

繰返し水平荷重を受ける門型ラーメンの弾塑性性状

若 林 実・辻 文三

EXPERIMENTAL STUDIES ON THE ELASTO-PLASTIC BEHAVIOR OF STEEL PORTAL FRAMES WITH WIDE FLANGE SECTION UNDER REPEATED HORIZONTAL LOADING

by Minoru WAKABAYASHI and Bunzo TSUJI

Synopsis

Experimental results are reported on the behavior of bracings in rectangular portal frames under repeated and monotonous loading. Alternate loads are also applied on some specimens horizontally at the top of the columns, producing compressive and tensile forces on the bracings. It is observed that the effects of compression bracings on the restoring force characteristics can not always be negligible. Post buckling strength of compression bracings and stiffness deterioration of bracings having a initial curvature are discussed theoretically.

1. 序 論

鉄骨骨組が地震力, 風力等の繰返し水平力を受けてどのような弾塑性挙動を示すかを調べるために, 昨年は 12mm 厚の鋼板から切り抜いて作製した矩形断面を持つ小型鉄骨骨組に単調及び交番繰返し水平加力を行ない, 比較的大きな断面をもつ圧縮筋かいの挙動が骨組全体の復元力特性に大きな影響を及ぼすこと, 一般に鉄骨骨組は繰返し加力により変形振巾が増せば降伏点とともにやや剛性が低下するが, 筋かい付骨組では筋かいの座屈変形に伴い変形振巾の増大とともにかなりその剛性を低下することを見出した。

この論文ではさらに実際の構造物の断面性状にはほぼ等しいと考えられるH形断面をもつ門型鉄骨骨組について行なった実験について検討する。鉄骨骨組内における耐震, 耐風要素としての筋かいの効果はその骨組全体の中における配置, 形式, 断面形, 骨組との剛性の割合, 接合方法等により異なると考えられる。この実験では門型骨組内における H 形断面をもつ圧縮または引張単独筋かい, Kトラス型筋かい, X型筋かいの3種類の形式を採用した。

2. 実験方法

2.1) 供試体

供試体は Fig. 1 に示すような筋かいをもたない門型骨組 SO 型, 圧縮または引張筋かいをもつ SZ 型, Kトラス型筋かいをもつ SV 型, X型筋かいをもつ SX 型の 4 種類であり, 各種類について単調及び交番繰返し水平加力を行なうため計 9 個を作製した。柱, 梁には既成の H 形鋼 (S S 41 材, 柱 H-100×100, 梁 H-100×50), 筋かいには厚さ 4 mm の鋼板 (S S 41 材) を溶接して作製した H 形鋼 (H-40×30) を用いた。面内変形のみを取り扱うために供試体は同一骨組 2 面を各節点, 柱及び梁スパン中央部で H 形鋼を介して溶接

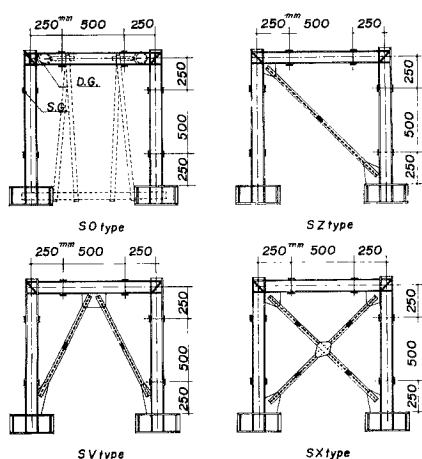


Fig. 1 Test Specimen.

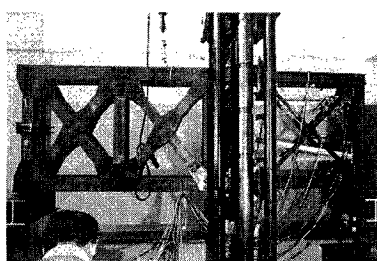


Photo. 1

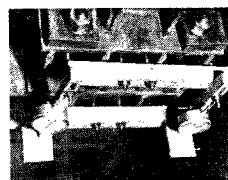


Photo. 2

接合した立体骨組とした。接合部はすべて溶接接合とし供試体の焼鈍は行なっていない。各部材の断面性状を Table. 1 に、引張試験結果を Table. 2 に示す。但し H-100×100, H-100×50 についてはフランジ面から切り出した試験片による結果である。

