

鉄筋コンクリート長柱の挙動に及ぼす載荷速度の影響

若 林 實・岩 井 哲

EFFECTS OF LOADING RATE ON THE BEHAVIOR OF SLENDER REINFORCED CONCRETE COLUMNS

By Minoru WAKABAYASHI and Satoshi IWAI

Synopsis

The effects of loading rates on the elastic-plastic buckling behavior of slender reinforced concrete columns are investigated experimentally and analytically. Twelve specimens, those were four short columns and eight long columns, were tested under the prescribed longitudinal strain rate in quasi-static or dynamic loading. Increases of the buckling load with the increasing loading rate were precisely observed experimentally. The simple analytical method, in which the material strength is assumed to increase to the amount of about 20% higher than the quasi-static value, well predicts the strain rate effect on the behavior of columns.

1. 序

本研究は、鉄筋コンクリート長柱の弾塑性挙動に及ぼす載荷速度の影響を実験と解析によって調べたものである。地震時に作用すると考えられる程度の歪速度によって鉄筋の降伏強度およびコンクリートの圧縮強度が準静的な強度よりも1〜2割程度上昇し、またコンクリートは圧縮強度が上昇すると共に初期弾性係数も上がる¹⁾ため、弾塑性の領域にわたって柱の座屈強度に載荷速度の影響することが考えられる。ここでは正方形断面をもつ鉄筋コンクリート柱をとり上げ、断面せいの6倍・16倍・26倍の3種の材長について、中心圧縮と1軸偏心圧縮の準静的な載荷と動的な載荷を行った実験の結果を述べ、さらに動的な荷重を受ける長柱の耐力や変形の挙動を、材料の強度レベルを歪速度に対応して増大したものと仮定する比較的簡単な解析方法で予測する手法を示す。

2. 実験方法

2.1 実験計画

実験変数は **Table 1** に示すように部材長さ・荷重の偏心距離・載荷速度の3組をとった。荷重の偏心距離 e は0(中心圧縮)と $D/4$ (偏心圧縮; D は断面せい)の2種、載荷速度は材軸方向の準静的な変形速度と動的な変形速度の2種とし、これらを組合せた4種類の載荷を、**Fig. 1** に示す3種類の部材長さ l をもつ試験体についてそれぞれ1体ずつに行った。試験体数は **Table 1** に示す全12体である。試験体名の初めの英字は“載荷速度別”を示し、準静的載荷を“S(=static)”, 動的載荷を“D(=dynamic)”と表した。次の2桁の数字は“材長/断面せい比 l/D ”を示す。最後の英字は偏心の有無を表し、中心圧縮“C(=concentric)”と偏心圧縮“E(=eccentric)”を意味する。

加力には動的電気油圧式サーボ試験機(最大載荷能力が動的 $\pm 196 \text{ kN}$ (20 t)・静的 $\pm 294 \text{ kN}$ (30 t), 最大アクチュエータストローク $\pm 150 \text{ mm}$, 静的検定精度は各レンジフルスケールの $\pm 1.5\%$ 以内である)を用い、試験体は **Fig. 2** に示すように両材端部にナイフエッジを用いてピン支持とした。加力は単調の圧縮載

Table 1 Test series and loading type

l	l/D	e/D	Loading	Specimen Name
36 cm	6	0	Static Dynamic	S06C D06C
		0.25	Static Dynamic	S06E D06E
96 cm	16	0	Static Dynamic	S16C D16C
		0.25	Static Dynamic	S16E D16E
156 cm	26	0	Static Dynamic	S26C D26C
		0.25	Static Dynamic	S26E D26E

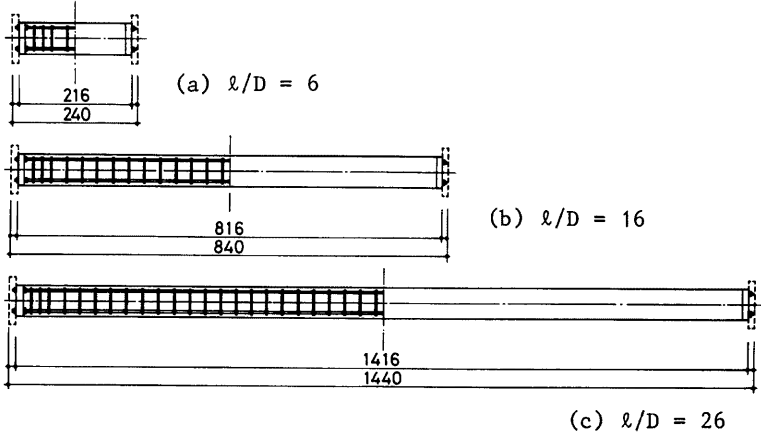


Fig. 1 Test specimen

荷で、全載荷過程を通じてアクチュエータストロークの速度が一定になるように制御し、試験体の軸方向歪速度が準静的には $\dot{\epsilon}=0.00005 \text{ sec}^{-1}$ 、動的には $\dot{\epsilon}=0.05 \text{ sec}^{-1}$ となるように設定した。載荷点は断面の幾何学的な位置で定め、材端部の断面中心あるいはその幾何学的な中心から所定の距離だけ偏心させた位置に加力した。

