

アンボンドブレース補剛材の必要剛性

吉 田 競 人*・徳 広 育 夫**

Stiffness Requirements of Unbonded Brace Cover

Keito YOSHIDA and Ikuo TOKUHIRO

The authors have developed a new type of steel brace called an unbonded brace. This brace is capable of resisting compressive as well as tensile loads. The effectiveness of the unbonded brace with respect to its energy absorbing capacity has been proven through a series of experiments. The objective of this paper is to clarify questions about the required stiffness of the cover in preventing buckling of the steel brace. The stiffness requirements proposed are based on deflection mechanisms and are verified through a series of experiments. The results agree well with previous experimental data.

1. 序

鉄骨ブレースは水平力にたいして有効に抵抗し、また変形をきわめて小さく押さえることができる耐震要素である。このため鉄骨ブレースを鉄骨造建築物に配置することにより経済的な建物を設計することができる。一般的に中小規模の建物は強度指向設計とすることによりブレースの引張耐力による設計が可能であるが、高層建築の設計においては地震力のような繰り返し力を考慮する必要がある。座屈を生じるブレースの履歴特性はスリッブ型となり十分なエネルギー吸収が期待できないのみならずこの履歴特性を考慮することは設計上煩雑である。座屈に伴う耐力低下がない場合の復元力特性を期待するには極端に細長比を小さくしなければならず、高層の建物にそのような鉄骨ブレースを採用するとブレース周辺の柱に過大な軸力が生じ設計が困難になる。これらの問題点を改善するため座屈防止にRC補剛材等を使用し、かつ芯ブレースとの付着を絶縁したものがアンボンドブレースである。これにより圧縮力による座屈防止ができかつ軸剛性を調整できるブレース材となる。

アンボンドブレースに要求される性能は、その軸剛性が圧縮時と引張時において等しくまた載荷荷重が芯ブレースの降伏荷重 (P_y) に達することである。さらに圧縮時における履歴が安定した紡錘形となることである。これらを満たすためには、まず単純圧縮載荷において鉄骨

芯ブレースがその引張り降伏荷重に達し、かつ対称な挙動を実現する必要がある。

本論文はこのような座屈補剛性能を達成するために必要な補剛材の剛性を解析により明らかにし、その解析の妥当性を実験を通して確認した研究報告である。

2. 既往の研究

芯ブレースが全体座屈しないための補剛材の剛性条件についてはいくつか研究がなされている。長尾ら¹⁾は芯ブレースに角鋼管を使用した線材アンボンドブレースについて合成系の座屈荷重式から剛性条件を提案し、また井上ら²⁾はアンボンド平鋼ブレースを内蔵したコンクリート壁の補剛条件を力の釣合条件から提案している。しかしながらこれらの提案式は芯ブレースがその降伏荷重 (P_y) に達した後の補剛材の必要剛性に関する条件式であり、芯ブレースの座屈荷重を降伏荷重に高めるために必要な補剛条件とはなっていない。また両研究においては長尾等は芯ブレースの細長比が40と80の短柱を、井上等は433と577の長柱を対象としており、弾性から非弾性座屈を含む一般的なブレースへの拡張にはついては疑問が残る。これらの点を考慮し本研究においては、短柱から長柱を対象としたアンボンドブレースの必要剛性を明らかにするものである。

3. 被覆剛性と座屈モード

3. 1 芯ブレースの挙動

補剛材の剛性が不十分であるとき、アンボンドブレースはその芯ブレースの降伏荷重 (P_y) に達することなく低次モードで座屈し、補剛材中央部に曲げ変形を生じ

平成9年5月31日受理

*博士後期課程建築学専攻

**建築学科

させ全体座屈にいたる。この時、補剛材の剛性が不十分ではあるが曲げ耐力を十分保有していれば、補剛材の曲げ耐力により降伏荷重 (P_y) に到達することもありえるが、その場合は、アンボンドブレースの軸剛性は引張り時と圧縮時で異なってしまう。引張り時と圧縮時のブレースの軸剛性を等しくするためには、ブレース中央部における面外変形を防止する必要がある。そのためには載荷荷重により生じる芯ブレースの低次モードの変形が補剛材により拘束され、高次モードの変形を生じさせる必要がある。芯ブレースが高次モードの変形となることにより補剛材中央には変形が生ぜず、芯ブレースの軸剛性は引張り載荷時と圧縮載荷時において等しいものとなる。

芯ブレースが圧縮力を受けて屈曲するとき、その変形は始めは一次モードであり、補剛材中央に中間支点が生じる。この時補剛材が十分な剛性を有していれば、変形モードは二次、三次、そして高次のものへと移行し芯ブレースは降伏荷重 (P_y) に達することが出来る。つまり補剛材の必要剛性とは芯ブレースが高次モードに移行するために必要な剛性 (バネ) ということになる。

3. 2 芯ブレースの変形モードと被覆材バネ剛性

補剛材を中間支点バネと考えた場合の芯ブレースの変形モードと支点バネ剛性 (sK) の関係はエネルギー法により求められる。図-1 は芯ブレースが圧縮力を受け微小角 (α) を生じ高次モードの変形を生じたときの形状を示している。各直線材は剛体としそれぞれはピン接合による連結と仮定している。図中 (a), (b) はそれぞれ部材端部、部材中央部の軸変形 (Δ) と面外変形 (δ) の幾何学的関係を示している。この時の $\delta - \Delta$ の関係は、

(a) の場合

$$\Delta = l(1 - \cos\alpha) \approx \frac{l}{2}\alpha^2 = \frac{l}{2}\left(\frac{\delta}{l}\right)^2 = \frac{\delta^2}{2l} \quad (1)$$