2.2) 荷重方法及び測定方法

繰返し加力操作の簡単なことから Fig. 2 及び Photo 1 に示すような梁形の荷重方法を用いた。供試体と荷重用骨組は供試体柱脚部で 19φ 高張力ボルトにより結合されている。荷重は能力 100 t の長柱試験機により供試体柱脚部に加え、供試体に作用するせん断力即ち水平力は柱頭部に置いた容量 50 t のロードセルにより測定した。水平変位は Fig. 1 に示すように 2 個のダイヤルゲージにより柱脚部に対する各柱頭部の相対変位の平均値として求める。柱脚部の回転角は

Table. 1 Section Modulus.

	H (mm)	B (mm)	t ₁ (mm)	t ₂ (mm)	I (cm ⁴)
H-100×100×6×8 (Column)	100.92	100.19	6.58	7.83	362.33
H-100×50×5×7 (Beam)	101.45	49.93	4.31	6.27	161.40
H-40×30×4×4 (Brace)	40.48	30.46	4.58	4.58	2.18
	A (cm ²)	S (cm ³)	σ _y (t/cm ²)	My (t·cm)	Mp (t·cm)
H-100×100×6×8 (Column)	21.45	84.99	2.607	187.21	221.57
H-100×50×5×7 (Beam)	10.09	38.32	3.181	101.22	121.88
H-40×30×4×4 (Brace)	4.23	2.28	3.033	4.346	6.915

H : height

B : width

t₁ : web thicknesst₂ : flange thickness

I : moment of inertia

A : area

S : plastic modulus

σ_y : yield stress

My : yield moment

Mp : plastic moment

Table. 2 Tension Tests Results.

	thickness (mm)	width (mm)	area (mm ²)	yield stress (kg/mm ²)	maximum stress (kg/mm ²)	elongation (%)
<i>H-100×100×6×8</i>	8.60	26.41	225.4	25.20	41.95	26.73
	8.52	26.79	228.0	27.45	41.98	
	8.49	26.29	223.8	25.57	41.13	
	8.42	26.55	223.4	26.18	42.02	
	8.32	26.39	219.5	26.05	41.89	
	8.33	26.38	219.6	25.35	41.51	
<i>H-100×50×5×7</i>	6.44	16.01	103.0	30.79	43.12	16.88
	6.83	15.97	108.1	30.12	43.64	23.96
	6.67	15.99	106.6	31.10	43.69	23.58
	6.30	16.07	101.2	32.41	45.95	21.39
	6.24	15.99	99.4	31.66	46.25	
	6.53	15.93	104.1	32.18	44.96	23.84
	6.41	15.98	102.5	34.16	46.56	
	6.33	15.99	101.2	32.54	46.40	
<i>H-40×30×4×4</i>	4.39	21.30	93.6	30.40	43.35	29.33
	4.34	21.53	93.5	29.41	42.91	
	4.47	21.33	94.9	31.19	47.25	

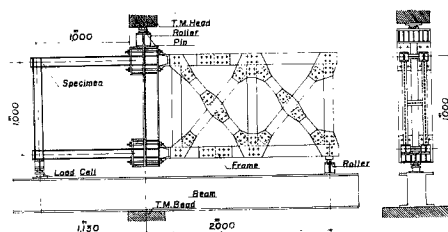


Fig. 2 Loading System.

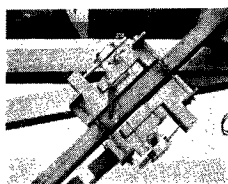


Photo. 3

Photo. 2 に示すような方法でダイヤルゲージにより測定した。単調加力実験の場合はさらに断面内の歪分布を骨組のスパン及び階高の $\frac{1}{4}$ 点のフランジ表面に貼付けた各4枚のワイヤストレインゲージ及び筋かいの中央部フランジ表面に貼付けた各2枚のワイヤストレインゲージにより測定した (Fig. 1 参照)。また引張筋かいの大変形に至るまでの歪を Photo. 3 に示す測定具を用いて測定した。

3. 実験経過

載荷は能力 100 t の長柱試験機により準静的に行ない骨組の一部が局部座屈または横座屈を起すまで変形を与えた。繰返し加力実験の場合には各半サイクルの載荷が終る毎に骨組の上下を逆にする事により載荷方向を変化させ、漸次変形振巾を増大して崩壊させた。各々の供試体の崩壊形は以下のものである。S O 型

