

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの実験的研究
 - 芯材の降伏耐力および軸剛性の調節 -

EXPERIMENTAL STUDY ON BUCKLING-RESTRAINED BRACES
 USING STEEL MORTAR PLANKS

Adjusting the yield strength and axial stiffness of buckling-restrained braces by decreasing the core plate cross-sectional area and increasing end thickness

中村 慎*, 山下哲郎**, 村井正敏***, 岩田 衛****
 Makoto NAKAMURA, Tetsuo YAMASHITA, Masatoshi MURAI
 and Mamoru IWATA

The core plates of buckling-restrained braces are often required to yield at a small story deformation angle. Reducing the core plate cross-sectional area could decrease the yield strength, but this also decreases the axial stiffness. The use of a low-yield-point steel is limited due to limited variety. The yield strength can be decreased while maintaining its axial stiffness by reducing the core plate cross-sectional area and simultaneously increasing its end thickness. The adjustment of the yield strength and axial stiffness is also possible. In this paper, the effect of the yield strength and axial stiffness adjustment is examined using simplified calculation formulae. Tests are performed to verify the validity of the formulae. The energy absorption performance and failure mode characteristics are analyzed based on the test results.

Keywords: Buckling-restrained brace, Mortar plank, Yield strength, Axial stiffness

座屈拘束ブレース, 鋼モルタル板, 降伏耐力, 軸剛性

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(芯材と呼ぶ)が座屈しないように外周を拘束材で補剛したものである。著者等は、既往の座屈拘束ブレースの調査を経て、品質管理を厳しく行え、両端部ディテールの設計に自由度がある図1a)b)に示すような鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースを着想した。また、着想した座屈拘束ブレースについて、芯材、拘束材等のパラメータを変化させた試験体を製作し、静的な軸方向繰返し載荷を行い、その結果から3.0%歪の繰返し載荷にも安定した復元力特性を示すことを確認した¹⁾²⁾³⁾⁴⁾。

ところで、座屈拘束ブレースの利用は、主として鋼構造に用いられた損傷制御構造⁵⁾に留まらず鉄筋コンクリート構造の耐震補強にまで及んでいる⁶⁾。この場合、座屈拘束ブレースには、高い軸剛性と低い降伏耐力、言い換えると小さい降伏変位が要求される⁷⁾⁸⁾。しかしながら、座屈拘束ブレースの軸剛性と降伏耐力は、共に芯材の断面積に比例するため、独立させて制御することが難しい。低降伏点鋼を用いることで、軸剛性を維持したまま降伏耐力を低下することが可能であるが、低降伏点鋼の種類は限られているため、細かな調節はできない。軸剛性を向上させて、且つ降伏耐力を低下させるためには、芯材の

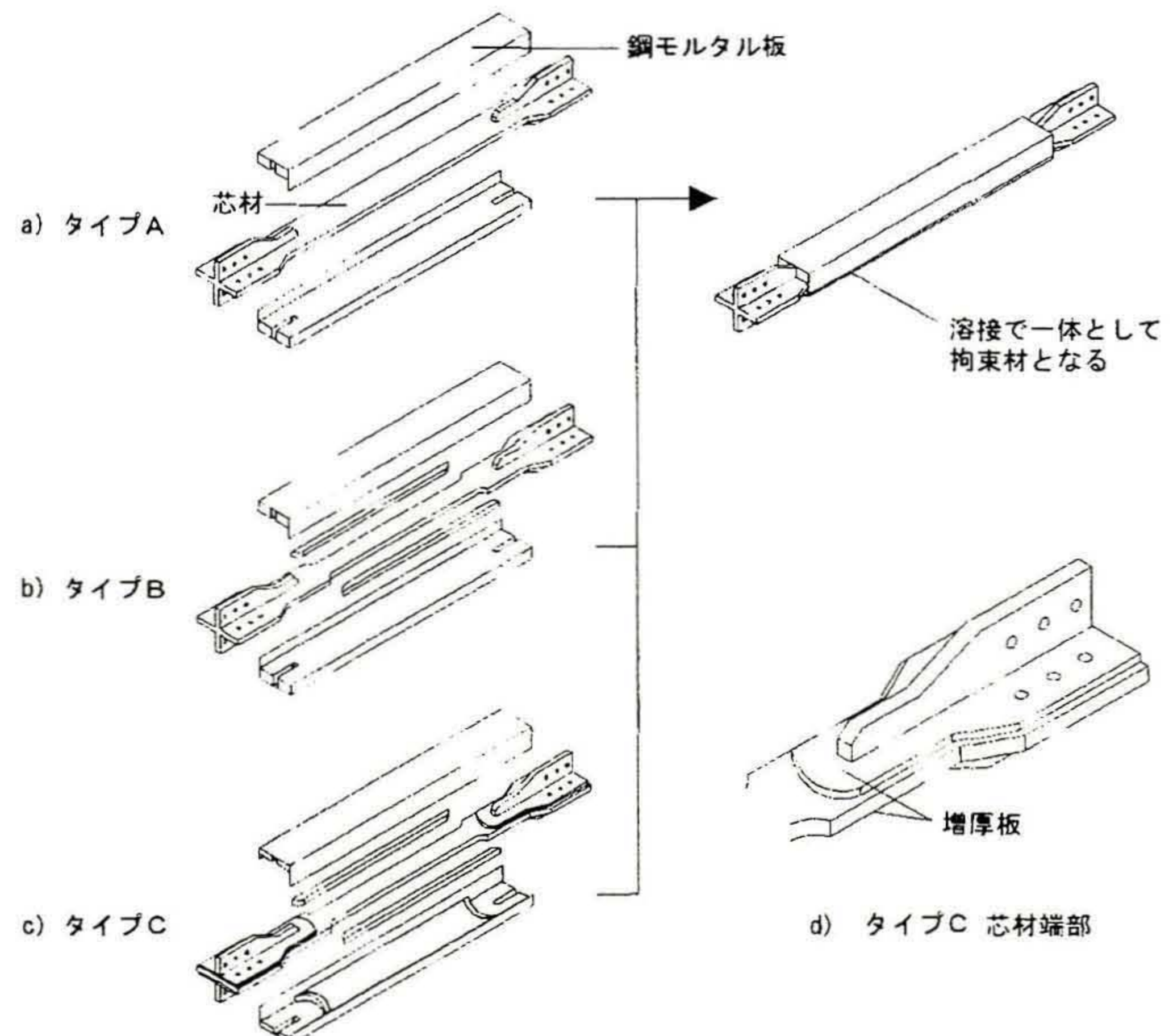


図1 鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレース

* 神奈川大学大学院工学研究科建築学専攻 大学院生

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

** 工学院大学工学部建築学科 准教授・博士(工学)

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Kogakuin Univ. Dr. Eng.

*** 神奈川大学工学部建築学科 主任技術員

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

**** 神奈川大学工学部建築学科 教授・工博

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

塑性化部長さを短くして、且つ芯材塑性化部の幅を小さくする(絞りと呼ぶ)方法があるが、この方法による調節範囲は限られる。また、芯材塑性化部長さを短くしすぎると、その歪が過大になり、性能が低下することも考えられる。

著者等は両端部ディテールの設計に自由度が高い鋼モルタル板の利点を活かし、軸剛性を向上させる方法として図1(c)に示すような端部に鋼板(増厚板と呼ぶ、図1(d)を溶接した座屈拘束ブレースを着想した。この方法を用いれば、座屈拘束ブレースの降伏耐力および軸剛性の調節の自由度を向上させることが可能であると考えられる。

本論では、着想した増厚板を用いた座屈拘束ブレースの実用性について検討を行う。まず、降伏耐力および軸剛性に関する計算式を整理する。次いで、計算式を用いて、増厚板溶接による軸剛性向上方法の有効性について検討を行う。その結果を踏まえて、既往の研究で用いられてきた、芯材塑性化部が無加工、または絞りを加えて降伏耐力を落としたタイプ(タイプAと呼ぶ)、芯材塑性化部を短くして軸剛性を向上させたタイプ(タイプBと呼ぶ)に加え、増厚板を溶接したタイプ(タイプCと呼ぶ)の試験体を製作する。これら3つのタイプの比較実験を行い、性能を明らかにする。

2. 計算式

2.1 計算式の設定

座屈拘束ブレースの降伏耐力 P_v は、芯材塑性化部の断面積 A が決定すれば、素材試験などで求められる降伏応力度 σ_v によって次式で表すことができる。

$$P_v = \sigma_v \cdot A \quad (1)$$

次に、軸方向で断面積の変化する座屈拘束ブレースの軸剛性計算式を設定する。通常的设计では、座屈拘束ブレースの軸剛性は図2に示すように柱梁芯間の距離で評価される。しかしながら、柱梁芯間の距離は本体の設計に密接に関連し、一概に例を定めるのは難しい。また、通常ガセットプレートを含む躯体部分は、座屈拘束ブレースと比較すると非常に剛に造られる。加えて、本論では、増厚板により座屈拘束ブレースの軸剛性がどの程度向上するか明らかにすることを主な目的としている。よって、軸剛性の計算式は文献9)でも示されているように、図3のような数個の直列弾性バネの軸剛性と見なして部材レベルで考え、次式とする。

$$K_c = 1 / \sum_{i=1}^n (1/K_i) \quad (2)$$

$$K_i = E \cdot (\beta_{i-1} \cdot A) / (\alpha_i \cdot L) \quad (3)$$

- n : 軸方向の断面の異なる部位の数
- K_i : 第 i 番要素の軸方向弾性剛性
- E : ヤング係数(205,000N/mm²)

$\alpha_i L$: 第 i 番要素の軸方向長さ

$\beta_{i-1} A$: 第 i 番要素の軸方向断面積($\beta_0=1$)

