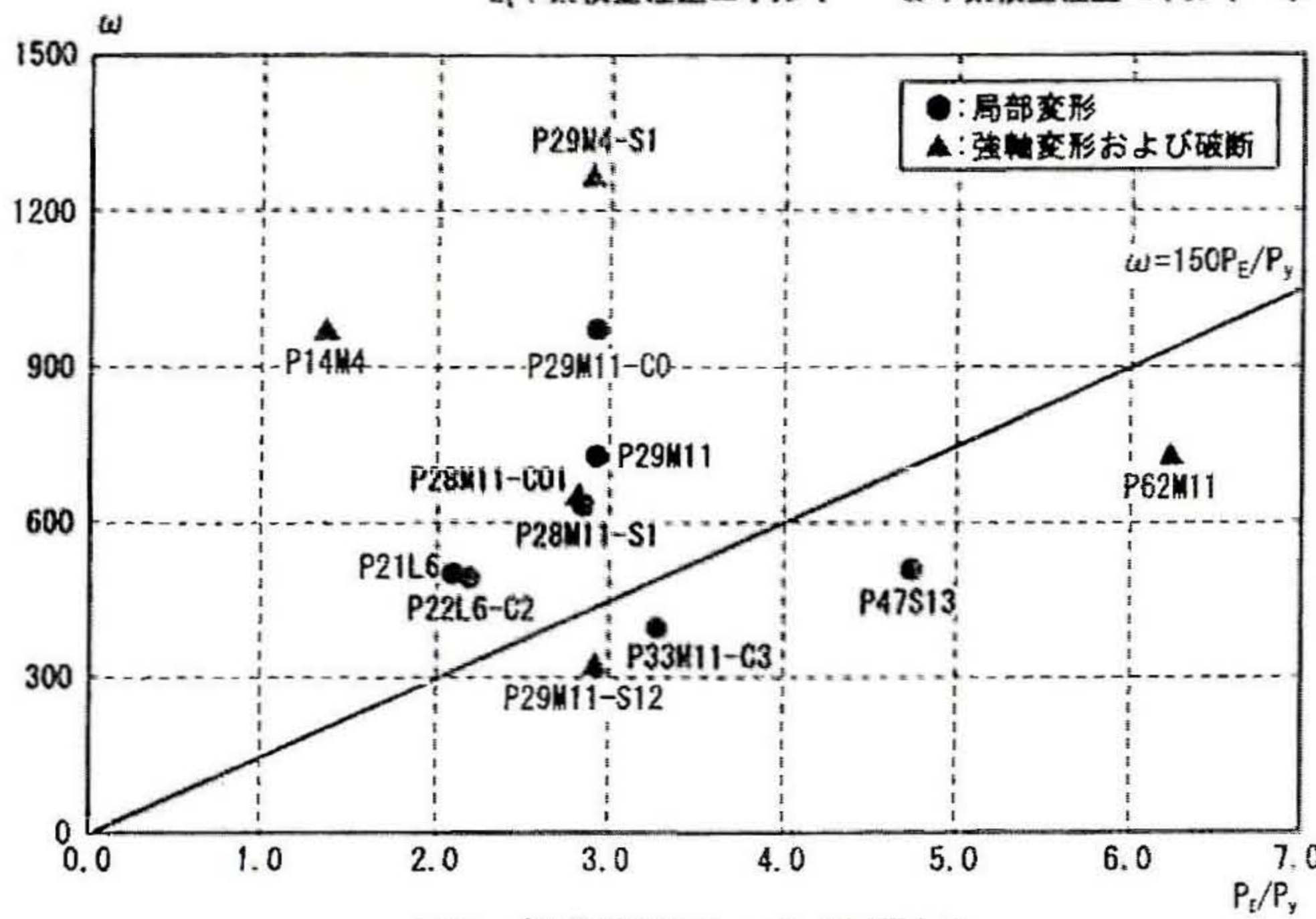


図9 性能評価 (ω - P_E/P_y 関係)

