

鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する実大実験

若 林 実・松 井 千 秋
南 宏 一・三 谷 勲

INELASTIC BEHAVIOUR OF FULL SCALE STEEL FRAMES

By Minoru WAKAWAYASHI, Chiaki MATSUI,
Koichi MINAMI and Isao MITANI

Synopsis

The inelastic behaviour of steel frames under monotonous or repeated horizontal force was experimentally investigated, using nearly full scale one-bay one-story frames with mild steel wide flange sections. The test program consisted of eight specimens, which was composed of four unbraced and four braced frames. Four of them were tested under constant vertical loads on the columns. The horizontal force was applied to the beam-to-column connections of test frames.

The experimental behaviour are described in detail and are discussed in comparison with the analytical ones which are consisted the effects of repeated horizontal force on the elastic plastic behaviour of the frames.

1. 序

高層骨組が地震力あるいは風力などの横力を受けたときの弾塑性性状を知することは、塑性設計あるいは振動解析をする上に重要である。常時荷重として一定の鉛直荷重が働いている骨組に地震力、風力などの水平力が働くとき、骨組に生じる水平変位は鉛直荷重と水平たわみとによって生じる2次的な影響を骨組に与える。高層建築の下層部では、それより上層部に働く鉛直荷重が大きいのでこの2次的な影響を無視することはできない。

横力に対しては筋違を設けることは有効であるが、圧縮筋違が座屈後どのような挙動をするか、また繰返し水平力によって筋違がどのような抵抗を示すかについて十分な資料が必要である。

上記2つの問題に対して、特に繰返し水平力を受ける骨組の実験資料は未だ充分でなく^{1)~11)}、実物大の横型による資料にいたっては我が国では皆無の現状である。

したがって、ここでは純鉄骨ラーメンおよび筋違付鉄骨ラーメンが一定鉛直荷重と単調あるいは繰返し水平力を受ける時の挙動を調べるため、実大模型の実験を計画し、これにより上記の問題を解明するための資料を提供せんとするものである。

鉛直荷重と繰返し水平力を受ける骨組の弾塑性解析法については、いくつかの研究がある^{5), 6), 8), 9), 12)}。これらの解析には繰返し応力-ひずみ関係、モーメント-曲率関係が重要な役割を持っていて、それぞれ妥当な仮定に基づいて解析が行なわれている。本論で行う骨組の繰返し弾塑性解析は五十嵐博士¹³⁾らの Bi-Linear 応力-ひずみ関係から数値解法により求めた繰返しモーメント-曲率関係のモデルを基準にして弾性域漸増 Bilinear モーメント-曲率関係のモデルを仮定し、これを用いて行なっている。

筋違の繰返し弾塑性解析については、両端ピン材に関して最近の藤本博士¹⁴⁾らの研究があるのみである。ここでは、この方法にしたがって解析を行なった。

筋違付骨組の繰返し弾塑性荷重-変形曲線は上記2つの解析結果の単純和により求めた。

2. 実 験

2.1 実験の目的および概要

鉄骨高層骨組を耐震的に設計するためには、建物の弾性域における性状ばかりでなく激震時に建物を受けるであろう塑性範囲における挙動を正確に把握し、これをもとにして建物の動的解析を行わなければならない。すなわち動的解析の基礎として、高層建築物の弾塑性的な性質を把握することは不可欠の条件であるが、現在のところ柱、はり、仕口等単体の弾塑性性状に関する研究はかなりあるが、これらが組合わされた構造物の弾塑性性状に関する実験は単体の実験に比べると非常に少ない。実際の構造物を動的に解析する場合にどのようなモデルに置換すべきか、実際の構造物は横力に対してどのような崩壊機構をもつか、どの程度塑性変形に耐えられるものであるか、自重による柱の軸力がどのように終局時の挙動に影響を及ぼすか、鉄骨筋違いなどで耐横力の作用はどのようであるか、繰返し水平力を受けると挙動はどのようであるかなど、早急に実験的に解明すべき点が多い。

構造物の弾性範囲の挙動あるいは終局状態の挙動の解明には小型モデルによる模型実験も有用であるが決定的な結論は実大に近い模型による実験が必要である。すなわち、鉄骨骨組の場合には、鋼材の塑性流動の状態、圧延材の残留反応の状態、リベット接合、溶接接合、高力ボルト接合などのスケール効果があることは、単体の実験からも明らかである。

本研究の目的は実大に近い門型ラーメンおよび筋違付門形ラーメンの大型模型に、実状に近い組合せ荷重、すなわち一定鉛直荷重と単調変動水平力あるいは正負交番繰返し水平力を与えて高層建築物が地震力ならべに風荷重に相当する水平力を受けたときの弾塑性的性状を調べ、鉄骨骨組の動的解析および多層鉄骨架構の塑性設計上の基礎資料を得ることにある。

2.2 試験体

試験体は一般構造用鋼材 SS41 の既製圧延形鋼を用いて製作した。実験に使用した試験体の設計および荷重条件を Table 1 に示す。試験体は合計 8 体で、そのうち FM0, FM5, FC0, FC5, の 4 体はブレースのない骨組であり、BM0, BM5, BC0, BC5 の 4 体はブレース付の骨組である。FM0, FM5, BM0, BM5 は単調水平力荷重、FC0, FC5, BC0, BC5 は繰返し水平力荷重実験用の試験体である。

各試験体とも柱断面は、H-175×175×7.5×11、はり断面は H-250×125×6×9 である。試験体の形状寸法は Fig. 1a, Fig. 1b に示すように階高が 260 cm、はり間が 500 cm である。BM0, BM5, BC0, BC5 の

Table 1 Nominal dimensions and loading programs of test frames.

Specimen name	P (ton)	P/P_e	P/P_y	h (cm)	l (cm)	h/i	Column	Beam	Brace	$\frac{I_b \cdot h}{I_c \cdot l}$	Loading condition
FM 0	0	0	0	260	500	34.7	H-175×175×7.5×11	H-250×125×6×9	—	0.768	Monotonic
FM 5	70	0.12	0.489	"	"	34.7	"	"	—	0.742	"
FC 0	0	0	0	"	"	34.5	"	"	—	0.737	Repeated
FC 5	70	0.12	0.516	"	"	34.5	"	"	—	0.745	"
BM 0	0	—	0	"	"	3.44	"	"	H-100×50×6×9	0.756	Monotonic
BM 5	70	—	0.542	"	"	34.6	"	"	"	0.736	"
BC 0	0	—	0	"	"	35.0	"	"	"	0.741	Repeated
BC 5	70	—	0.557	"	"	34.8	"	"	"	0.746	"

P : column load P_e : Euler's buckling load P_y : yield load of column h : column height

l : beam length i : radius of gyration of a column for in plane flexure

$\frac{I_b \cdot h}{I_c \cdot l}$: beam-to-column stiffness ratio

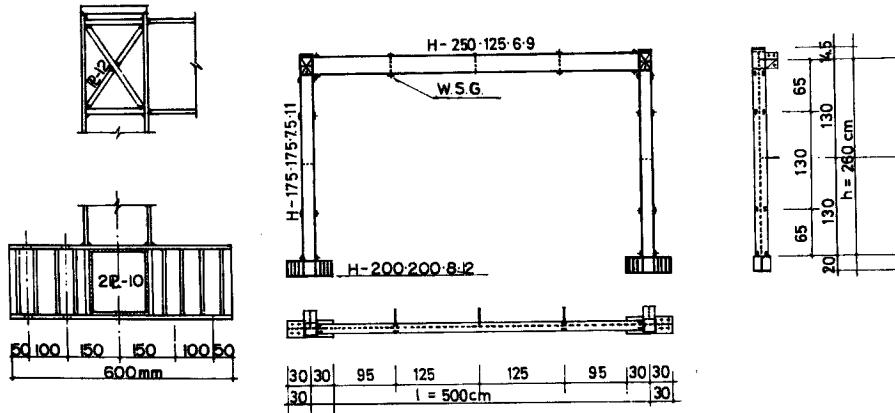


Fig. 1 (a) Unbraced test frame.

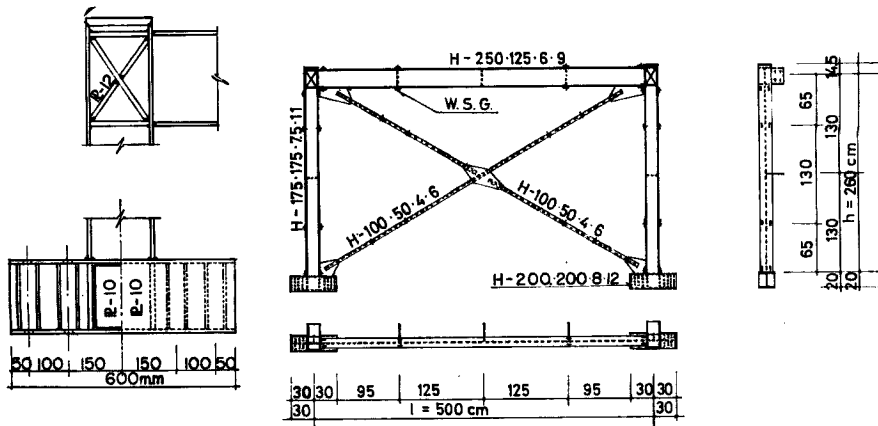


Fig. 1 (b) Braced test frame.

4体の試験体には X 型に H-100×50×4×6 のブレースが骨組の構面内に変形するよう 12 mm のガゼットプレートを通じて骨組に溶接接合されている。

試験体部材断面の実測寸法およびそれより求めた断面性能を Table 2, Table 3 に示す。

試験体はすべて溶接接合により製作した。また溶接部パネルは、Fig. 1 に示すように E-12 のスチフナ 2 枚を X 型に溶接し、骨組全体の崩壊に先立って接合部が局部破壊（せん断破壊）することを防止している。

試験体の柱脚には柱脚固定用ビーム、H-200×200×8×12 が溶接されている。FM0, FM5, FC0, FC5 では柱脚固定用ビームの接合部中央パネルの両面にせん断補強のため、E-10 が (Fig. 1(a) 参照)。BM0, BM5, BC0, BC5 では更に外側のフランジ両側面にも E-10 が溶接されている (Fig. 1(b) 参照)。

各試験体とも横座屈を避けるために柱、はり接合部、はり柱各部材の中央部および部材の 1/4 点の合計 7 ヶ所 (Fig. 1 参照) において横座屈防止ユニット（後出）を取りつけるための鋼板が溶接されている。なお BM0 BM5, BC0, BC5 では柱、はり接合部に横座屈止めを 2 個取りつけている。

試験体製作に使用した H 形鋼 (7 m) 一本当りフランジ部より 2 枚、ウェブ部より 1 枚、計 3 枚の引張り試験片を採取した。引張り試験結果より求めた使用材料の機械的性質を Table 4 に示す。

Table 2 Actual dimensions of test frames.

Specimen name	Column member				Beam member				Bracing member			
	t_f	t_w	B	D	t_f	t_w	B	D	t_f	t_w	B	D
FM 0	10.32	7.42	173.2	174.9	8.90	6.21	125.0	250.3	—	—	—	—
FM 5	10.71	7.90	173.5	175.6	8.82	5.98	125.7	250.6	—	—	—	—
FC 0	10.79	7.61	175.1	175.8	8.93	6.31	125.5	249.9	—	—	—	—
FC 5	10.70	7.53	174.8	175.6	8.94	6.03	125.5	250.8	—	—	—	—
BM 0	10.94	6.23	174.2	174.1	8.84	6.20	124.7	250.1	5.42	6.20	50.01	101.5
BM 5	10.89	7.45	174.3	175.6	8.79	6.28	125.2	251.2	6.12	4.83	50.08	100.7
BC 0	10.88	7.64	173.8	174.0	8.81	6.18	124.9	251.3	6.17	4.78	50.38	100.6
BC 5	10.80	7.65	174.6	174.5	8.84	5.95	125.4	251.2	5.56	4.95	50.64	100.8

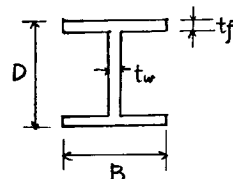
t_f : thickness of flange t_w : thickness of web B :width of flange D : height of web

Table 3. Actual properties of test frames.

Specimen name	Column member				Beam member				Bracing member			
	A (cm ²)	I (cm ⁴)	Z (cm ³)	Z_p (cm ³)	A (cm ²)	I (cm ⁴)	Z (cm ³)	Z_p (cm ³)	A (cm ²)	I (cm ⁴)	Z (cm ³)	Z_p (cm ³)
FM 0	48.84	2744	313.8	350.7	37.91	4052	324.8	366.5	—	—	—	—
FM 5	50.55	2838	323.4	362.5	37.34	4048	321.7	363.0	—	—	—	—
FC 0	50.77	2878	327.5	366.4	38.32	4078	326.2	369.5	—	—	—	—
FC 5	50.21	2844	324.0	362.3	37.64	4073	324.9	366.7	—	—	—	—
BM 0	48.78	2783	320.6	355.6	37.74	4036	322.0	364.8	11.53	11.53	4.61	7.79
BM 5	50.66	2868	327.5	365.8	37.93	4058	323.2	366.3	10.86	12.95	5.17	8.35
BO 0	50.68	2804	323.3	361.4	37.68	4048	322.2	365.3	10.89	13.29	5.28	8.49
BO 5	50.64	2821	324.2	362.4	37.30	4046	322.1	363.7	10.51	12.18	4.81	7.83

A : cross sectional area I : sectional moment of inertia

Z : section modulus Z_p : plastic section modulus



2.3 加力装置および加力方法

加力装置の概要を **Fig. 2** に示し各装置の詳細を以下にのべる。

2.3.1 構造物試験台

構造物試験台概要を **Fig. 3** に示す。反力壁は 5 m×5 m, 反力床は 5 m×10 m の大きさで共に 1.5 m の厚さの R.C 造である。壁, 床共に最悪条件の位置で 200 ton の荷重に耐えることが出来る。また, 壁, 床と 50 cm の間隔で (**Fig. 3**+印) 外径 81.9 mm, 厚さ 3.5 mm の鋼管が埋め込まれており, この位置で各装置は高力ボルトを用いて固定出来る。

2.3.2 鉛直荷重載荷装置

鉛直荷重載荷用のジャッキ (能力 100 ton) は鉛直荷重載荷フレームのビームの中央に高力ボルトを用いて固定される。このジャッキの先端にロードセルを取りつけ, このロードセルによって鉛直荷重が測定される。なおジャッキ先端と柱頭部はこのロードセル挿入によりピン支点となる (**Photo. 1** 参照)。

鉛直反力受けは, 試験台反力床に 33φ の高力ボルト (第3種 P.C 鋼棒) 2本を使って固定される。

水平加力によって試験体柱頭が変位する, そのとき鉛直加力点は常に柱頭の中心にあり, かつ加力方向が常に鉛直方向を保つように鉛直荷重載荷柱下端のローラー受台と鉛直反力受けとの間にはローラーとローラー受板が挿入されている (**Photo. 2** 参照)。しかし繰返し実験においては, このローラーの移動が柱頭の

Table 4 Material properties of frame members.

