

# スラブと柱で構成するフラットプレート架構の構造性能

## －開口付きスラブのせん断耐力とスラブ有効幅の評価－

### Structural Performance of Flat Plate Structure Comprising Slab and Column - Evaluation of Punching Shear Strength of Slab with Openings and Effective Width of Slab -

岸本 剛\* 山際 創\* 岡 靖弘\*\* 平松一夫\*\*

#### 要 旨

スラブが梁を介さずに直接柱と一体化されたフラットプレート構造は、室内に梁型がないことから自由な空間構成を可能にする構造形式である。既報で、フラットプレート構造の構造実験を実施し、曲げ強度に寄与するスラブの範囲を明らかにするなどの基本性能を確認した。今回、さらなる設計の自由度の拡大を目指し、柱周りに設備配管用の開口を設けたスラブや、バルコニー等の跳出し部がない側柱や隅柱に取り付くスラブのせん断耐力の評価方法、また、地震力を受けるスラブの有効幅の算出方法など明らかにするため、構造実験を行った。実験により、構造性能を明らかにすると共に提案する設計方法の妥当性を確認した。

キーワード：フラットプレート、スラブ、開口、パンチング破壊

#### 1. まえがき

スラブが梁を介さずに直接柱と一体化されたフラットプレート構造は、室内に梁型がないことから自由な空間構成を可能とする構造形式である。しかし、地震力を受けた時に、柱からスラブへ伝達されるモーメントによって生じるねじれ破壊と、長期荷重と地震力により生じる面外せん断破壊が同時に発生するパンチング破壊を生じやすい。また、曲げ耐力算定に考慮できるスラブの範囲が明確でないことから、地震力をスラブに負担させず、耐震壁や併設されたラーメン構造で処理する設計が一般的であった(例えば、1)。

そこで、筆者らはフラットプレート構造の耐震性能を明らかにするため構造実験を実施した<sup>2)、3)</sup>。その結果、曲げ耐力に算定できるスラブの幅は、柱幅の3倍まで考慮できること、スラブ筋量が同じ場合、柱近傍の集中的な配筋が、広範囲に分散して配筋するよりも多くの地震力を負担できること、さらに、柱周りを適切にせん断補強することによりパンチング破壊を防止できることを確認した。

一方、柱周りに設備配管用の開口を設けたスラブや、バルコニー等の跳出し部がない側柱や隅柱に取り付くスラブのせん断耐力(パンチング耐力)の評価方法、さらに、地震時のスラブの有効幅の算出方法などに関する研

究事例は少ない。そこで、今回は、これらを明らかにすることを目的とした構造実験を実施し、構造性能の評価方法について検証した。

#### 2. 実験概要

##### 2.1 実験で想定した建物

フラットプレート構造を適用する建物および実験対象部位を図-1に示す。建物形状は2×4スパンで、柱断面900×900mm、スラブ厚さ350mm、柱間距離約7,000mm

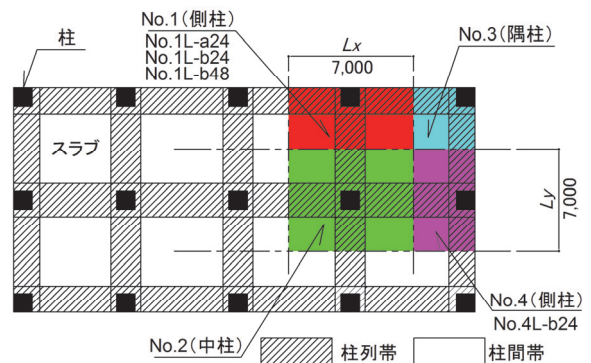


図-1 適用建物と実験対象部位

\*技術研究所建築研究グループ \*\*東日本支社建築設計部

で、建物には梁型はなく、建物外周部にはバルコニー等の突出スラブを設けない形状である。図中には併せて実験対象部位と試験体名称を示す。スラブの内、柱と柱を結ぶ一定幅の範囲を柱列帯とし地震力に効果的に抵抗できるようにスラブ筋を集中的に配筋した。柱列帯の幅は