では先づ梁両端部が降伏し、柱脚部が降伏して崩壊する。S Z型の場合引張筋かいをもつ場合は引張筋かい

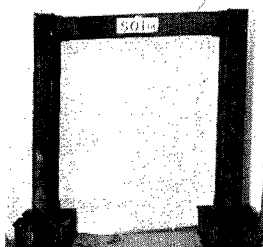


Photo. 4

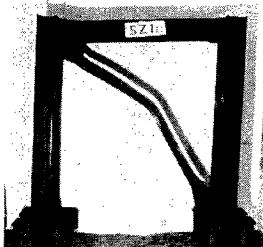


Photo. 5

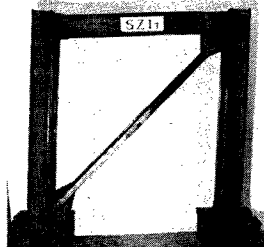


Photo. 6

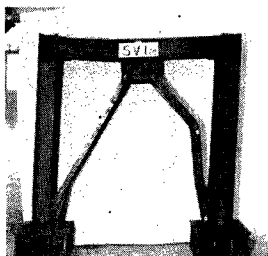


Photo. 7

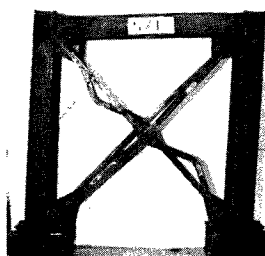


Photo. 8

が降伏し、圧縮筋かいをもつ場合には圧縮筋かいが座屈変形を起し、続いて梁両端部、柱脚部が降伏して崩壊する。S V型では先づ圧縮側筋かいが座屈を起すと梁中央部に鉛直方向の力が作用し、梁中央部、梁端部が降伏し、最後に柱脚部が降伏して崩壊する。各供試体に対する水平荷重と柱頭水平変位の関係を Fig. 3 ~ Fig. 6 に示す。また実験終了後の供試体の状態を Photo. 4 ~ Photo. 8 に示す。

4. 理論値

4.1) 筋かいの軸力と変形の関係

従来一般に筋かいは引張材と考えられてきたが、比較的大きな断面をもつ筋かいの場合には圧縮筋かいの挙動が骨組全体の復元力特性に大きな影響を及ぼすと考えられる。筋かいはその周囲の骨組に拘束された境界条件をもつ圧縮材または引張材であり、軸力と変形の関係を塑性域に至るまで一般的に求めることは困難である。ここでは2, 3の簡単な境界の場合について検討する。

(a) 骨組と筋かいがピン接合されている場合

次のような条件を計算の仮定として考える。

(1) 筋かいは中心圧縮材であり、座屈荷重に達した後中央部断面の曲げモーメント M_m が塑性モーメント M_{PN} になるまでは座屈荷重を保持しながら変形する。

(2) 曲げモーメントが塑性モーメントに達していない断面は弾性変形する。従って弾性域における材のたわみ曲線は正弦曲線である。

(3) 中央部断面の曲げモーメントが塑性モーメントに達した後はその点の回転のみで曲げ変形が進行する。

座屈荷重は Euler 式または tangent modulus 理論式により

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{l^2} \text{ or } \frac{\pi^2 EtI}{l^2} \dots\dots\dots (1)$$

撓み曲線は弾性域で

$$y = y_m \sin \frac{\pi x}{l} \quad \dots\dots\dots (2)$$

材の変形 Δl を軸力による成分 Δl_1 とたわみによる成分 Δl_2 と考えれば

$$\Delta l = \Delta l_1 + \Delta l_2 = \frac{N}{EA} l + \frac{1}{2} \int_0^l y'^2 dx = \frac{N}{EA} l + \frac{\pi^2 y_m^2}{4l} \quad \dots\dots\dots (3)$$

材中央部断面の曲げモーメントが塑性モーメントに達したとき中央部のたわみ y_m 、曲げモーメント M_m 、軸力 N の間には次の関係式が成り立つ。

$$\text{釣合式: } M_m = N y_m \quad \dots\dots\dots (4)$$

塑性条件式:

$$\frac{M_m}{M_{PO}} + \left(\frac{N}{N_y} \right)^2 = 1 \quad \dots\dots\dots (5)$$