Specimen name Member	FM 0		FM 5		FC 0		FC 5		BM 0		BM 5		BC 0		BC 5	
	Flange	Web	F	W	F	W	F	W	F	W	F	W	F	W	F	W
Column	σ_y (ton/cm ²)		2.70	2.77	2.78	2.73	2.68	2.48	2.70	2.93	2.53	2.78	2.55	2.67	2.66	2.61
	σ_u (ton/cm ²)		4.42	4.43	4.44	4.25	4.28	3.87	4.31	4.46	4.23	4.51	4.16	4.10	4.39	4.25
	ε_u (%)		29.3	29.3	32.2	30.8	34.1	27.5	34.4	26.8	28.1	27.5	31.8	29.9	30.6	30.3
	$\varepsilon_{st}/\varepsilon_y$		14.0	15.0	13.7	16.7	15.7	15.3	15.2	15.0	14.5	14.4	11.2	15.4	12.2	13.7
	E_{st}/E		0.016	0.014	0.014	0.013	0.014	0.012	0.010	0.014	0.014	0.016	0.012	0.012	0.015	0.014
Beam	σ_y		2.70	3.48	2.88	3.59	2.86	3.47	2.56	3.45	2.75	3.41	2.85	3.43	2.86	3.23
	σ_u		4.23	4.57	4.35	4.75	4.81	4.58	3.95	4.50	4.08	4.45	4.25	4.42	4.19	4.29
	ε_u		26.5	23.2	30.5	26.0	25.6	2.29	24.6	23.3	27.8	20.8	27.0	22.3	24.7	25.4
	$\varepsilon_{st}/\varepsilon_y$		15.7	12.2	14.9	14.1	12.1	13.9	13.6	10.7	13.2	13.5	11.5	12.7	13.4	13.0
	E_{st}/E		0.013	0.011	0.013	0.012	0.011	0.012	0.011	0.010	0.011	0.012	0.012	0.011	0.012	0.010
Brace	σ_y										2.93	3.49	3.28	4.04	3.25	4.04
	σ_u										4.61	4.39	4.75	5.16	4.60	5.11
	ε_u										25.3	17.0	25.6	17.1	23.1	18.4
	$\varepsilon_{st}/\varepsilon_y$										14.5	11.2	15.2	11.9	14.2	10.3
	E_{st}/E										0.013	0.015	0.011	0.012	0.011	0.010

σ_y : yield point stress σ_u : tensile strength ε_u : maximum elongation ε_y : initial yielding strain
 ε_{st} : initial hardening strain E : elastic modulus E_{st} : strain hardening modulus

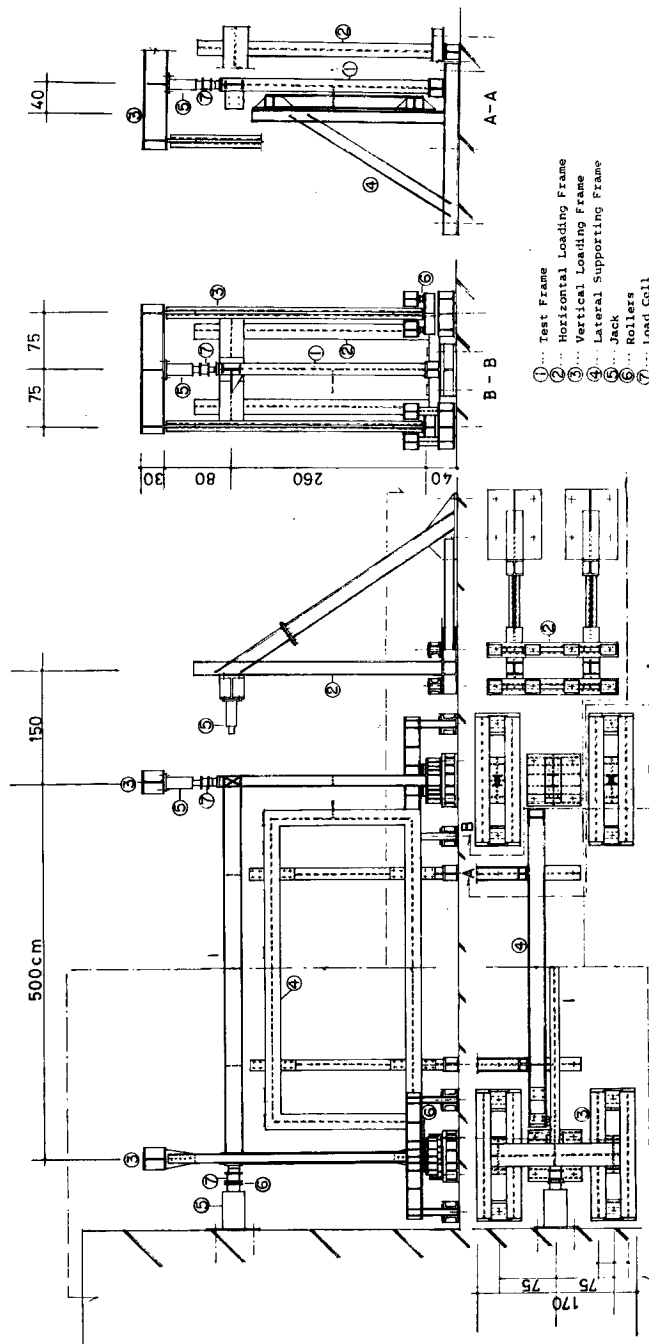


Fig. 2 Loading arrangements. (unit : cm)

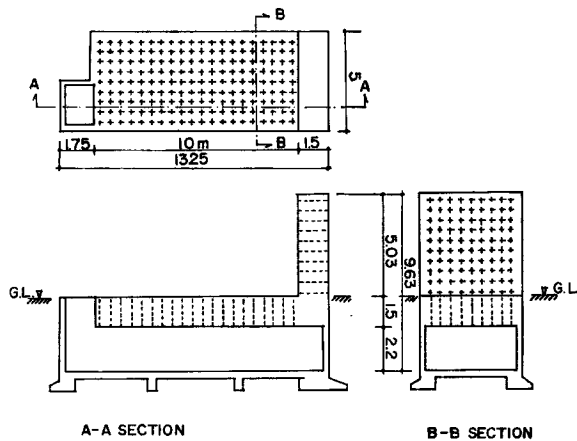


Fig. 3 Test bed. (unit : m)

水平変位に完全には追従し得なかったため、ローラーの移動量と柱頭の水平変位が一致するように簡便ジャッキを用いて随時補正を行なった。

鉛直荷重は手動 200ton 油圧ポンプ一台から分岐弁を通じて 2 台の油圧ジャッキにより、両柱頭へ均等に加えられる。

2.3.3 水平力載荷装置

試験体のはり材軸と油圧ジャッキの軸線とが一致するように、33φ の高力ボルトを用いて反力壁に水平加力用のジャッキ（能力 200ton）が固定される（Photo. 1 参照）。ジャッキと試験体の間には、ローラーおよびロードセルを挿入して、水平力を測定する。水平加力によって試験体が大変形域に至っても、挿入されたローラーによって、載荷点の移動および加力方向の変化はない。

繰返し実験用には反力壁と反対側に水平力載荷フレームを設置し、これに高力ボルトを用いて油圧ジャッキが取り付けられる。

2.3.4 柱脚固定装置

鋼製の柱脚固定台（70 cm×70 cm×20 cm）は調整用プレートを用いて水平に調整した後、33φ 高力ボルト 4 本を用いて試験台反力床に固定される。

固定台のボルト穴には外径 80 mm、内径 34 mm のカラーがはめこまれている。したがって反力床と固定台の間の摩擦抵抗が万一不足しても、カラーのせん断によって、水平力に抵抗出来る。

試験体柱脚部の固定用ビームは、この固定台の上に設置された後、22φ の高力ボルト（第 3 種、P.C 鋼棒）10 本を用いて固定される。

2.3.5 横座屈防止装置

横座屈防止ユニットを Fig. 4(a), 4(b) および Photo. 3 に示す。Fig. 4(a) に示されるユニットは筋違のない試験体に、Fig. 4 のユニットは筋違付の試験体に用いられる。これらの横座屈防止ユニットは試験体の 7 ケ所と横座屈防止フレームの 7 ケ所に 16φ の高力ボルトを用いて取付けられ、試験体と横座屈防止フレームが座屈防止ユニットで結ばれる。このユニットは試験体の構面内移動に対しては回転、移動共に自由であり、構面外変形に対しては回転、移動共に拘束する。

このユニットの回転部分は単列アンギュラ形ラジアル玉軸受及び単式平面形スラスト玉軸受が使用され面内の回転抵抗を極力少なくしてある。

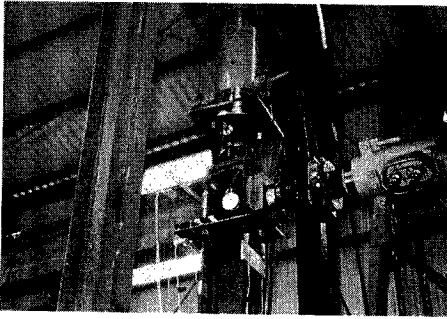


Photo. 1 Loading system.

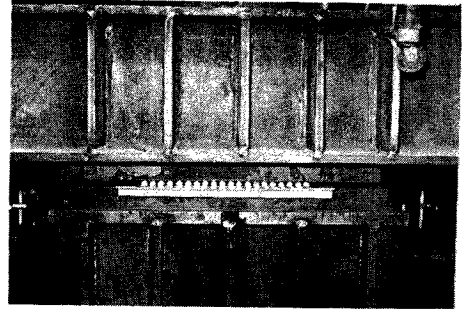


Photo. 2 Rollers for frame sway.

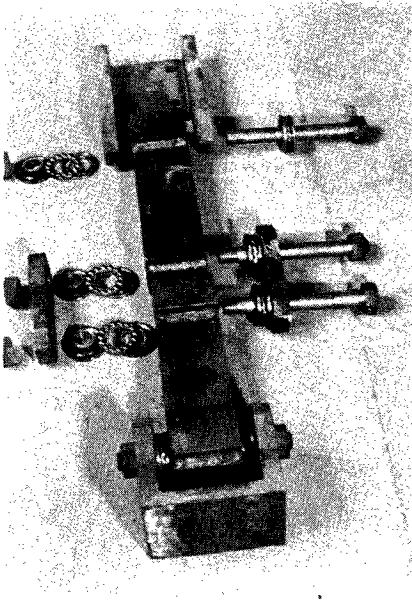


Photo. 3 Lateral supporting unit.

2.3.6 加 力 方 法

試験体は所定の位置に設置され、横座屈止めが取り付けられた後、FM5, FC5, BM5, BC5 の試験体では、まず鉛直荷重を両柱頭の中心へ所定の大きさになるまで数段階に分けて与え、各荷重段階毎にダイヤルゲージ、トランシット、ストレインメーターにより変位、回転角、ひずみの測定を行う。

この鉛直荷重を一定に保持したまま、次に水平力を加える。弾性域では所定の荷重段階で、非弾性域では所定の変位段階で制御する。各荷重段階毎に変位、回転角、ひずみの測定を行なう。全変位量が所定の量に達したとき、数段階に分けて水平力が零になるまで除荷する。単調載荷の場合は、次に鉛直荷重が零になるまで数段階に分けて除荷して実験は終了するが、繰返し載荷の場合は軸力を一定に保持したまま、逆方向の水平加力を行い各荷重段階で諸変形量の測定を行う。なお、実験中鉛直荷重が所定の大きさに維持されるよう油圧を調整した。

この操作を繰返して、所定の繰返し回数に達したときに鉛直荷重を除荷する。FM0, FC0, BM0, BC0 の試験体は上記の加力方法から鉛直荷重載荷の操作を除いたものである。

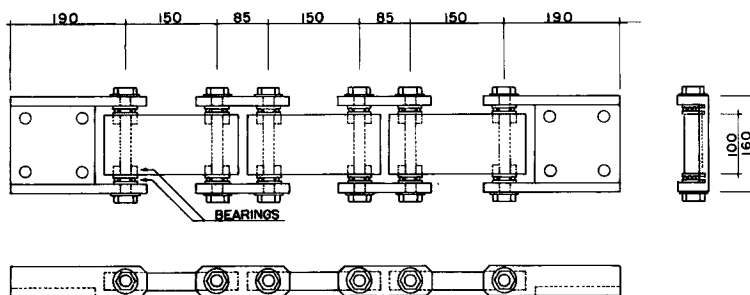


Fig. 4(a) Lateral supporting unit.

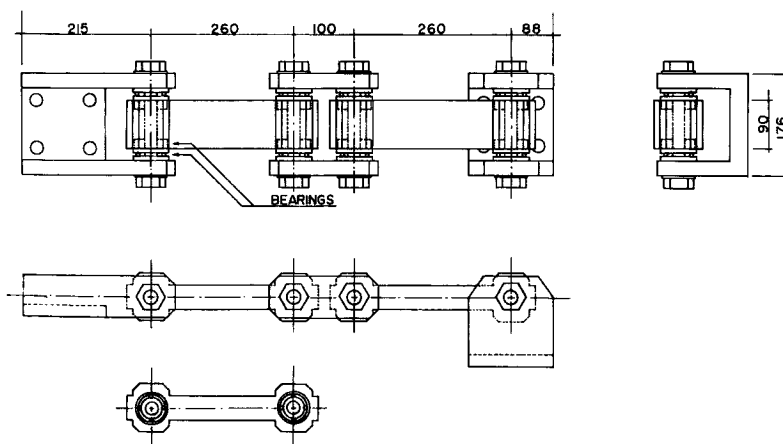


Fig. 4(b) Lateral supporting unit. (unit : mm)

2.4 測定方法

2.4.1 変位

構面内水平変位は単調載荷の場合にはトランシットおよびダイヤルゲージを用いて、繰返し載荷の場合にはトランシットのみで、各荷重段階毎に測定する。両柱頭の構面外変位はいずれもトランシットのみを用いて行う。変形の測定位置は Fig. 5 に示す通りで、トランシットによる測定は、測定位置（はり中央構面内変位、両柱頭構面外変位）、に最小目盛 1 mm の 30 cm スケールを取り付け、この目盛を 1/10 mm 単位で読み取ることによって行う。

2.4.2 回転角

回転角の測定位置を Fig. 5 に示す。また回転角の測定装置を Fig. 8 に示す。柱脚および接合部中心に 16φ のボルトを溶接し、これに測定装置を取り付ける。

鉛直荷重、水平力共に零の時、水準器の気泡が所定の位置にくるように調整用ネジを廻す。そのときダイヤルゲージが示す目盛を原点とする。載荷によって測定位置が回転すれば、水準器の気泡が移動するから、各荷重段階毎に気泡がもとの位置にくるように調整ネジを廻し、ダイヤルゲージの目盛を読み取れば回転角が求まる。

2.4.3 ひずみ

ひずみの測定は Fig. 7 に示す位置に貼付された W.S.G. により行なう。塑性ゲージは、材端のひずみおよび筋違中央部のひずみの進行状態を、普通ゲージは、ひずみから柱材に作用するせん断力、軸力あるいは

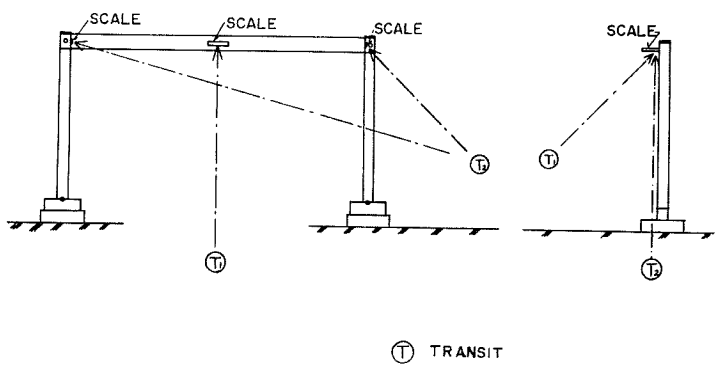


Fig. 5 Measuring points of deformation.