2.2 軸剛性計算式の検討

軸剛性計算式は文献9)等でも示されているが、断面積の変化する座屈拘束ブレースの軸剛性について、芯材を何分割して計算すれば精度よい値を得られるか検討した例はない。また、軸剛性計算値と軸剛性実験値を比較した研究も、一様形状の芯材について検討した研究¹⁰⁾がある程度でほとんど行われていない。そこで、この2点について検討を行い、軸剛性計算式の実用性について考察する。

1) 芯材の分割数

精密な計算と比較しても、誤差が少ない最小の分割数 n を考える。座屈拘束ブレースの芯材の断面積は、軸方向に対して図2のように変化する。ここでは、最小の分割数の検討として、塑性化部とその他を考えた3分割、塑性化部、弾性部、接合部を考えた5分割を検討する。精密な軸剛性の計算にあたっては、芯材端部片側を図4のように16分割し、芯材塑性化部と合わせて33分割とする。ここで、勾配部分については、図5のように長方形断面に置き換えて計算を行う。軸剛性計算に用いる芯材には、既往の研究¹²⁾¹³⁾で最も多く使用されている芯材長さ2351mm、芯材塑性化部断面積2816mm²の試験体を用いる。それぞれの分割数に応じて、計算に必要な芯材長さ比率を表1に、芯材端部断面積比率を表2に示す。またヤング係数は205,000N/mm²とする。

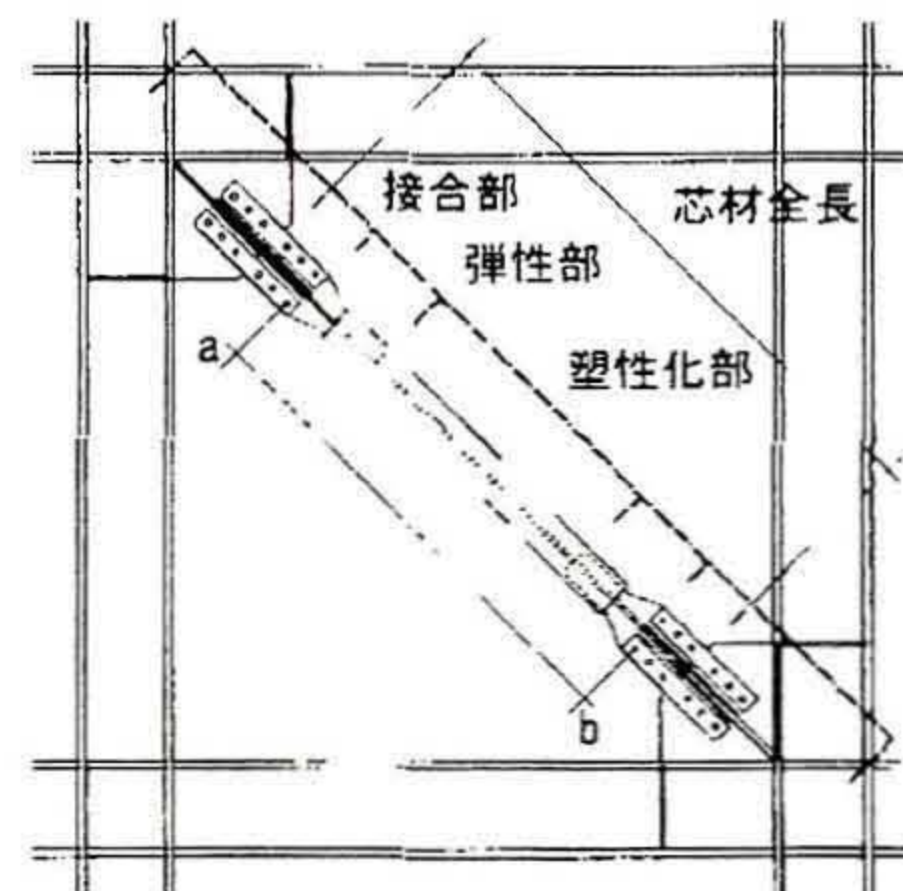


図2 全体図

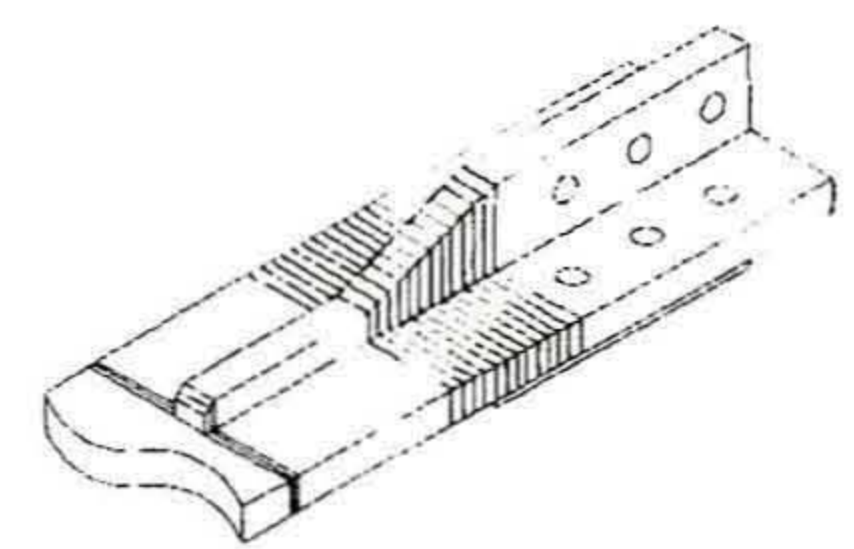


図4 芯材端部

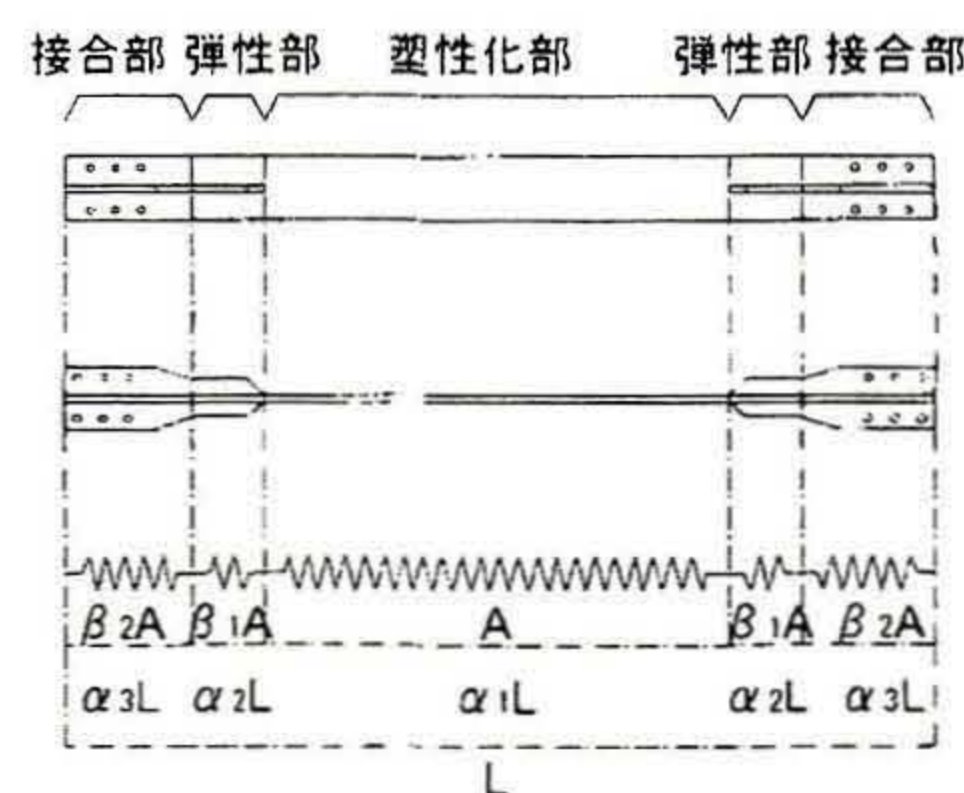


図3 座屈拘束ブレースモデル化

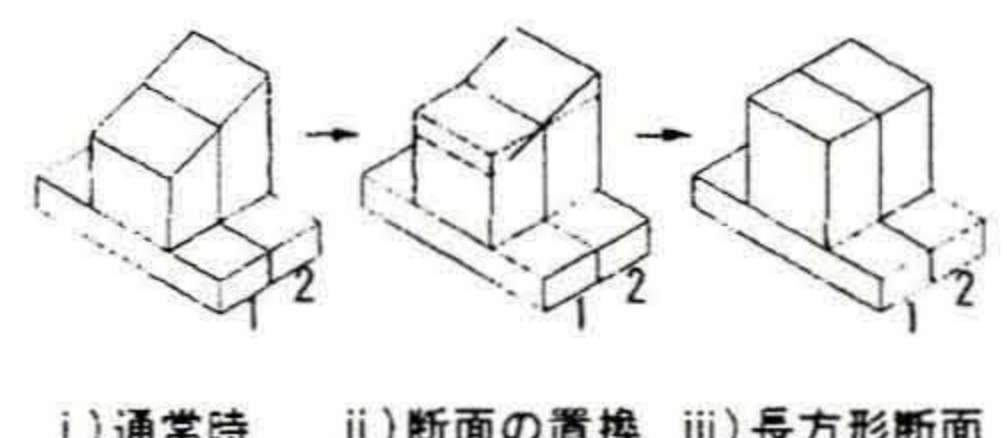


図5 勾配部の断面の置換

表1 各分割数における芯材長さ比率

n	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8	α_9	α_{10}	α_{11}	α_{12}	α_{13}	α_{14}	α_{15}	α_{16}	α_{17}
3	0.532	0.234	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	0.532	0.085	0.150	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
33	0.532	0.005	0.005	0.005	0.005	0.064	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.106

n: 芯材分割数 α_i : 芯材長さ比率

表2 各分割数における芯材端部断面積比率

n	β_0	β_1	β_2	β_3	β_4	β_5	β_6	β_7	β_8	β_9	β_{10}	β_{11}	β_{12}	β_{13}	β_{14}	β_{15}	β_{16}
3	1.000	4.250	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	1.000	1.690	4.250	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
33	1.000	1.172	1.172	1.516	1.516	1.688	1.739	1.739	1.842	1.842	1.945	1.945	2.048	2.048	2.152	2.152	4.249

n: 芯材分割数 β_i : 芯材端部断面積比率

表3に各分割数における軸剛性計算値を示す。各分割数の軸剛性計算値の比較から、芯材分割数が3だと端部断面積の過大評価により、軸剛性計算値の誤差が精密計算に比べて約14%となるが、芯材分割数が5の場合、その誤差は約4%まで少なくなる。よって、当タイプの座屈拘束ブレースの軸剛性を計算する際に、芯材の分割数を5に設定すれば、数%の誤差で精密な計算に近い値を得ることができると考える。