2.2 試験体

試験体断面は Fig. 3 に示すように $b \times D=60 \text{ mm} \times 60 \text{ mm}$ の正方形で、主筋は丸鋼 $4.5 \text{ mm} \phi$ を 4 本配し、主筋の全断面積はコンクリート断面の 1.8% となっている。なお鉄筋のかぶり厚の小さい方が断面せいの方向である。鉄筋端部は 16 mm 厚の鋼板の両側でナットによって締め付けて定着した。帯筋は丸鋼 $3 \text{ mm} \phi$ を $D/2=30 \text{ mm}$ 間隔で取り付けた。直径の小さい丸鋼は市販品では降伏点が出にくいことから、焼鈍

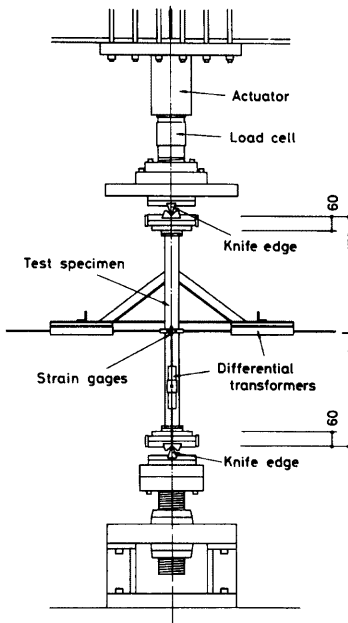


Fig. 2 Loading arrangement and measuring system

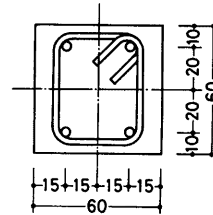


Fig. 3 Column cross section

して明確な降伏点が現れるようにした。鉄筋の材料試験結果を **Table 2** に示す。主筋・帯筋とも明らかな降伏棚を有するが、下部降伏応力度と終局引張強さは、表に示すように1割程度しか強度が変わらないものである。

部材長は柱両端部のナイフエッジ回転中心間距離として、 $6D=360\text{ mm}$ 、 $16D=960\text{ mm}$ 、 $26D=1560\text{ mm}$ となっている。但し、ナイフエッジの鋼製部分は回転中心から試験体のコンクリート端面まで 88 mm であり、実質の鉄筋コンクリート部分の長さは 184 mm 、 784 mm 、 1384 mm である。コンクリートは鋼製型枠を用いて水平打設とし、試験体全12体を最長部材の4体とその他の8体の2回に分けて作った。コンクリートの調合および材料試験結果を **Table 3** に示す。コンクリートの調合には、比重 $3.16 \cdot$ 圧縮強度 40.6 N/

$\text{mm}^2(414\text{ kg/cm}^2)$ の普通ポルトランドセメント、粒径 5 mm 以下の淀川産の川砂、粒径 $5\sim 10\text{ mm}$ の京都府城陽産の山砂利を用いた。コンクリートの設計基準強度は $23.5\text{ N/mm}^2(240\text{ kg/cm}^2)$ で、スランプ 21 cm とした。長柱試験体8体については、主筋のたわみを防ぐため一辺 8 mm 程度のさいころ状のスペーサーをセメントペーストで作って、部材の3等分点付近で主筋の下に置いて支持した。試験体はコンクリートの打設3日後に脱型し、数日間湿布養生した後、実験日まで空中養生を行った。実験時の材齢は $58\sim 64$ 日で

Table 2 Mechanical properties of reinforcements

Main Reinforcement	
Upper Yield Strength	406 N/mm^2 (4.14 t/cm^2)
Lower Yield Strength	399 N/mm^2 (4.07 t/cm^2)
Ultimate Strength	427 N/mm^2 (4.35 t/cm^2)
Elongation	21.6%
Hoop	
Upper Yield Strength	311 N/mm^2 (3.17 t/cm^2)
Lower Yield Strength	281 N/mm^2 (2.87 t/cm^2)
Ultimate Strength	319 N/mm^2 (3.25 t/cm^2)
Elongation	50.1%

Table 3 Mix proportion and mechanical properties of concrete

	$l/D=6, 16$	$l/D=26$
Compressive Strength	23.5 N/mm ² (240 kg/cm ²)	28.0 N/mm ² (286 kg/cm ²)
Strain at Maximum Stress	0.254%	0.257%
Tensile Strength	2.09 N/mm ² (21.3 kg/cm ²)	2.39 N/mm ² (24.7 kg/cm ²)
Mixing Ratios by Weight		
Water	0.68	Slump 20.5~21.0 cm
Cement	1	
Sand	2.45	
Gravel	2.75	

あった。座屈実験では試験体の元湾曲などの初期不整量が荷重に影響を及ぼすと考えられるが、長柱試験体の両端部に糸を引いて測定した結果では、載荷実験前の試験体には特に明らかな元湾曲は見られず 0.1~0.2 mm 位の凸凹があった程度である。