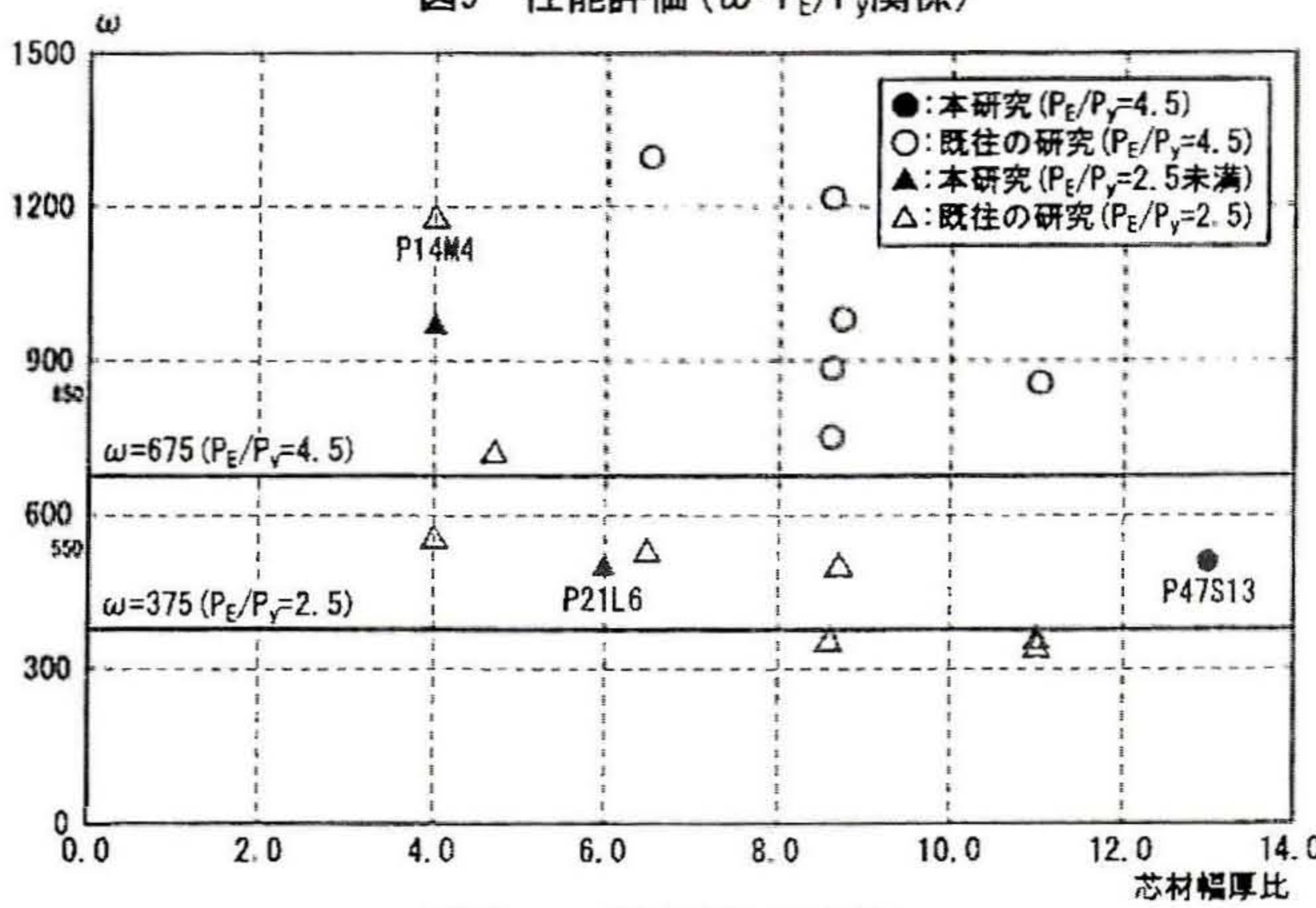


図10 ω -芯材幅厚比関係

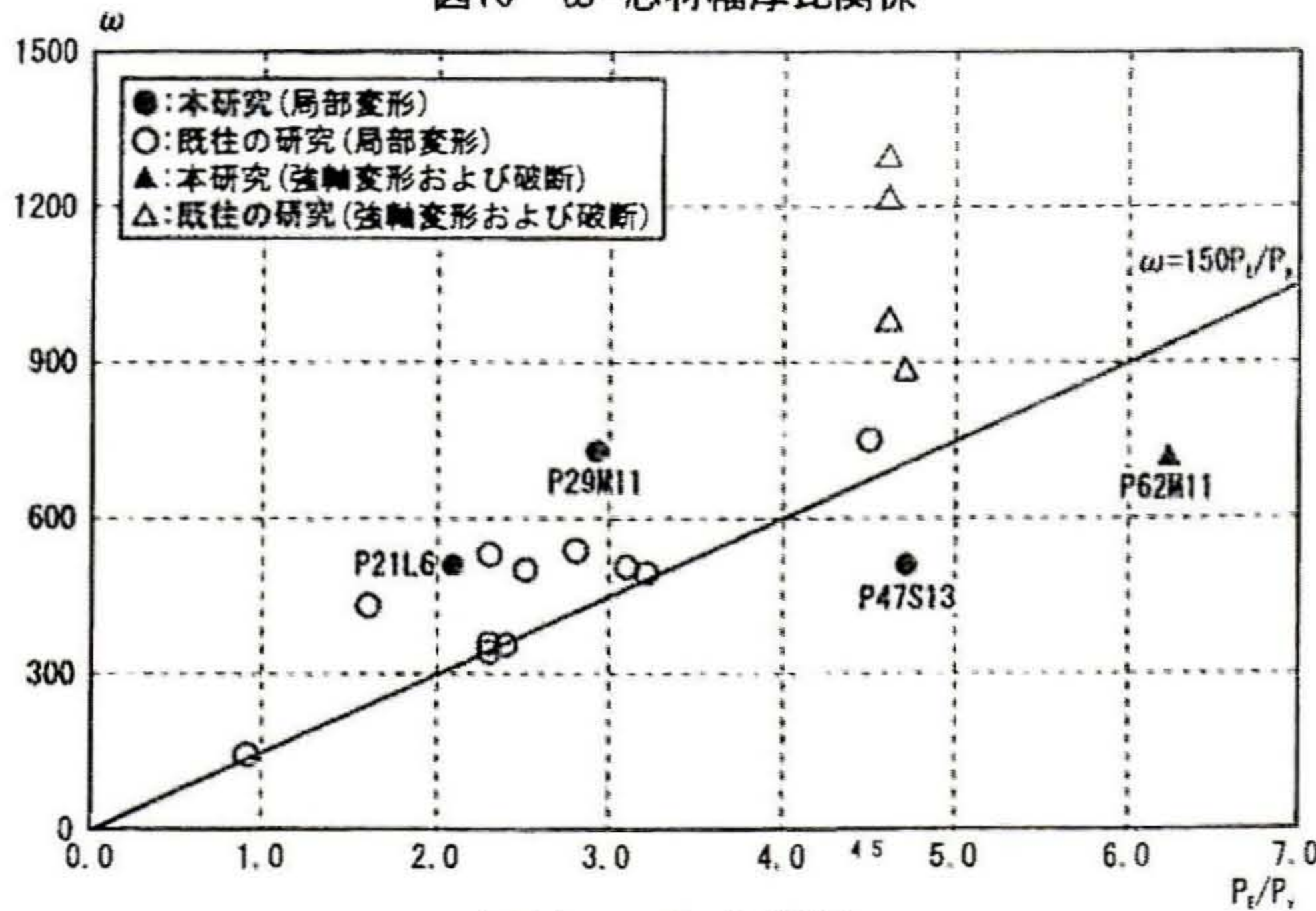


図11 ω - P_E/P_y 関係

び芯材最終状態(写真2c))を示したにも拘らず、 P_{C10}/P_{T10} と P_C/P_T はそれぞれ、1.01と1.11という安定した復元力特性(図8e))を示した。以上から、アンボンド材によるクリアランスと、丸鋼の配置による隙間の充填が、安定した復元力特性を導くことが分かる。