(b) の場合も同様に

$$\Delta = \frac{\delta^2}{l} \quad (2)$$

となる。この幾何学的関係とポテンシャルエネルギーの関係式

$$\Pi = V + U = -P\Delta + \frac{sK\delta^2}{2} = 0 \quad (3)$$

ここに

- Π : 全ポテンシャルエネルギー
- V : 外力による仕事
- U : 歪みエネルギー
- Δ : 軸方向変位
- P : 圧縮力

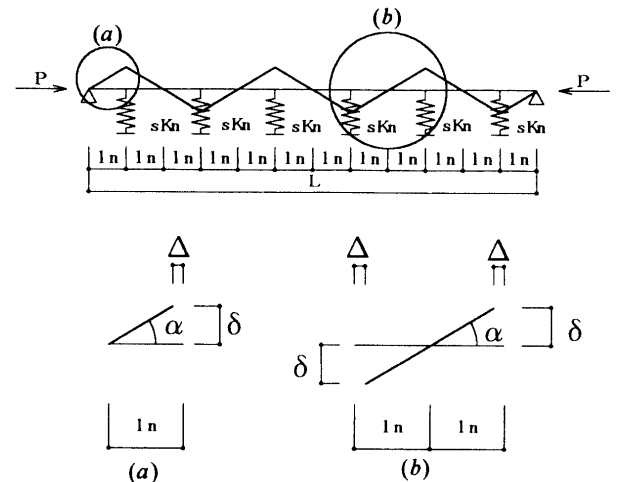


図-1 芯ブレース変形の幾何学的関係

sK : 必要バネ剛性

δ : 面外変位

n : 変形モード次数

L : 材長

l : 半波長の半分の長さ

から必要バネ剛性が算出される

これにより求められた1次、2次及び3次モードの必要バネ剛性の結果を図-2に示す。また表中、右の欄には1次モード必要バネ剛性を基準とした場合の各次モード必要バネ剛性の無次元化の値を掲げている。こうして得られた補剛材のバネ剛性は、芯ブレースが高次モードに移行するために必要なバネ剛性である。例えば、必要バネ剛性 (sK_3) は芯ブレースの変形が3と4次モードの平衡状態におけるバネ剛性であり、芯ブレースの変形が3次モードから4次モードに移行するために必要な最小バネ剛性を示している。

一方補剛材のバネ剛性は補剛材に単位変位を生じさせるために必要な力として求められる。1次モード時のバネ剛性は、材長 L 、両端ピンの単純ばりとして

$${}_R K_1 = \frac{48EcIc}{L^3} \quad (4)$$

ここで

Ec : 補剛材のヤング率

Ic : 補剛材の断面二次モーメント

L : 材長

と表わすことが出来る。これらの結果は図-3に掲げるとおりである。図-2同様右端欄には基準化した補剛材のバネ剛性を掲げている。図-2、3の比較から明らかのように、補剛材の剛性 (${}_R K$) の増加率は芯ブレースの必要バネ剛性 (${}_s K$) の増加率に比べ、モード次数が上がるにつれて増加していることがわかる。このため芯

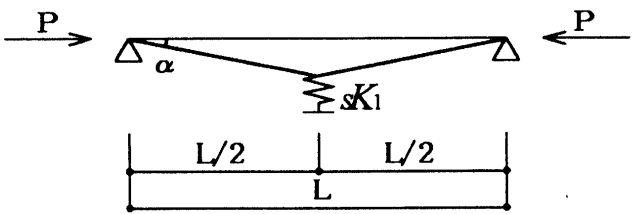
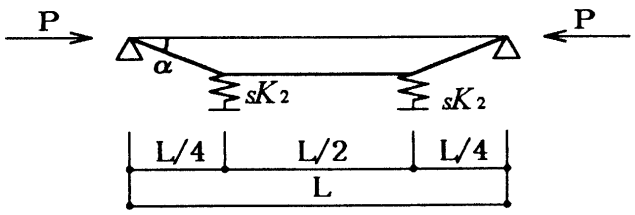
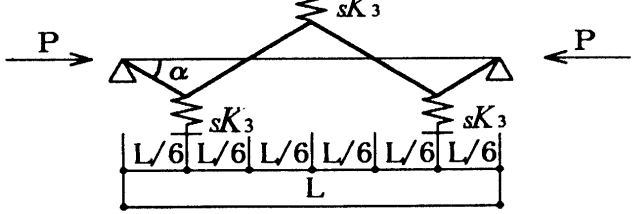
モード 形状		必要バネ剛性		sKn / sK_1
一次モード		sK_1	$4P/L$	1.0
二次モード		sK_2	$4P/L$	1.0
三次モード		sK_3	$12P/L$	3.0

図-2 モードとバネ剛性の関係（芯ブレース）

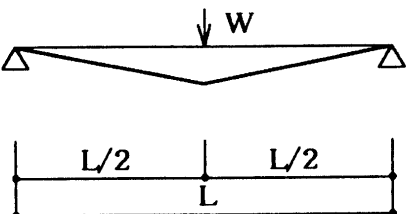
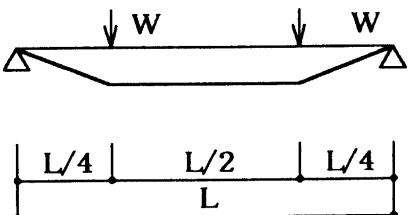
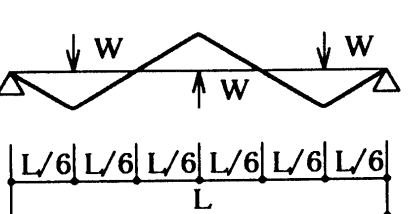
モード 形状		バネ剛性		RKn / RK_1
一次モード		RK_1	$\frac{48EcI_c}{L^3}$	1.0
二次モード		RK_2	$\frac{48EcI_c}{L^3}$	1.0
三次モード		RK_3	$27 \times \frac{48EcI_c}{L^3}$	27.0

図-2 モードとバネ剛性の関係（補鋼材）

ブレースが二次モードに移行するために必要なバネ剛性 (sK_1) を補剛材が有しさえすれば、圧縮荷重が増加するにつれ芯ブレースの座屈モードは高次に移行することができる。

4. 実験結果

4. 1 試験方法

表-1, 2 はそれぞれ試験体形状の一覧と試験体の材

料特性を示している^{4), 5)}。帯筋については0.02%を標準としているが、試験体B-4, SC-4については特に両端部(補剛材材長の1/8)帯筋を2%にしている。対象となる試験体は細長比 λ が30から180の短柱から長柱であり、加力方法は一軸圧縮、加力段階は予想座屈荷重を5段階に分けその段階毎の増分とした。