2.3 測定方法

載荷実験時の測定状況を **Photo 1** に示す。荷重はアクチュエーター先端に取り付けたロードセルによって検出し、試験体の変形は **Fig. 2** のように、試験体をはさんで対称位置に置いた2本ずつ2組の差動トランスによって部材の材軸方向変形と部材中央の横方向変形を計測した。差動トランスは試験体上下端のナイフエッジ回転中心付近で支持された計測用フレームに固定した。また部材中央では、各主筋とコンクリート4表面に電気抵抗型歪ゲージをそれぞれ貼付して計測した。歪ゲージの検長は、鉄筋には 1 mm、コンクリート表面には 30 mm のものを用いた。計測したデータはすべて動歪アンプを通してデータレコーダーにアナログ記録し、ハンレコーダーおよび X-Y レコーダーで実験時のモニターならびに再生を行った。

計測機器の周波数特性は、動的構造物試験装置に組込まれた荷重・ストローク・試料変位用の各アンプが DC~200 Hz、差動トランスと歪ゲージ用の動歪アンプが DC~2 kHz、データレコーダーが4速度(速度比8倍)について DC~5 kHz(テープ速度 19 cm/sec)から DC~625 Hz(テープ速度 2.4 cm/sec)までとなっている。この実験では設定周波数を最も高い場合で 5 Hz 程度として、コンクリートの最大応力点もしくは鋼材の降伏点に相当する歪を歪振幅と決めて定速

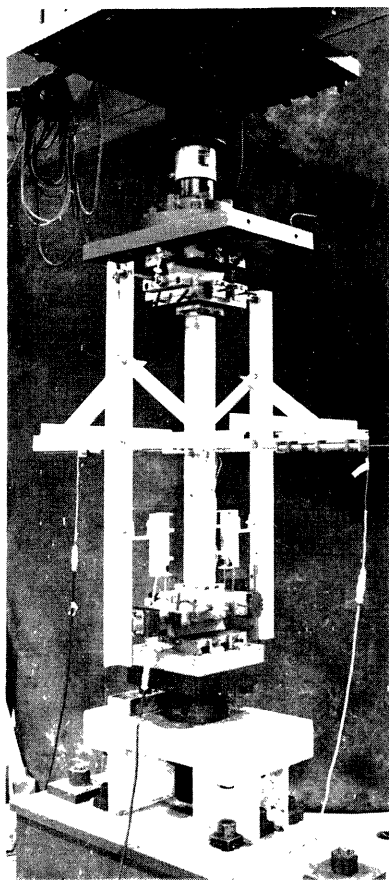


Photo 1 Loading test of specimen D16C

度で繰返す三角形波を想定すると、この場合の歪速度が約 0.05 sec^{-1} となり、このような設定範囲では測定器具などへの影響はない。また高速載荷実験の際は、データレコーダーに最高速で記録し、X-Y レコーダーあるいはペンレコーダーへの再生はそれらの $1/4$ の速度に落して行った。ローパスフィルターの遮断周波数は 20 Hz とした。試験体とロードセルが離れているが、等速載荷が実現している限り、ロードセルと試験体との間に存在する治具の影響はない。

3. 実験結果と考察

3.1 材軸方向の歪速度

Table 4 の実験結果に示す試験体材軸において実現された歪速度 $\dot{\epsilon}$ は、試験体中央における材軸方向の平均歪の時刻歴の最大荷重付近のデータから読み取ったものである。差動トランス 2 本による試験体材軸方向の全縮み、および試験体中央におけるコンクリート表面歪の時刻歴の例を **Fig. 4** に示す。図は上から、荷重 P 、差動トランスによる材軸方向変形 w 、コンクリートの 2 側面の表面歪の平均値 $\sigma \epsilon$ のデータである。**Table 4** の実験結果に示した歪速度の値はこれらの歪データから読み取ったものであるが、歪ゲージによるデータ $\sigma \epsilon$ は載荷初期と最大荷重時を比べても時々刻々と変化して定速度とは言えないものも多いので、部材の最大荷重付近のデータに注目して平均的な値を得ている。

差動トランスによる材軸方向変形速度 $\dot{w}$ はアクチュエーターの動きに直接対応するデータで、ほぼその定速度載荷が実現されたと言える。中心圧縮時のデータは、差動トランスの出力 $\dot{w}$ を試験体の鉄筋コンクリート部分の長さで割った値)と歪ゲージの出力 $\sigma \epsilon$ がよく合っており、部材全体に同程度の歪速度が出たと見られる。偏心圧縮時の差動トランスのデータは載荷点(断面中心より $D/4$ だけずれた所)での変位を測定しているため、コンクリート歪ゲージによる材軸上の歪速度の値よりも速く、2 倍前後の大きさを生じている。