4.2 終局状態および芯材最終状態

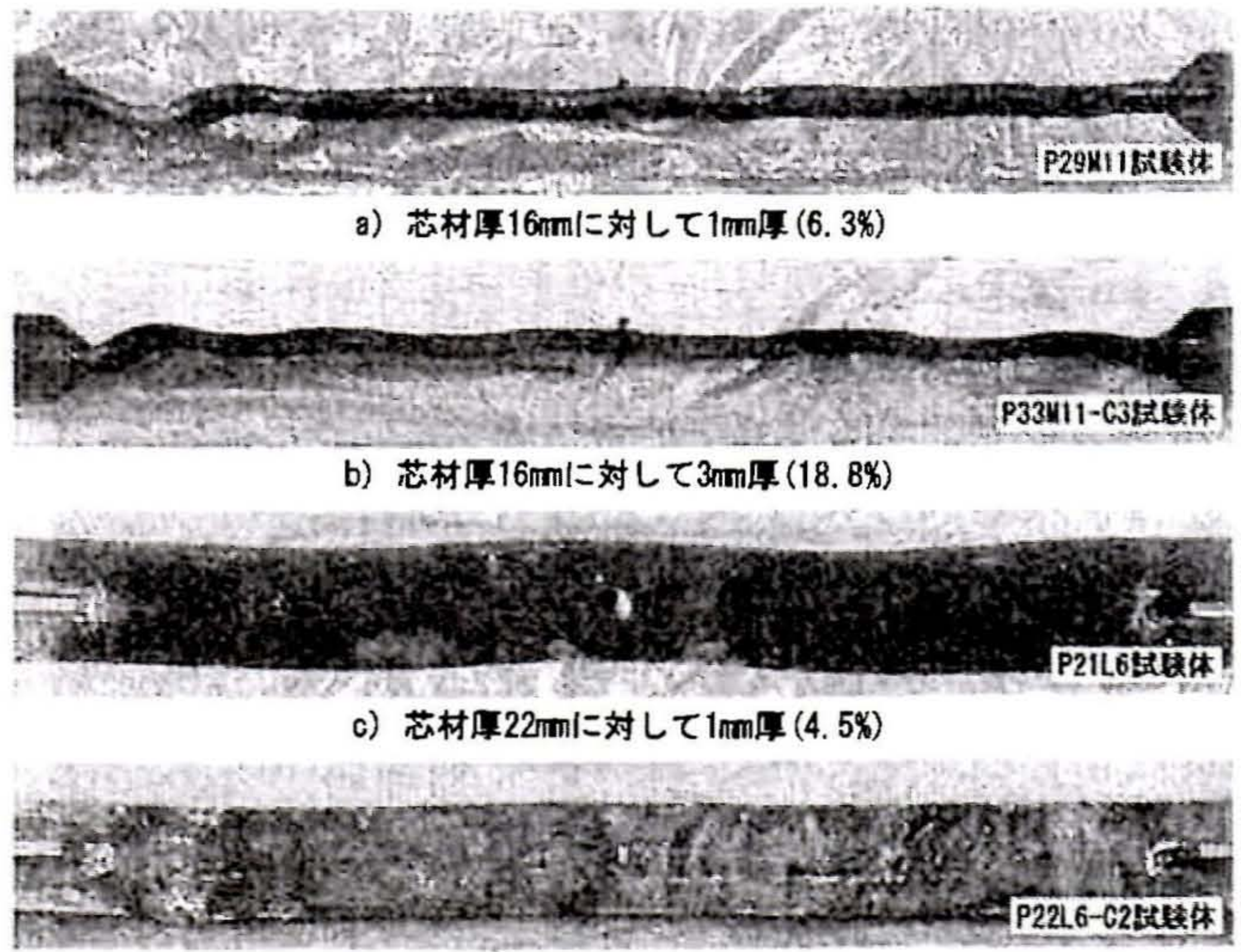
終局状態において、局部変形(写真 1a))を起し、耐力が低下した試験体の芯材最終状態は、芯材塑性化領域において高次の座屈モード(写真 2a))を示しており、その局部変形箇所は、いずれも芯材塑性化領域の端部であった。この原因は、鋼モルタル板の端部にはモルタルの代わりにクッション材を充填しており(図 4d))、他の箇所よりも拘束力が小さいためである。この局部変形は芯材幅厚比が 6.0 以上かつ、 P_E/P_y が 4.7 以下の試験体に共通している。