軸方向変位は変位計により、歪みはストレインゲージを鉄骨ブレースについては3箇所、コンクリート補剛材

表-1 試験体形状一覧

#	試験体	ブレース断面 (mmxmm)	全 長 (cm)	λ	断面 BxD (cm)	dt (cm)	主 筋	Pt (%)
1	A-1-a	PL-45x90	156	120	150x105	3.0	(4-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.17
2	A-1-b	PL-45x90	156	120	150x105	3.0	(4-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.17
3	A-2-a	PL-45x90	156	120	150x105	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
4	A-2-b	PL-45x90	156	120	150x105	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
5	A-3-a	PL-45x90	156	120	150x105	5.0	(4-3.2 ϕ)+(2-2.6 ϕ)	0.16
6	A-3-b	PL-45x90	156	120	150x105	5.0	(4-3.2 ϕ)+(2-2.6 ϕ)	0.16
7	A-4-a	PL-45x90	156	120	150x105	5.5	6-D10	0.79
8	A-4-b	PL-45x90	156	120	150x105	5.5	6-D10	0.79
9	B-1-a	PL-45x90	195	150	150x105	3.0	(4-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.17
10	B-1-b	PL-45x90	195	150	150x105	3.0	(4-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.17
11	B-2-a	PL-45x90	195	150	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
12	B-2-b	PL-45x90	195	150	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
13	B-3-a	PL-45x90	195	150	190x145	5.0	(4-3.2 ϕ)+(2-2.6 ϕ)	0.16
14	B-3-b	PL-45x90	195	150	190x145	5.0	(4-3.2 ϕ)+(2-2.6 ϕ)	0.16
15	B-4-a	PL-45x90	195	150	210x165	6.0	6-D10	0.70
16	B-4-b	PL-45x90	195	150	210x165	6.0	6-D10	0.70
17	C-1-a	PL-45x90	234	180	150x105	3.0	(4-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.17
18	C-1-b	PL-45x90	234	180	150x105	3.0	(4-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.17
19	C-2-a	PL-45x90	234	180	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
20	C-2-b	PL-45x90	234	180	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
21	C-3-a	PL-45x90	234	180	190x145	5.0	(4-3.2 ϕ)+(2-2.6 ϕ)	0.16
22	C-3-b	PL-45x90	234	180	190x145	5.0	(4-3.2 ϕ)+(2-2.6 ϕ)	0.16
23	C-4-a	PL-45x90	234	180	220x175	6.5	6-D10	0.62
24	C-4-b	PL-45x90	234	180	220x175	6.5	6-D10	0.62
25	SC-4-a	PL-45x90	117	90	190x145	5.0	6-D10	0.90
26	SC-4-b	PL-45x90	117	90	190x145	5.0	6-D10	0.90
27	SA-2-a	PL-45x90	39	30	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
28	SB-2-a	PL-45x90	78	60	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
29	SC-2-b	PL-45x90	117	90	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
30	SD-2-a	PL-45x90	130	100	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18
31	SE-2-a	PL-45x90	142	110	170x125	4.0	(6-2.6 ϕ)+(2-2.0 ϕ)	0.18

表-2 材 料 特 性

試験体		A-1~A-3 B-1~B-3	A-4	B-4, C-4	C-1~C-3	SC-4	SA, SB, SC SD, SE
コンクリート	F_c (kg/cm ²)	205	270	256	288	325	285
鉄骨	σ (kg/cm ²)	2580	2290	2290	2580	2290	2604

表-3 試験結果

TYPE	細長比 λ	かぶり厚 d t (cm)	材長 L (cm)	Ec	Es	σ_y	Py	Pexp(t)	Pex/Py	Ic (cm ⁴)	sK ₁ (t/cm)	RK ₁ (t/cm)	RK ₁ /sK ₁
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)	(11)	(12)	(13)	(14)
1 A-1-a	120	3.0	156	205	2580	2.884	116.8	82.0	0.70	1378.7	3.20	4.36	1.36
2 A-1-b	120	3.0	156	205	2580	2.884	116.8	82.1	0.70	1378.7	3.20	4.36	1.36
3 A-2-a	120	4.0	156	205	2580	2.884	116.8	98.7	0.85	2698.6	3.20	8.53	2.67
4 A-2-b	120	4.0	156	205	2580	2.884	116.8	90.0	0.77	2698.6	3.20	8.53	2.67
5 A-3-a	120	5.0	156	205	2580	2.884	116.8	106.1	0.91	4758.6	3.20	15.05	4.70
6 A-3-b	120	5.0	156	205	2580	2.884	116.8	108.1	0.93	4758.6	3.20	15.05	4.70
7 A-4-a	120	5.5	156	270	2290	2.450	99.2	99.6	1.00	6138.1	2.72	25.56	9.40
8 A-4-b	120	5.5	156	270	2290	2.450	99.2	106.6	1.07	6138.1	2.72	25.56	9.40
9 B-1-a	150	3.0	195	205	2580	2.884	116.8	74.2	0.64	1378.7	2.53	2.14	0.85
10 B-1-b	150	3.0	195	205	2580	2.884	116.8	73.2	0.63	1378.7	2.53	2.14	0.85
11 B-2-a	150	4.0	195	205	2580	2.884	116.8	90.1	0.77	2698.6	2.53	4.19	1.66
12 B-2-b	150	4.0	195	205	2580	2.884	116.8	88.1	0.75	2698.6	2.53	4.19	1.66
13 B-3-a	150	5.0	195	205	2580	2.884	116.8	99.8	0.85	4758.6	2.53	7.40	2.93
14 B-3-b	150	5.0	195	205	2580	2.884	116.8	99.4	0.85	4758.6	2.53	7.40	2.93
15 B-4-a	150	6.0	195	256	2290	2.450	99.2	102.6	1.03	7792.9	2.15	15.12	7.05
16 B-4-b	150	6.0	195	256	2290	2.450	99.2	103.4	1.04	7792.9	2.15	15.12	7.05
17 C-1-a	180	3.0	234	288	2580	2.711	116.8	58.4	0.50	1378.7	1.96	1.70	0.86
18 C-1-b	180	3.0	234	288	2580	2.711	116.8	68.5	0.59	1378.7	1.96	1.70	0.86
19 C-2-a	180	4.0	234	288	2580	2.711	116.8	77.8	0.67	2698.6	1.96	3.32	1.69
20 C-2-b	180	4.0	234	288	2580	2.711	116.8	92.0	0.79	2698.6	1.96	3.32	1.69
21 C-3-a	180	5.0	234	288	2580	2.711	116.8	92.0	0.79	4758.6	1.96	5.85	2.99
22 C-3-b	180	5.0	234	288	2580	2.711	116.8	100.4	0.86	4758.6	1.96	5.85	2.99
23 C-4-a	180	6.5	234	256	2290	2.450	99.2	102.6	1.03	9757.2	1.77	10.67	6.02
24 C-4-b	180	6.5	234	256	2290	2.450	99.2	103.4	1.04	9757.2	1.77	10.67	6.02
25 SC-4-a	90	5.0	117	325	2290	2.450	99.2	102.6	1.03	4758.6	3.71	60.60	16.34
26 SC-4-b	90	5.0	117	325	2290	2.450	99.2	103.4	1.04	4758.6	3.71	60.60	16.34
27 SA-2-a	30	4.0	39	285	2604	2.604	105.4	103.3	0.98	2698.6	14.55	1513.66	104.06
28 SB-2-a	60	4.0	78	285	2604	2.604	105.4	104.9	1.00	2698.6	6.20	117.41	18.93
29 SC-2-b	90	4.0	117	285	2604	2.604	105.4	106.0	1.01	2698.6	3.94	30.13	7.64
30 SD-2-a	100	4.0	130	285	2604	2.604	105.4	104.9	1.00	2698.6	3.52	21.36	6.08
31 SE-2-a	110	4.0	142	285	2604	2.604	105.4	107.3	1.02	2698.6	3.20	16.05	5.02