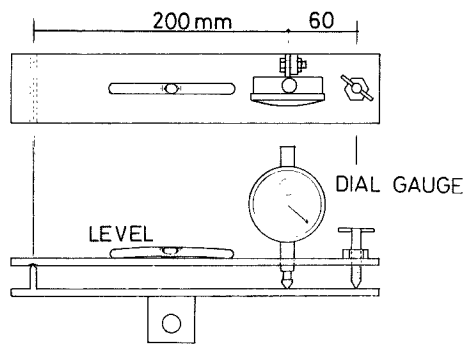


Fig. 6 Measuring arrangements of rotation.

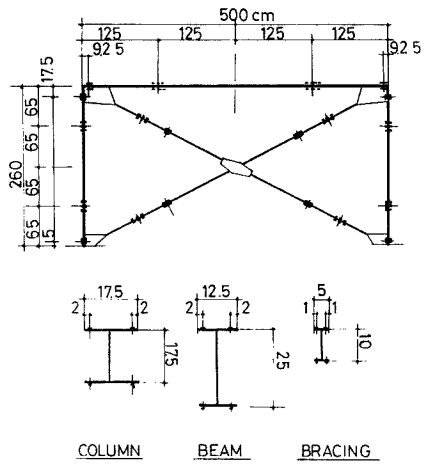


Fig. 7 Wire strain gauge locations.

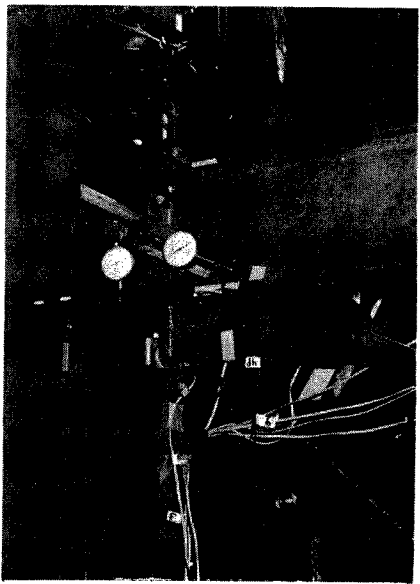


Photo. 4 Measuring arrangements of deformation.

筋違に作用する軸力を求めるためのものである。なお FC0 の材端ウェブに、曲率を求めるために W.S.G. を貼付した。

試験体 BM0, BM5, BC0, BC5 については試験体が固定される前にストレインメーターの目盛を零にあわせておき、柱脚固定後にひずみの測定を行なう。このデーターより柱脚固定時に導入される応力（骨組…曲げモーメント、筋違…軸力）を求める。

2.4.4 筋違伸縮（柱脚と柱、はり接合部間隔の変位）

筋違の伸縮の測定は **Photo. 4** に示すようにダイヤルゲージを用いて行なった。ダイヤルゲージはその軸方向と筋違の軸方向とが一致するように、節点回転角測定装置取付用ボルトに固定されている。ダイヤルゲージの軸先端と柱脚とはピアノ線で結ばれ、ダイヤルゲージの軸の他端には一定の張力がかかるように錘りがついたピアノ線が結ばれている。

2.5 実験経過および実験結果

水平力—水平変位関係を **Figs. 8(a)~(h)** に示し、水平力—回転角関係を **Figs. 9(a)~(d)** に示す。

局部座屈、横座屈に関する観察結果が $H-\Delta$ 関係のグラフ中に示してあるが、これは肉眼でははっきりと座屈変形が認められたときである。実際にはこれより前から徐々に座屈変形が進行していると思われる。

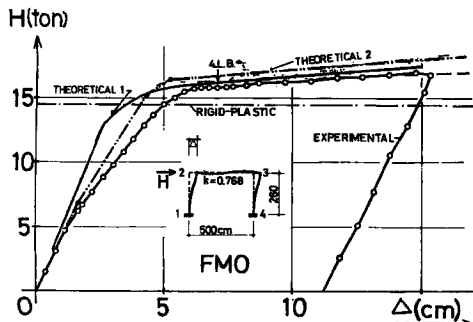


Fig. 8(a) Horizontal force-displacement relations.

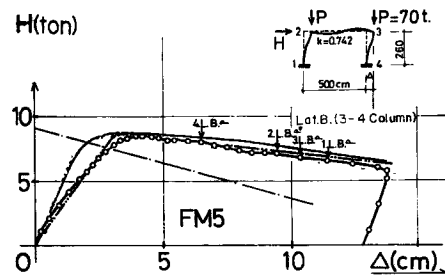


Fig. 8(b) Horizontal force-displacement relations.

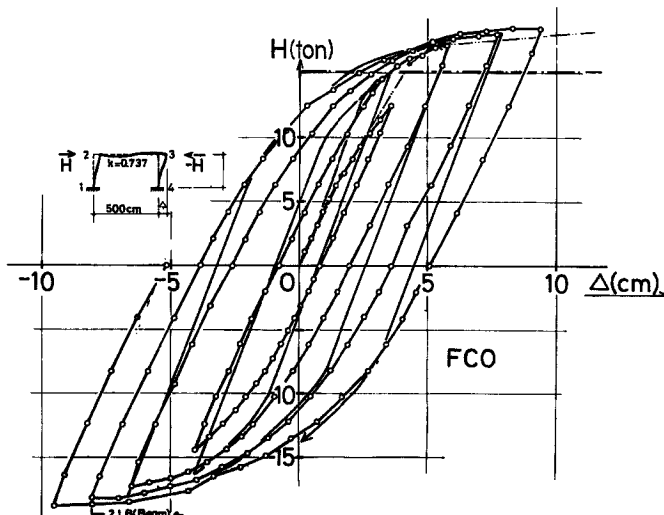


Fig. 8(c) Horizontal force-displacement relations.

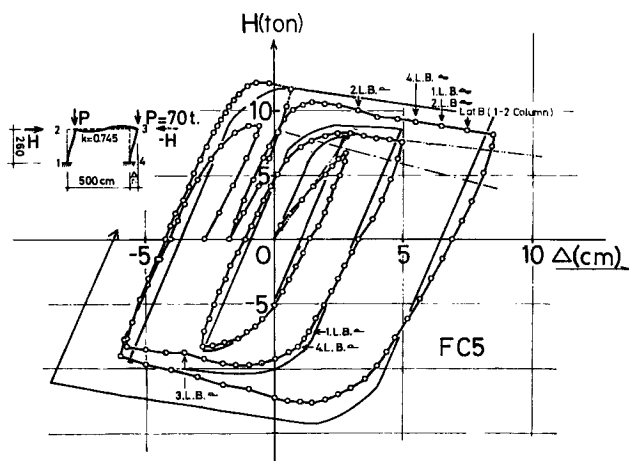


Fig. 8(d) Horizontal force-displacement relations.

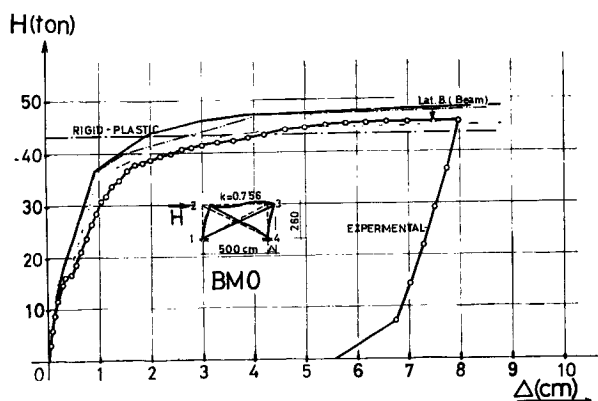


Fig. 8(e) Horizontal force-displacement relations.

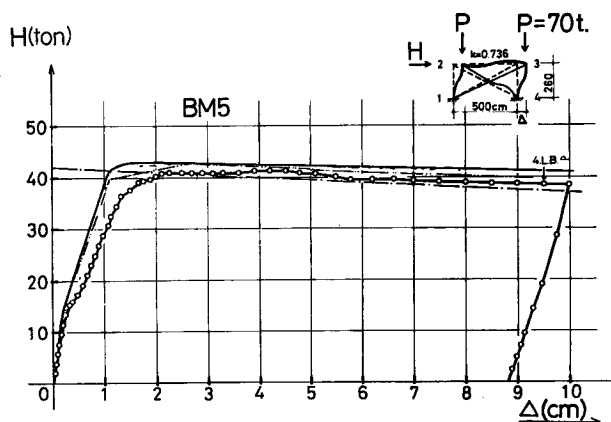


Fig. 8(f) Horizontal force-displacement relations.

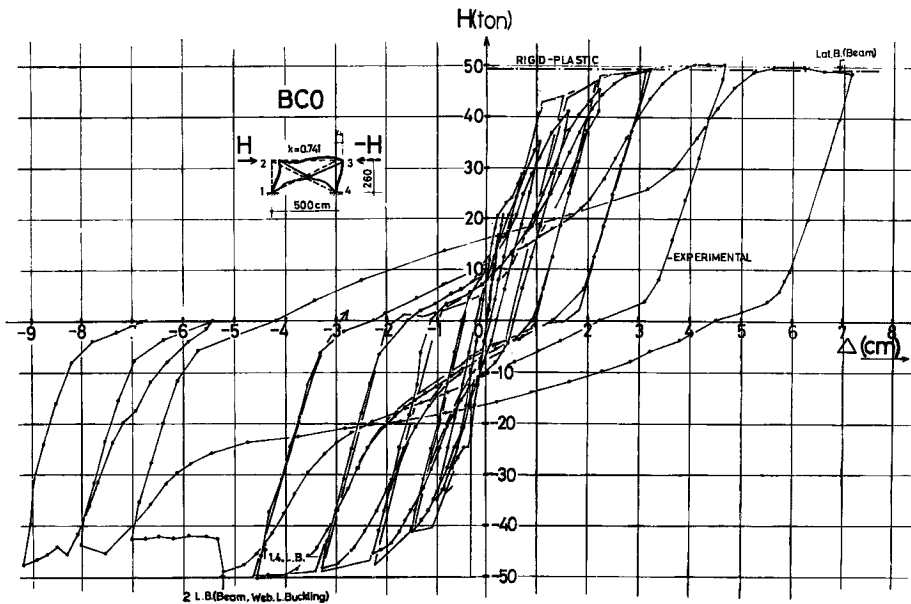


Fig. 8(g) Horizontal force-displacement relation.

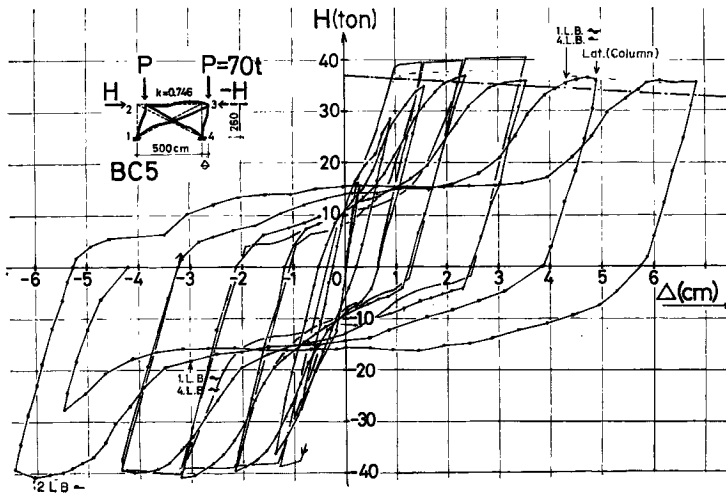


Fig. 8(h) Horizontal force-displacement relations.

なお図中の記号について

J. L. B. : 局部座屈の生じたときで、J は節点位置を表わす。

~ : 半波の座屈波形が生じたとき。

~ : 一波の座屈波形が生じたとき。

Lat. B. : 柱あるいははりに横座屈が生じたとき。

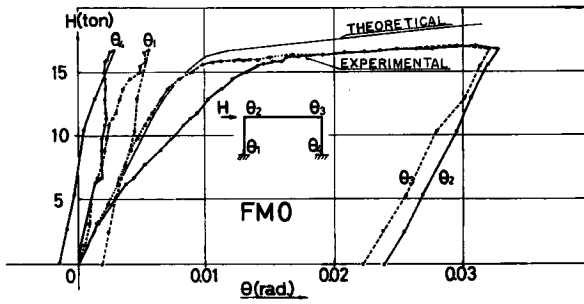


Fig. 9(a) Horizontal force-joint rotation relations.

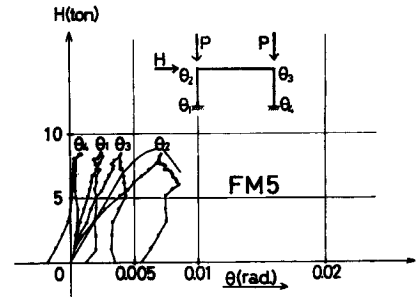


Fig. 9(b) Horizontal force-joint rotation relations.