中央部断面の曲げモーメントが塑性モーメントに達した後は、中央部の回転のみで変形が進行する。塑性モーメントに達したときの中央部断面のたわみを y_{m0} とすれば変形は

$$\Delta l = \frac{N}{EA} l + \frac{\pi^2 y_{m0}^2}{4l} + \frac{2}{l} (y_m^2 - y_{m0}^2) \quad \dots\dots\dots (6)$$

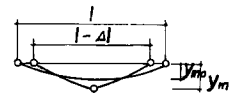


Fig. 7

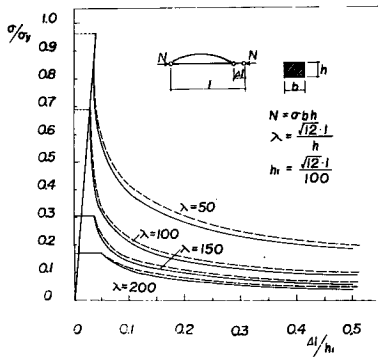


Fig. 8 Axial Force-Deflection Curve.

以上の方法で、矩形断面に対する座屈後の軸力と変形の関係を求めた結果を Fig. 8 に示す。但し点線はたわみ曲線を塑性域でも正弦曲線と仮定した場合である。また E はヤング係数、 Et は切線弾性係数、 I は断面 2 次モーメント、 A は断面積、 N_y は材の降伏軸力、 M_{PO} は軸力のない場合の塑性曲げモーメントである。

(b) 骨組と筋かいが剛接合されている場合

弾性域における筋かいの部材回転角 R と節点回転角 θ の間には次の関係がある。

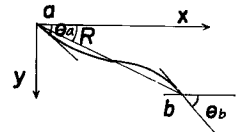


Fig. 9

$$\theta_a = a \times R, \quad \theta_b = b \times R \quad \dots\dots\dots (7)$$

(i) $a=b=1$ の場合

この場合は (a) の場合と同様な中心圧縮材である。計算の仮定は両端部を固定とすれば他は同様と考えられる。

座屈荷重は

$$N_{cr} = \frac{4\pi^2 EI}{l^2} \text{ or } \frac{4\pi^2 EtI}{l^2} \quad \dots\dots\dots (8)$$

弾性域におけるたわみ曲線は

$$y = y_m \cos \frac{2\pi x}{l} \quad \dots\dots\dots (9)$$

軸力と変形の関係は

$$\Delta l = \frac{N}{EA} l + \frac{\pi^2 y_m^2}{l^2} \quad \dots\dots\dots (10)$$

中央部及び両端部の曲げモーメントが塑性モーメントに達した後はその点における回転のみで曲げ変形が進行するから軸力と変形の関係は

$$\Delta l = \frac{N}{EA}l + \frac{\pi^2 y_{m0}^2}{l} + \frac{8}{l}(y_m^2 - y_{m0}^2) \dots\dots\dots (11)$$

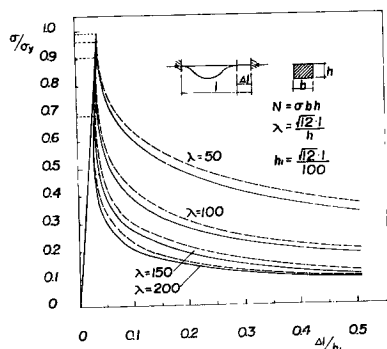


Fig. 10 Axial Force-Deflection Curve.

釣合式，塑性条件式は(4)，(5)式をそのまま用いることが出来る。以上の方法によって計算した軸力と変形の関係を Fig. 10 に示す。点線はたわみ曲線を塑性域でも余弦曲線と仮定した場合である。

(ii) $a = 2$, $b = 0$ の場合

計算の仮定として

(1) 崩壊形に至るまでは断面の曲げモーメントが塑性モーメントに達した点以外は弾性変形する。

(2) 中央部，両端部断面の曲げモーメントが塑性モーメントに達した後はその点における回転のみで曲げ変形が進行する。

材端曲げモーメント M_{ab} , M_{ba} を

$$-M_{ab} = M_{ba} = \bar{M} \dots\dots\dots (12)$$

とすれば材のたわみ曲線は座屈撓角法の基本式より弾性域では

$$y = \frac{l^2 \bar{M}}{EIZ^2} \left[\cos \frac{Zx}{l} + \frac{1 - \cos Z}{\sin Z} \sin \frac{Zx}{l} - 1 \right] \dots\dots (13)$$

$$\bar{M} = 2EKR(\alpha - \beta) \dots\dots\dots (14)$$

材のたわみによる変形成分 Δl_2 は

$$\Delta l_2 = \frac{1}{2} \int_0^l y'^2 dx = \frac{2R^2}{Z^2} (\alpha - \beta)^2 \left[\frac{l(1 - \cos Z)(Z - \sin Z)}{Z \sin^2 Z} \right] \dots\dots\dots (15)$$