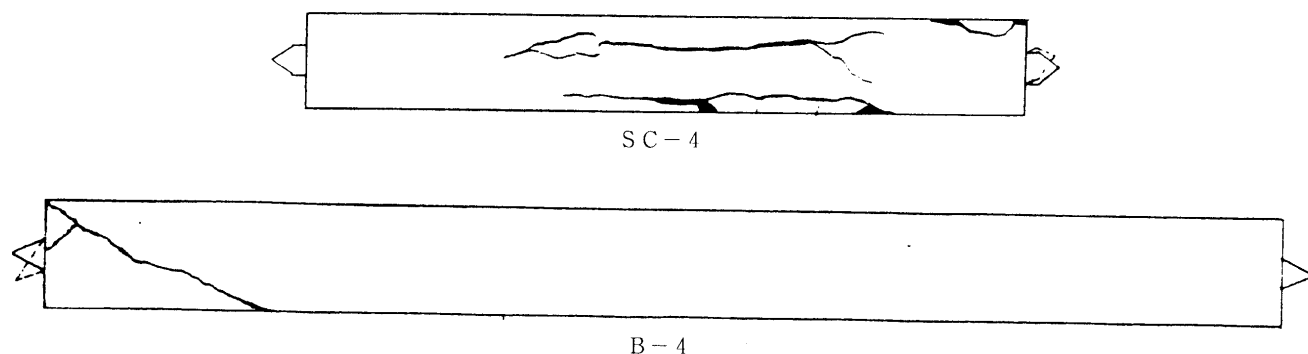


図-4 破壊形状

については5箇所をそれぞれの材長の半分に貼付て計測した。また一部試験体については(B-4, SC-4シリーズ)帯筋、主筋の歪みも計測している。

4.2 実験結果

試験結果一覧を表-3に示す。ここに各欄の記号は下記のとおりである。

- dt : 補剛材(コンクリート)被覆厚さ
- L : 試験体全長
- E_c, E_s : 補剛材(コンクリート)と芯ブレース材(鉄骨)のヤング係数
- σ_y : 芯ブレース材(鉄骨)の降伏応力度
- P_y : 芯ブレースの降伏強度($A_s \sigma_y$)
- P_{exp} : 実験による座屈荷重
- I_c : 補剛材(コンクリート部分)の断面二次モーメント
- ${}_R K$: 補剛材バネ剛性(=単位変位を与える集中荷重)
 $= 48 E_c I_c / (L - 10)^3$
- ${}_s K$: $4 P_y / L$ (一次モードから二次モードに移行させるために必要なバネ剛性)
- ${}_R K / {}_s K$: 補剛材バネ剛性と必要バネ剛性の比

試験結果は(9)欄に示している。(10)欄は実験値と降伏強度の比を示し、1.0以上が降伏強度に達したことを示している。(11)欄は補剛材の断面二次モーメントを示し、(12)欄は一次モードの必要バネ剛性を、(13)欄は同じく補剛材の一次モードバネ剛性を表している。(14)欄は(13)/(12)の値であり、必要バネ剛性に対する補剛材バネ剛性の比を示している。

芯ブレースの降伏強度に達している試験体は31体中12体であった。この内細長比が60から110までの試験体はすべて芯ブレースの降伏強度に達しているほか試験体番号A-4, B-4, C-4, およびSC-4の各試験体も芯ブレースの降伏強度に達した。芯ブレースの降伏強

度に達した試験体のうち長柱(試験体番号B-4, 細長比 $\lambda = 150$)と短柱(試験体番号SC-4 細長比 $\lambda = 90$)の亀裂状況を図4に示す。これらはそれぞれ長柱と短柱の典型的な亀裂性状を示しておりその破壊時亀裂状況は、試験体SC-4が補剛材端部周辺に斜め亀裂が生じているのに対し、試験体B-4は亀裂がほぼ材軸に平行に中央に生じた。これらの亀裂は降伏荷重(P_y)以下で生じている。このため幾分軸剛性が加力途中で弱くなっているが載荷荷重は P_y に達している。これに対し、ブレースの降伏荷重に達しなかったその他の試験体の最終破壊状況は部材中央曲げによる全体座屈となった。