文献<sup>2)、3)</sup>より、建物外周部では柱幅+スラブ厚、内部では柱幅+スラブ厚×2とした。

2.2 試験体形状

表-1 に試験体一覧を、図-2 に試験体形状を、表-2 に材料試験結果を示す。試験体は、スラブの有効幅、

表-1 試験体一覧

No.	縮尺	想定破壊形式	柱形状	開口位置	Fc	試験体幅 (mm)	スラブ厚 (mm)	加力方向			加力直交方向			パンチング補強筋										
								柱列帯		柱間帯	柱列帯		柱間帯											
								幅 (mm)	配筋	配筋	幅 (mm)	配筋	配筋											
No. 1	1/3	スラブ曲げ降伏先行	正方形	無し	36	1300	120	420	5-D13 (SD390)	3-D6@100 (SD295A)	D4@110 (SD295A)	540	4-D6@100 (SD295A)	12-D6 (SD295A)										
No. 1e			扁平					320	4-D13 (SD390)	6-D6@100 (SD295A)		740	6-D10 (SD295A)											
No. 2			正方形					7-D13 (SD390)	4-D6@100 (SD295A)	540		4-D6@100 (SD295A)	8-D6 (SD295A)											
No. 3								420	5-D13 (SD390)	3-D6@100 (SD295A)		420	4-D10 (SD295A)		14-D6 (SD295A)									
No. 4								540	5-D13 (SD390)	4-D6@100 (SD295A)		420	3-D6@100 (SD295A)											
No. 1L-a24	1/2	パンチング破壊先行	正方形	無し	24	1350	175	625	7-D16 (SD490)	5-D6@100 (SD295A)	D16@115 (SD490)	800	6-D13 (SD295A)	6-D6@100 (SD295A)	D6@175 (SD295A)	26-D6 (SD295A)								
No. 1L-b24			加力方向柱側面	48													800	10-D16 (SD490)	6-D6@100 (SD295A)	D16@150 (SD345)	625	7-D13 (SD295A)	5-D6@100 (SD295A)	35-D6 (SD295A)
No. 1L-b48			加力方向柱前面	24																				
No. 4L-b24																								

- ・柱 (縮尺1/3、No. 1e以外) : BxD=300x300 主筋: 12-D10 (SD295A)、帯筋: 4-D6@60 (SD295A)
- ・柱 (縮尺1/3、No. 1e) : BxD=200x500 主筋: 10-D10 (SD295A)、帯筋: 3-D6@60 (SD295A)
- ・柱 (縮尺1/2、全試験体) : BxD=450x450 主筋: 14-D19 (SD345)、帯筋: 4-D10@75 (SD295A)
- ・開口補強筋: 柱に定着する鉄筋はD10 (SD295A)、その他はD6 (SD295A)