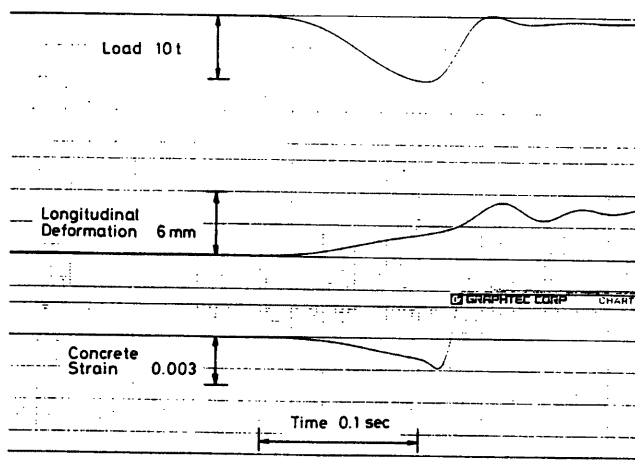
歪ゲージのデータによると、準静的な載荷の場合はほぼ設定値を実現しており、動的な載荷の場合は $D/6E$ を除くとどの試験体も $\dot{\epsilon} = 1 \sim 2\%/ \text{sec}$ 程度で設定値の $1/3$ 位であるがよく揃っている。準静的載荷と動的載荷の速度比は $330 \sim 600$ 倍 ($l/D=6$ の試験体で偏心載荷の場合では 86 倍)であった。また部材中央のコンクリート最大圧縮縁での歪速度 $\sigma \epsilon_{\max}$ は偏心載荷時では $\sigma \epsilon$ の 5 倍程度となっている。

Table 4 Summary of test results

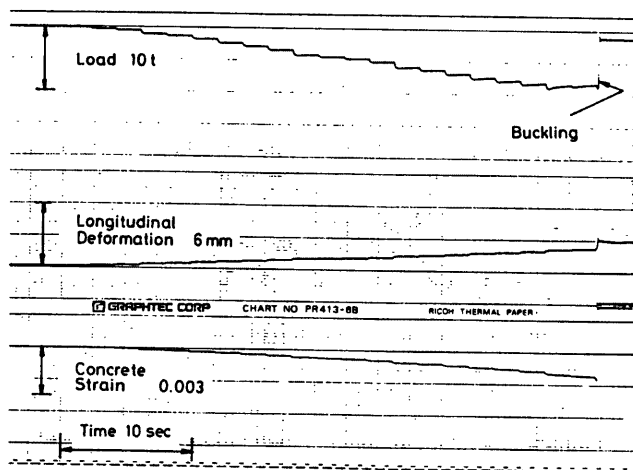
l/D	Specimen Name	$\sigma \epsilon$ (1/sec)	$\sigma \epsilon_{\max}$ (1/sec)	$\dot{w}$ (mm/sec)	$\dot{w}$ (1/sec)	$P_{\max}$ (kN)	$P_{\max}$ (t)	$\frac{dP_{\max}}{sP_{\max}}^{*)}$	$T_{P=P_{\max}}$ (sec)
6	S06C	3.9×10^{-5}	13.0×10^{-5}	0.0145	7.9×10^{-5}	102	(10.40)	1.13	1048
	D06C	1.3×10^{-2}	3.5×10^{-2}	2.33	1.3×10^{-2}	115	(11.74)		
	S06E	4.2×10^{-5}	14.5×10^{-5}	0.0109	5.9×10^{-5}	58.8	(6.00)		
	D06E	0.36×10^{-2}	3.5×10^{-2}	2.03	1.1×10^{-2}	57.7	(5.88)		
16	S16C	4.0×10^{-5}	5.6×10^{-5}	0.0365	4.7×10^{-5}	93.6	(9.54)	1.12	53
	D16C	2.0×10^{-2}	2.8×10^{-2}	22.0	2.8×10^{-2}	105	(10.71)		
	S16E	2.0×10^{-5}	8.1×10^{-5}	0.0382	4.9×10^{-5}	47.0	(4.79)		
	D16E	1.2×10^{-2}	9.1×10^{-2}	31.1	4.0×10^{-2}	55.4	(5.65)		
26	S26C	4.9×10^{-5}	8.8×10^{-5}	0.0534	3.9×10^{-5}	87.7	(8.94)	1.14	35
	D26C	2.0×10^{-2}	9.5×10^{-2}	30.4	2.2×10^{-2}	99.9	(10.19)		
	S26E	3.1×10^{-5}	13.0×10^{-5}	0.0749	5.4×10^{-5}	31.4	(3.20)		
	D26E	1.3×10^{-2}	7.3×10^{-2}	51.9	3.8×10^{-2}	43.0	(4.38)		

*) $dP_{\max}$: dynamic loading

$sP_{\max}$: static loading



(a) D26C



(b) S26C

Fig. 4 Time histories of load, longitudinal deformation and concrete strain

3.2 荷重-軸方向変形関係

差動トランスによる材軸方向の全縮み w と荷重 P との関係を Fig. 5 に示す。各図は準静的な載荷結果を実線で、動的な載荷結果を破線で示している。動的載荷の試験体 D 16 C は最大荷重直後に載荷が停止し、途中から再載荷を行った。この試験体のみ部材下端部で破壊を生じた。なお準静的載荷の結果で荷重が幅を

(unit: 1 t = 9.8 kN)