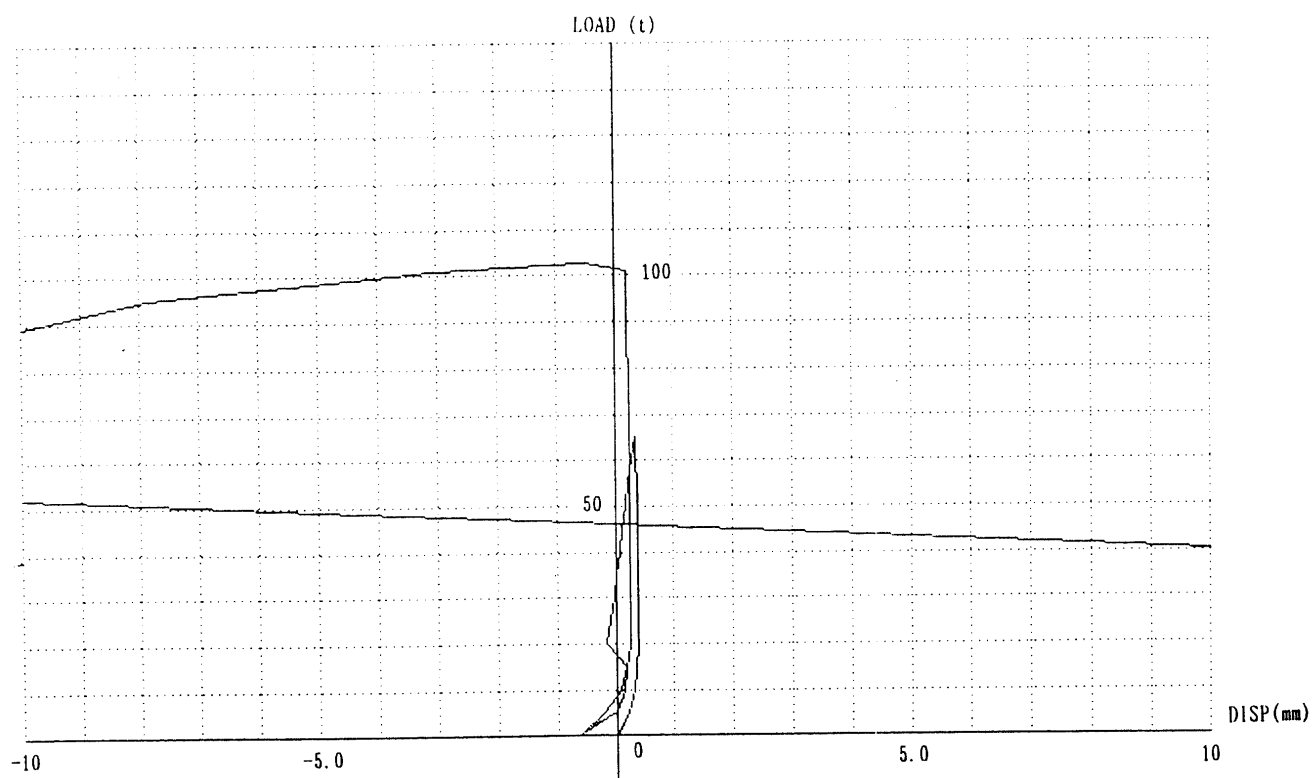
図5から7までは試験体B-4と試験体SC-4に関する実験結果である。(a), (b)はそれぞれB-4, SC-4に対応している。図-5は同試験体中央部の面外変形と載荷荷重の関係を示している。この図から補剛材は、 P_y に達するまではほとんど撓まないことがわかる。このことは図-6に示す補剛材中央部主筋の荷重-歪みの関係からも推測できる。これらの実験結果から補剛材の剛性が十分高い時は、補剛材には曲げモーメントがほとんど作用しないことが明らかとなった。

図-7は補剛材端部の帯筋の荷重-歪み曲線である。歪みは P_y の80%位から大きくなった。

5. 解析結果

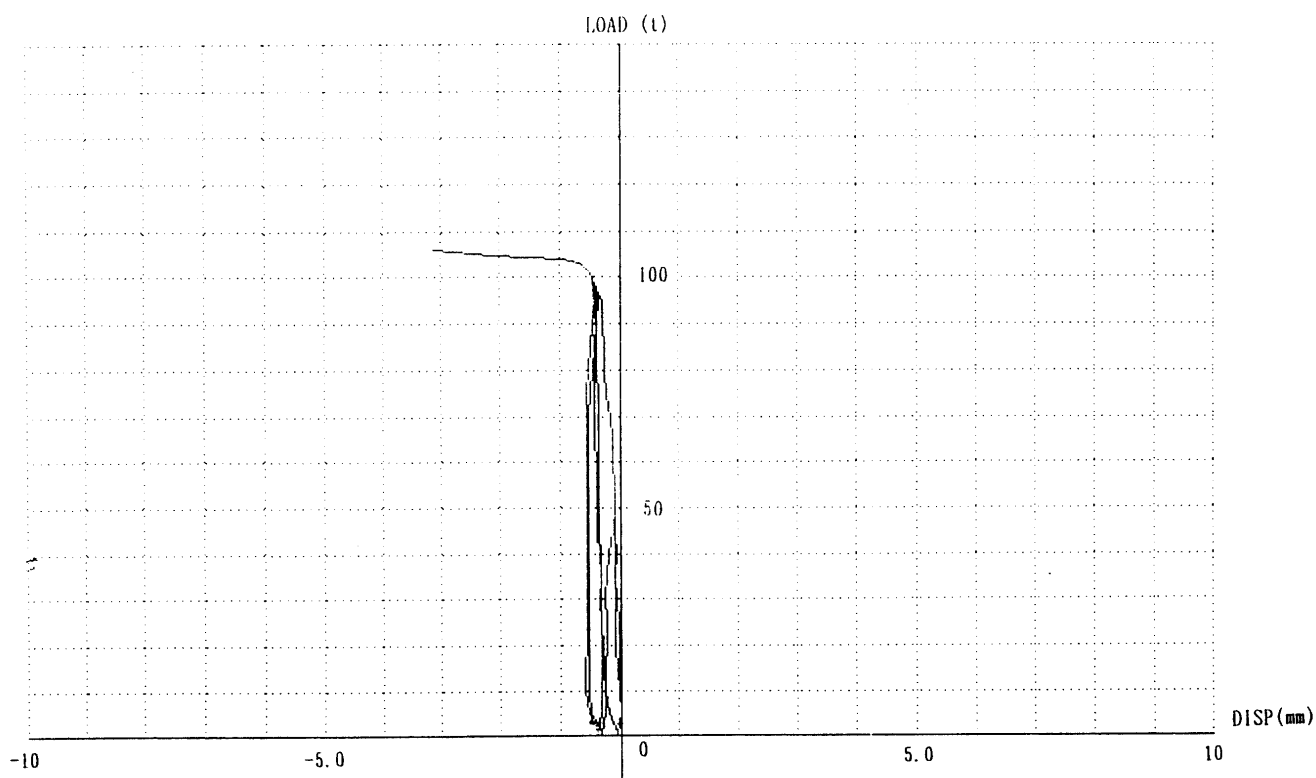
5.1 補剛材の必要剛性

不完全性のある圧縮材において最大強度を所定の値まで上昇させるために必要な中間支点の剛性については松井らが有限要素法による弾塑性解析を行なって支点バネの剛性と細長比 λ の関係を調べている³⁾。それによると支点バネ剛性を基準バネ剛性で無次元化した値(k)が増加すると最大耐力 P_{max} は増大し k が3から5で収斂することが報告されている。アンボンドブレースにおける芯ブレースと補剛材についてもこれと同様なことが観察され、座屈形状が1次および2次モードから3次モー