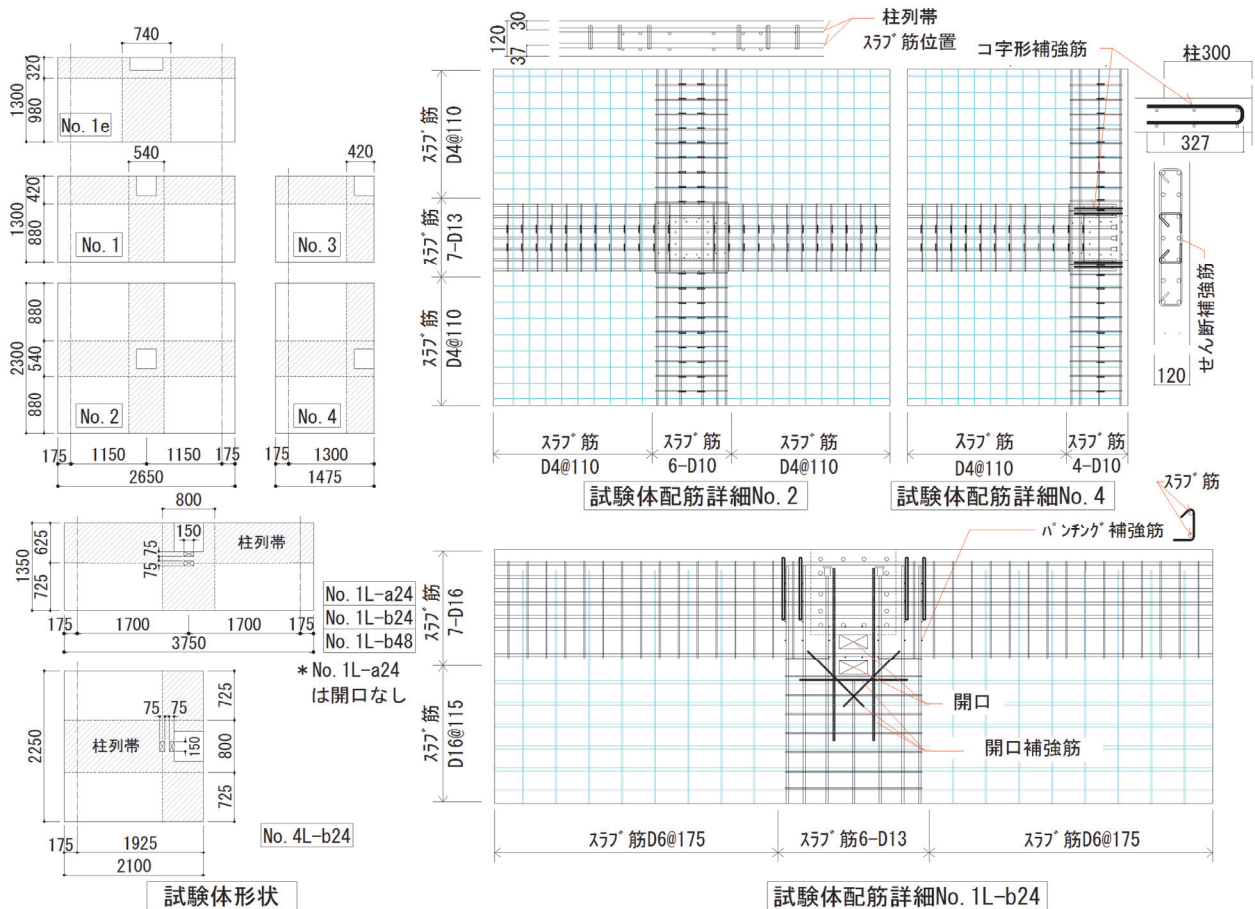


図-2 試験体形状

曲げ耐力および変形性能を確認するためスラブの曲げ降伏が先行するように計画した5体、パンチング耐力を確認するため、パンチング破壊が先行するように計画した4体の計9体である。ここで、前者の試験体は、加力装置の制約上、スラブ幅を直交方向スパン幅  $L_y$  を確保するため(図-1参照)、縮尺を1/3スケールとした。後者の試験体は、開口周囲の損傷状況の確認に主眼を置くため、1/2スケールとした。

No.1、No.1e、No.2、No.3、No.4 はスラブ曲げ降伏先行型試験体である。これらは、中柱と外柱(側柱・隅柱)を取り出した形状で、実験因子を架構形状と柱形状とした。No.1L-a24、No.1L-b24、No.1L-b48、No.4L-b24 はパンチング破壊型試験体である。これらは、外柱を取り出した形状で、実験因子を架構形状と柱周りの開口の有無、およびコンクリート強度とした。No.1L-a24 は、コンクリート強度  $F_c24$  とし、開口を設けない基準試験体とした。No.1L-b24 および No.1L-b48 は、No.1L-a24 に対して加力方向の柱側面に開口を設け、コンクリート強度はそれぞれ  $F_c24$ 、 $F_c48$  とした。No.4L-b24 は、ト形部分架構で加力方向の柱前面に開口を設けた。開口の大きさは  $150 \times 75\text{mm}$  (実大では  $300 \times 150\text{mm}$  に相当) とし、試験体に2箇所設けた。開口の大きさは設備配管として水道管や電気管を計4本設置することを想定したものである。開口周囲にはひび割れ補強用の鉄筋を配筋した。

また、すべての試験体において、柱列帯にはスタラップ形式のせん断補強筋を設けた。せん断補強筋の形状は、両側スラブ付きの場合はキャップタイ形式、片側スラブ付きの場合は  $135^\circ$ フック付き閉鎖形式とした。また、柱からスラブ厚の範囲には、パンチング破壊を防止する補強筋<sup>2)</sup>を配筋した。補強筋の形状は一端  $90^\circ$ 、他端  $135^\circ$ フックとし、スラブ上下筋に掛ける形式とした。