材の変形 Δl は

$$\Delta l = \frac{N}{EA}l + \frac{2R^2}{Z^2} (\alpha - \beta)^2 \left[\frac{l(1 - \cos Z)(Z - \sin Z)}{Z \sin^2 Z} \right] \dots\dots\dots (16)$$

曲げモーメントが最大になるのは中央部断面であり，その点の曲げモーメント M_m は

$$M_m = - \frac{\bar{M}}{\cos \frac{Z}{2}} \dots\dots\dots (17)$$

塑性条件式として(5)式を用いれば中央部断面が塑性モーメントに達した状態を求めることが出来る。次に材両端部の曲げモーメントが塑性モーメントに達した状態を求める。

たわみ曲線は

$$y = - \left(\frac{l}{2} \right)^2 \frac{M_{PN}}{EIZ^2} \left[\cos \frac{2Zx}{l} - \left(\frac{1 + \cos Z}{\sin Z} \right) \sin \frac{2Zx}{l} + \frac{2Zx}{l} - 1 \right] + \frac{2y_m}{l}x \dots\dots\dots (18)$$

材の変形は

$$\begin{aligned} \Delta l &= \frac{N}{EA}l + \left(\frac{M_{PN}}{N} \right)^2 \left(\frac{2Z}{l} \right)^2 \left[\frac{l(1 + \cos Z)}{2 \sin^2 Z} + \frac{l}{2Z} \frac{1 + \cos Z}{\sin Z} \right] \\ &= \frac{M_{PN}}{N} \frac{Z}{l} \frac{1 + \cos Z}{\sin Z} l \dots\dots\dots (19) \end{aligned}$$

塑性条件は(5)式を用いる。

崩壊形になった後の挙動は(1)の場合と同様にして求めることが出来る。崩壊形になった瞬間の材中央部のたわみを y_{m0} ，たわみによる変形成分を Δl_{20} とすれば

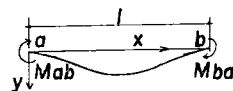


Fig. 11

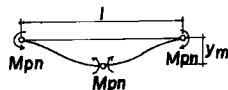


Fig. 12

$$\Delta l = \frac{N}{EA}l + \Delta l_{20} + \frac{8}{l}(y_m^2 - y_{m0}^2) \dots \dots \dots (20)$$

この方法によって計算した矩形断面部材の軸力と変形の関係を **Fig. 13** に示す。

但し上式において

$$Z = \sqrt{\frac{Nl^2}{EI}} \quad \text{or} \quad Z = \sqrt{\frac{4Nl^2}{EI}}$$

$$\alpha = \frac{1}{2} \frac{Z \sin Z - Z^2 \cos Z}{2(1 - \cos Z) - Z \cdot \sin Z}$$

$$\beta = \frac{1}{2} \frac{Z^2 - Z \cdot \sin Z}{2(1 - \cos Z) - Z \sin Z}$$

$$K = \frac{I}{l}$$

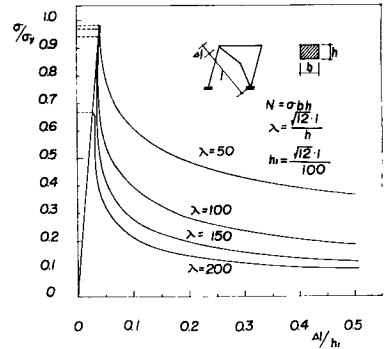


Fig. 13 Axial Force-Deflection Curve.