2) 軸剛性計算値と実験値の比較

タイプ、形状等が異なる既往の研究の芯材について軸剛性計算値を算出し、実験値と比較を行う。軸剛性の計算は、芯材を5分割し(2)式を用いて行う。ここで、分割した芯材の軸方向に連続した勾配がある場合は図5のように長方形断面に置き換えて計算し、一部に勾配がある場合は、各分割断面内の断面積の最大値を用いて計算を行う。芯材を5分割した際の軸剛性計算式は次式で表すことができる。

$$K_c = \frac{EA}{L} \left(\frac{\beta_1 \beta_2}{\alpha_1 \beta_1 \beta_2 + 2\alpha_2 \beta_2 + 2\alpha_3 \beta_1} \right) \quad (4)$$

- E : ヤング係数 (205,000N/mm²)
- A : 芯材塑性化部断面積
- L : 芯材長さ
- α_1 : 芯材塑性化部長さ比率 (芯材塑性化部長さ/芯材長さ)
- α_2 : 芯材弾性部長さ比率 (芯材弾性部長さ/芯材長さ)
- α_3 : 芯材接合部長さ比率 (芯材接合部長さ/芯材長さ)
- β_1 : 芯材弾性部断面積比率 (芯材弾性部断面積/A)
- β_2 : 芯材接合部断面積比率 (芯材接合部断面積/A)

軸剛性実験値は、実験で得られた履歴ループの弾性部(降伏荷重の2/3までの範囲)を線形近似して、その傾きから求める。ここで、軸剛性実験値は、軸剛性計算値が芯材全長で計算されているものの、実験治具およびスライズプレートの接合される試験体接合部の変形が極めて微小であると考えられるため、図2に示すa点とb点間の距離(1931mm)の変位を試験体両側で測定し、その平均値から求めている。軸剛性の比較に用いる試験体、計算に必要な値、および対象とする試験体の概要、軸剛性計算値、軸剛性実験値を表4に、試験体名について

表3 各分割数における軸剛性計算値の比較

n	nK	nK'/ ₃₃ K	誤差(%)
3	382354	1.143	14.3
5	349274	1.044	4.4
33	334555	1.000	-

n : 芯材分割数 nK : 芯材n分割時軸剛性(N/mm)

<p>S A 53 N 17 - 43 - 1</p>	① 鋼種	S: SN400B L: 低降伏点鋼
	② 芯材のタイプ	(図1参照)
	③ $\alpha_1 \times 100$	
	④ 芯材形状	N: 絞りなし D: 絞りあり
	⑤ $\beta_1 \times 10$	
	⑥ $\beta_2 \times 10$	
	⑦ 試験体識別番号	同形状の芯材がない場合は無記とする

図6 試験体名

表4 既往の試験体における軸剛性の検討結果

試験体	L	A	α_1	$2\alpha_2$	$2\alpha_3$	β_1	β_2	備考	K_c	K_E	K_E/K_c	誤差(%)
SA53N17-43-1	2351	2816	0.53	0.17	0.30	1.69	4.25	アンボンド材0mm、文献4)のP29M11-C0試験体	349	350	1.00	0.39
SA53N17-43-2	2351	2816	0.53	0.17	0.30	1.67	4.25	アンボンド材1mm	349	344	0.99	1.50
SA53N17-43-3	2351	2816	0.53	0.17	0.30	1.69	4.25	アンボンド材3mm、文献4)のP33M11-C3試験体	349	340	0.97	2.65
SA53D17-110	2351	1024	0.53	0.17	0.30	1.69	11.03	文献4)のP14M4	135	129	0.96	4.46
SA53D14-41	2351	2904	0.53	0.17	0.30	1.39	4.13	文献4)のP22L6	348	336	0.96	3.50
SB30N15-43	1804	2816	0.30	0.17	0.30	1.47	4.25		506	484	0.96	4.17
SB43D15-104	1644	891	0.43	0.22	0.36	1.54	10.41	SA53N17-43-2試験体縮小モデル	184	184	1.00	0.33
LA53N15-43	2351	2816	0.53	0.17	0.30	1.52	4.25		344	347	1.01	0.99
LB49D31-71	2351	1680	0.49	0.21	0.30	3.06	7.12		244	228	0.94	6.49

L : 芯材長さ(mm) A : 芯材塑性化部断面積(mm²) α_1 : 芯材長さ比率 β_1 : 芯材端部断面積比率 K_c : 軸剛性計算値($\times 10^3$ N/mm) K_E : 軸剛性実験値($\times 10^3$ N/mm)

て図6に示す。

SA53N17-43試験体は同形の芯材で製作されているが、アンボンド材厚さがそれぞれ0、1、3mmと異なっている。計算値と実験値の誤差は、3体とも10%以内に収まっているものの、アンボンド材厚さ0mmのSA53N17-43-1試験体の軸剛性は、他の2体に比べて若干高くなっている。これは、アンボンド材によるクリアランスが存在しないため、芯材とモルタルが接触して軸剛性が高くなったと考える。

SA53D17-110、SA53D14-41試験体は、芯材塑性化部を絞ったタイプAの試験体であり、SB30N15-43試験体はSA53N17-43-1試験体の塑性化部長さを短くしたタイプBの試験体、SB43D15-104試験体はSA53N17-43-2試験体を縮小したタイプBの試験体である。これらの芯材長さや形状が異なる試験体についても、計算値と実験値は誤差10%以内に収まっている。

また、芯材に低降伏点鋼(LYP225)を使用しているLA53N15-43、LB49D31-71試験体についても誤差は10%以内に収まっている。このことから、鋼種が異なっても(4)式が使用できると考える。

以上の結果より、座屈拘束ブレースの芯材の軸剛性は、(4)式を用いることで、クリアランス、長さ、形状、鋼種といったパラメータの異なる場合でも、実験値と比較して誤差10%以内で計算できる。よって、本論の試験体の製作、検討にあたって(4)式を用いて行う。

3. 増厚板による効果

3.1 芯材塑性化部長さ

今回着想したタイプCの芯材は、タイプBの芯材よりも、芯材塑性化部を長く保ちながら軸剛性を向上できる利点を持つ。そこで、タイプBとタイプCの芯材について2通りの試設計を行い、タイプCを用いることでタイプBより芯材塑性化部長さをどの程度長く保てるかを検討する。試設計の概要を以下に、試設計で用いる芯材を図7に示す。試設計1:タイプB、タイプCともに芯材端部の幅厚比が11の場合について増厚板の効果を検討する。