柱列帯のうち、柱主筋で囲まれた柱コア内へのスラブ筋の定着は機械式定着とした。柱コア外への定着は上下筋とも折り曲げ定着とし、補強のためコ字形補強筋(スラブ筋と25d定着)を設けた。なお、柱列帯以外のスラブ筋は直線定着とした。

2.3 加力方法

加力装置を図-3に示す。柱に一定軸力  $N$  (軸力比

表-2 材料試験結果

(a)鉄筋			(b)コンクリート		
呼び名	鋼種	降伏強度 N/mm <sup>2</sup>		圧縮強度 N/mm <sup>2</sup>	ヤング係数 kN/mm <sup>2</sup>
D4	SD295A	387	No. 1	38.1	29.4
D6*1		423	No. 1e	38.7	28.7
D6*2		451	No. 2	39.7	29.5
D10		356	No. 3	41.2	30.1
D13		347	No. 4	39.7	29.5
	SD390	437	No. 1L-a24	27.5	26.4
D16	SD345	382	No. 1L-b24	27.0	26.4
	SD490	532	No. 1L-b48	57.3	35.8
D19	SD345	370	No. 4L-b24	27.5	26.4

D6\*1: 柱帯筋、D6\*2: 柱帯筋以外

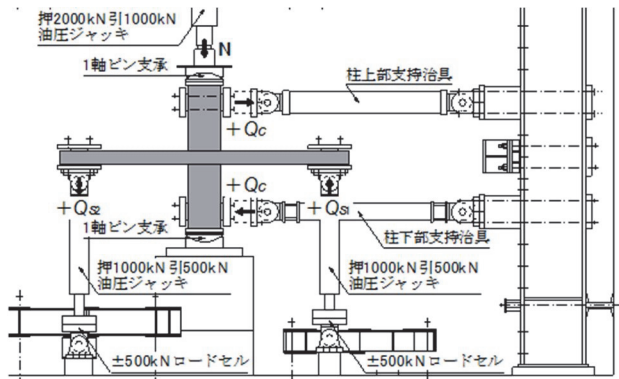


図-3 加力装置

$\eta = N / (\sigma_B \times B_c \times D_c) = 0.1$ 、ただし、 $\sigma_B$  はコンクリート実圧縮強度、 $B_c$  は柱幅、 $D_c$  は柱せい) を与えた状態で、上下柱のスラブ両端部の加力点変位を逆対称に制御して加力を行った。スラブと柱が偏心して取付く試験体は、加力点のスラブの傾きを拘束した。また、スラブ端部では試験体にかかる治具の重量をウエイトでキャンセルした。