5. 実験結果

5.1) 荷重—変形曲線

各供試体に対する水平荷重と柱頭水平変位の関係を **Fig. 3 ~ Fig. 6** に示す。点線は単調加力実験値、実線は繰返し加力実験値、鎖線は計算値を示す。計算値は門型骨組では simple plastic 理論により、曲げモーメントが塑性モーメントに達した点以外は弾性変形するものと考え、引張側筋かいの軸力と変形の間に理想弾塑性関係があるものと考えて求めた結果である。但し圧縮側筋かいの挙動はSV型、SX型供試体に対しては 4.1) (b) (i) の方法により、SZ型供試体に対しては (ii) の方法によって求めた。

弾性域では実験値と計算値はほぼ一致しているが、塑性域では歪硬化の影響、ガセットプレートによる耐力の上昇等により実験値は計算値よりも高い値を示している。図にみられるように圧縮側筋かいの挙動は骨組の復元力特性に大きな影響を与えている。比較的細長い筋かいをもつSZ型では筋かいの座屈変形にともない一時不安定な釣合い状態を示す。それ程細くない筋かいをもつSX型ではこの現象は顕著でない。しかし繰返し加力実験では変形振巾の増大とともに常に安定な釣合い状態を示すことから元たわみ量、偏心量の大きさにより荷重—変形曲線は異なると考えられる。

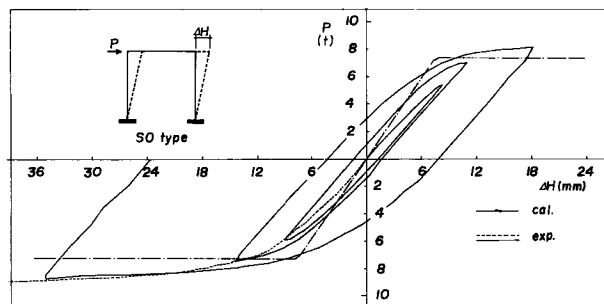


Fig. 3 Load-Deflection Curve. (SO type)

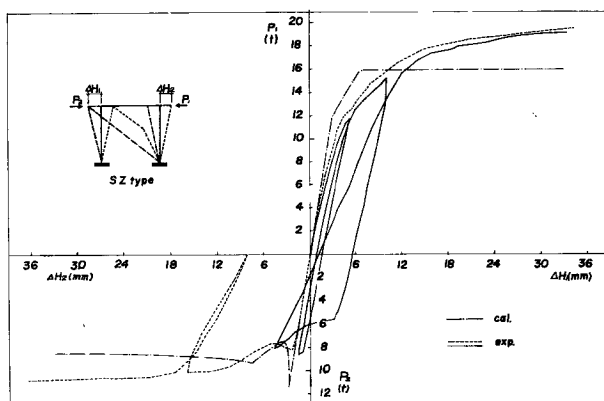


Fig. 4 Load-Deflection Curve, (SZ type)

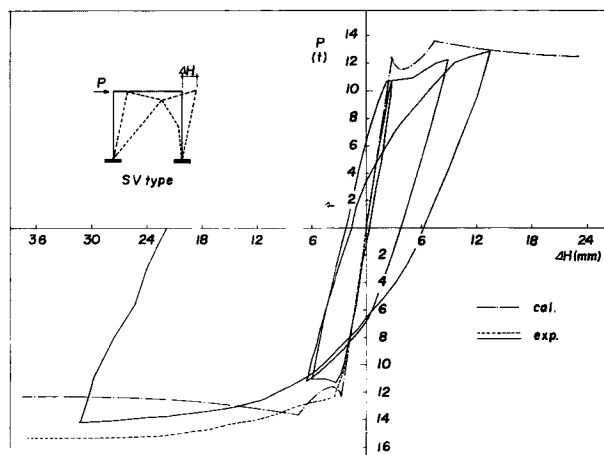


Fig. 5 Load-Deflection Curve, (SV type)

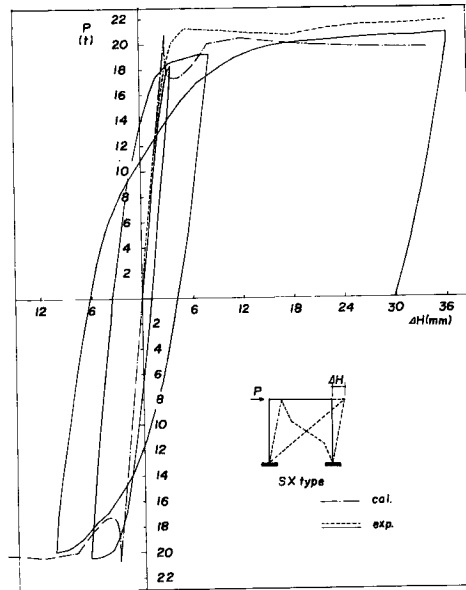


Fig. 6 Load-Deflection Curve. (SX type)