試設計2:タイプB、タイプCともに芯材端部の幅厚比が15.6の場合について増厚板の効果を検討する。

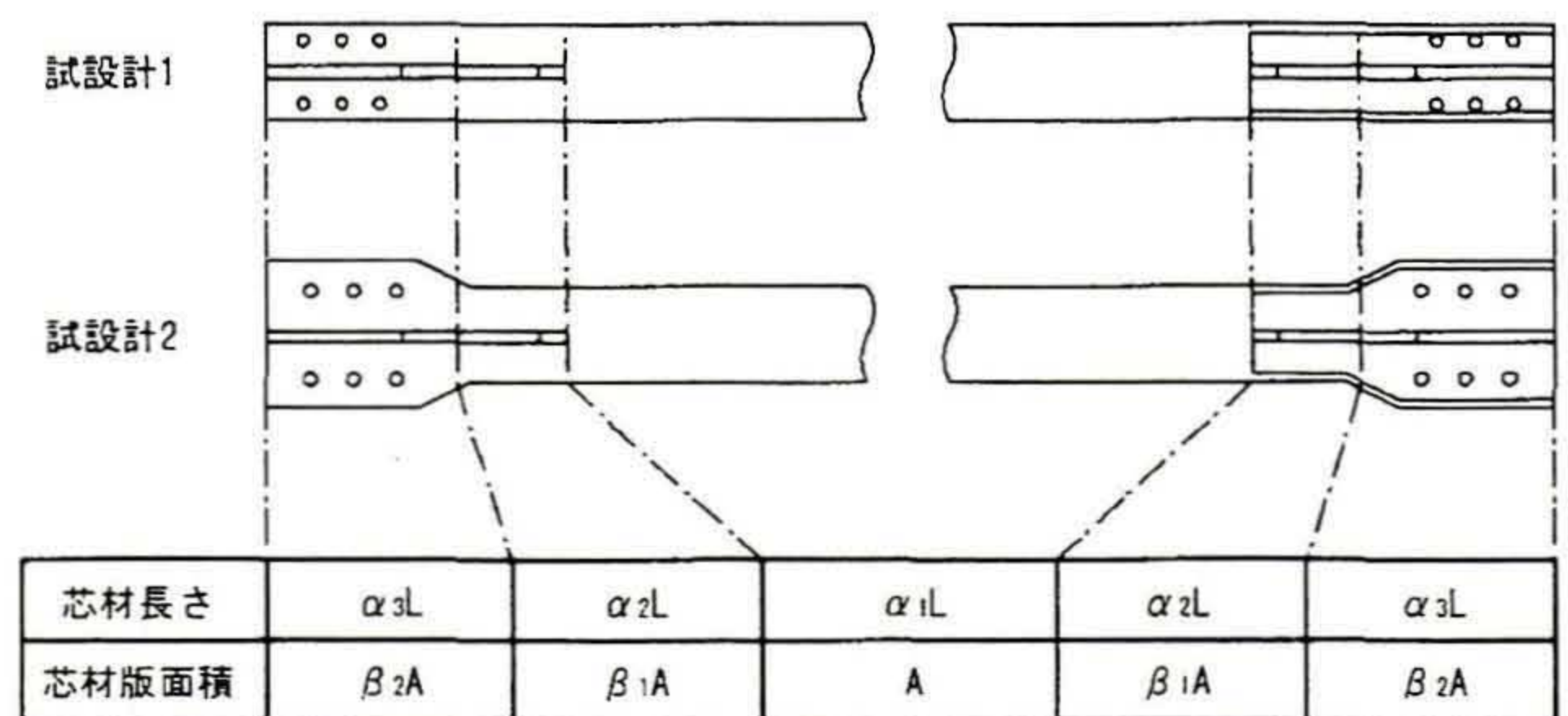


図7 軸剛性-降伏耐力検討モデルの形状

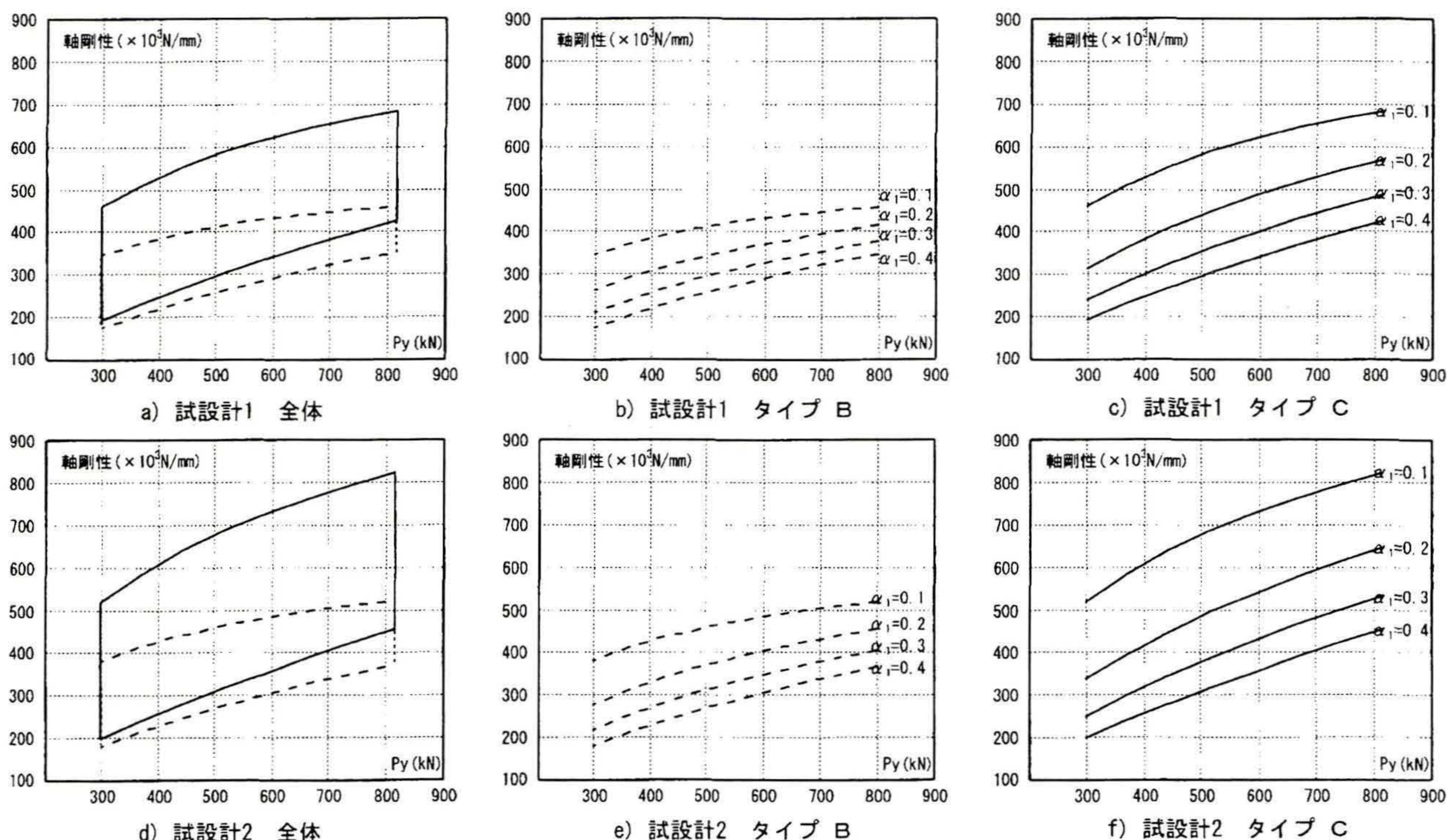


図8 軸剛性-降伏耐力関係

表5 増厚板(タイプC)を用いたときの芯材塑性化部比率の増加

幅厚比	軸剛性 (10 ³ N/mm)						
	200	250	300	350	400	450	500
4	0.06	0.06	0.06	0.07	-	-	-
5	-	0.07	0.08	0.08	0.08	-	-
6	-	-	0.09	0.1	0.1	-	-
7	-	-	-	0.11	0.12	0.12	-
8	-	-	-	0.11	0.13	0.13	-
9	-	-	-	-	0.14	0.16	0.17
10	-	-	-	-	-	0.17	0.19
11	-	-	-	-	-	0.18	0.21

a) 試設計1

幅厚比	軸剛性 (10 ³ N/mm)						
	200	250	300	350	400	450	500
4	0.06	0.06	0.07	-	-	-	-
5	-	0.07	0.08	0.08	-	-	-
6	-	-	0.09	0.1	0.11	-	-
7	-	-	-	0.12	0.13	-	-
8	-	-	-	0.14	0.15	-	-
9	-	-	-	-	0.17	-	-
10	-	-	-	-	-	0.21	-
11	-	-	-	-	-	0.24	-

b) 試設計2

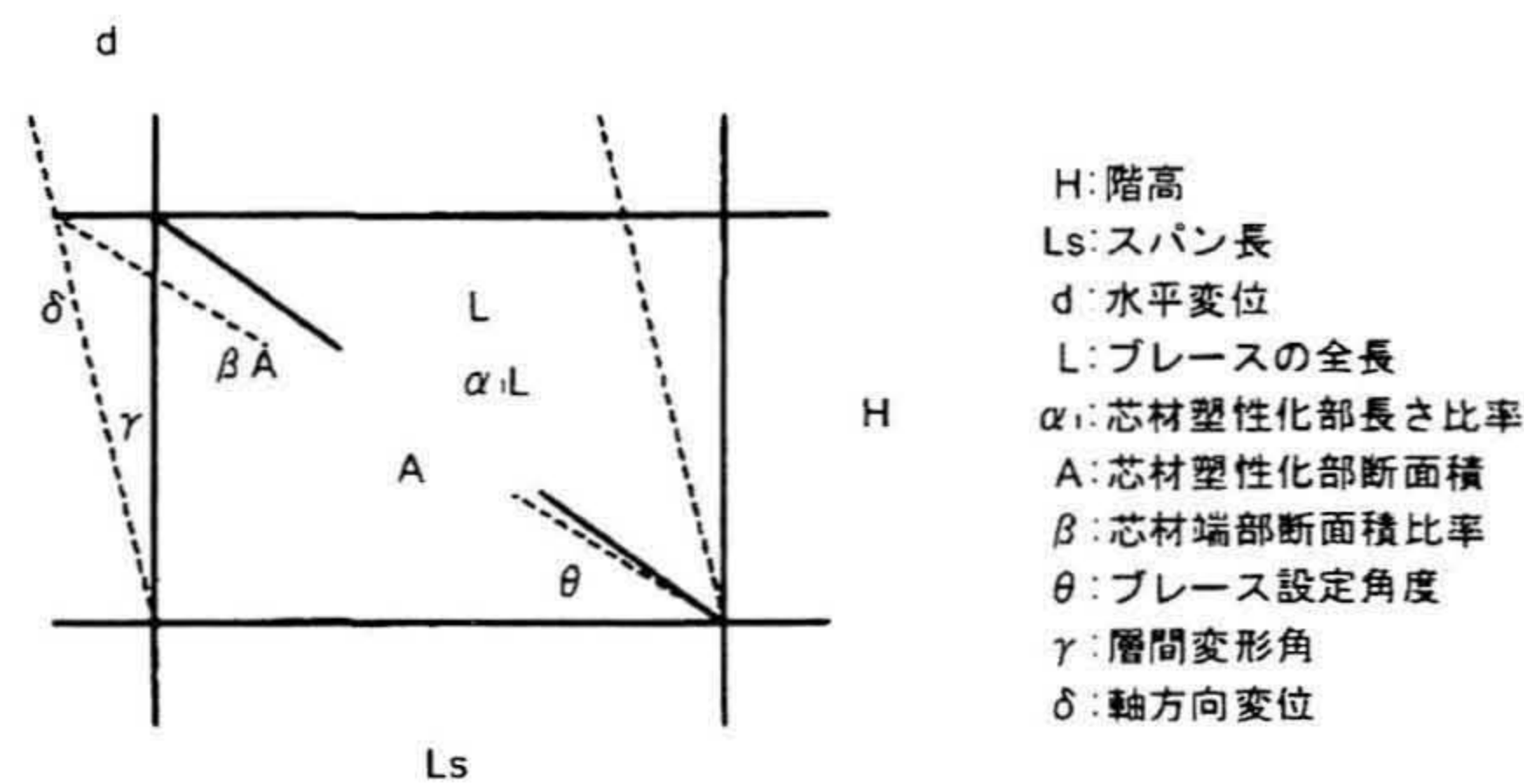


図9 実験モデル

試設計を行うにあたって以下の条件を設定する。

- ①芯材塑性化部長さ比率 α_1 は、0.4、0.3、0.2、0.1の4通りを検討する。芯材塑性化部長さ比率 α_1 を減少させた際、その差分は芯材接合部長さ比率 α_3 に加える。
- ②芯材塑性化部の幅厚比は4～11の8通りとする。
- ③芯材長さは2351mmとする。
- ④使用する鋼材はSN400Bを想定し、その降伏応力度は290N/mm²、ヤング係数は205,000N/mm²とする。