3. 実験結果および検討

3.1 荷重-変形関係および破壊状況

写真-1に No.2、No.1L-b24、No.4L-b24 の最終破壊状況を、図-4に各試験体の荷重と層間変形角の関係を示す。

No.1、No.1e、No.2、No.3、No.4 では、各試験体ともスラブ上面に曲げひび割れが発生し、加力の進行とともに

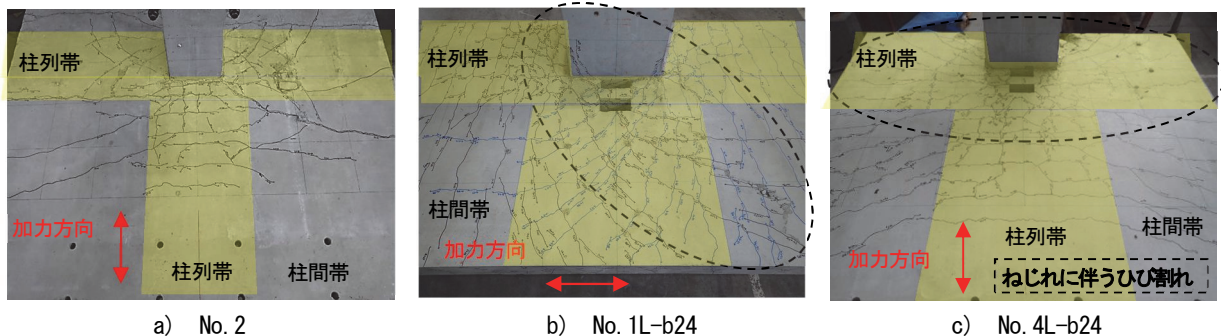


写真-1 最終破壊状況

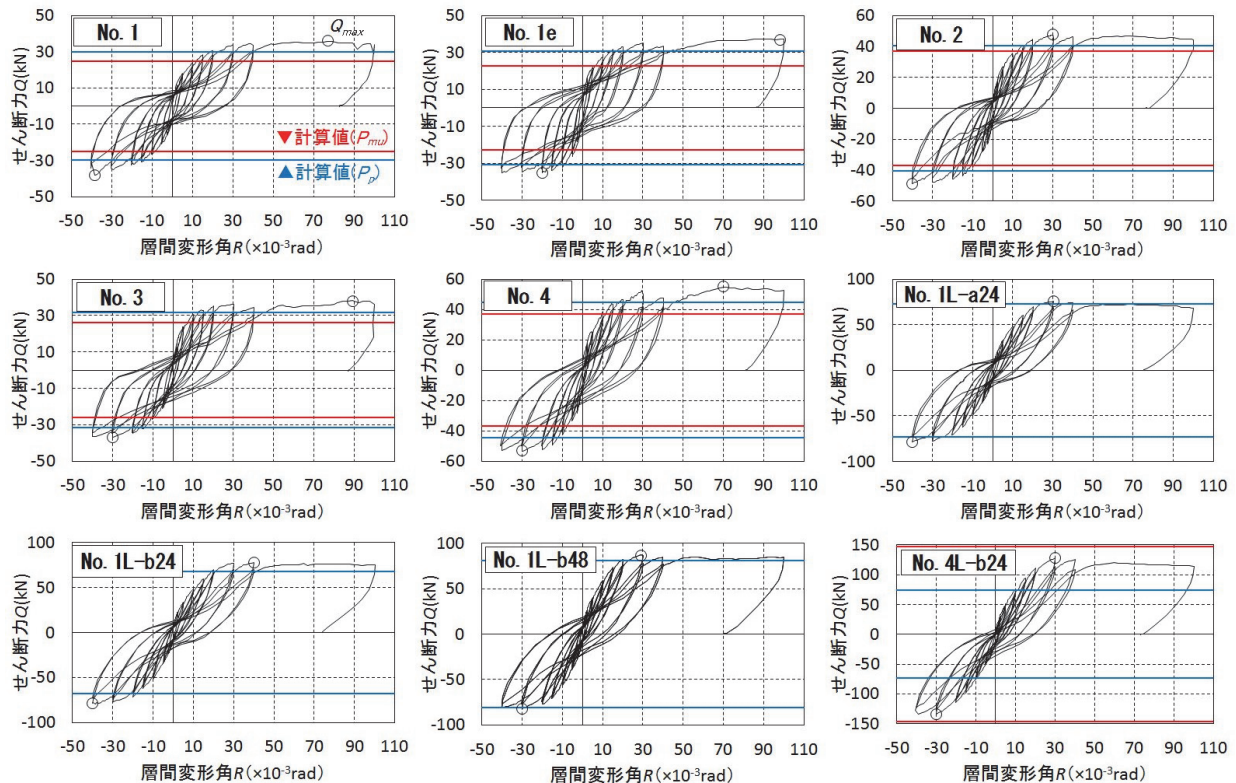


図-4 荷重変形関係

に、柱角を中心として放射状にひび割れが進展した。 $R=5.0/1000$  rad までに加力直交方向の柱列帯と柱間帯の界面で曲げひび割れがスラブ全幅に沿って進展した。各試験体とも、加力方向柱列帯上面では、加力の進行に伴って曲げひび割れが多数発生したが、柱間帯上面では、新たに曲げひび割れは発生せず、初期に発生した曲げひび割れ幅の拡大が顕著となった。曲げひび割れの本数は、そのひび割れに直交する鉄筋本数の増加に伴って増加する傾向にある。そのため、鉄筋が密に配筋された柱列帯上面では曲げひび割れ本数が増加し、鉄筋が少ない柱間帯上面では、曲げひび割れ本数が増加しなかったと考えられる。