5.2) 剛性の変化

筋かいのない骨組では繰返し加力による剛性の低下はほとんど認められないが、筋かい付骨組では変形振巾の増大とともにかなりその剛性が低下している。これは筋かいの座屈変形による元たわみによりその伸び剛性が低下するためと考えられる。簡単のためにここでは筋かいの座屈変形による元たわみ曲線を両端ピン支持の場合には正弦曲線半波、両端固定の場合には余弦曲線一波と考えて弾性的に剛性の低下を求めた結果と実験値の比較を Fig. 14 に示す。計算値は前履歴で引張力を受けた筋かいは完全に真直であり、変形はせん断形即ち節点は水平移動のみを行なうと考えて求めた結果である。SX型の場合変形がそれ程大きくない範囲ではほぼ実験値と計算値は一致するが、SV型では梁の曲げ変形が大きいため元たわみを小さく見積り過ぎる結果、実験値はピン支持の場合に近い結果を与える。変形が大きくなると実験値はいずれの場合も計算値より低い値を示す。Fig. 14 で E_0 は骨組全体の初期剛性、 E は元たわみのある骨組の剛性である。

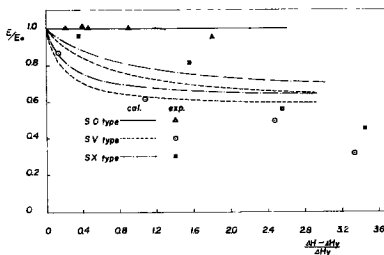


Fig. 14 Stiffness Deterioration Curve.

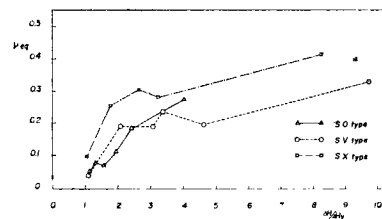


Fig. 15 Equivalent Viscous Damping Coefficient Ratio.

5.3) 減衰性状

骨組の塑性変形による吸収エネルギーを線型復元力と粘性減衰をもつ一質点系の減衰エネルギーに等しいと考えた等価粘性減衰定数比 Veq と変形振巾 ΔH の関係を繰返し加力実験結果から求めた値を Fig.15 に示す。SX型では変形の小さい範囲でもかなり大きな Veq の値を示す。SO型, SV型はほぼ似た結果を与えるが, 変形の小さい範囲ではSV型が大きく, 変形が大きくなるとSO型が大きな値を示す。これはSV型では変形の増大とともに剛性が低下するため吸収エネルギーはそれ程増大しないことを示している。

6. 結 び

H形断面を用いた門型ラーメン及び数種の筋かい付門型ラーメンについて水平加力実験を行ない, 筋かいの剛性によっては座屈が起ると同時に骨組は一時不安定な釣合いを示すことがあること, 繰返し加力の場合には変形振巾が増大すると不安定な釣合いは示さず, その剛性, 降伏点が低下することが認められた。

剛接筋かいの座屈後の挙動はほぼ両端固定の中心圧縮柱が両端部, 中央部に塑性ヒンジをもったモードで崩壊すると考えてよい。繰返し加力実験による剛性の低下は残留変形のそれほど大きくない範囲で筋かいの元たわみを余弦曲線と考えることにより推定出来る。

また実験結果から次のことが言える。細長い筋かいの場合ほど座屈は小さな変形で起り, 降伏点, 剛性の低下が大きい。骨組の局部座屈, 横座屈は筋かいが細長い程起り難い。繰返し加力実験の場合は単調加力実験の場合よりも小さな変形で局部座屈, 横座屈が起る。Kトラス型筋かいでは梁の剛性, 耐力が充分大きくないと引張筋かいは有効に作用しない。

参 考 文 献

1. P.C. Paris "Limit Design of Columns" Jour. of Aero. Science, 1954/1 pp. 43—49.
2. 若林 実, 他 "繰返し水平荷重を受ける長方形ラーメンの性状" 京大防災研究所年報第8号, 昭40.
3. pp. 141—151.