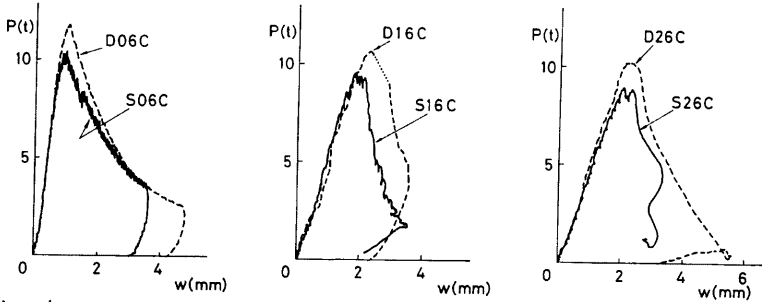
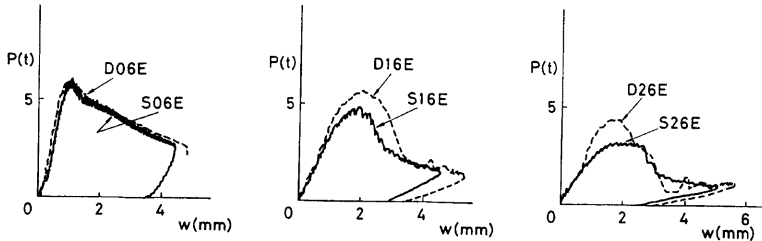
(1) $e/D = 0$ (2) $e/D = 0.25$ (a) $l/D = 6$ (b) $l/D = 16$ (c) $l/D = 26$

Fig. 5 Load vs. longitudinal deformation relationships

もった出力となっているのは、試験機のフィードバックシステムの関係で速度の遅い場合にはアクチュエータストロークが階段関数的に制御されていることによる。

3.3 荷重-横方向変形関係

部材中央の横方向変形 u と荷重 P との関係を Fig. 6 に示す。各図は準静的な載荷結果を実線で、動的な載荷結果を破線で示している。いずれの比較においても初期剛性は載荷速度にかかわらずほとんど変わらない。最大荷重は Table 4 に示すように動的載荷の場合の δP_{max} が準静的載荷の場合の δP_{max} に比べて1～2割程度上昇しており、短柱の偏心載荷の場合の1例(D06EとS06E)だけはほとんど値が変わらなかったが、載荷速度の影響が明らかに現れていることがわかる。動的載荷時の最大荷重は、中心圧縮の場合に準静的載荷時の12～14%の上昇を示し、偏心圧縮の場合に18～37%の上昇を示した。しかし最大荷重時の変形量には載荷速度はほとんど関係しないようである。

3.4 破壊状況

部材の破壊はD16Cを除いて大部分が部材中央に集中している。実験終了後の試験体の破壊状況を Photo 2 に示す。載荷開始から最大荷重に至るまでの時間 $T_{P=P_{max}}$ は Table 4 に示すように準静的載荷の場合104秒～35秒、動的載荷の場合0.55秒～0.048秒で、これらの経過時間が長柱になるほど短くなっているのは座屈を生じていることによる。 $l/D=26$ の長柱の中心圧縮の場合は、準静的な載荷でも座屈を生じた時に一瞬のうちに横方向変形を伴って破壊しており、部材中央ではコンクリートの破片が飛び散るほどの急激

(1) $e/D = 0$

(unit: 1 t = 9.8 kN)

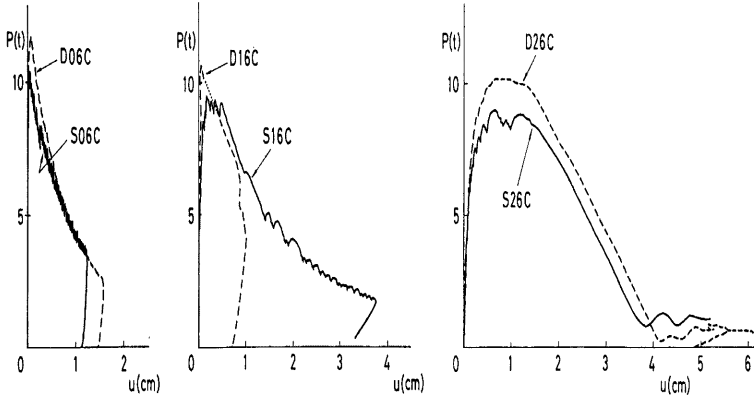
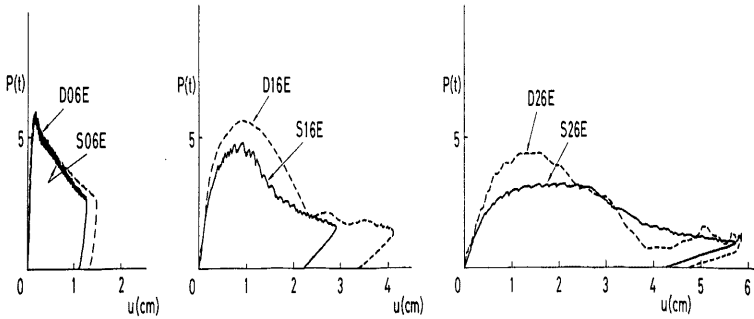
(2) $e/D = 0.25$ (a) $l/D = 6$ (b) $l/D = 16$ (c) $l/D = 26$