その後、ひび割れの伸展に伴い徐々に剛性が低下し、最大荷重に到達した。最大荷重以降、No.1、No.2、No.3 では柱角から斜めに伸びるひび割れが、加力直交方向のねじれにより鉛直方向にずれて開いた。一方、No.1e、No.4 では、加力直交方向の柱列帯と柱間帯の界面において、引張縁で発生した曲げひび割れがスラブ全幅に沿って大きく開き、柱際の圧縮縁にてスラブコンクリートの圧壊が発生した。これらから、No.1、No.2、No.3 ではスラブ曲げ降伏後のパンチング破壊、No.1e、No.4 ではスラブリブの曲げ破壊と判断した。

No.1L-a24、No.1L-b24、No.1L-b48、No.4L-b24 も、ひび割れの進展に伴い徐々に剛性が低下し、最大荷重に到達した。最大荷重以降、柱角から斜めに伸びるひび割れがスラブ側面まで進展し、加力直交方向のねじれにより

スラブ上面において鉛直方向の段差を生じた。各試験体とも耐力の低下は概ね緩やかであった。これらから、各試験体ともスラブ曲げ降伏後のパンチング破壊と判断した。また、開口の有無を因子とした No.1L-a24 と No.1L-b24 を比較すると、最大荷重は、無開口より有開口の方が高くなった。これは、加力直交方向の柱列帯スラブ筋と平行に配筋された開口補強筋が、柱側面のスラブリブのねじれ抵抗に寄与したためと考えられる。

### 3.2 各変形成分比の推移

層間変形角におけるスラブ、柱、スラブ・柱接合部の変形成分比を図-5に示す。各試験体ともにスラブリブの変形が卓越していた。外柱 No.1 より、中柱 No.2 の方が接

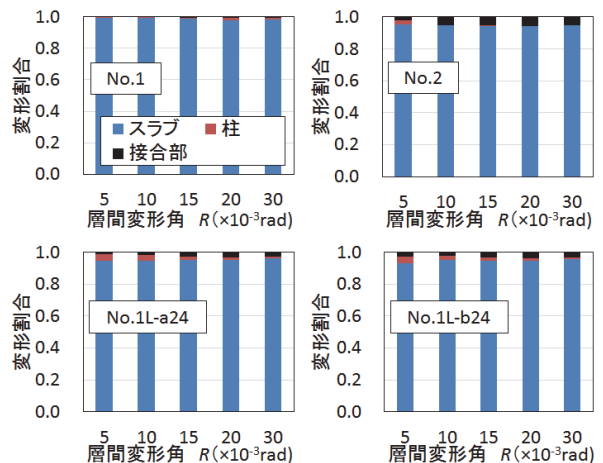


図-5 スラブ、柱、スラブ・柱接合部の変形成分比

合部の変形割合が大きい。また、開口の有無によるスラブの変形成分に差は見られなかった。

### 3.3 スラブ筋のひずみ分布

スラブが曲げ降伏後にパンチング破壊した No.3 とスラブが曲げ破壊した No.4 における柱際のスラブ危険断面位置 (B 通り) および加力直交方向柱列帯と柱間帯の界面のスラブ断面位置 (A 通り) におけるスラブ筋ひずみ分布を図-6 に示す。併せて試験体 No.4 のひび割れ状況の写真にスラブ筋位置を示したものを写真-2 に示す。いずれの試験体も、加力方向の柱フェース位置に当たる B 通りにおいて柱芯に近いほどひずみが増加し、特に柱列帯のスラブ筋ひずみ (①~③) は  $R=20/1000$  rad 時には降伏ひずみに達しており、柱間帯のスラブ筋ひずみ (④~⑦) と比べて卓越した。要因として、B 通りの柱列帯には曲げひび割れが発生していたが、柱間帯では加力直交方向の柱列帯のせん断補強筋がスラブ筋と平行に密に配筋されていたため、曲げひび割れが発生しなかったことがあげられる。なお、柱間帯のスラブ筋ひずみは最終変形まで弾性範囲に留まった。一方、A 通りにおいては、No.4 では A 通りで全ての測定点で概ね降伏ひずみに達したが、No.3 では柱芯から最も遠い位置のスラブ筋位置 (⑦) のひずみが弾性範囲に留まった。