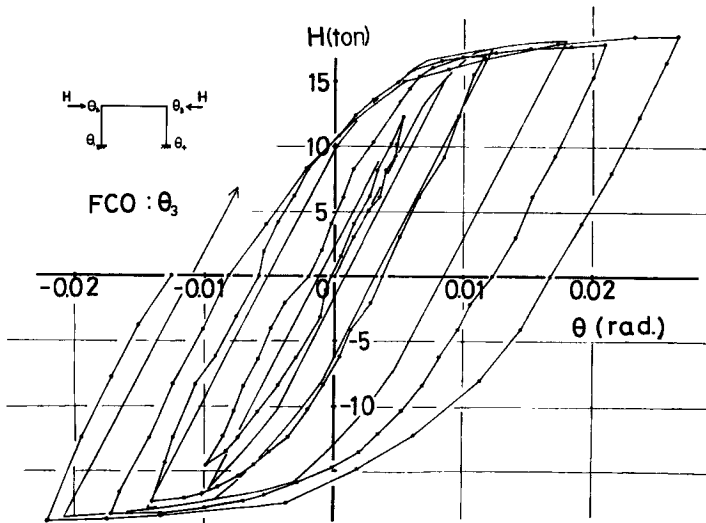


Fig. 9(c) Horizontal force-joint rotation relations.

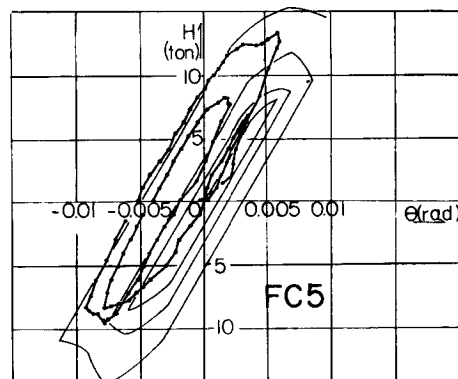


Fig. 9(d) Horizontal force-joint rotation relations.

2.5.1 加力装置組立および試験体設置

加力装置および横座屈防止フレームをあらかじめ組立てておき、レベル調整用プレートを用いて、各装置間の距離、平行性および装置の水平性垂直性に充分注意をはらいつつ所定の位置に高力ボルトで固定する。

試験体の固定台に高力ボルトで固定されるとき導入される応力を測定するために W.S.G. を利用した。この測定結果から得られる曲げモーメントおよびブレース軸力が、BM5 について Fig. 10 に示されている。これから試験体の固定されるとき、柱脚に $\frac{1}{2} \sim \frac{2}{3} M$ の曲げモーメント、筋違に $\frac{1}{10} \sim \frac{1}{5} N$ の圧縮力が導入されていることが分る。このような応力が導入される原因は、1；柱脚固定用ビームが溶接により変形しており左右が平行でないこと。2；左右の試験体固定台のレベルが等しくないこと、あるいは水平でないことなどがあげられる。

2.5.2 鉛直荷重載荷

左右の柱頭に均等な鉛直荷重をジャッキにより載荷した。この載荷によって変位、回転角はほとんど変化しなかったが、柱脚のひずみは降伏ひずみを超えるものもあり、同一断面でも貼付位置によってひずみはかなりのばらつきがあった。この原因は柱脚固定時に導入される曲げモーメントであると考えられる。

2.5.3 水平力載荷

i) 筋違のない骨組

a) 単調載荷；FM0, FM5 の水平力—水平変位曲線を、Figs. 8(a), (b) に示している。柱脚固定時に導入される曲げモーメントの存在により、早くから (FM0…5 ton, FM5…1 ton) $H-A$ 関係の勾配が変化し、以後耐力に達するまで直線関係が続く。骨組が崩壊機構に達したと思われる点で急激に $H-A$ 関係は変化し、FM0 は以後なだらかに水平力が增加する。FM5 では最大耐力以後鉛直荷重による $P-A$ モーメントが増大するため、 $H-A$ 関係は負の勾配を示す。

柱頭における面外移動は FM0 では耐力に達した頃（水平力 16ton, 変位 8 cm）から風下側柱頭（3—4 柱）において急激に増加し最大変形時には 21 mm にも達した。しかし水平力の減少は $H-A$ 関係には表われていない。FM5 においては柱頭が面外に移動することはなかった。

FM0 は耐力に達して以後まもなく（ $d=72$ mm），風下側の柱脚（4）において圧縮側フランジに局部座屈が生じ、水平変位の増加と共に座屈変形が材軸方向に拡大し、それに伴って風下側柱はねじれ変形を生じた。さらにこの柱のねじれに伴い、はりも面外に変形を生じた。

FM5 は耐力に達して後に（ $d=65$ mm），局部座屈が風下側柱頭（4）に生じ、これより遅れて $d=100$ mm に達したとき両柱頭（2，3）にも局部座屈が生じた。この頃風下側柱は一波を描いて面外に変形（横座屈）を生じたが、横座屈止めが付いている柱頭、中央では殆んど変位はなかった。

b) 繰返し載荷；繰返し水平力載荷の制御は処女サイクルおよび $\frac{1}{2}$ サイクルでは W.S.G. によるひずみを

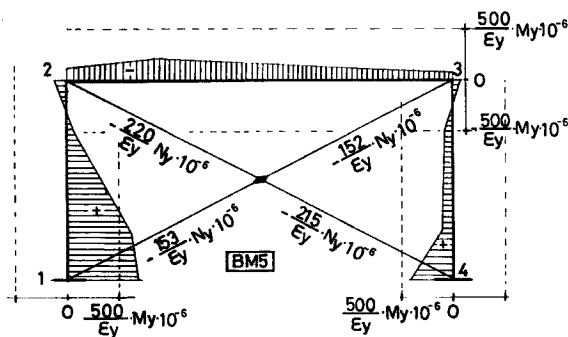


Fig. 10 Introducing moment and axial force due to fixing column ends.

参考にし、柱頭圧縮側フランジ最外縁降伏を基準にして行なった。(第1のループの前半部を $\frac{1}{2}$ 、後半部を $\frac{1}{2}$ サイクルとする。他のループについても同様の名づけ方をする。) 以後は前のループの最大変形量 +20 mm として変位で制御した。

FC0 の $H-\Delta$ 関係を Fig. 8(c), FC5 の $H-\Delta$ 関係を Fig. 8(d) に示している。繰返し载荷の試験体においても、単調载荷の実験と同様に処女载荷時には、 $H-\Delta$ 関係が初期の段階 (FC0 6 ton, FC5 1 ton) で勾配が変化した。繰返し载荷の $H-\Delta$ 関係では弾性挙動から非弾性挙動への移行がなだらかなのである。鉛直荷重が存在する FC5 では繰返しによって各サイクルの最大水平力が上昇する。

FC0 の場合、 $\frac{1}{2}$ サイクル目にはりに局部座屈が生じると共に横座屈を生じ両節点間で一波の変形をした。なお柱には顕著な変形は現われなかった。

FC5 では $\frac{1}{2}$ サイクル目の初期に柱脚 (1, 4) においてフランジに局部座屈が発生し $\Delta = -30$ mm のとき風下側柱頭 (3) にも局部座屈が生じた。 $\frac{1}{2}$ サイクル目には風下側柱頭 (2) にも局部座屈が発生し、 $\Delta = 60 \sim 70$ mm の時には両柱脚 (1, 4) および柱頭 (2) において圧縮側フランジの座屈変形は一波を描いた。(Photo. 5)。このとき風上側柱 (1-2) は横座屈変形が顕著となった。(Photo. 6)

$\frac{1}{2}$ サイクル目は実験を続行できたけれど、 $\frac{1}{2}$ サイクル目は風上側柱 (1-2) の変形が著しくなり、水平力は急激に低下して実験を終えた。

水平力と塑性ゲージ貼付位置のひずみの関係を Figs. 11(a), (b), (FC0), Figs. 11(c), (d) (FC5) に示す。

Fig. 12 は FC0 の柱脚部のウェブに普通ゲージを貼付し、曲率分布を材長に沿って調べたものである。

ii) 筋違付骨組

a) 単調载荷; BM0, BM5 の $H-\Delta$ 関係を Figs. 8(e), (f) に示している。柱脚固定時に曲げモーメント導入されているため、BM0, BM5 共にほぼ 8 ton で勾配がやや変化し、圧縮筋違が座屈するまでこの勾配トが増大するが、圧縮側筋違の変形が大となり、圧縮筋違が水平力をほとんど負担できなくなると $H-\Delta$ 関係はほぼ直線的に上昇する。この関係は引張筋違が降伏するまで続き、降伏によって $H-\Delta$ 関係の勾配がゆるやかになる。しかしフレームはまだ弾性挙動を示す変形範囲にあるから、フレームが耐力に達するまで (純ラーメンの実験結果から FM0 で $\Delta = 6$ cm, FM5 で $\Delta = 4$ cm) 水平力は増加する。フレームが耐力に達すると BM0 は水平力が増加することなく変位のみが増大し、BM5 は変位の増大に伴って水平力が減少した。このときの負の勾配は FM5 とほぼ等しい。

BM0, BM5 共に局部座屈、横座屈は最終変位近くなって生じた。BM0 では柱材に局部座屈は生ぜず、はりが横座屈を起した。(Photo. 7)。BM5 は柱脚に局部座屈がやや生じた。

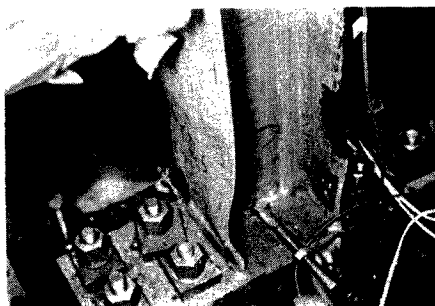


Photo. 5 Local buckling of column bottom (FC 5).

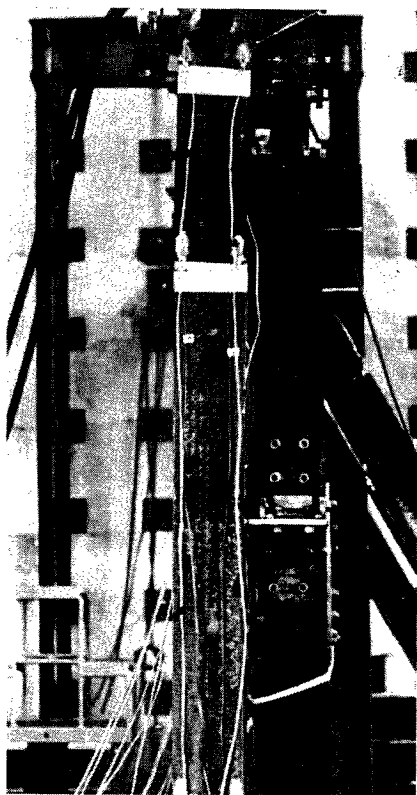


Photo. 6 Lateral buckling of column (FC 5).

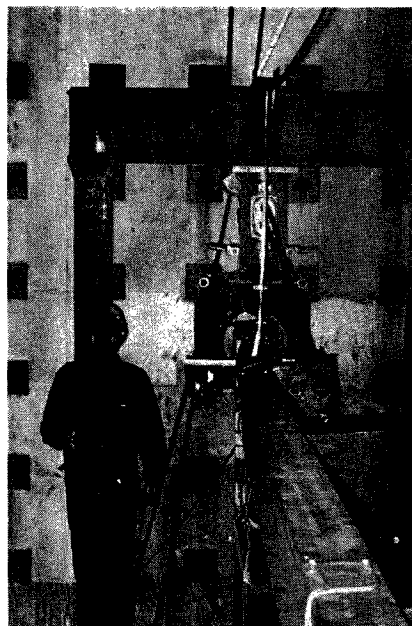


Photo. 7 Lateral buckling of beam (BM0).

Fig. 13(a) (BM0) は水平力と筋違の伸びの関係を示したものである。 $B\epsilon_1$ は座屈変形で生ずるたわみによる縮み量もふくまれている。 $B\epsilon_2$ は純粋に筋違伸びで最終変形に到っても $\epsilon=10 \times 10^{-3}$ で材はひずみ硬化域に入っていないことが分る。**Fig. 13(b)** には W.S.G. より得られた筋違の $h-\epsilon$ 関係を示す。

b) 繰返し載荷；繰返しの制御は、BC0, BC5 とし、圧縮筋違座屈前（処女載荷）、圧縮筋違座屈（ $1/2$, $3/2$ サイクル）以後変位で行い引張筋違降伏までに 2～3 回ループを描いた。引張筋違降伏以後は更に振巾を大きくして、試験体が破壊にいたるまで繰返し加力した。BC0, BC5 の $H-\Delta$ 関係を **Figs. 8(g), (h)** に示す。

BC0, BC5 の挙動は処女載荷時には弾性挙動である。 $1/2$, $3/2$ サイクルで圧縮筋違座屈、フレームおよび引張筋違は弾性挙動、圧縮筋違の中央たわみは小さい。 $3/2$, $5/2$ サイクルで除荷勾配は繰返し数の増加と共に減少、圧縮筋違の中央たわみは徐々に増加、圧縮筋違座屈後の勾配は $1/2$, $3/2$ の時の座屈後の勾配とほぼ等しい。

以後繰返しによって $H-\Delta$ 関係の勾配はゆるやかになり、 $\Delta=0$ の近傍では両筋違が曲がった状態であるため、明確な逆 S 字形のループを描く。BC0 では $1/2$ サイクルにまず両柱脚に局部座屈が生じ、ひきつづき、はりのフランジおよびウェブにも起り、水平力が低下した。 $1/2$ サイクルではりに横座屈が生じ、 $1/2$ サイクルで実験を終了した。

BC5 では $10/2$ サイクルに柱脚圧縮側フランジに局部座屈が生じ引き続き柱に横座屈が発生した。 $11/2$ サイクル目は柱脚において引張り側フランジは座屈による変形が減少し、圧縮側フランジの座屈が $\delta=-30$ mm

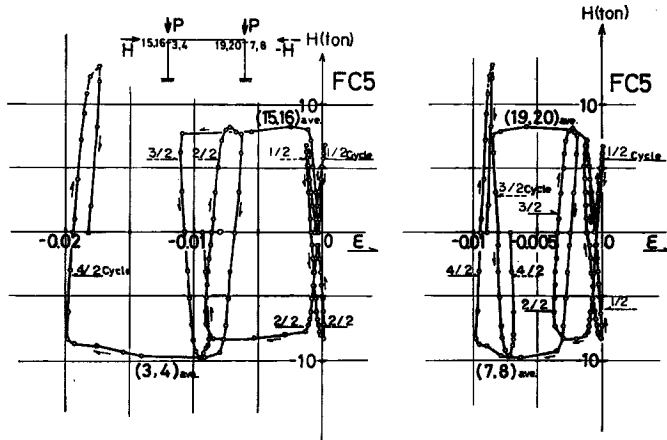


Fig. 11(a) Horizontal force-strain relations.