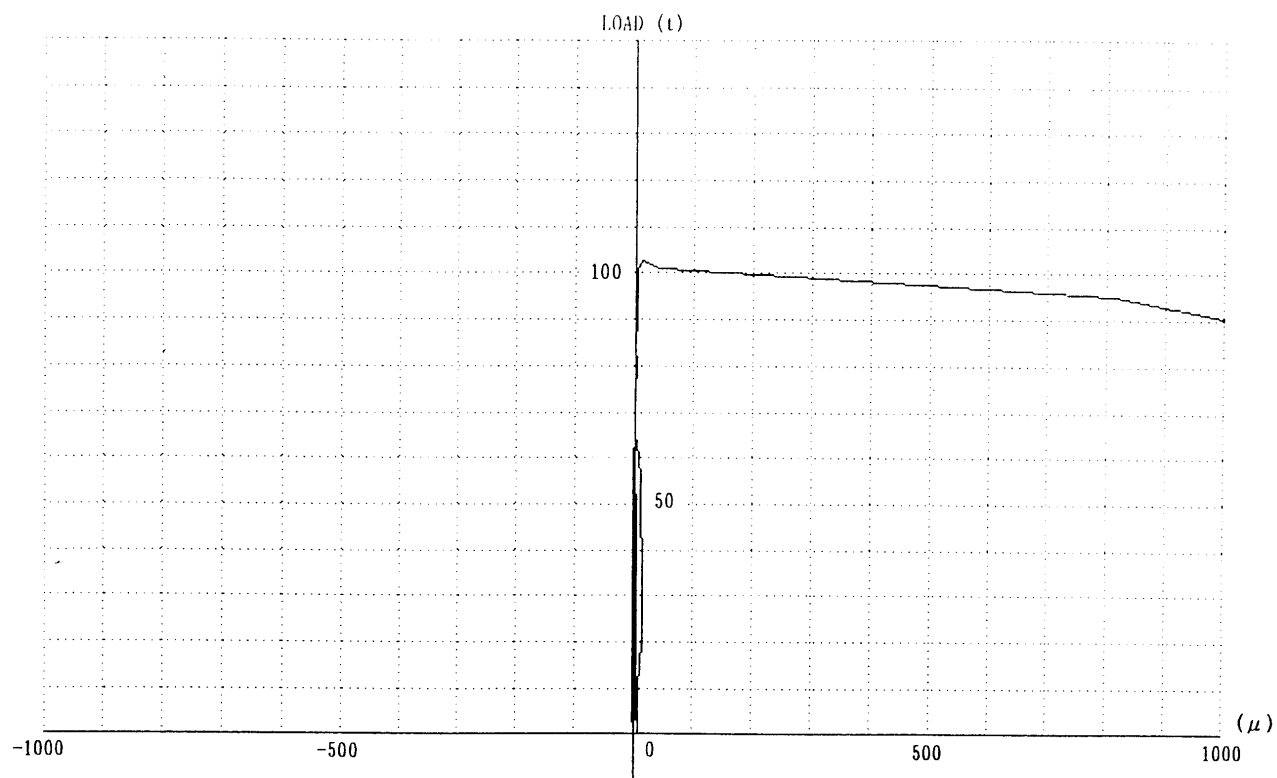
150 U. B. - 1 CDP - 8

図-5 (a) 荷重-面外方向変位 (B-4)



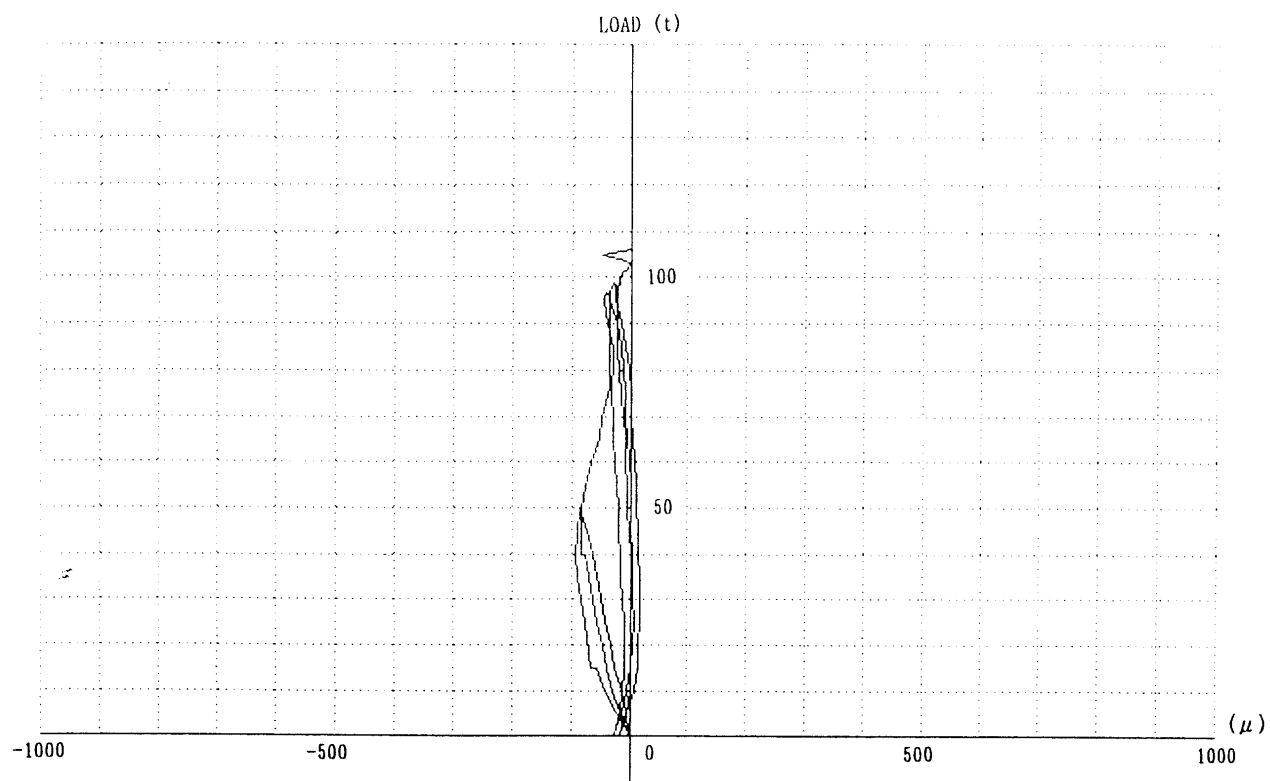
90 U. B. - 1 CDP - 8

図-5 (b) 荷重-面外方向変位 (SC-4)