### 3.4 剛性に関する有効幅

スラブ幅が片側  $L_y/2$  を有する試験体 No.1~No.4 に対し実験より得られた剛性から、スラブの有効幅を求めた。架構の初期剛性の実験値と有効幅の関係を表-3 に示す。ここで、スラブ全幅に対する有効幅の比 (以下、有効幅比) はスラブ全幅を有効としてスラブ筋も考慮した剛性計算値に対する実験時の割線剛性の比とした。本実験では、3.2 節に示すようにスラブの部材角が層間変形角に対しほとんどを占めているため、ここではスラブの部材角と層間変形角が等しいとして評価した。また、加力開始時より徐々に剛性が低下したため、ここではスラブ部材角が  $R=0.4\sim 0.5/1000$  rad 時の割線剛性を初期剛性とした。

有効幅比は  $0.4\sim 0.75$  となり、No.1e を除き RC 規準<sup>4)</sup> に示される  $0.75$  倍を下回った。この原因として、RC 規準では、中柱を対象とした実験結果より有効幅を与えているが No.1, No.3, No.4 では、跳出し部がない外柱や隅柱であること、また、適用条件として、スパン長 ( $L_x$ ) に対する柱せい ( $c$ ) の比  $c/L_x$  が  $0.2$  以上としているが、No.1e を除き  $c/L_x$  が  $0.13$  と小さいことなどが影響していると考えられる。

有効幅を、文献<sup>9)</sup> により評価した。同文献では、有効幅を加力直交方向のスパン長 ( $L_y$ ) に対する有効幅の比率 ( $\lambda$ ) を各方向スパン長、スパン比、柱形状を考慮し弾性理論で求めたものである。これによると No.1~No.4 の有効幅は  $0.6$  程度となり、今回の実験の範囲では RC 規準よりも上記の評価方法が適切に評価する結果となった。

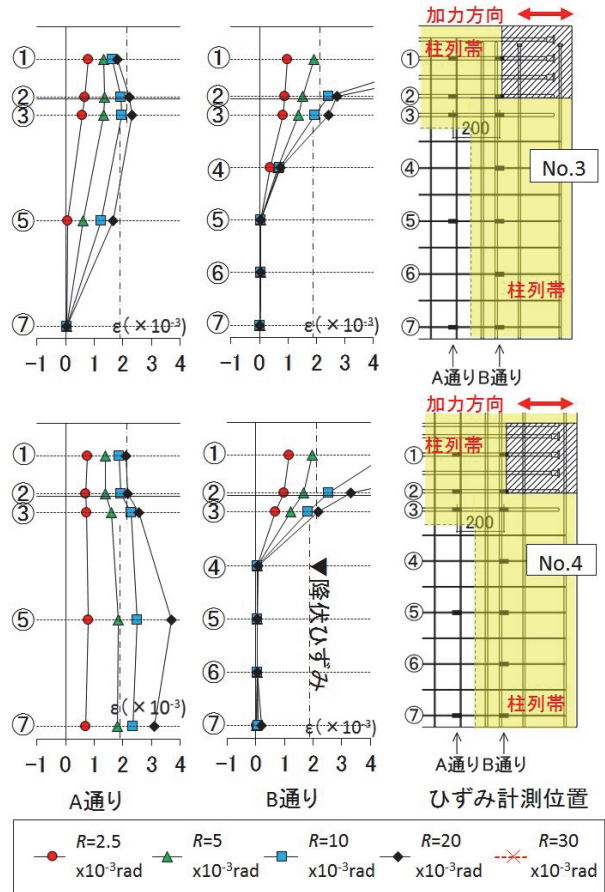


図-6 スラブ筋ひずみ分布

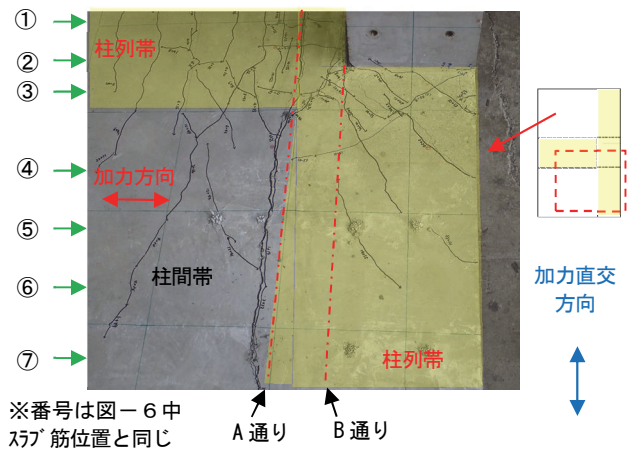


写真-2 ひび割れ状況とスラブ筋位置 (No.4)