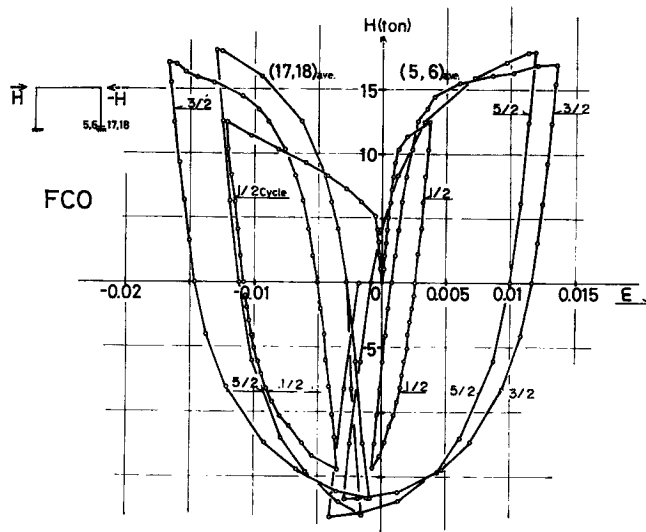


Fig. 11(b) Horizontal force-strain relations.

の頃に生じた。また柱頭が圧縮側フランジも座屈し水平力が減少した。12/2サイクル目は柱の横座屈による変形、材端の局部座屈が著しく、ウェブも座屈した (Photos. 8, 9)。13/2サイクルで実験を終了した。

繰返し載荷を行なった試験体の変形状態を Photos. 10~13 に示す。

3. 解 析

一定鉛直荷重と単調変動水平力、あるいは正負交番繰返し水平力を受ける骨組の弾塑性挙動を追跡するために次の3つの方法で解析を行う。3・1 (解析1) ではある仮定された繰返し曲げモーメント—曲率関係に基づいて純ラーメンの繰返し弾塑性挙動を数値解法により求める。ここでは column deflection curve¹⁵⁾の

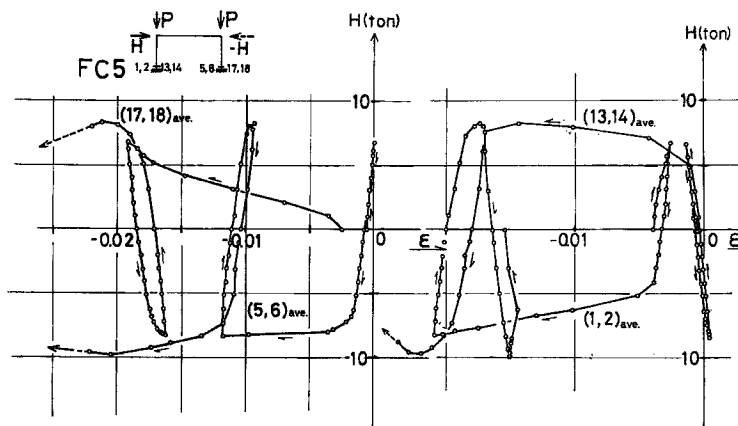


Fig. 11(c) Horizontal force-strain relations.

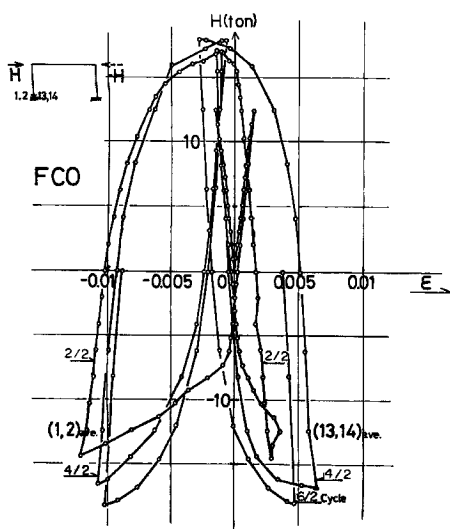


Fig. 11(d) Horizontal force-strain relations.

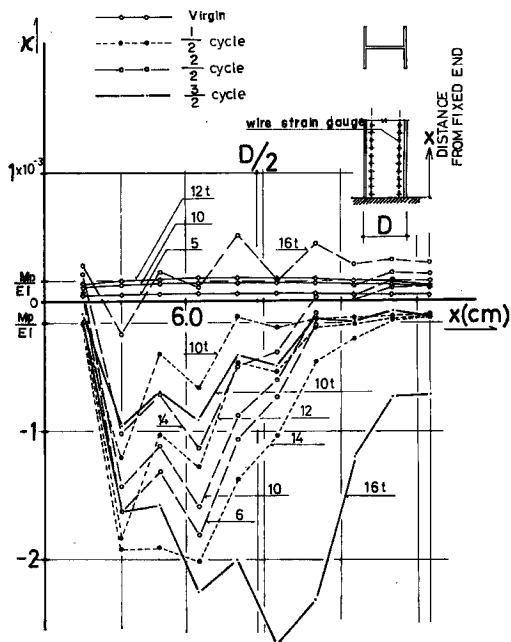


Fig. 12 Distribution of curvatures

数値解法を横移動のある骨組に応用する。3・2（解析2）では、骨組の無載荷状態で導入されているモーメントおよび柱脚の固定度が単調変動水平力—変位関係におよぼす影響を hardening hinge method により調べる。ここに用いる hinge のモーメント—回転角関係は tri-linear 型モーメント—曲率関係より求めそれを近似化して用いる。3・3 では繰返し交番圧縮、引張力を受ける筋違の弾塑性解析を行なう。

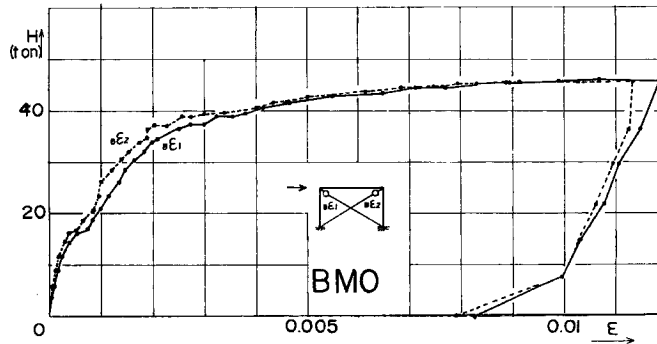


Fig. 13(a) Horizontal force-elongation of bracing member rotations.

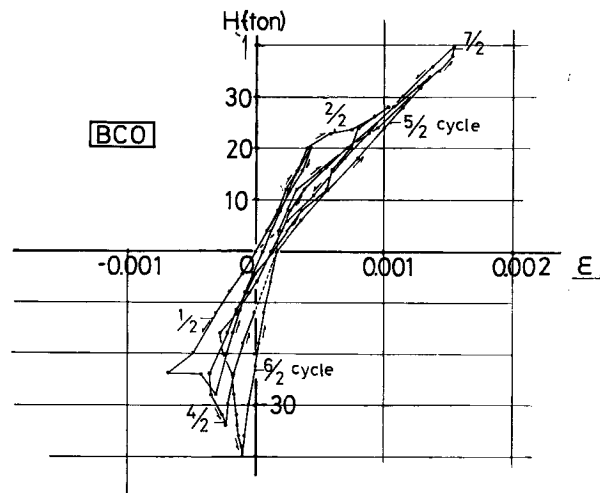


Fig. 13(b) Horizontal force-strain of bracing member relations.

記 号

 A ; 断面積 E ; ヤング率 H ; 水平力 I ; 断面 2 次モーメント K ; 剛度 $= 2EI/h$ M ; 曲げモーメント M_i ; n 区分された部材の i 点での曲げモーメント ($i=1, 2, \dots, n$) $M_{i/2}$; $i/2$ サイクル除荷時の曲げモーメント ($i=1, 2, \dots, n$) $M_{i,m}$; $[i-1, i]$ 区間の平均的な曲げモーメント ($i=1, 2, \dots, n$) M_i ; 節点に作用する曲げモーメント M_P ; 弾性限曲げモーメント M_{PN} ; 軸力を考慮した弾性限曲げモーメント



Photo. 8 Local buckling of column top (BC5).



Photo. 9 Local buckling of column bottom (BC5).

N ; 軸力

N_P ; 降伏軸力

P ; 鉛直荷重

P_{cr} ; 座屈荷重

Q ; せん断力

h ; 柱部材長

l ; 材長

$m = M/M_P$

$\Delta m = (M - M_P)/M_P$

s ; (ひずみ硬化開始時の曲率) / (弾性限曲率)

x ; 座標軸 (材軸方向)

y ; 座標軸 (たわみ方向) またはたわみ

y_i ; n 区分された部材の i 点でのたわみ ($i=1, 2, \dots, n$)

θ ; たわみ角

θ_i ; n 区分された部材の i 点でのたわみ角 ($i=1, 2, \dots, n$)

θ_{mP} ; 筋違中央部での塑性回転角

θ_P ; 弾性限たわみ角

$\Delta \theta_P = (\theta - \theta_P)/\theta_P$

κ ; 曲率

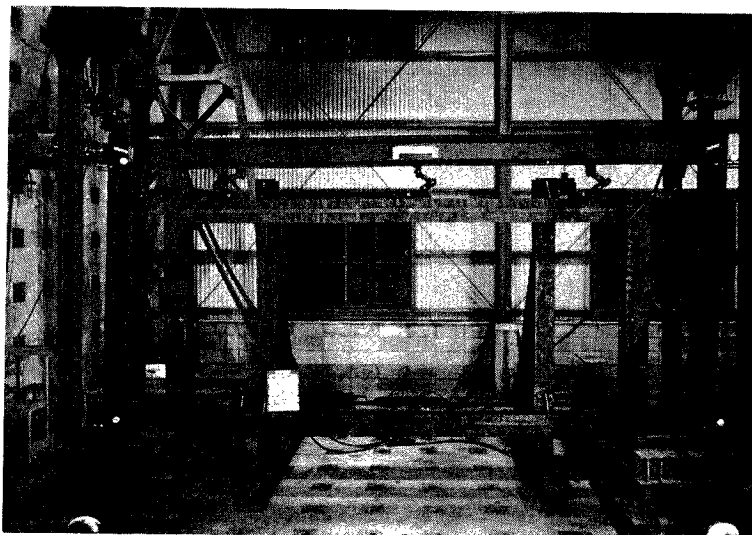


Photo. 10 Frame after test (FC0).

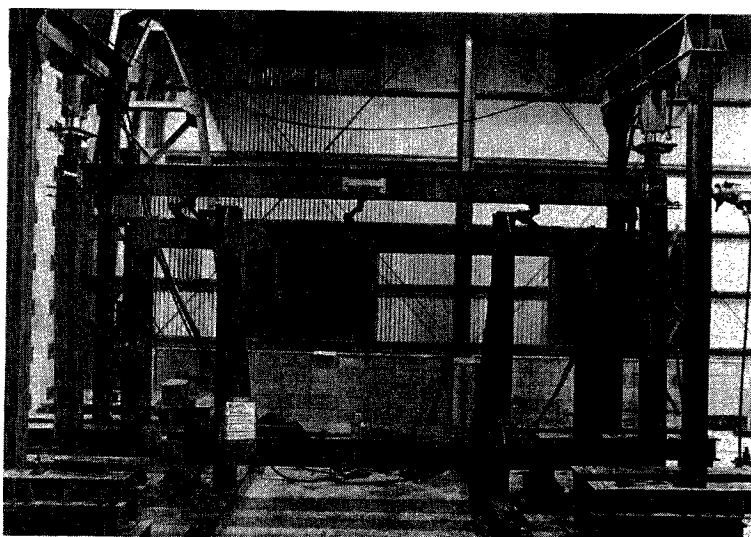


Photo. 11 Frame after test (FC5).

κ_i ; $M_{i,m}$ に対応する曲率 ($i=1, 2, \dots, n$)

$\kappa_{i/2}$; $i/2$ サイクル除荷時の曲率

κ_P ; 弾性限曲率

κ_{PN} ; 軸力を考慮した弾性限曲率

λ ; $M-\theta$ 関係のひずみ硬化係数

τ ; $M-\kappa$ 関係のひずみ硬化係数

$\omega = \sqrt{N/EI}$

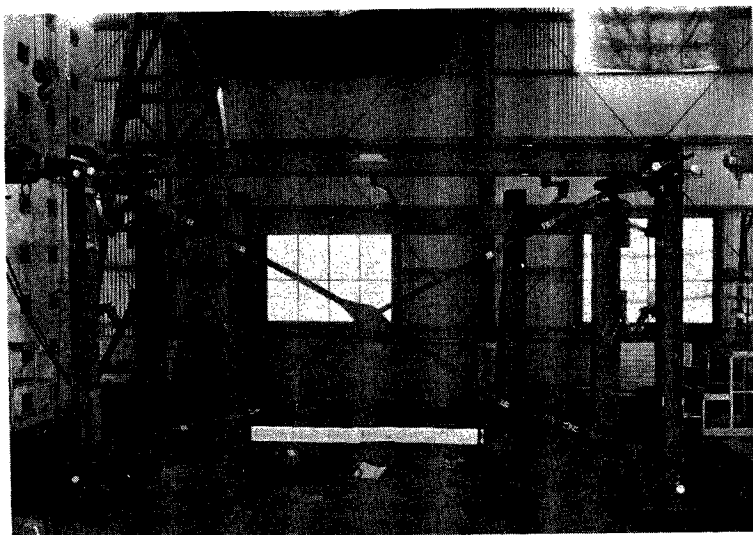


Photo. 12 Frame after test (BC0).

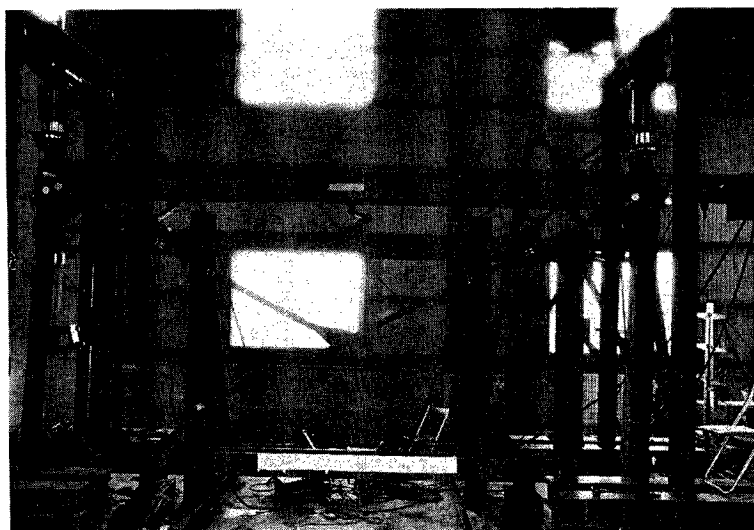


Photo. 13 Frame after test (BC5).