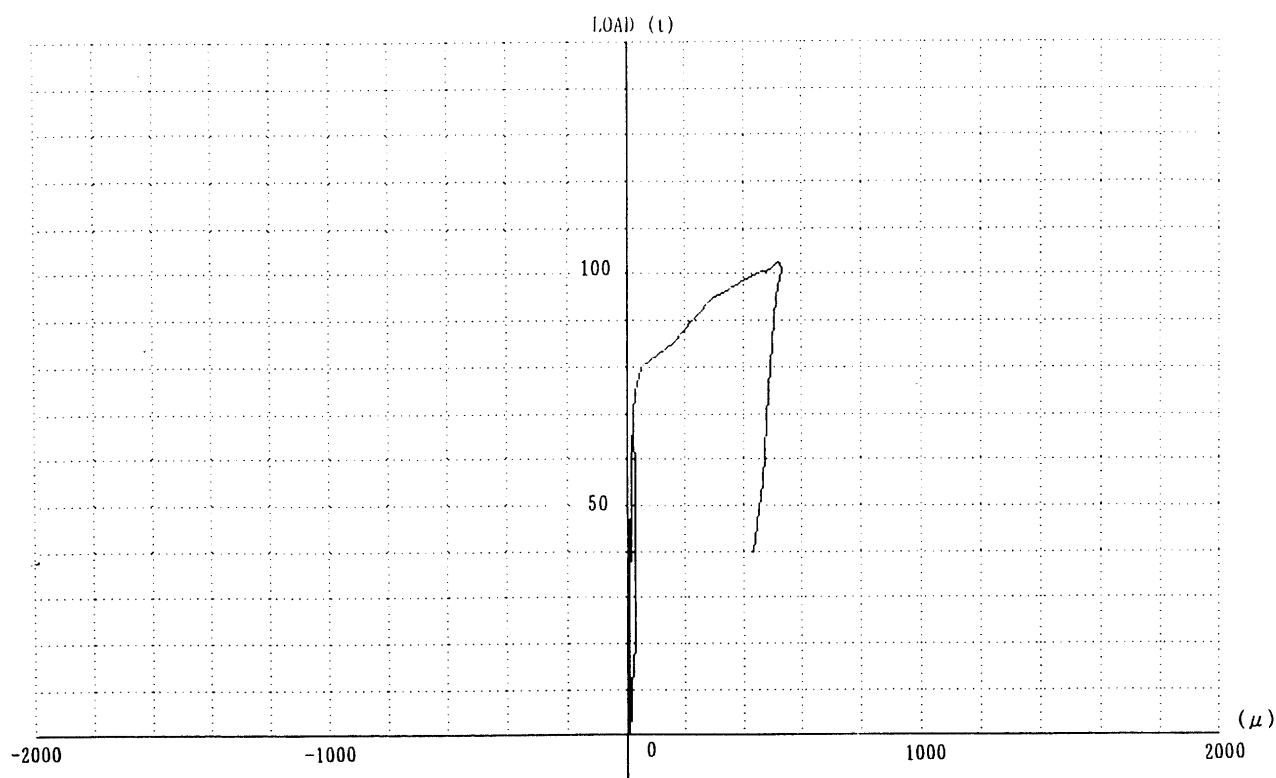
U. B. - 1 R - III - ホ

図-6 (a) 荷重-歪み曲線 (主筋B-4)



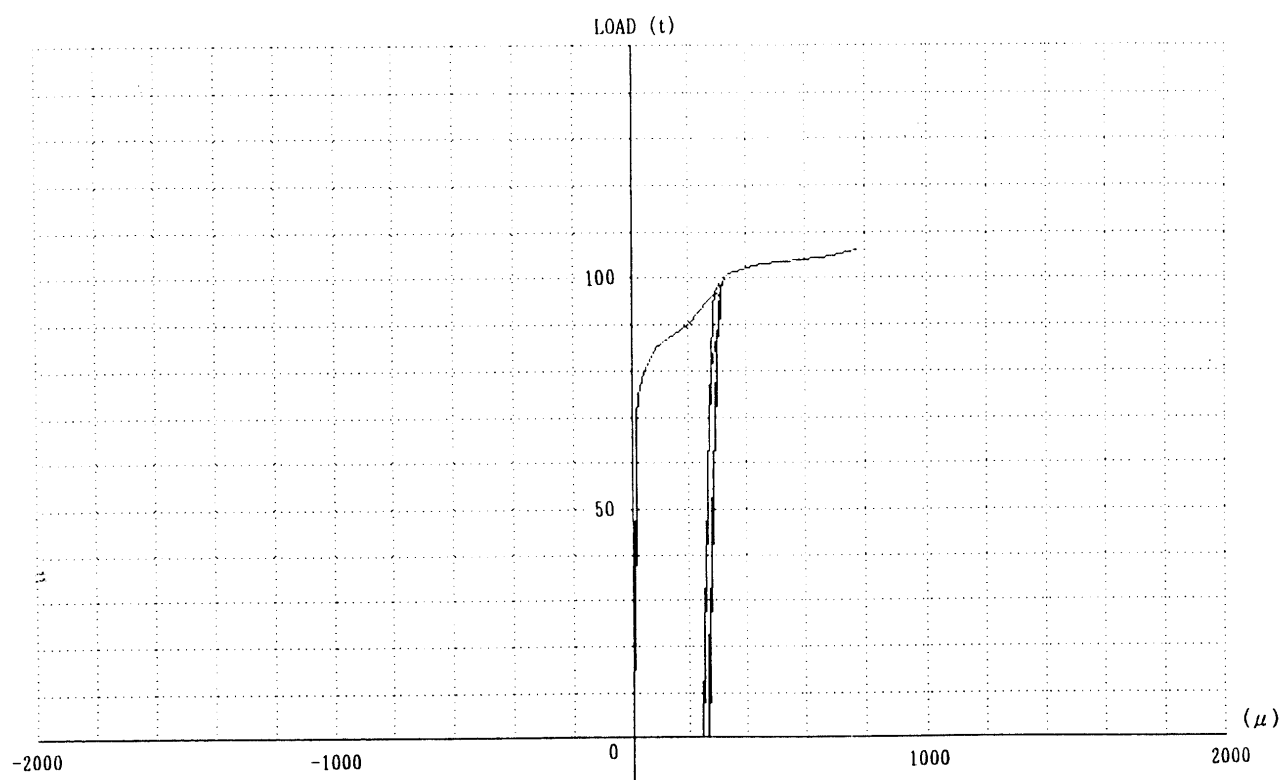
U. B. - 1 R - III - ハ

図-6 (b) 荷重-歪み曲線 (主筋SC-4)