試設計から得られた軸剛性-降伏耐力関係を、横軸に降伏耐力を取り、芯材塑性化部長さ比率 α_1 をパラメータにして図8に示す。図8のa)、d)は調節範囲全体を、b)、e)はタイプBの調節範囲詳細を、c)、f)はタイプCの調節範囲詳細を示したものである。なお、点線はタイプBを表し、実線はタイプCを表す。図8が示すように、タイプCを用いた場合、軸剛性と降伏耐力の調節範囲はタイプBのおよそ2倍になる。

また、タイプCを用いることで、大きくできる芯材塑性化部比率を表5に示す。試設計1において、幅厚比11で軸剛性500,000N/mmの芯材を製作する場合、タイプCの芯材を用いると、タイプBの芯材と比較して芯材塑性化部長さ比率 α_1 を0.21大きくできる。また、同様に試

設計2においても、幅厚比11で軸剛性450,000N/mmの芯材を製作する場合、タイプCを用いると、タイプBの芯材と比較して芯材塑性化部長さ比率 α_1 を0.24大きくすることが可能である。

ただし、試設計1、2ともに幅厚比が6前後になると、タイプCを用いても、タイプBと比較して大きくできる芯材塑性化部長さ比率 α_1 が0.1を切る傾向がある。これは、幅厚比の減少が大きくなると、増厚板による剛性向上効果よりも、芯材塑性化部の断面積の減少による剛性低下の影響が大きくなるためである。

以上のことから、同じ軸剛性の芯材を製作する際、タイプCを用いると、タイプBよりも最大で0.2以上芯材塑性化部長さ比率 α_1 を大きくできる。ただし、大きくできる芯材塑性化部長さ比率 α_1 は、芯材塑性化部幅厚比の減少と共に低下し、芯材塑性化部幅厚比が6前後で0.1を切る程度に低下することに留意する必要がある。

3.2 疲労性能

芯材塑性化部長さの減少による疲労性能の低下について検討し、増厚板を用いて芯材塑性化部長さを保つことで座屈拘束ブレースの疲労性能がどれだけ維持されるかを検討する。疲労性能の検討には、既往の研究¹¹⁾の式を用い、次式とする。

$$N_f = \left(\frac{\Delta \varepsilon_a}{20.48/\alpha} \right)^{-0.49} \quad (5)$$

N_f : 破断繰返し回数
 $\Delta \varepsilon_a$: 歪振幅
 α : 集中度(塑性化部長さ/(芯材全長+接合部長さ))

ここで、歪振幅算出のために芯材塑性化部歪の計算式を設定する。図9にモデルを示す。既往の研究¹⁾²⁾³⁾⁴⁾の実験モデルと同じく、ブレースが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。この時、軸方向変位 δ と水平変位 d の間には次の関係が成り立つ。

$$\delta = d \cos \theta \quad (6)$$

よって、層間変形角 γ は次のように表せる。

$$\gamma = \frac{\delta}{H \cos \theta} \quad (7)$$

また、このときの芯材の δ は、塑性化部と弾性部の和となるので次式のように表せる。

$$\delta = \varepsilon \cdot \alpha_1 L + \frac{\sigma_y}{\beta \cdot E} (1 - \alpha_1) L \quad (8)$$

よって、(7)、(8)式より芯材塑性化部歪は次式のように表すことができる。

$$\varepsilon = \frac{\gamma \cos \theta \sin \theta - \sigma_y / \beta \cdot E (1 - \alpha_1)}{\alpha_1} \quad (9)$$

(9)式の θ について、座屈拘束ブレースの水平変位は、 H に対して極めて微小であると考えられる。よってその傾きによって変化する θ も極めて微小であるので、 θ は座屈拘束ブレースの設置角度(45°)とする。また、芯材塑性化部歪を求めるために必要な(9)式の α_1 、 γ といった値は次のように設定する。

- ①集中度 α は、接合部長さ=(弾性部長さ+接合部長さ)とし、塑性化部の長さに関わらず1を用いる。
- ② α_1 (芯材塑性化部長さ/芯材長さ)は0.5~0.1の場合について0.05刻みで用い、 β は既往の研究¹⁾²⁾³⁾⁴⁾で最も多く使用されている芯材の芯材端部断面積比率である4.25を用いる。

表6 芯材塑性化部歪・破断繰返し回数

γ	α_1	ε	N_f	γ	α_1	ε	N_f
0.005	0.50	0.47	1123.5	0.01	0.50	0.97	254.2
0.005	0.45	0.51	919.7	0.01	0.45	1.07	206.5
0.005	0.40	0.58	733.6	0.01	0.40	1.20	163.5
0.005	0.35	0.65	567.0	0.01	0.35	1.37	125.4
0.005	0.30	0.76	420.2	0.01	0.30	1.59	92.2
0.005	0.25	0.90	294.1	0.01	0.25	1.90	64.0
0.005	0.20	1.12	189.4	0.01	0.20	2.37	40.9
0.005	0.15	1.48	106.9	0.01	0.15	3.14	22.9
0.005	0.10	2.20	47.4	0.01	0.10	4.70	10.1

γ : 層間変形角 α_1 : 芯材塑性化部長さ比率 ε : 芯材塑性化部歪(%)
 N_f : 破断繰返し回数

表7 試験体一覧

試験体名	芯材								拘束材				クリアランス mm	P_E/P_y	Kc	δ_y mm
	$\alpha_1 L$ mm	厚さ mm	幅 mm	A mm ²	σ_y N/mm ²	P_y kN	幅厚比	幅 mm	高さ mm	1×10^4 mm ⁴	P_E kN					
タイプA	1313	16	176	2816	272	765	11	203.2	61	947	3468	1.0	9.5(4.5)	354(100)	2.13	
タイプB	940	16	105	1680	272	457	6.6	203.2	61	947	3468	1.0	15.8(7.5)	243(69)	1.77	
タイプC	940	16	105	1680	272	457	6.6	203.2	61	947	3468	1.0	15.8(7.5)	301(85)	1.47	

A : 塑性化部断面積 σ_y : 降伏応力度 P_y : 降伏荷重 I : 断面二次モーメント P_E : 座屈荷重 Kc : 軸剛性計算値($\times 10^3$ N/mm) δ_y : 弾性限界変形量

③ γ は0.005(層間変形角1/200)、0.01(層間変形角1/100)を用いる。

④鋼材の性質はSN400Bを想定し、その降伏応力度は290N/mm²、ヤング係数は205,000N/mm²とする。

このときの芯材塑性化部歪、破断繰返し回数を表6に示す。層間変形角1/100相当、1/200相当のどちらの場合でも、芯材塑性化部長さ比率 α_1 が減少するごとに、芯材の破断繰返し回数の減少が大きくなるのがわかる。特に、芯材塑性化部長さ比率 α_1 が0.35以下の範囲では、芯材塑性化部長さ比率 α_1 が0.1減少すると、その疲労性能は約1/2になる。

3.1で検討した結果から、芯材塑性化部の幅厚比が6以上あるタイプCの芯材は、タイプBの芯材と比較して芯材塑性化部長さ比率 α_1 を約0.1大きくすることが可能である。よって、芯材塑性化部の幅厚比が6以上あるタイプCの芯材は、芯材塑性化部長さ比率 α_1 が0.35以下の範囲において、同じ軸剛性を持つタイプBの芯材と比較して、約2倍の疲労性能を持たせることが可能である。

4. 比較実験

4.1 実験概要

実際にタイプA、タイプB、タイプC試験体を製作し、芯材形状の変化による軸剛性、降伏変位、性能の変化を確認する。試験体一覧を表7に示す。表中の軸剛性Kcの欄の()内の数値はタイプA試験体の軸剛性を100とした時の、各試験体の軸剛性の比率である。試験体の軸剛性算出には(4)式を用いる。

タイプA試験体の芯材塑性化部は、図1にも示した通り、既往の研究¹⁾²⁾³⁾⁴⁾で一番多く用いられている、絞りのない幅厚比11を用いた。タイプB試験体は、タイプA試験体と同形の芯材の芯材塑性化部に絞りを加えて製作する。その幅厚比については、前節での検討を加味し、増厚板の効果を低くさせすぎないように6.6とする。芯材に絞りを加えたことで、その軸剛性はタイプA試験体の約69%になるが、降伏耐力も低くなるため、降伏変位は0.36mmほど小さくなっている。タイプC試験体は、タイプB試験体と同形の芯材の端部両面に増厚板(PL16mm)を隅肉溶接した試験体である。降伏耐力はタイプB試験体と同じであるが、軸剛性はタイプB試験体と比較すると20%弱高くなっており、降伏変位も3体中で最も小さい1.47mmとなっている。試験体の芯材と増厚板の材質はSN400B、鋼モルタル板の材質はSS400とする。

全ての試験体の芯材全周にはアンボンド材を貼付する。これにより芯材弱軸方向には1mmのクリアランスが存在する。また、補強リブ、増厚板とモルタルの接触部分にはウレタン(厚さ40mm)を配置して芯材とモルタルが接触することを防止する。芯材強軸方向には丸鋼を配置することで変形を防止する。ただし、芯材に絞りがある試験体では、絞りがある区間に丸鋼の代わりに鋼材(スペーサーと呼ぶ)を配置して変形を防止する。