3・1 骨組の弾塑性解析 1

一定鉛直荷重と単調変動水平力あるいは正負交番繰返し水平力を受ける純ラーメンの弾塑性解析を次項の仮定に基づき、部材各部の塑性履歴の影響を考慮して行う。

3・1・1 仮 定

- 1° 平面保持
- 2° 微少変形
- 3° 部材は線材

- 4° 部材の微小区間ではたわみ形は円弧とする。
- 5° せん断変形は無視する。
- 6° 材軸方向の伸縮は無視する。
- 7° 横座屈, 局部座屈等の不安定現象はない。
- 8° 繰返し曲げモーメントを受ける断面の曲げモーメントー曲率 ($M-\kappa$) 関係は次のように仮定する。

i) 曲げを受ける断面の $M-\kappa$ 関係

Fig. 14 に示すごとく仮定する。

すなわち弾性域では処女載荷時は

$$M = EI \cdot \kappa$$

除荷時の曲率ー曲げモーメントを $(\kappa_{i-1/2}, M_{i-1/2})$ とすれば $1/2$ サイクル以後は

$$M = EI \cdot (\kappa - \kappa_{i-1/2}) + M_{i-1/2} \quad (i=1, 2, \dots, n)$$

なお, 処女載荷時の弾性限の曲率および曲げモーメントを κ_P, M_P とすると $M < 0$ なら $\kappa_0 \equiv \kappa_P, M_0 \equiv M_P, M < 0$ なら $\kappa_0 \equiv -\kappa_P, M_0 \equiv -M_P$

上式の成立範囲は $|M| \leq \tau_0 EI (|\kappa| - \kappa_P) + |M_P|$

ここに τ_0 はひずみ硬化係数

ii) 一定軸力と曲げを受ける断面の $M-\kappa$ 関係

Fig. 15 に示すごとく, 曲げを受ける断面の $M-\kappa$ 関係の非弾性域の挙動を表わす直線に交わるまでは弾性域漸増型の Bi-linear な $M-\kappa$ 関係とする。

すなわち $1/2$ サイクルを単位として前々回までに受けた履歴のうち前々回の最終モーメントと同一符号で, かつ絶対値で最大のモーメントを M_m とし ($|M_m| \leq M_{PN}$ ならば $M > 0$ のとき $M_m = M_{PN}, M < 0$ のとき $M_m = -M_{PN}$ とする), 前回の除荷時の曲率とモーメントを $(\kappa_{i-1/2}, M_{i-1/2})$ とすると, 弾性域では処女載荷時は

$$M = EI \cdot \kappa$$

$1/2$ サイクル以後は

$$M = EI \cdot (\kappa - \kappa_{i-1/2}) + M_{i-1/2} \quad (i=1, 2, \dots, n)$$

なお κ_0, M_0 は処女載荷時の最終履歴

上式の成立範囲は $|M| \leq |M_m|$ かつ $|M| \leq \tau_0 EI (|\kappa| - \kappa_P) + M_P$

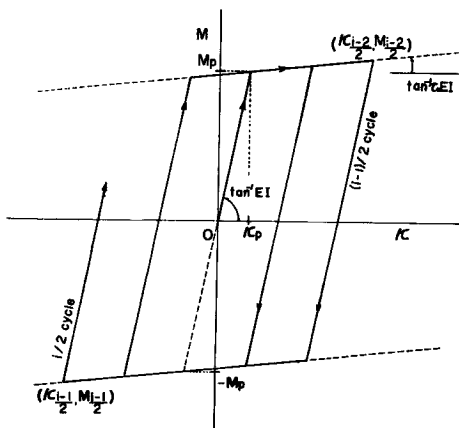


Fig. 14 Assumed moment-curvature relation (no axial force).

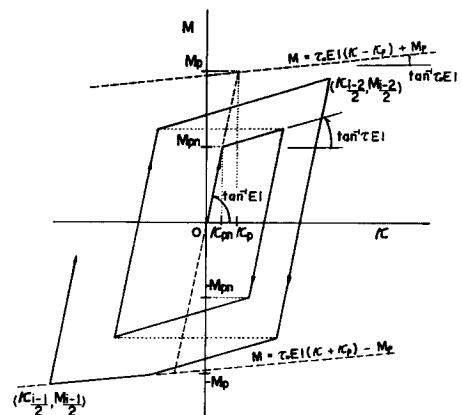


Fig. 15 Assumed moment-curvature relation (under axial force).

ここに $\frac{1}{2}$ サイクルのとき $M > 0$ なら $M_m = M_{PN}$, $M < 0$ なら $M_m = -M_{PN}$

非弾性域では処女載荷時は

$$M > 0 \text{ のとき } M = \tau EI \cdot (\kappa - \kappa_{PN}) + M_{PN}$$

$$M < 0 \text{ のとき } M = \tau EI \cdot (\kappa + \kappa_{PN}) - M_{PN}$$

$\frac{1}{2}$ サイクル以後は

$$M = \tau EI \cdot \left(\kappa - \frac{M_m - M_{i-1/2}}{EI} - \kappa_{i-1/2} \right) + M_m$$

$$|M| = \tau_0 EI \cdot (|\kappa| - \kappa_P) + M_P$$

上の2式のうち値の小さい方を用いる。

H 型断面を微小な要素に分割し、Bi-linear 型の応力-ひずみ関係の仮定のもとに繰返し $M-\kappa$ 関係を求めた五十嵐博士らの結果とこの仮定による $M-\kappa$ 関係とを Fig. 16 に示す。これより仮定の妥当性が認められる。

3・1・2 荷重-変形関係

軸力と曲げを受ける部材の変形状態は Fig. 17 に示すごとくである。符号は図の向きを正とする。

いま N, Q, M_i, θ_i は既知とする。部材を n 区分すると第一区間の平均的なモーメント $M_{1,m}$ は

$$M_{1,m} = M_i + Q \cdot (\rho_1/2) + N \cdot \theta_i \cdot (\rho_1/2)$$

で表わされる。

その区間の過去に受けた曲げモーメントの履歴が既知であると、 $M_{1,m}$ に対応する曲率が仮定 8° により定まる。仮定 4° により微小区間でのたわみ形は円弧であるから、 $i=1$ のたわみ角 θ_1 、たわみ y_1 、モーメント M_1 は次式で表わすことが出来る。

$$\theta_1 = \theta_i - \rho_1 \kappa_1$$

$$y_1 = \theta_i \cdot \rho_1 - (\rho_1/2) \cdot \kappa_1$$

$$M_1 = M_i + Q \cdot \rho_1 + N \cdot y_1$$

一般に $i-1$ 点での諸量が分っておれば $[i-1, i]$ 区間での $M_{i,m}$ は次式で表わすことが出来る。

$$M_{i,m} = M_{i-1} + Q \cdot (\rho_i/2) + N \cdot \theta_{i-1} \cdot (\rho_{i-1}/2) \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここに $M_0 \equiv M_i, \theta_0 \equiv \theta_i$

$M_{i,m}$ に対応する曲率 κ_i は履歴を考慮して $M-\kappa$ 関係により定まる。 κ_i が定まれば、 i 点での θ_i, y_i ,

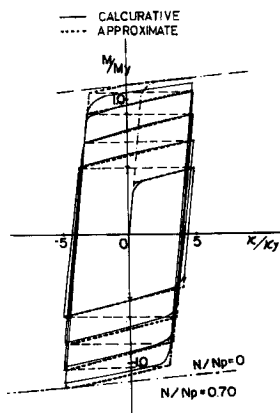


Fig. 16 Comparison with calculated and assumed $M-\tau$ curves.

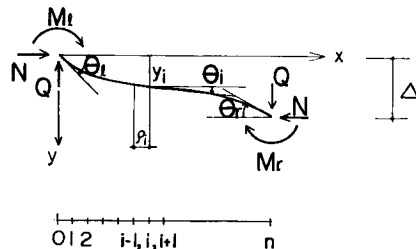


Fig. 17 Notations and positive directions of deformed member.

M_i は次式で表わすことが出来る。

$$\theta_i = \theta_{i-1} - \rho_i \cdot \kappa_i \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$y_i = y_{i-1} + \theta_{i-1} \cdot \rho_i - (\rho_i^2/2) \cdot \kappa_i \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$M_i = M_{i-1} + Q \cdot \rho_i + N \cdot (y_i - y_{i-1}) \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここに $i=1, 2, \dots, n, y_0=0$

Fig. 17 の変形した部材において未知数は $N, Q, M_i, M_r, \theta_i, \theta_r, \Delta$ の計7個であるが、このうち P, Q, M_i, θ_i の4個が初期値として与えられると、(1)~(4)式を用いて残りの3個の未知数が求まる。

3.1.3 解析方法

前項の関係式を用いて骨組の荷重—変位関係、モーメント—回転角関係を求めることが出来る。

ここでは **Fig. 18** に示す骨組の解法について記す。

柱はり節点に作用するモーメント M_j を与えると、はり部材の軸力は無視できるから節点でのたわみ角 θ_j は、そのはり材の曲げモーメントの履歴を考慮した曲率分布が仮定⁸により定まるから、次式で得られる。

$$\theta_j = \frac{1}{l} \int_0^l \kappa \cdot (l-x) \cdot dx$$

節点でのモーメントの釣合式、節点剛節の条件より柱部材の初期値のうち $\theta_0 = \theta_j, M_0 = M_j$ が決まる。さらに軸力 $N=P$ とし、かつ $y_0=0$ であるから Q を仮定し、はり材と同様に柱材の曲げモーメントの履歴を考慮して、試錯法により $\theta_n=0$ を満す Q を見出すことにより骨組の水平力—たわみ関係、モーメント—たわみ角関係を求めることが出来る。

3.2 骨組の弾塑性解析2

実大骨組の試験体では柱脚固定時に **Fig. 10** に示すような曲げモーメントが導入されており、また **Fig. 9** に示すように完全固定でない。このような曲げモーメントが水平力—たわみ関係に影響するのは主に処女載荷時であるから、hardening hinge method により単調載荷の水平力—たわみ関係を導入モーメントおよび柱脚の固定度を考慮して求める。

3.2.1 仮定

解析2では hardening hinge の形成位置およびひずみ硬化を考慮に入れるために、3.1.1の仮定1°, 2°, 3°, 5°, 6°, 7° の他に次の仮定をおく。

9° Hardening hinge は材端より部材せいの $\frac{1}{2}$ 離れた所に形成される。hinge 以外は弾性挙動をする。

10° Hardening hinge の $M-\theta$ 関係は次のように仮定する。

$M-\kappa$ の関係を **Fig. 19** のように仮定すると、単純ばりのモーメント—たわみ角 ($M-\theta$) 関係は、非弾性域において、材長に対する塑性域の比の二次の項を無視すると次式で求まる。

$$\frac{\Delta\theta}{\theta_P} \approx \frac{3(3s-2) \times \Delta m^2}{\tau(1+\Delta m)} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに $\Delta\theta = \theta - \theta_P,$

$$\Delta m = (M - M_P) / M_P \quad (\text{はりの場合})$$

$$= (M - M_{PN}) / M_{PN} \quad (\text{柱の場合})$$

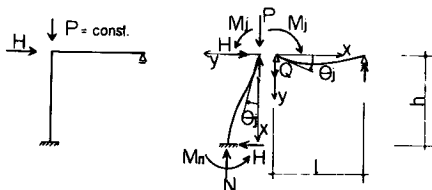


Fig. 18 Frame for analysis.

τ ; ひずみ硬化係数

s ; (ひずみ硬化開始時曲率) / (弾性限曲率)

いま $\tau=3/100$, $s=13$ とすると (5) 式は Fig. 19 に示す非弾性域の曲線 (実線) となる。これを次式で近似する (Fig. 19 の破線)。

$$\Delta m = \lambda \cdot \kappa \cdot M_P \cdot \Delta \theta \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここに $K=(2EI)/l$ で l はヒンジから反曲点までの長さを表わす。

3.2.2 解析方法

門型フレームを Fig. 20 に示す口型フレームに置換し、柱脚部の節点に曲げモーメントを M' 作用させる。外力曲げモーメント M' が柱、はりの剛度に比例して負担されるから導入曲げモーメントを M_0 とすれば節点 1, 4 に与えるべき M' は $M_0(1+k_1)$ となる。なお剛比 k_1 は実験より求める $H-\theta$ 関係から計算する。

骨組の解析は、部材の弾性部分については軸力を考慮した撓角法を用い、塑性部分については hardening hinge に集約し、(6) 式を用いて行う。荷重—変形関係は、骨組の弾塑性域より最終状態まで節点方程式、層方程式および塑性条件式を用いて求めることができる。

3.3 筋違の弾塑性解析

筋違付骨組の荷重—変形曲線を求めるに際し、骨組と筋違との荷重—変形関係を別個に解析し両者の負担水平力の和を骨組全体の荷重変形曲線とすることが行なわれ、これが単調載荷の実験曲線とよく合うことも知られている。ここでも、これにしたがい筋違部材のみが繰返し軸力により座屈と引張り降伏を繰返すときの挙動を次項の仮定に基づいて解析する。

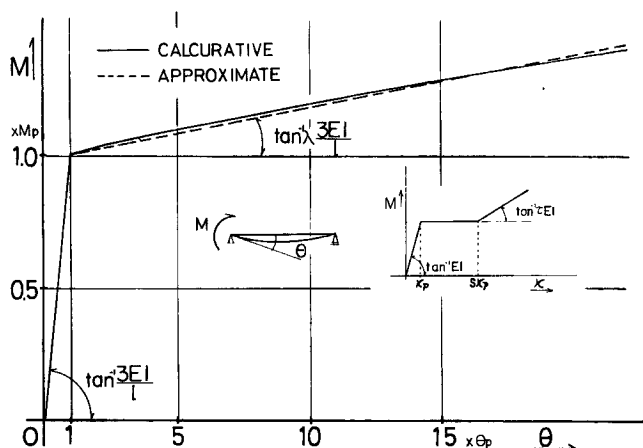


Fig. 19 Moment-rotation relations.

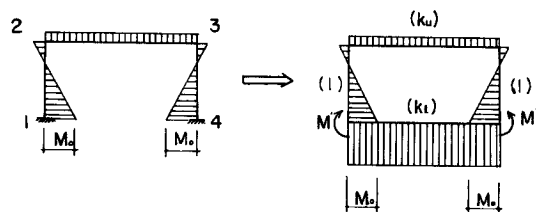


Fig. 20 Frame for analysis.