終局状態において、芯材の強軸方向に大きく変形(写真 1b))が進んだ P62M11、P28M11-C01、P29M11-S12 試験体の、芯材最終状態は強軸方向に S 字変形(写真 2b))していた。P62M11 試験体は P_E/P_y が 6.2 と大きく、芯材弱軸方向の拘束力が大き過ぎたため、芯材が強軸方向へ変形したと考える。P28M11-C01 試験体はアンボンド材厚 0.1mm(0.6%)であるが、芯材と拘束材のモルタルとの摩擦による耐力の上昇は確認できない。しかし、そのクリアランスは芯材厚に対し、小さ過ぎたため、芯材は弱軸方向に変形できず、強軸方向へ変形した。P29M11-S12 試験体は芯材強軸方向の丸鋼を除いた 12mm の隙間(図 5a))があるため、芯材は強軸方向に変形した。

終局状態において強軸方向変形(写真 1c)d))が観察でき、芯材最終状態では中央部付近で引張破断し、強軸方向変形(写真 2c))が確認できた P14M4 と P29M4-S1 試験体には、拘束力を示す P_E/P_y による差異は見られず、芯材幅厚比が 4.0 であることが共通した。

4.3 性能評価

本論における座屈拘束ブレースの性能評価は、先に述べた累積塑性歪エネルギー率 ω により行う。また、これに伴う E_1 の加算は、荷重開始から試験体の耐力低下時までとする。なお、耐力低下が認められない試験体については、参考値として荷重終了時までを加算する。算出した E_1 と ω および P_E/P_y 、芯材幅厚比、アンボンド材、丸鋼を表7に示す。図9に ω と P_E/P_y の関係を示し、座屈拘束ブレースの性能評価式として提案した(1)式も併記する。



a) 芯材厚16mmに対して1mm厚(6.3%)

b) 芯材厚16mmに対して3mm厚(18.8%)

c) 芯材厚22mmに対して1mm厚(4.5%)

d) 芯材厚22mmに対して2mm厚(9.1%)

写真3 アンボンド材厚の影響

図9において、局部変形(写真1a)2a))を起した試験体で、(1)式より下に位置するのは、芯材幅厚比が13.0のP47S13試験体とアンボンド材によるクリアランスが3mm(18.8%)のP33M11-C3試験体である。また、局部変形を起したにも拘らず(1)式より2倍程高い ω を示したP29M11-C0試験体は、アンボンド材によるクリアランスがないため、芯材と拘束材のモルタルが接触し、摩擦が発生した結果である。

強軸方向に大きく変形(写真1b)2b))が進んだP62M11とP29M11-S12試験体の ω は、耐力低下が認められない状態での参考値であるため、(1)式より下に位置している。

芯材最終状態において引張破断(写真2c))したP14M4とP29M4-S1試験体の ω は、(1)式を3倍程上回っている。既往の研究⁴⁾においても、芯材最終状態において引張破断した試験体の ω は、性能評価式を上回っており、同様な結果を得ている。

5. 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響

B、C、Sシリーズの実験結果を比較検討し、芯材および拘束材と、断面ディテールであるアンボンド材と丸鋼の有用性を明確にする。また、これらの有効な適応範囲について検証する。

5.1 芯材幅厚比と P_E/P_y の関係

図10に P_E/P_y が2.5および4.5程度の試験体について ω と芯材幅厚比の関係性をまとめ、座屈拘束ブレースの性能評価式として提案した(1)式が示す $\omega=375(P_E/P_y=2.5)$ 、 $675(P_E/P_y=4.5)$ も併記する。図11には、Bシリーズにおける芯材幅厚比6.0以上の試験体についての ω と P_E/P_y の関係に(1)式を併記する。