芯材の降伏荷重 P_y は(1)式より算出し、 P_E はオイラー座屈荷重式から算出する。ただし、拘束材の断面2次モーメント算出にあたっては、

モルタルの寄与を考慮する。すなわち、モルタルのヤング係数は鋼の約 1/10 であり、座屈拘束ブレースが圧縮力を受ける場合、芯材の座屈は圧縮側のモルタルのみで補剛されると考え、モルタル分として鋼の 1/20 を考慮する。座屈長さは拘束材長さ ($l=1605\text{mm}$) を用いて算出する。加えて表中の P_e の欄の () 内には試験体長さ ($l=2351\text{mm}$) を用いて算出した値を示す。

1) 実験モデル

既往の研究⁽¹²⁾⁽¹⁴⁾では、芯材に生じる塑性歪 1.0% を層間変形角 1/100 相当、3.0% を層間変形角 1/33 相当として扱っていた。しかし、本論では、タイプ B とタイプ C の芯材塑性化部長さが既往の研究と異なる。

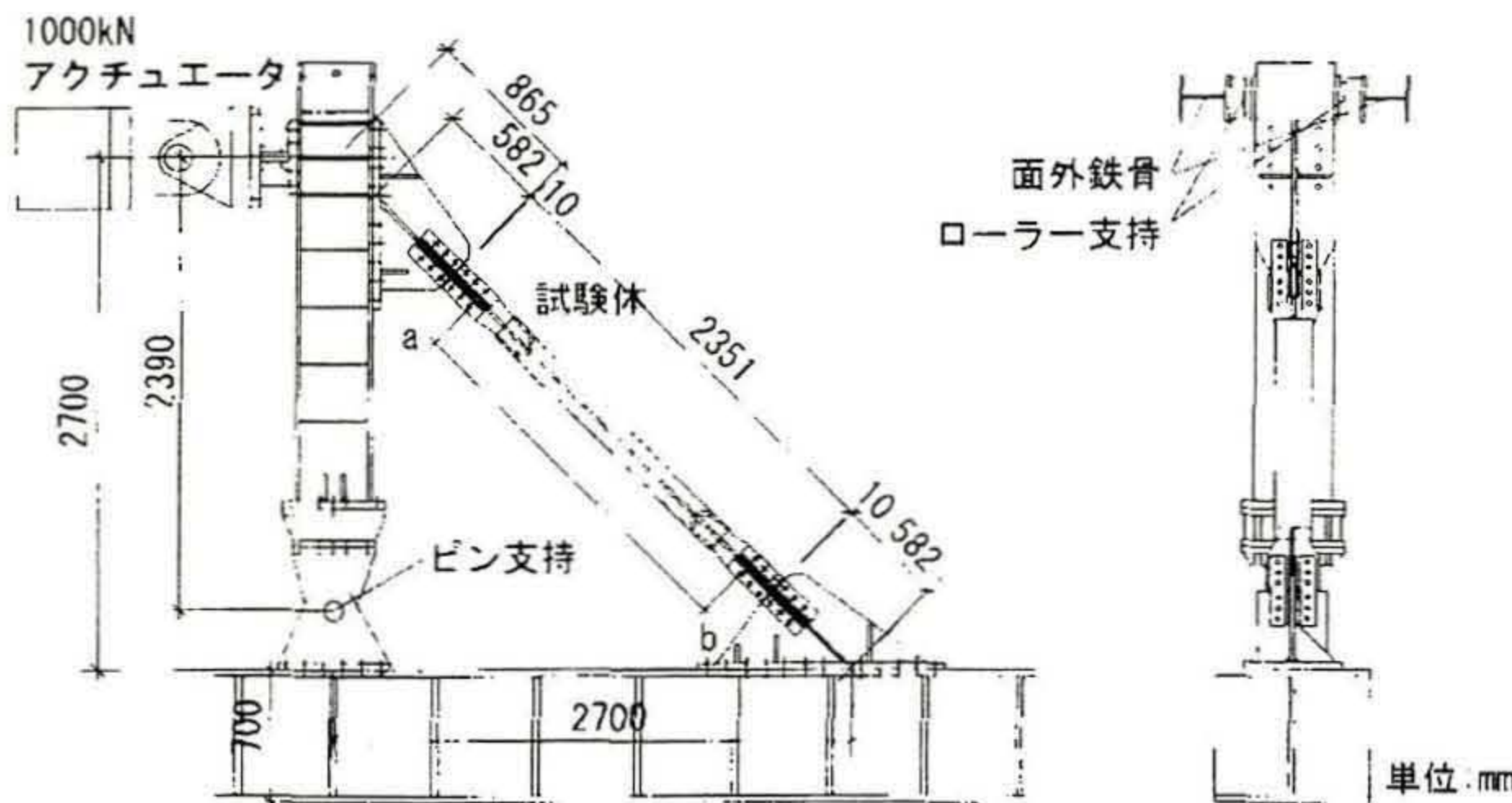


図10 実験装置

表8 層間変形角

芯材歪	タイプA	タイプB	タイプC
$\epsilon \sqrt{3}$	1/2691	1/3450	1/3885
$2\epsilon \sqrt{3}$	1/1345	1/1725	1/1942
0.25%	1/519	1/690	1/739
0.50%	1/274	1/373	1/387
0.75%	1/186	1/256	1/262
1.00%	1/141	1/194	1/198
1.50%	1/95	1/132	1/133
2.00%	1/71	1/99	1/100
2.50%	1/57	1/80	1/80
3.00%	1/47	1/67	1/67

表9 载荷パターン

芯材歪	回数
$\epsilon \sqrt{3}$	1
$2\epsilon \sqrt{3}$	1
0.25%	2
0.50%	2
0.75%	2
1.00%	5
1.50%	2
2.00%	2
2.50%	2
3.00%	耐力低下まで

表10 载荷経過

試験体名	最終状況	最大耐力(kN)	
		引張側	圧縮側
タイプA	3.0%歪18回目引張側において、耐力が低下したため実験を終了した。拘束材等に変形はみられなかった。	1148.5	1298.2
タイプB	3.0%歪18回目引張側において、耐力が低下したため実験を終了した。拘束材等に変形はみられなかった。	690.2	737.5
タイプC	3.0%歪22回目引張側において、耐力が低下したため実験を終了した。拘束材等に変形はみられなかった。	698.9	863.8

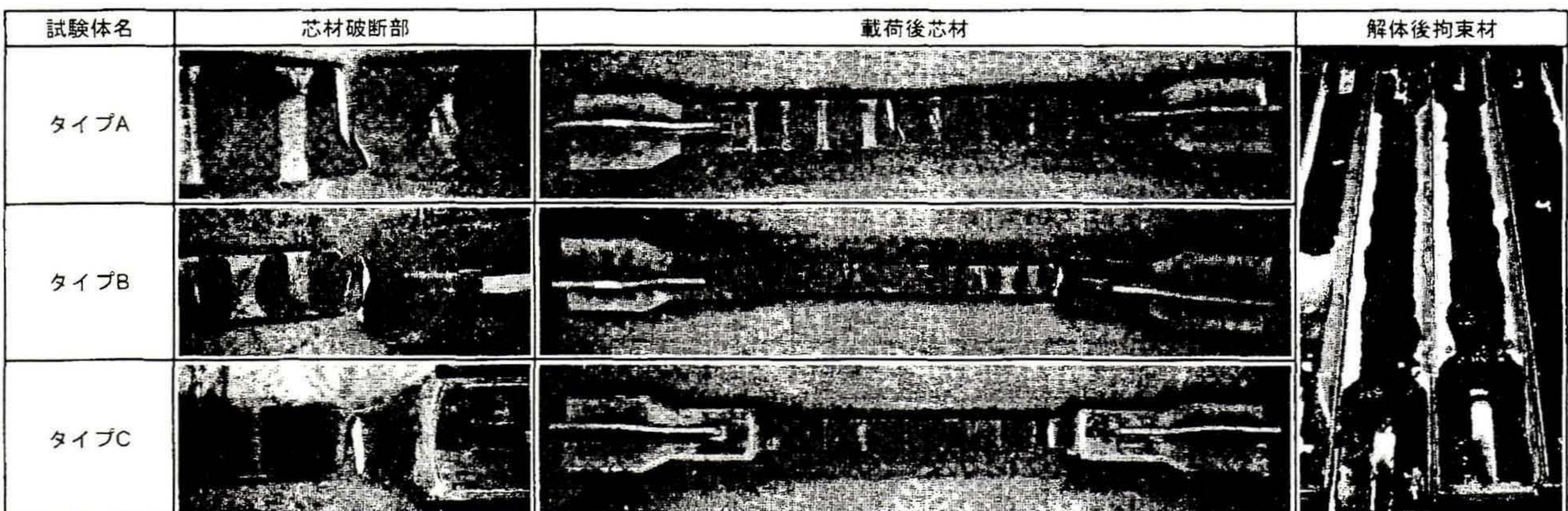


写真1 実験後芯材

る。そのため、試験体に生じる軸歪は層間変形角の 1/2 であり、試験体の塑性化部長さを $l/2$ とすると、芯材の塑性化部に生じる歪は、ほぼ層間変形角と同じになるといった仮定が成立しない。よって、(7) 式の δ に载荷時の軸変位を代入し、 $\theta=45^\circ$ を用いて相当する層間変形角を求める。各歪時の相当層間変形角を表 8 に示す。

2) 载荷

実験装置を図 10 に示す。载荷柱脚部はピン支持とし、载荷柱頭部は、面外鉄骨に固定されたローラーにより支持する。载荷は軸方向変位による正負交番漸増繰返しとする。载荷パターンは表 9 の通りである。3.0%歪载荷は試験体の耐力が低下するまで行う。なお、芯材の歪は、測定区間の軸方向変位から算出した歪を指し、軸方向変位を芯材塑性化部長さで除して相当する歪を算出している。载荷時の軸方向変位の測定は、2 章にも示したとおり、既往の研究⁽¹²⁾⁽¹⁴⁾と同様に図 10 に示す a 点と b 点間の距離(1871mm)の変位を試験体両側で測定し、その平均値とする。