U. B. - 1 H - I - ハ

図-7 (a) 荷重-歪み曲線 (B-4)



U. B. - 1 H - I - イ

図-7 (b) 荷重-歪み曲線 (帯筋 SC-4)

ドに移行するためには、図－2におけるバネ剛性 $4Py/L$ 以上の値が必要となっている。表－3中の(14)は必要バネ剛性に対する補剛材バネ剛性の比を示している。座屈荷重が芯ブレースの降伏荷重を越えているものは全試験体31体中12例ありそれらのなかで RK_1/SK_1 比の最低はSE-2-aの5.02である。一方降伏荷重を越えない試験体のうち RK_1/SK_1 比の最大値はA-3の4.7である。但し、例外として RK_1/SK_1 比が5以上でありながら降伏荷重に達していないSA-2試験体がある。これは補剛材端部の欠け落ちにより端部鉄骨ブレースが座屈したためである。この結果から RK_1/SK_1 比が5以上であれば座屈補剛材として十分な剛性を有しているといえる。またこの結果は芯ブレースの短柱、長柱に拘わらず共通している。

5. 2 既往論文との比較

図－8は井上等³⁾がアンボンド平鋼ブレースを内蔵する壁板の座屈補剛条件として提案された条件式に筆者らの実験結果を重ね合わせたものである。縦軸及び横軸はそれぞれ補剛材の曲げ剛性、強度に関する無次元化パラメータであり、

$$kB = \frac{Eclc}{PyL^2}, \quad mB = \frac{Ms}{PyL}$$

ここに $Eclc$: 補剛材の剛性

mB : 補剛材の中央モーメント

である。

図中の曲線は補剛条件の境界を示しそれより上側部分が安全域、下側が危険域である。点線と実線はそれぞれ初期偏心 $L/500$, $L/1000$ を仮定した場合の臨界曲線を示している。この提案式に筆者等が行った試験体のうちA-1からSC-4までの試験体を「◇」、「△」でこ

の補剛条件式にプロットしてみた。「◇」、「△」はそれぞれ補剛力を降伏軸力の1%と2%とした場合を表している。この表において井上等の提案式は一部試験体において(A-2, 3とB-3)危険側の値を与えている。また、補剛力を多く仮定するとブレースの性能が安全域に評価され、危険になるという点に疑問が残る。

この提案式は芯ブレースが降伏し曲げ剛性を失った状態で、補剛力と変形の釣合い条件から提案されたものであり、これに対し我々が提案した補剛材必要剛性は高次モードに移行することを条件として提案されたことから生じた相違と思われるが我々による条件式は、芯ブレースが短柱から長柱に対して適用できることが実験を通して確認されておりより実情に即していると判断できる。

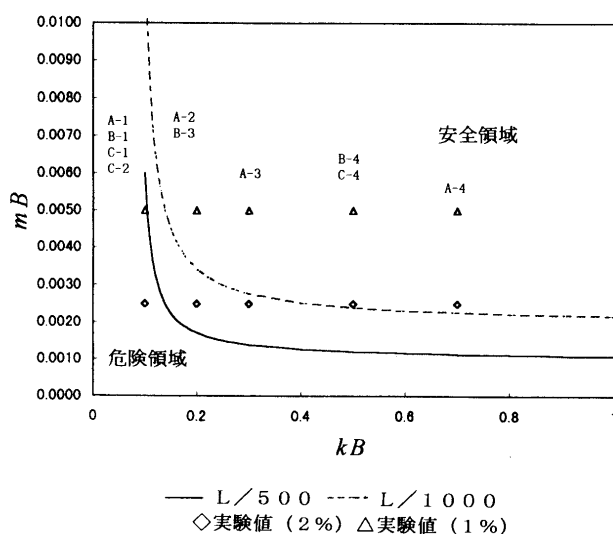
6. 結 論

芯ブレースの座屈状態と補剛材の関係を仮定し、種々の実験結果から下記の結論が導かれた。

- 1) 補剛材の主筋は、芯ブレースの降伏後にじん性を高めるために必要であり、芯ブレースがその降伏荷重に達するまでは芯ブレースの耐力向上に果たす影響は少ない。
- 2) アンボンドブレースの降伏荷重を芯ブレースの降伏荷重 (Py) に高めるために必要な補剛材剛性は不完全圧縮材の中間支点のバネ剛性問題として考えることにより実験結果と合致することが明らかになった。必要補剛材剛性は芯ブレースが長柱、短柱であるに拘わらず、芯ブレースの一次5倍以上とすることにより芯ブレースは座屈すること無くその降伏強度に達することが出来る。
- 3) 補剛材の剛性が十分であっても端部の破壊により全体の剛性が減少するため補剛材端部のせん断補強が必要である。

参考文献

- [1] 長尾他：角鋼管を鉄筋コンクリートで被覆したアンボンドブレースの弾塑性性状（その2），日本建築学会論文報告集，第422号，1991年4月，PP45-56
- [2] 井上他：アンボンド平鋼ブレース内蔵コンクリート壁の座屈補剛設計，日本建築学会構造系論文報告集第号，1992年2月，PP41-49
- [3] 松井他：圧縮材の支点の補剛に関する研究（その1）弾塑性解析，日本建築学会論文報告集，第205号昭和48年3月，PP23-29
- [4] 安藤他：鉄筋コンクリートによりブレースを拘束したア



図－8 鋼性一曲げ強度関係

ンボンドブレースの基礎的研究, 構造工学論文集 Vol.
36B (1996年3月), PP-21-232

似式), 構造工学論文集 Vol. 40B (1994年3月), PP
419-424

[5] 安藤他: アンボンドブレースの座屈荷重 (設計の為の近