図10より、芯材幅厚比の減少に伴い ω は増加し、図中の性能評価式($\omega=375$ 、 675)を上回っていく。 P_E/P_y が2.5程度の試験体については、芯材が強軸方向変形(写真2b))あるいは引張破断(写真2c))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であり、P14M4試験体については P_E/P_y を1.4と低く設定したが、局部変形(写真1a)2a))を起すことなく引張破断を起し、(1)式を3倍程上回る ω を示した。 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試験体は $\omega=675$ 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 への影響を考えると、芯材幅厚比13.0は座屈拘束ブレースに適用し難い。

図11より、座屈拘束ブレースの性能評価式として提案された(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、芯材は局部変形を起さず、強軸方向変形あるいは引張破断を起すからである。 P_E/P_y が4.5より大きくて(1)式より下に位置するP47S13試験体は、局部変形を起したが、芯材幅厚比が13.0であり、座屈拘束ブレースの芯材として薄過ぎたため、局部変形への進行が早まったと考える。加えてP62M11試験体は、強軸方向に大きく変形(写真1b)2b))が進んだため、耐力低下が認められない状態での参考値であることから(1)式より下に位置した。

以上より、芯材幅厚比が11.0より大きくなると(1)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⁴⁾においても、強軸方向変形あるいは引張破断を起す結果となっており、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、芯材の塑性変形は、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

CシリーズとBシリーズのP29M11およびP21L6試験体を比較し、アンボンド材によるクリアランスの有用性をまとめる。また、写真3にアンボンド材厚による芯材最終状態への影響を表す。

アンボンド材によるクリアランスのないP29M11-C0試験体は、芯材と拘束材のモルタルとの間に発生した摩擦力によって、軸方向力が拘束材にも伝わってしまい、復元力特性が安定しない(図8f))。これに比べて、アンボンド材厚3mm(18.8%)によるクリアランスのP33M11-C3試験体は、表6において P_C/P_T が1.02と、極めて安定した復元力特性(図8g))を示しているが、その ω は性能評価式を満足できない。文献5の結果によると、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、座屈による変形が大きく表れることが知られており、このP33M11-C3試験体と、アンボンド材厚1mm(6.3%)のP29M11試験体の芯材最終状態(写真3a)b))を比較すると、これが起因したことが分かる。

図8f)h)の比較から、アンボンド材厚0.1mm(0.6%)によるクリアランスのP28M11-C01試験体は、アンボンド材のないP29M11-C0試験体のように、芯材と拘束材のモルタルとの間に摩擦の発生は確認できない。しかし、アンボンド材厚0.1mm(0.6%)ではクリアランスが小さいため、芯材の塑性変形は、弱軸方向ではなく強軸方向に進行する。

芯材幅厚比6.0のP21L6とP22L6-C2試験体の性能には差がなく、復元力特性も安定している。しかし、芯材最終状態を比較すると、アンボンド材厚1mm(4.5%)のP21L6試験体には、芯材最終状態において、強軸方向変形が観察されたのに対し(写真3c))、アンボンド材厚2mm(9.1%)によるクリアランスのP22L6-C2試験体には、強軸方向変形は見られない(写真3d))。

以上より、アンボンド材によるクリアランスは、芯材と拘束材のモルタルとの摩擦の発生を抑え、座屈拘束ブレースに伝えられた軸方向力を、拘束材に伝播させない明確な効果がある。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、芯材の厚さによって、アンボンド材厚を変化させ、クリアランスを調整する必要がある。