3) 実験結果

各試験体の最大耐力および最終状況を表 10 に示す。また P/P_y (P : 芯材の軸方向荷重、 P_y : 芯材の降伏荷重) と ϵ (測定区間の軸方向変位から算出した歪(%)) 関係を図 11 に示す。

4) 最終状況

実験後、拘束材を解体し芯材の状況を確認した。芯材写真を写真 1 に示す。タイプ A 試験体は芯材中央部で、タイプ B 試験体とタイプ C 試験体は芯材下部で、それぞれ破断していた。解体した鋼モルタル板の状態から、芯材が破断する前は高次の座屈モードが描かれていたことが推測できる。しかし、今回の実験は全ての試験体が 3.0%歪を多く繰返し最終的に引張破断で実験を終了した。そのため芯材自体には座屈モードが顕著に残っておらず、座屈モードの次数は確認できなかった。

5) 復元力特性

タイプ A 試験体とタイプ B 試験体が 3.0%歪を 18 回、タイプ C 試験体が 3.0%歪を 22 回繰返し、全ての試験体において 3.0%歪载荷を多く行った。タイプ C 試験体の圧縮における 3.0%歪時の耐力上昇は、解体後の拘束材の様子から、増厚板とモルタルとの間のウレタンがす

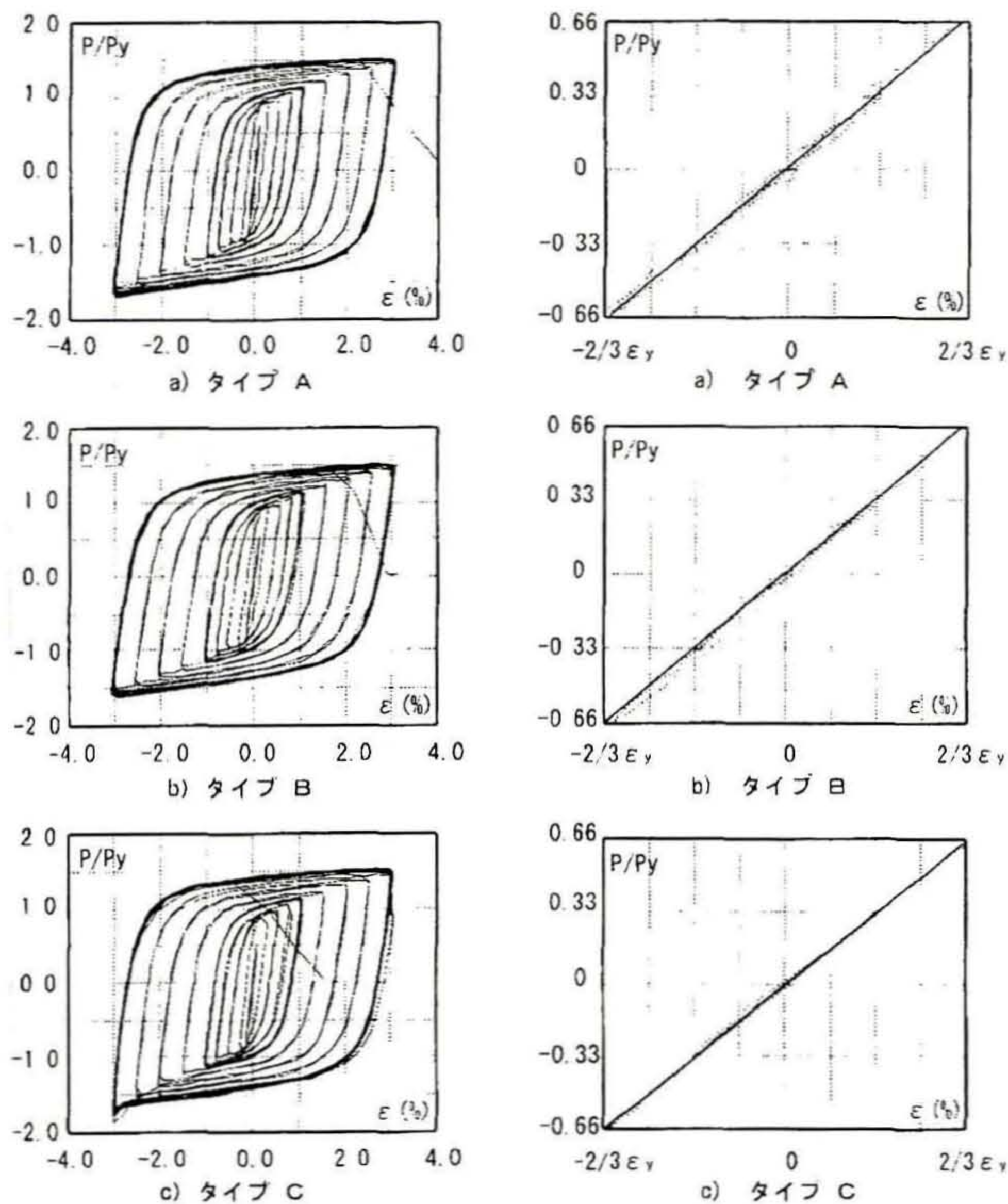


図11 P/Py-ε 関係

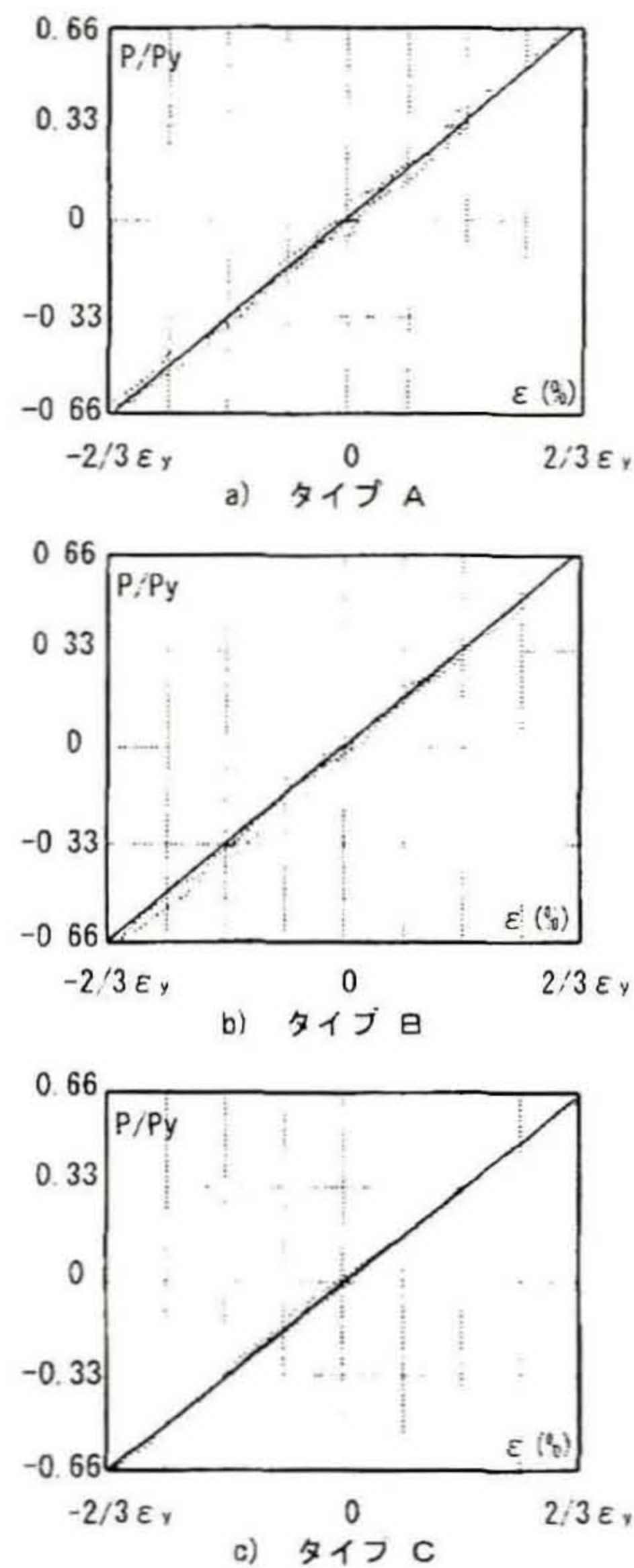


図12 試験体弾性部軸剛性

表11 軸剛性比較

試験体名	α_1	$2\alpha_2$	$2\alpha_3$	β_1	β_2	K_c	K_e	誤差
タイプA	0.56	0.12	0.32	1.6	5.5	354	348	1.77%
タイプB	0.40	0.28	0.32	1.7	9.3	243	246	1.28%
タイプC	0.40	0.28	0.32	4.5	13.5	301	278	7.64%

K_c : 剛性計算値 ($\times 10^3 \text{N}\cdot\text{mm}$) K_e : 剛性実験値 ($\times 10^3 \text{N}\cdot\text{mm}$)

表12 性能評価指標

試験体名	P_u/P_y	η'	E_d $\text{kJ}\cdot\text{m}^{-3}$	ω	ω 指標	
					L2	L4
タイプA	4.5	849.1	3461.5	2124.3	21.47	6.83
タイプB	7.5	708.2	1423.4	1759.7	17.79	5.66
タイプC	7.5	1000.7	1706.8	2540.7	25.69	8.17

L2: レベル2の入力レベルに対するダンパーの要求性能 ($\omega=98.9$)
L4: レベル4の入力レベルに対するダンパーの要求性能 ($\omega=310.8$)