3.3.1 仮 定

3.1.1 の仮定 1° , 2° , 3° , 5° , 7° の他に

11° 応力度, ひずみ度関係は完全弾塑性とする。

12° 処女載荷時にはたわみは無い。

13° 圧縮筋違は, 座屈荷重に達した後, たわみの増加にともなって部材中央に塑性関節が形成されるとし, それまでは座屈荷重を保持する。

14° 塑性関節の塑性条件は次式とする。

$$\left(\frac{M}{M_P}\right) + \left(\frac{N}{N_P}\right)^2 = 1.0$$

15° 塑性関節の縮みは無視する。

を用いて筋違を両端ピン支持材として繰返し圧縮引張りを受けるときの弾塑性解析を行う。

3.3.2 荷重-変形曲線

ここでは, 筋違が最初に圧縮力を受け, 次に引張り力を受ける場合について記す。

座屈以前

$$\Delta l = \Delta l_1 = \frac{N \cdot l}{A \cdot E} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここに A は断面積, E はヤング率, N は軸力 (圧縮を負とする。), l は材長, Δl は軸方向変位, Δl_1 は材の縮みによる軸方向変位である。

座屈以後, 弾性域では, 座屈荷重は一定であるから,

$$N = N_{cr} \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$\Delta l = \text{不定}$$

上式の成立範囲は次式となる。

$$\left(\frac{N \cdot y_m}{M_P}\right) + \left(\frac{N}{N_P}\right)^2 < 1.0$$

次に, 座屈後の中央たわみ y_m とたわみによる軸方向変位 Δl_2 の関係を求める。Fig. 21 を参照して, たわんだ部材の微少要素の釣合式は次式となる。

$$y'' + \omega^2 \cdot y = 0 \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここに $\omega = \sqrt{N/EI}$

境界条件 $y|_{x=0} = y_m$, $y|_{x=l/2} = 0$ を使って (9) 式を解くとたわみ曲線は

$$y = y_m \cdot [\cos(\omega \cdot x) - \cot(\omega \cdot l/2) \cdot \sin(\omega \cdot x)] \quad \dots\dots\dots (10)$$

となる。

たわみ y とたわみによる軸方向変位 Δl_2 の関係は

$$\Delta l_2 = \int_0^{l/2} y'^2 \cdot dx \quad \dots\dots\dots (11)$$

であるから, (10) 式の 1 階微分を (11) 式に代入して積分を行うと y_m と Δl_2 の関係が次式で求まる。

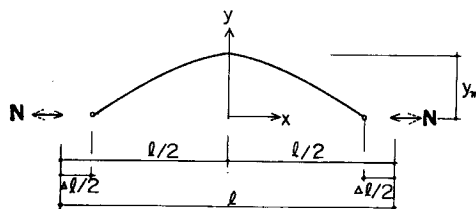


Fig. 21 Bracing member for analysis.

$$\Delta l_2 = -y_m^2 \cdot \omega^2 \cdot \left[\frac{l}{4} \cdot \frac{1}{\sin^2(\omega \cdot l/2)} + \frac{1}{2\omega} \cdot \cot\left(\frac{\omega \cdot l}{2}\right) \right] \quad \dots\dots\dots(12)$$

全変位 Δl は軸力による縮み Δl_1 とたわみによる Δl_2 を加えて

$$\Delta l = -y_m^2 \cdot \omega^2 \cdot \left[\frac{l}{4} \cdot \frac{1}{\sin^2(\omega \cdot l/2)} + \frac{1}{2\omega} \cdot \cot\left(\frac{\omega \cdot l}{2}\right) \right] + \frac{N \cdot l}{A \cdot E} \quad \dots\dots\dots(13)$$

となる。したがって (8) 式で不定とした Δl は y_m を与えることにより求まる。

最大たわみの個所が塑性モーメント M_{PN} に達すると仮定14°を満す。これに $M=N \times y_m$ を代入し、 N について解くと

$$N = \frac{-y_m \cdot N_P^2 + \sqrt{y_m^2 \cdot N_P^4 + 4M_{PN}^2 \cdot N_P^2}}{2M_{PN}} \quad \dots\dots\dots(15)$$

となる。したがって、中央たわみ y_m を与えると (15) 式より軸力 N が求まり、さらに (13) 式より変位 Δl が求まる。このとき塑性関節の回転角 θ_{mP} は次式で得られる。

$$\theta_{mP} = 2 \cdot y' \cdot |_{x=0} = 2y_m \cdot \omega \cdot \cot(\omega \cdot l/2) \quad \dots\dots\dots(16)$$

この段階から逆載荷を行なうと、塑性関節の弾性変形を無視すれば中央たわみ角は $\theta_{mP}/2$ のまま部材は弾性挙動をする。したがって中央たわみ y_m は軸力 N が与えられると、

$$y_m = \frac{\theta_{mP}}{2\omega} \tan(\omega \cdot l/2) \quad \dots\dots\dots(17)$$

で得られ、変位 Δl も (17) 式を (13) 式に代入して求まる。

$N=0$ のとき変位 Δl は

$$\Delta l = \frac{\theta_{mP}^2 \cdot l}{2}$$

である。

更に引張り力が加わると釣合式は、(9) 式と同様に N の符号が変わるのみであるから全変位 Δl 、および y_m は次式で表わされる。

$$\Delta l = -y_m^2 \cdot \omega^2 \cdot \left[\frac{l}{4} \cdot \frac{1}{\sinh^2(\omega l/2)} + \frac{1}{2\omega} \cdot \coth(\omega l/2) \right] \quad \dots\dots\dots(18)$$

$$y_m = \frac{\theta_{mP}}{2\omega} \cdot \tanh(\omega l/2) \quad \dots\dots\dots(19)$$

ここに $\omega = \sqrt{N/EI}$

引張り力によって中央部が塑性化すると仮定14°の関係があるから、中央たわみ y_m と軸力 N の関係は (19) 式の代りに (15) 式が成立する。

引張り力 N が降伏軸力に達すると中央たわみ y_m 、たわみ角 $\theta_{mP}/2$ とも零となり、変位は不定となる。この段階から除荷すると $N=0$ のとき塑性伸びによる残留変形が残る。この残留変形が座屈荷重によらず影響を無視すると、次の圧縮除荷過程は処女載荷時と同様となり (7)～(19) 式が成立する。したがって、筋違の繰返し圧縮引張り変位曲線が得られる。

3.3.3 筋違付骨組の荷重—変位関係

筋違付骨組の単調あるいは、繰返し荷重—変位関係は3.1, 3.2で得られた骨組の荷重—変位曲線と3.3で得られた圧縮および引張り両筋違の荷重—変位曲線を加えて求められる。

4. 実験結果と解析結果の比較および考察

解析1において $M-\kappa$ 関係のひずみ硬化係数は、引張試験結果より得られたひずみ硬化係数 (E_{st}/E) を用いて一方向曲げをうける断面の $M-\kappa$ 関係を求め、これより軸力零の部材に対して0.01、軸力が存在するものに対して0.03を用いた。また解析2において $M-\theta$ 関係のひずみ硬化係数 λ は軸力零の部材に対して0.015、軸力が存在する部材に対して0.045を用いた。柱脚固定度は $H-\theta$ 実験曲線から逆算して、柱の

剛度 (1.0) に対して仮定のつなぎばりの剛度を (1.8) とした。導入曲げモーメントは測定結果から平均的な値として $M_v/3$ (M_v : 降伏モーメント) の曲げモーメントが水平力無載荷時に柱脚に存在するよう外力モーメントを与えた。

解析 1 の曲線は実線で、解析 2 の曲線は 2 点鎖線で、second order の剛塑性崩壊曲線は 1 点鎖線で Fig. 8 に示した。筋違付骨組の場合は解析 1 と筋違の解析とから求めた同一変位に対する分担水平力の和を実線で、解析 2 と筋違の解析の和を 2 点鎖線で、圧縮筋違を無視して second order の剛塑性崩壊荷重の和を 1 点鎖線で示した。なお、BC 0, BC5 については変位が小さい範囲の実験値に対応する解析値は図を複雑にするので Fig. 8 には記入されていない。Fig. 22 には除荷点を原点として BC 0, BC5 について解析 1 の曲線と実験曲線とを示した。

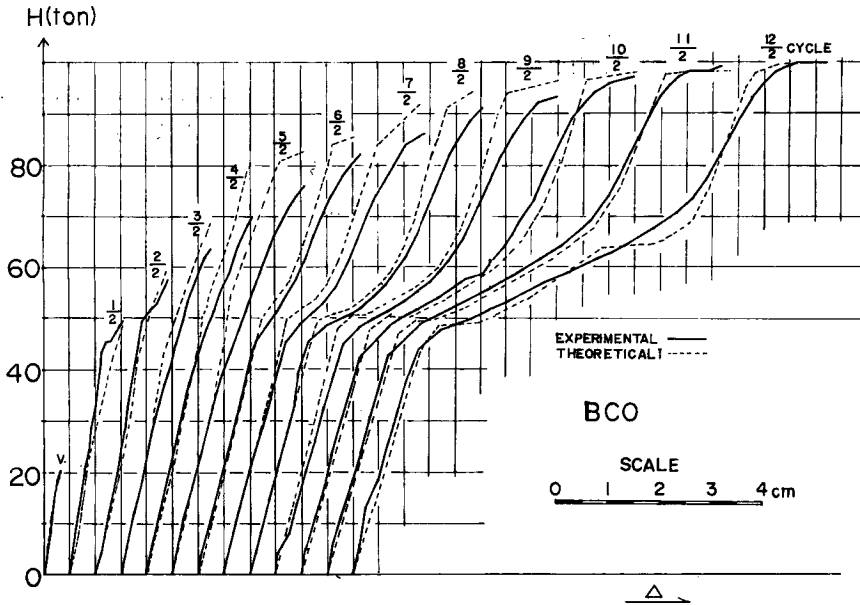


Fig. 22(a) Horizontal force-displacement relations.

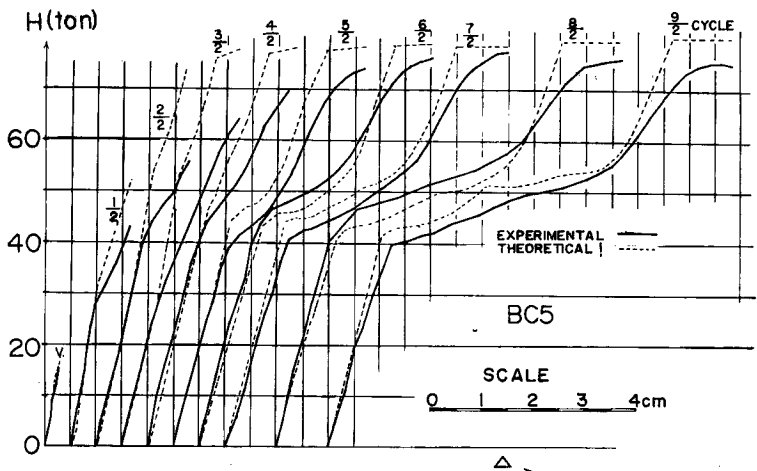


Fig. 22(b) Horizontal force-displacement relations.

4.1 荷重—変位曲線

単調荷重を受ける試験体 FM0, FM5 の荷重—変位曲線にはこれまでの鉄骨骨組に関する研究において指摘されている軸力による不安定現象、ひずみ硬化現象が現われており、FM0 では水平力の低下はなく、鉛直力の存在する FM5 では耐力以後復元力は負勾配となっている。筋違付骨組の BM0, BM5 ではこれらの現象は FM0, FM5 に比べて影響が少ない。これは、不安定現象については筋違付骨組の耐力は FM0, FM5 に比べて約 4 倍で $P \cdot \Delta$ モーメントによる水平力の低下が骨組全体におよぼす影響が小さいこと、引張筋違降伏時の変位とフレームの耐力時の変位がそれぞれ約 1 cm と約 5 cm で両者に差があるため、筋違が降伏して後もフレームに余裕があることにある。またひずみ硬化現象については、筋違付骨組は主として筋違の伸び剛性で水平力に抵抗するため、引張筋違降伏後、更に大変形をしなければ筋違はひずみ硬化域に入らないためである。

正負交番繰返し荷重を受ける試験体の履歴曲線は FC0 で *masing type*, FC5 で負勾配を有する *bilinear type* となり鉛直荷重の存在がループの形状に大きな影響を及ぼすことがわかる。これに対し、筋違付少骨組では履歴曲線はどちらも逆 S 字形となっている。鉛直荷重の存在がループの形状におよぼす影響はない。しかし、大振巾時にはループの形状に軸力の影響が現われ、BC5 ではループの反曲点（変位零の近傍）と最大耐力時の 2ヶ所にピークが存在するのに対し、BC0 では局部座屈等による不安定現象が現われるまでピークは存在しない。この理由は、反曲点の近傍（変位零の近傍）では両筋違はたわんだ状態にあり、剛性が低いため、骨組の挙動は純ラーメンの挙動に左右されることにある。Fig. 8 に示す解析 1, および筋違の解析より得られた理論曲線は実験曲線をよく追跡している。

FM0, FM5, FC0, FC5 では初期剛性、除荷時剛性とも解析 1 の曲線が実験曲線を上廻っているが、これは柱脚を完全固定としているためである。実験曲線の処女載荷時において解析 1 の曲線と実験曲線とは挙動が大きく異っているがこれは前述した柱脚固定時に導入される曲げモーメントの影響である。したがって上記の事柄を考慮した解析 2 による曲線は処女載荷時において実験曲線とよく一致している。

筋違付骨組では筋違の剛性が大きいので、初期剛性、除荷時剛性におよぼす上記の影響は少なく、解析 1 の曲線と実験曲線はよく一致している。しかし単調荷重を行った BM0, BM5 では圧縮筋違の座屈、引張筋違の降伏に伴って解析 1 の曲線と実験曲線とに差が生じている。この理由は上記の導入曲げモーメントの他に、筋違の座屈長さの取り方、応力度—ひずみ度関係を完全弾塑性としていること、筋違に導入されている軸力を無視していること、などが考えられる。

繰返し荷重の挙動に関しても剛性に関して実験値と解析値とに差がある (Fig. 22 参照)。引張筋違降伏以内の変位を与えたサイクル (BC0... $\frac{1}{2}$, BC5... $\frac{1}{2}$ サイクル) において合わない理由は前記の導入モーメントの他に座屈変形を生じた筋違が降伏軸力以内の引張力を受けても除荷時には元たわみが消えるとしたためである。引張り筋違降伏以上の変位を与えたサイクルにおいて剛性が合わないのは応力度—ひずみ度関係を完全弾塑性としていること、および前記の導入モーメントの影響（純ラーメンではまだ完全に塑性化していない）である。

耐力に関して解析値 1 が実験値より高いのは、モーメント—曲率関係の仮定に際し塑性モーメントを比例限として *Bi-linear Type* に置いたことによりひずみ硬化現象による耐力上昇を非弾性域の初期の段階で見積りすぎること—に因があると考えられる。

4.2 降伏荷重、最大耐力

初期剛性の $\frac{1}{2}$ 勾配になる点を降伏荷重とし、繰返し回数と降伏荷重の関係、および繰返し回数と最大耐力の関係を Fig. 23 に示す。繰返し荷重を行なった試験体では図の縦軸の基準値 H_y , H_f は処女載荷時に現われないので単調荷重の実験値を用いた。また $H_{y(i/2)}$, $H_{f(i/2)}$ は除荷時を基準点として求めた。

降伏荷重に関して FC0 は繰返し履歴を受けても著しい変化はないが FC5 では繰返し回数と共に上昇し $\frac{1}{2}$ サイクルを基準としてその上昇率は 45% にも達する。

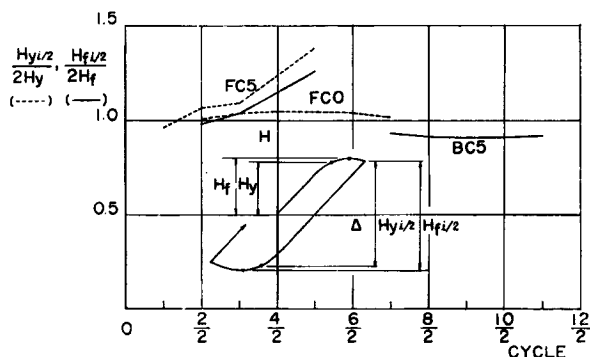


Fig. 23 Yield and maximum strength-number of cycles relations.