Fig. 6 Load vs. lateral deformation relationships

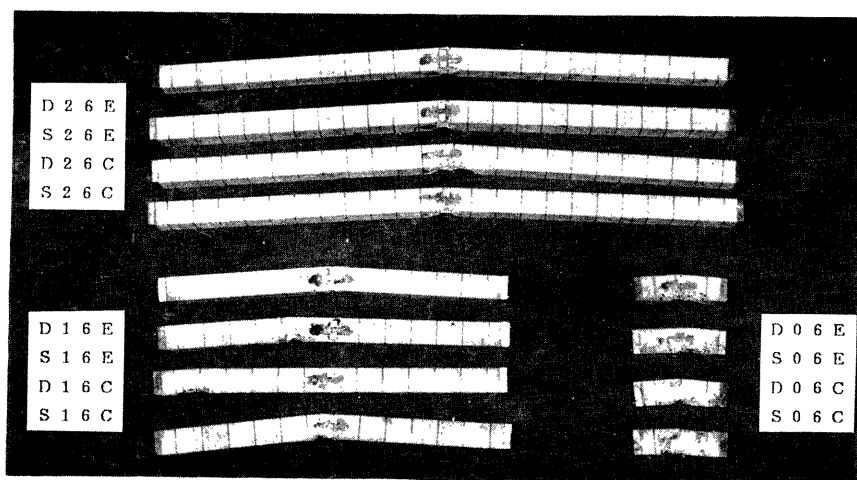


Photo 2 Column specimens after testing

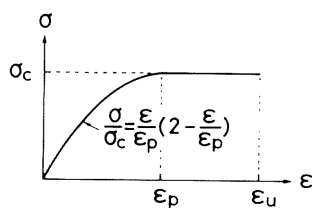
なものであった。部材の座屈モードなどの破壊状況については、この実験では載荷速度の影響は特に現れていないと思われる。

4. 解析による結果との比較および検討

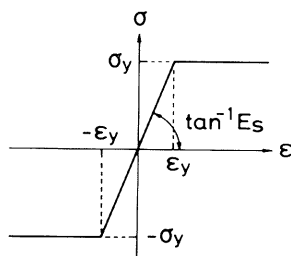
4.1 動的効果の解析への導入方法

中心圧縮を受ける柱の歪速度の大きさは座屈するまで部材内ではほぼ一定であると考えられるが、偏心圧縮荷重を受ける柱では歪速度の大きさは部材内および断面内の位置によって変化する。解析上、部材のすべての要素における歪速度の変化を考慮することは非常に複雑となる。若林ら²⁾は、解析的には材料の降伏応力度を一律に上昇させることによって、鋼構造部材や竹組の挙動に及ぼす歪速度の影響を考慮する方法が、時々刻々に断面内で要素分割した各要素の応力-歪関係に歪速度の影響を考慮する方法による解析結果や実験結果と比較的よく合うことを示している。この場合、仮定する応力の上昇率は構造部材の最大応力を受ける部位における最大歪速度の平均レベルに対応した値をとれば、地震力などの動的加力を受ける構造物の挙動における歪速度の影響をうまく評価できるということである。

これらの研究成果に従い、応力-歪関係を Fig. 7 のように仮定し、作用する歪速度に対応してコンクリートの圧縮強度 σ_c および鉄筋の降伏強度 σ_y の強度レベルを増大させたものとした。解析では歪速度を準静



(a) Concrete



(b) Reinforcing Bar

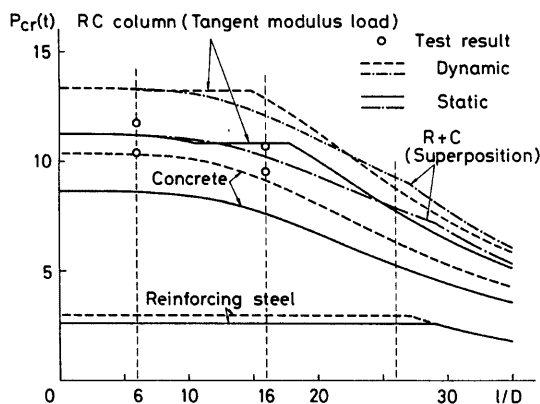
Fig. 7 Assumption of stress-strain curves

的載荷時 $\dot{\epsilon}_0 = 5 \times 10^{-5}/\text{sec}$, 動的載荷時 $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-2}/\text{sec}$ として, 材料の動的実験結果¹⁾に基づいて準静的な強度 σ_{c0} , σ_{y0} に対する強度の上昇率をそれぞれ次式