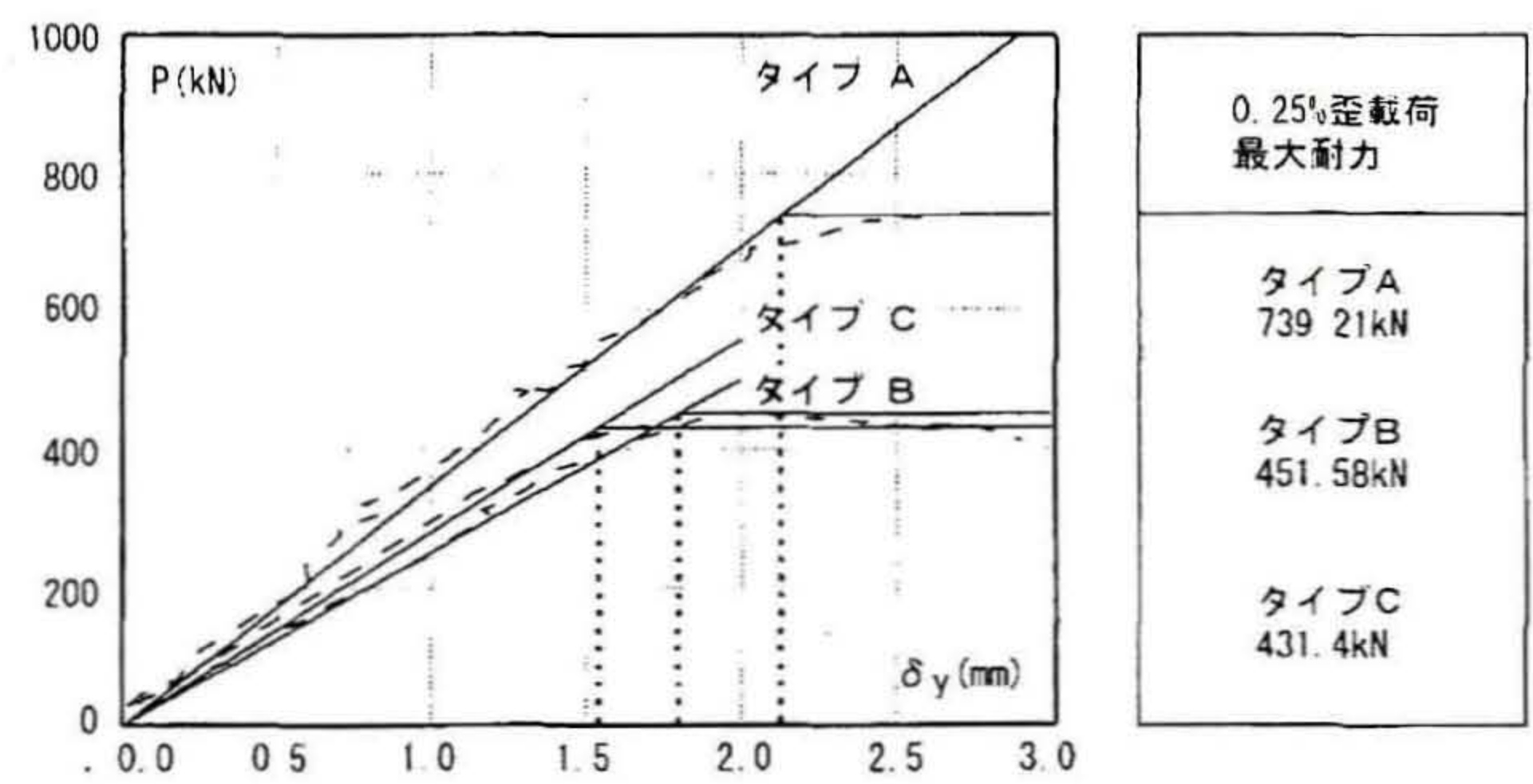


図13 降伏変位

り切れたことにより、両者が接触して起こったと考える。しかし、その点を除くと、いずれの試験体においても、芯材が引張破断する直前まで安定した紡錘形の復元力特性を示した。既往の研究¹²⁾¹³⁾と比較すると、全ての試験体において3.0%歪の荷重回致が多くなるが、これは最終状況が引張破断であったためである。

4.2 考察

1) 軸剛性

実験で得られた履歴ループの弾性部を線形近似して求めた実験値の軸剛性を図12に、軸剛性実験値、軸剛性計算値、ならびに軸剛性計算に使用した芯材長さ比率 α_1 、芯材断面積比率 β_1 を表11に示す。

タイプC試験体の軸剛性計算値と軸剛性実験値の誤差が、他の2体の試験体と比べて大きくなっている。これは、端部の大きいタイプC試験体では、芯材接合部断面積比率 β_2 部分の誤差が他の2体の試験体と比べて大きくなるためと考える。しかし、全ての試験体において軸剛性計算値と実験値は誤差10%以内に収まっており、増厚板を溶接した芯材の軸剛性についても(4)式で設計することが可能であると考える。

軸剛性の向上効果については、増厚板を用いたタイプC試験体の軸剛性がタイプB試験体と比較して約13%高くなる。これは、タイプB試験体が芯材塑性化部長さを芯材長さに対してさらに8.74%短くすると同等の軸剛性向上効果となり、増厚板を用いる方法での軸剛性向上が確認できた。

2) 降伏変位

実験で得られた履歴ループから降伏変位を求める。ただし、実験で得られた履歴ループのみでは、降伏点付近が曲線になり、その判別が難しくなるため、降伏耐力の判定には文献12)の降伏耐力の評価方法2(荷重-変形関係において、最大耐力の点を通り変形軸に平行に引いた直線と初期剛性を示す直線との交点の変形に対応する荷重が直線性を失うときの荷重)を用いる。

図13に0.25%歪載荷1回目の履歴ループ、ならびに線形近似した軸剛性を示す。図13から各試験体の降伏変位は、タイプA試験体で2.13mm、タイプB試験体で1.80mm、タイプC試験体で1.54mmとなる。この軸方向変位を(7)式に代入して、相当する層間変形角を求めると、タイプA試験体で1/793、タイプB試験体で1/939、タイプC試験体で1/1097となる。よって、タイプCの座屈拘束ブレースは、鉄筋コンクリート構造の耐震補強で要求されると考える層間変形角1/1000以上の小さい変形から降伏させることが可能である。

3) 性能評価

各試験体の P_u/P_y 、引張側の累積塑性変形倍率 η' と累積塑性歪エネルギー E_d および累積塑性歪エネルギー率 ω を算出して表12に示す。 ω は E_d を降伏荷重 P_y と弾性限界変形量 δ_y で除したものである。

本論の性能評価は、累積塑性歪エネルギー率 ω を文献13)で求められたレベル2とレベル4入力時に必要なダンパーの要求性能で除して無次元化した ω 指標を算出する既往の研究¹²⁾¹³⁾に従って行う。求められた ω 指標を表12に示す。

既往の研究¹²⁾でも述べたように、芯材が強軸方向変形を起こす、あるいは破断した場合は、その ω 指標が大きくなり安全側に外れる。このため、全ての試験体が芯材の破断で実験を終了した今回の実験でも、 ω 指標は大きくなる傾向が見られ、全ての試験体でレベル2とレベル4入力時に必要なダンパーの要求性能を満たしている。

加えて、今回の実験では、タイプC試験体の性能が、タイプA、タイプB試験体の性能を上回っており、増厚板の溶接による性能の低下がないことを確認した。

5. 結

鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの軸剛性計算方法を示し、さらに着想した増厚板を用いた座屈拘束ブレースについて、既往のタイプとの比較実験を行い、以下の知見を得た。

- 1) 芯材の軸剛性は、5個の直列弾性バネとみなして計算することで、芯材長さ、形状、鋼種が異なっても誤差10%以内で算出が可能である。
- 2) タイプCの座屈拘束ブレースで、タイプBの座屈拘束ブレースと同じ軸剛性を設定する場合、最大で0.2以上芯材塑性化部長さ比率 α_1 を大きくすることができる。
- 3) 増厚板を用いることで、同形の芯材の降伏層間変形角を1/1000以下に小さくすることができる。

謝辞

本研究の試験体製作にあたり(株)巴コーポレーションのご協力を得ました。ここに記して深く感謝いたします。また、実験の遂行とデータ整理において、神奈川大学工学研究科大学院生(当時)村瀬亮氏、神奈川大学学部生(当時)田所敦志氏、古味沙也佳氏、藤森大基氏、片山秀明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) 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、pp.105-110、2003.7
- 2) 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、pp.187-193、2004.12
- 3) 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、pp.133-139、2007.1
- 4) 村瀬亮、村井正敏、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4 芯材幅厚比と拘束力および断面ディテールの影響-、日本建築学会構造系論文集、第620号、pp.117-124、2007.10
- 5) 和田章、岩田衛、清水敬二、安部重孝、川合廣樹：建築物の損傷制御設計、丸善、1998.9
- 6) 竹内徹、安田幸一、湯浅和博、岡山俊介、宮崎健太郎、岩田衛：統合ファサードによる既存不適格建物の耐震改修、日本建築学会技術報告集、第24号、pp.161-166、2006.12
- 7) 笠井和彦、伊藤浩資：弾塑性ダンパーの剛性・降伏力・塑性率の調節による制振構造の応答制御手法、日本建築学会構造系論文集、第595号、pp.45-55、2005.9
- 8) 藤井賢志、北村春幸、落合徹：履歴型制振部材により制振補強された既存鉄筋コンクリート造建物のエネルギーの釣合に基づく構造耐震指標、日本建築学会構造系論文集、第613号、pp.89-96、2007.3
- 9) 日本免震構造協会：バッキング制振構造設計・施工マニュアル第2版、2005.9
- 10) 佐伯英一郎、前田泰史、中村秀司、緑川光正、和田章：実大アンボンドブレースに関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第476号、pp.149-158、1995.10
- 11) 前田泰史、中村博志、竹内徹、中田安洋、岩田衛、和田章：実大アンボンドブレースの疲労性能(その1、その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.813-816、1999
- 12) 独立行政法人建築研究所、社団法人日本鉄鋼連盟：鋼構造建築物の構造的な性能評価試験法に関する研究委員会報告書、2002.4
- 13) 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、pp.101-108、2002.2

(2007年10月9日原稿受理 2008年3月17日採用決定)