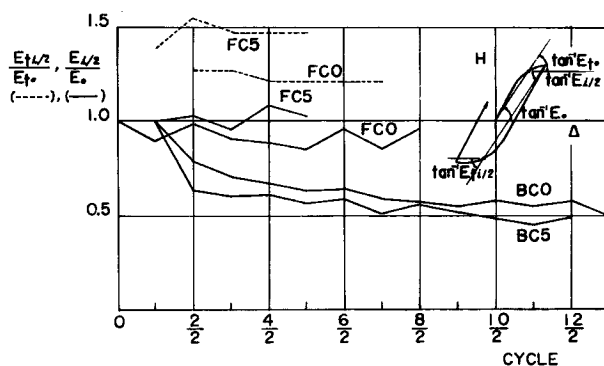


Fig. 24 Frame rigidity-number of cycles relations.

純ラーメンでは最大耐力に関しても降伏荷重と繰返し回数との関係と同様の傾向がみられ、FC5 は繰返し回数の増加と共に最大耐力は上昇し、 $\frac{1}{2}$ サイクルを基準として $\frac{1}{2}$ サイクルでは37%の上昇が見られる。これに対し筋違付骨組では鉛直力が存在しても最大耐力の上昇はみられず、最大荷重が現われるサイクル数の範囲で3%の低下がみとめられる。

このように降伏荷重、最大耐力が高軸力をうける純ラーメンにおいて繰返し回数の増加とともに上昇する理由は断面が軸力と繰返し曲げモーメントを受けるとひずみの蓄積が生じ、ひずみ硬化現象によって抵抗モーメントが上昇するためである。筋違付骨組で耐力上昇がない理由は、1) 筋違がひずみ硬化域に入っていないこと。2) 筋違の耐力時の水平変位と純ラーメンの最大耐力時のそれとに差があるため両者の水平力の全体和はかならずしも上昇しない。すなわち純ラーメンの最大耐力は上昇するが、このときの水平変位では骨組としては最大耐力に達していない。また筋違の負担水平力が最大値に達するときの変位は前回の変位より大きいので、このとき純ラーメンの負担水平力は、復元力特性が負勾配であることから、かならずしも前回の負担水平力より大きいとは限らないこと、が挙げられる。

4.3 剛性の低下および靱性率

除荷時の剛性および割線剛性（初期剛性の $\frac{1}{3}$ 点と除荷点とを通る直線の勾配）と繰返し回数の関係を Fig. 24 に示す。Fig. 24 の基準値 E_0 は処女載荷時の剛性であり、 E_{10} は単調載荷の実験より得られた割線剛性である。初期剛性に関して筋違の無い骨組 FC0, FC5 は繰返し回数による影響が筋違付骨組に比べて少なく、FC5 で最大6%の上昇、FC0 で最大15%の低下である。BC0, BC5 では繰返し回数は大きく%

サイクル目で圧縮筋違の座屈により急激に減少し、以後漸次減少して50%の低下が生じている。これは大振巾（引張筋違が降伏する以上の振巾）で繰返すと圧縮筋違のたわみが大きく、除荷時に圧縮筋違は水平力を負担しえないため、除荷時の剛性は引張筋違と純ラーメンの剛性により決るからである。

純ラーメンの割線剛性はいずれも繰返し回数の増加に伴って減少し最大10%である。なお FC5 で $\frac{1}{2}$ サイクル目の剛性が低いのは導入曲げモーメントの影響が残っているためと考えられる。

FC5 について $\frac{1}{3}$ 勾配降伏時の変位を基準にして靱性率を求めると、 $\frac{1}{2}$ サイクル…1.52, $\frac{1}{2}$ …1.46, $\frac{1}{2}$ …1.37と繰返し回数の増加と共に減少しており、靱性率は低い。

4.4 荷重一回転角関係

荷重一節点回転角曲線のうち FM0, FM5 については $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4$ の全節点の関係を Figs. 9(a), (b) に、FC0, FC5 については θ_3 について Figs. 9(c), (d) に示した。

FM0, FM5 について、柱脚の回転角 θ_1, θ_4 と柱頭の回転角 θ_2, θ_3 とを比較すると、初期剛性で柱脚の回転角は柱頭のその約 $\frac{1}{3}$ である。これは柱脚が完全に固定でないことを表わしており、この実験値から柱脚の固定度を求めると、柱の剛度を1.0として柱脚間をつなぐ仮想のつなぎばりの剛度が1.8となる。FM5, FC5 では大きな鉛直荷重が存在するため柱、はりの塑性モーメントの差は大きく、はり弾性域（測定範囲内）にとどまるため節点回転角は最大水平力以後も急激な増加はない。FM0, FC0 では塑性モーメントの差がなく、耐力以後はり材も塑性化が進行し、急激に節点回転角が増加する。

4.5 荷重一ひずみ関係

FC0 の両柱脚および FC5 の両柱脚、柱頭の水平力一ひずみ関係を Fig. 11 に示す。FC5 ではひずみの蓄積がみられる。この現象は羽倉博士らが指摘している現象で¹⁶⁾、これが繰返し力を受ける骨組の耐力上昇の一原因である。

FM0, FM5, FC0, FC5 については柱脚固定時に導入されるモーメントを測定していないが Fig. 11 から曲げモーメントが導入されていることが判る。すなわち FC0, FC5 はいずれの試験体もゲージ番号1, 2の平均 $(1,2)_{ave}$ と13, 14の平均 $(13,14)_{ave}$ は処女載荷時の最終水平力 12.5ton まで弾性挙動であり、逆載荷時の $\frac{1}{2}$ サイクルには約 10ton の水平力ですでに降伏ひずみに達し、水平力載荷以前に正のモーメントが導入されている。逆に $(5,6)_{ave}$ と $(17,18)_{ave}$ は処女載荷時に約 7ton の水平力で降伏し、逆載荷の $\frac{1}{2}$ サイクルには最終水平力 14.5ton まで弾性挙動を示していることから負のモーメントが導入されている。

Fig. 12 は FC0 の試験体柱脚の曲率分布の変化である。この図から曲率最大となる個所は $\frac{1}{3}D \sim \frac{1}{2}D$ （但し D は部材せい）となっており、この個所は繰返し回数の増加と共に端部から部材中央方向へ移行する傾向にある。解析2に用いた仮定はこのデータに基づいたものである。

4.6 筋違の挙動

水平力と筋違材軸方向変位との関係を Fig. 13(a) に示す。なお変位は材長で割り、ひずみ度で表わしている。 $B\epsilon_1$ は圧縮筋違の挙動であり、 $B\epsilon_2$ は引張筋違の挙動である。 $B\epsilon_1$ と $B\epsilon_2$ ひずみの差ははりに筋違軸力の水平成分が軸力として作用することによって、はり材が縮むために生ずるものである。圧縮筋違座屈後、引張筋違降伏までの区間で引張筋違の変位と圧縮筋違の変位の差は約20%である。引張筋違降伏後ははり軸力の増加がほとんどないのでこの差は拡大しない。

筋違に貼付したワイヤーストレインゲージから得られた処女載荷時に引張を受ける筋違の $H-\epsilon$ 曲線を Fig. 13(b) に示す。この図に示したひずみは弾性限内であるから、筋違の軸力変化を表わしている。

$\frac{1}{2}$ サイクルで筋違は座屈し、ひずみが減少していることから圧縮筋違の水平力分担が座屈によって急激に減少することが分る。次の $\frac{1}{2}$ サイクルでは引張を受け、他の筋違が座屈するまで直線的に変化するが、圧縮筋違が座屈する $H=22\text{ton}$ で引張筋違のひずみは急増している。これは圧縮筋違が負担していた水平力が座屈（変形）によって急減し、引張筋違に移行したことを示している。

5. 結 語

一定鉛直荷重と単調あるいは正負交番繰返し水平力を受ける純ラーメン、および筋違付ラーメンの実大実験およびその解析結果から次のことを結論として挙げる。

1° 純ラーメンの骨組が鉛直荷重と正負交番繰返し水平力を受け、柱部材が塑性化する場合には、柱部材にはひずみの蓄積が生じ、ひずみ硬化現象によって最大耐力が上昇する。

2° 筋違付骨組あるいは鉛直荷重が存在しない純ラーメンの骨組では繰返し水平力を受けても最大耐力の上昇はみられない。

3° 純ラーメンの履歴曲線のループは鉛直荷重の存在がその形状に影響し、鉛直荷重が零の場合 *mashing type*, 大きい場合負勾配を有するループの閉じない *bi-linear type* となる。

4° 筋違付骨組のループは逆 S 字型となる。鉛直荷重がループの形状に及ぼす影響は少ない。

5° 筋違付骨組は除荷時の剛性の低下が大きく 50% にも達するが、純ラーメンでは繰返し回数による変化は少ない。

6° 部材断面が AISC の塑性設計の巾厚比制限 (フランジで $D/t < 16$, 但し D はフランジ巾, t は厚さ) 内にある部材で構成される骨組でも、繰返し荷重を受けると局部座屈が生じ、これが横座屈を誘発し骨組の復元力が低下する。局部座屈のみでは骨組の復元力低下はみとめられない。

7° 弾性域漸増型のモーメント曲率関係から得られる荷重—変位関係は実験曲線を良く追跡する。

8° 弾性域漸増型のモーメント—曲率関係から得られる荷重—変位関係と繰返し圧縮引張をうける筋違の荷重—変位関係との単純和は筋違付骨組の挙動を良く追跡する。

謝 辞

本研究は日本構鋼造協会の「鋼構造の終局耐力に関する特別研究」(研究代表者横尾義貫京都大学教授)の一分担として行なわれたものであり、同協会ならびに研究費を供出された諸社に謝意を表する。また協同研究者である坂本順名古屋大学助教授には実験計画について、京都大学大学院生高枝新伍君(現川崎重工 KK 勤務)、京都大学学生魚住照夫君(現日本鋼管 KK 勤務)、同山本 昇君(現京都大学大学院生)には実験ならびに資料整理について多くの協力を得たことを感謝します。

参 考 文 献

- 1) Popov, E.P. and R.E. McCarthy: Deflection Stability of Frames under Repeated Loads, Proc. of A.S.C.E., EMI., Jan., 1960, pp. 61~78.
- 2) 牧野 稔・佐藤 卓・宮崎慶二: 水平力をうける鉄骨ラーメン変形状と終局耐力について, 建築省建築研究所報告, No. 46, 昭40.10, pp. 63~78.
- 3) Igarashi, S., et al: Plastic Behavior of Steel Frames under Cyclic Loadings, 日本建築学会論文報告集, 第130号, 昭和41. 12, pp.
- 4) Wakabayashi, M. and B. Tsuji: Experimental Investigation on the Behavior of Frames with and without Bracing under Horizontal Loading, Bull. Disas. Prev. Res. Inst., Kyoto Univ., Vol. 16, Part 2, No. 112, Jan., 1967, pp. 81~94.
- 5) 浜田大蔵・清田清司・横山勝徳・他: 鉄骨ラーメンの履歴特性に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 号外, 昭和42.10, p. 409.
- 6) 加藤 勉・秋山 宏: 鋼構造部材の耐力(その4), 日本建築学会論文報告集, 第151号, 昭43. 9, pp. 15-20.
- 7) 藤本盛久・羽倉弘人・松本芳紀: 繰返し荷重をうける鋼構造物の弾塑性域における挙動に関する実験, 日本建築学会論文報告集, 号外, 昭43.10, p. 931.

- 8) 山田 稔・白川 潔：軸圧をうける H 型鋼柱の弾塑性曲げ変形性状に関する研究，日本建築学会論文報告集，号外，昭和40.10，p. 987.
- 9) 山田 稔・高木稔雄：軸圧をうける H 型鋼柱の弾塑性変形性状に関する研究，同上，p. 991.
- 10) 棚橋 諒・横尾義貫・若林 実・中村恒善，他：H 型鋼の定軸圧下繰返両振塑性曲げ試験（その1），同上，p. 935.
- 11) Arnold, P., P.F. Adams, and L.W. Lu: The Effect of Instability on the Cyclic Behavior of a Frame, RILM. Symp. Report, Sept. 1966.
- 12) 中村恒善：繰返し横力をうける線型歪硬化サンドウィッチ柱の弾塑性挙動（その1），日本建築学会論文報告集，号外，昭和41.10，p. 285.
- 13) 五十嵐定義・松井千秋・吉村浩二，他：繰返し組合せ応力をうける鋼構造部材断面の弾塑性性状について（その2，解析結果及び考察），日本建築学会論文報告集，号外，昭和44. 8，pp. 1059～1060.
- 14) 藤本盛久・瀬川輝夫・松本芳紀：繰返し荷重をうける筋連付ラーメンの弾塑性解析，同上，pp. 1213-1214.
- 15) Galambos, T.V.: Column Deflection Curves, Lecture Note on Plastic Design of Multi-Story Frames, Chapter 9, Fritz Engineering Laboratory Report, No. 273.20, Lhigh Univ., 1965.
- 16) 藤本盛久・羽倉弘人：繰返し荷重をうける鋼構造物の歪硬化モデルを用いた弾塑性解析，日本建築学会論文報告集，第145号，昭和43. 3，pp. 5～10.