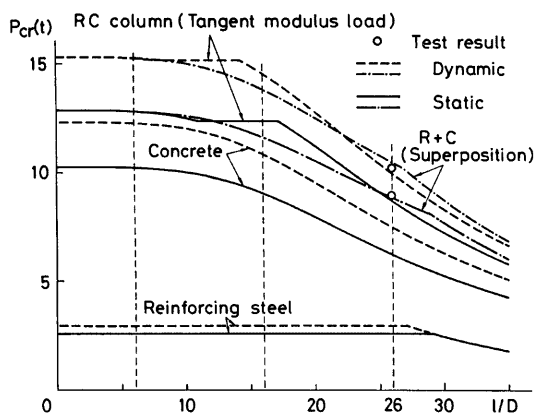
$$\frac{\sigma_c}{\sigma_{c0}} = 1 + 6.58 \times 10^{-2} \log_{10} \left| \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right| \quad \dots\dots\dots(1)$$

$$\frac{\sigma_y}{\sigma_{y0}} = 1 + 4.73 \times 10^{-2} \log_{10} \left| \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right| \quad \dots\dots\dots(2)$$

(unit: 1 t = 9.8 kN)



(a) $l/D = 6, 16$



(b) $l/D = 26$

Fig. 8 Column curves

で与え、 $\sigma_c/\sigma_{c0}=1.20$, $\sigma_f/\sigma_{f0}=1.17$ とした。

4.2 中心圧縮を受ける長柱の座屈荷重

中心圧縮を受ける鉄筋コンクリート長柱の座屈荷重 P_{cr} を接線係数理論 (tangent modulus theory) と累加強度理論によって求めた。³⁾ 接線係数理論による方法は細長い合成柱について Bondale⁴⁾ が用いたものとはほぼ同じである。累加強度理論では、鉄筋コンクリート柱の中心圧縮座屈荷重を4本の鉄筋からなる鋼柱 (断面2次モーメントを算定する際に全鉄筋を1組にまとめて考える) の座屈荷重とコンクリート柱の接線係数荷重の和として求めた。これは若林・吉田⁵⁾ による中心圧縮を受ける細長い合成柱の累加強度式の考え方を鉄筋コンクリート柱に適用したものである。ここでは鋼柱とコンクリート柱の座屈荷重を、同じ材長 l について累加し、合成した柱の座屈荷重とする。

解析で仮定した準静的載荷時の材料定数は実験に対応したものでコンクリートの $\sigma_c=23.5 \text{ N/mm}^2$ (240 kg/cm^2 ; $l/D=6, 16$ のとき), 27.9 N/mm^2 (285 kg/cm^2 ; $l/D=26$ のとき), $\varepsilon_p=0.0025$, $\varepsilon_u=2\varepsilon_p$, 鉄筋 $\sigma_f=402 \text{ N/mm}^2$ (4.1 t/cm^2), $E_s=2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ (2100 t/cm^2) である。

累加強度式による座屈曲線を Fig. 8 に示し、一体断面柱の接線係数理論によるものと比較した。図中、実線は準静的な載荷下での鋼柱とコンクリート柱および一体断面柱としたときの接線係数荷重を表し、1点鎖線は鋼柱とコンクリート柱の累加を示す。破線はそれぞれの動的な載荷下における座屈荷重である。これらの差はかなり小さいと言える。○印は中心圧縮載荷の実験結果である。