5.3 丸鋼の有用性

SシリーズとBシリーズのP29M11およびP14M4試験体を比較し、丸鋼の有用性をまとめ、芯材強軸方向のディテールを検討する。

丸鋼を除いたP29M11-S12試験体(図5a))は、芯材の強軸方向に12mmの隙間がある。このため、強軸方向に大きく変形(写真1b)2b))が進んだ。しかし、丸鋼を除き、拘束材の鋼板を二重に被せ、芯材の強軸方向に隙間がないP28M11-S1試験体(図5b))は、芯材弱軸方向の局部変形を起しており、丸鋼の配置により隙間を充填したP29M11試験体と、同様の終局状態を示し、 ω も近似している。このことから、芯材の強軸方向変形の拘束に関して、丸鋼を用いることと、拘束材の鋼板を二重にすることは有用であり、強軸方向の隙間は充填する必要がある。

丸鋼の配置により隙間を充填したP14M4試験体と、丸鋼を除き、拘束材の鋼板を二重に被せ、隙間のないP29M4-S1試験体(図5c))の終局状態および芯材最終状態は同様(写真1c)d)2c))であるが、復元力特性の安定性に差が見られた(図8e))。P14M4試験体は、表6において P_{C10}/P_{T10} と P_C/P_T が1.01と1.11であるのに対し、P29M4-S1試験体は1.12と1.25となり、引張耐力と圧縮耐力の差が大きく復元力特性が安定しない。このことから、丸鋼の配置により芯材強軸方向の隙間を充填することは、座屈拘束ブレースが強軸方向変形を起こした場合、復元力特性を安定させる効果があると考えられる。

6. 結論

本論は、座屈拘束ブレースが履歴型ダンパーとして安定した性能を示すよう、芯材と拘束材および断面ディテールを変化させた試験体を製作し、繰返し軸方向載荷実験を行った。性能を確認するとともに、復元力特性、終局状態、芯材最終状態、累積塑性歪エネルギーについて分析を行い、提案した性能評価式の適応範囲と、それを満たす座屈拘束ブレースのディテールを定めた。

- (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は弱軸方向への局部変形の進行が早く、性能を満足しない。以上から、安定した復元力特性および終局状態となり、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) 弱軸方向の拘束力が芯材の降伏荷重に対して大き過ぎる時(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。このため、性能評価式の線形関係は成立しない。よって、 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力の発生を抑え、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。アンボンド材が芯材厚に対して薄いと、芯材は強軸方向変形を起し、厚いと、弱軸方向への塑性変形の進行が早まり性能が低下する。
- (4) 芯材強軸方向の隙間に配置した丸鋼の有用性は、芯材の強軸方向変形を拘束する効果がある。また、それにも拘らず、芯材が強軸方向変形した場合には、復元力特性を安定させる。

謝辞

本論を進めるにあたり、ご協力をいただきました、当時、信州大学大学院生 小林史興氏、神奈川大学大学院生 和泉田洋次氏に感謝の意を表します。また、実験の遂行とデータ整理において、当時、神奈川大学学部生 角谷弘規氏、佐藤拓海氏、齋藤智典氏、今井千恵氏の協力を得ました。ここに記して感謝いたします。

参考文献

- 1) 和田章、岩田衛、清水敬三、安部重孝、川合廣樹：建築物の損傷制御設計、丸善、1998年9月
- 2) 加藤貴志、岩田衛、和田章：損傷制御構造における座屈拘束ブレースの性能評価、日本建築学会構造系論文集、第552号、pp101-108、2001年2月
- 3) 村井正敏、小林史興、野田隆博、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第569号、pp105-110、2003年7月
- 4) 小林史興、村井正敏、和泉田洋次、岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究-その2 製作簡易化と芯材幅厚比の変化-、日本建築学会構造系論文集、第586号、pp187-193、2004年12月
- 5) 岩田衛、村瀬亮、和泉田洋次、村井正敏：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究-その3 芯材の座屈挙動-、日本建築学会構造系論文集、第611号、pp133-139、2007年1月
- 6) IWATA Mamoru, MURAI Masatoshi : Buckling-restrained brace using steel mortar planks -performance evaluation as a hysteretic damper-, EARTHQUAKE ENGINEERING AND STRUCTURAL DYNAMICS, 2006 ; 35 : pp1807-18

(2006年12月8日原稿受理, 2007年6月28日採用決定)