4.3 偏心圧縮を受ける長柱の弾塑性挙動の解析

偏心圧縮を受ける長柱の弾塑性挙動の解析法は、部材を材軸方向に要素分割し、その各点で釣合条件を満

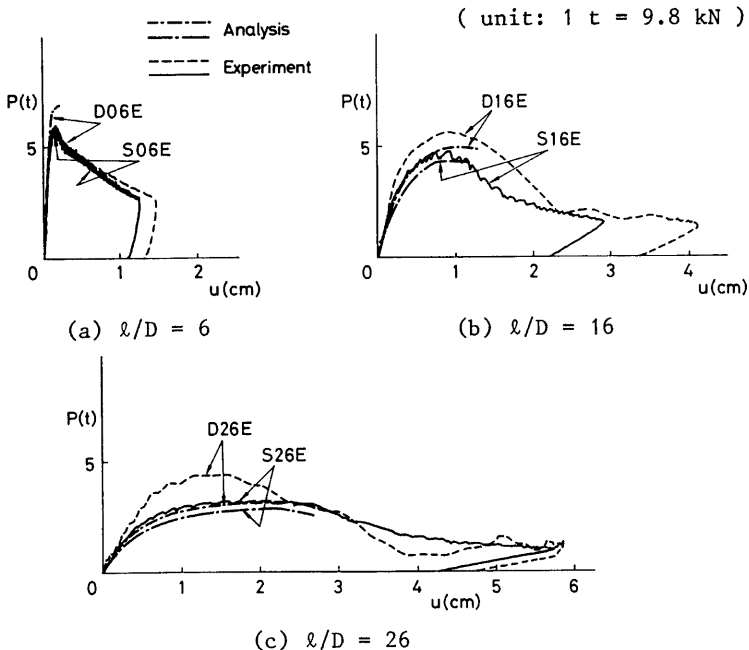


Fig. 9 Comparison of P - u relationships

Table 5 Summary of analytical results

l/D	Specimen	P_{cr}		$\frac{dP_{cr}}{dP_{cr}}^{*)}$	P_{max}		$\frac{dP_{max}}{dP_{max}}^{*)}$
		(kN)	(t)		(kN)	(t)	
6	S06C D06C	110	(11.20)	1.19	102	(10.37)	1.21
		130	(13.29)		123	(12.56)	
	S06E D06E	—	—	—	56.8	(5.79)	1.18
		—	—		66.9	(6.82)	
16	S16C D16C	106	(10.83)	1.19	92.4	(9.42)	1.17
		126	(12.89)		108	(11.04)	
	S16E D16E	—	—	—	42.2	(4.30)	1.15
		—	—		48.4	(4.94)	
26	S26C D26C	85.4	(8.71)	1.14	71.9	(7.33)	1.15
		97.5	(9.94)		82.8	(8.44)	
	S26E D26E	—	—	—	28.2	(2.88)	1.10
		—	—		31.0	(3.16)	

*) dP : dynamic loading sP : static loading

足させる方法⁶⁾で、得られた荷重-変形関係を Fig. 9 に、最大荷重 P_{max} を Table 5 に示す。最大荷重の大きさには実験結果との差がみられるが、準静的載荷に対する動的載荷時の最大耐力の上昇率 (dP_{max}/sP_{max}) は 10 ~ 18% で実験結果とほぼ同じ程度である。また 最大荷重時の 変形量はよく 対応していると言える。

Table 5 には、中心圧縮載荷の試験体についても、 $e=0.6\text{ mm}$ ($e/D=1/100$) の微小な材端偏心を与えて求めた解 P_{max} を示した。その結果は接線係数荷重 P_{cr} より 5~15%程度低くなるものの、耐力上昇率は接線係数理論によるものとよく類似している。

以上のように、中心圧縮柱同様、偏心圧縮を受ける長柱の挙動に及ぼす載荷速度の影響を予測する方法として、材料強度レベルを歪速度に対応して増大したものとする比較的簡単な方法が有効であることが示された。

5. 結 論

正方形断面をもつ鉄筋コンクリート柱を、断面せいの 6 倍・16 倍・26 倍の 3 種の材長について中心圧縮あるいは 1 軸偏心圧縮の準静的な載荷と動的な載荷の実験を行い、また柱の弾塑性挙動に及ぼす載荷速度の影響を解析的に調べる方法を検討した結果、次のことが明らかにされた。

(1) 実際に作用した速度比 330~600 倍 (材軸方向の歪速度が準静的載荷で約 $4 \times 10^{-5}/\text{sec}$ 、動的載荷で約 $2 \times 10^{-2}/\text{sec}$) の載荷では、動的載荷時の最大荷重は中心圧縮の場合に準静的載荷時の 12~14% の上昇を示し、偏心圧縮の場合に 18~37% の上昇を示した。柱部材の座屈荷重に載荷速度の影響が明らかに現れている。

(2) 部材の破壊は 1 体を除いて部材中央に集中したが、破壊状況については載荷速度の影響は特に現れていない。

(3) 解析的には、部材の最大応力を受ける部位における最大歪速度に対応して材料強度レベルを増大し、応力-歪関係に歪速度の影響を考慮することによって長柱の挙動に及ぼす載荷速度の影響を調べた。解析結果は動的な載荷実験による座屈荷重の上昇の程度をよく予測している。

謝 辞

本研究の実験遂行にあたって京都大学防災研究所の中村武助教授ならびに大阪工業大学の南宏一講師から

貴重な御助言を頂いた。また実験の実施および実験データの整理にあたって、昭和59年度の大阪工業大学建築学科卒業研究生の友籠豊君（現在、住友林業住宅(株)）に多大なる御尽力を頂いた。ここに深く感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 岩井 哲・吉田 望・中村 武・若林 實：構造部材の挙動に及ぼす載荷速度の影響に関する実験的研究（その1 コンクリートと鋼材の応力-歪関係に及ぼす歪速度の影響），日本建築学会論文報告集，第314号，1982，4.，pp. 102-111.
- 2) 若林 實・藤原悌三・中村 武・林 康裕・斎藤哲朗：鋼3層骨組の地震時挙動に関する実験的研究（その1・その2），日本建築学会近畿支部研究報告集，第24号，構造系，1984，6.，pp. 457-464.
- 3) 若林 實・南 宏一・岩井 哲：2軸曲げを受ける鉄筋コンクリート長柱の弾塑性安定に関する実験的研究（その2），京都大学防災研究所年報，第26号 B-1，1983，4.，pp. 297-312.
- 4) Bondale, D.S.: Column Theory with Special Reference to Composite Columns, The Consulting Engineer, Vol. 30, Aug. 1966, pp. 43-48.
- 5) 若林 實・吉田 望：細長い合成柱の設計式，日本建築学会論文報告集，第278号，1979，4.，pp. 27-36.
- 6) 若林 實・中村 武・岩井 哲：軸力と2軸曲げを受ける鉄筋コンクリート長柱の弾塑性安定解析，京都大学防災研究所年報，第23号 B-1，1980，4.，pp. 215-227.