表-3 初期剛性の実験値と有効幅の関係

	初期剛性 計算値 kN/mm	割線剛性 実験値 kN/mm	有効幅比
No. 1	16.7	6.8	0.40
No. 1e	16.3	12.2	0.75
No. 2	29.5	16.1	0.54
No. 3	17.1	12.4	0.73
No. 4	29.5	16.8	0.57

3.5 降伏時の剛性低下率

表一4は、剛性低下率の実験値と計算値の比較を示したものである。実験値は降伏時剛性を初期剛性で除した値とした。ここで、初期剛性 ( $K_0$ ) は  $R=0.4 \sim 0.5/1000\text{rad}$  時の割線剛性とした。降伏時剛性 ( $K_y$ ) は図一7に示すように、実験時の荷重変形角関係の包絡線と面積等価となるトリリニア・モデルを想定し、層間変形角  $R=20/1000\text{rad}$  時において履歴面積が同じとなるように求めた降伏時変形角 ( $R_M$ ) と降伏時荷重 ( $Q_{1/50}$ ) より算出した。また、計算値は、式(1)に示す菅野式<sup>4)</sup>により求めた。実験値と計算値には各試験体でバラツキはあるものの、実験値は計算値を下回った。

$$\alpha_y = (0.043 + 1.64 \cdot n \cdot p_f + 0.043a/D + 0.33 \cdot \eta_0)(d/D)^2 \quad (1)$$

ここで、 $n$  : ヤング係数比、 $d$  : 有効せい (mm)、 $p_f$  : 引張鉄筋比  $p_f = a_f / (B \cdot D)$ 、 $a_f$  : 引張鉄筋断面積 (mm<sup>2</sup>)、 $\eta_0$  : 軸力比、 $a$  : シアスパン長さ (mm)、 $D$  : 梁せい (mm)

3.6 耐力の評価

表一5に実験値と計算値の比較を、図一8に  $Q_{max}/P_{mu}$ - $P_p/P_{mu}$  関係を示す。なお、同図には既報<sup>1), 2)</sup>の結果も含めている。また、同図中の実線は、実験値 ( $Q_{max}$ ) と計算値 ( $P_p$  または  $P_{mu}$ ) が等しい値を示し、この実線を上回れば実験値が計算値以上であることを示している。スラブ曲げ破壊時計算値 ( $P_{mu}$ ) は、スラブ全幅のスラブ筋が耐力に寄与するとして式(2)にて算定した。曲げ終局モーメント ( $M_y$ ) は略算式<sup>3)</sup>である式(3)により求めた。パンチング破壊時スラブ先端荷重計算値 ( $P_p$ ) は式(4)によった。同式中の終局伝達節点モーメント ( $M_u$ ) は RC 規準<sup>4)</sup>に示す式(5)により、モーメントのみが伝達されるとき終局伝達モーメント ( $M_o$ ) は式(6)により求めた。ここで、開口の影響は次のように考慮した。開口が加力方向に対し柱の側面の場合 (図一9(a)) では、算定断面の両側面のねじり力により伝達されるモーメント ( $M_t$ ) において、算定長さを柱せい ( $c_1$ ) から開口の幅 ( $L_{op}$ ) を減じた長さ ( $L_1, L_2$ ) として式(7)で評価した。同様に、開口が加力方向に対し柱の前後面の場合 (図一9(b)) では、算定断面の前後面のせん断力により伝達されるモーメント ( $M_s$ ) において、算定幅 ( $c_2+d$ ) が開口の幅 ( $L_{op}$ ) ほど短くなると考え、式(8)で評価した。

$$P_{mu} = M_y / L_o \quad (2)$$

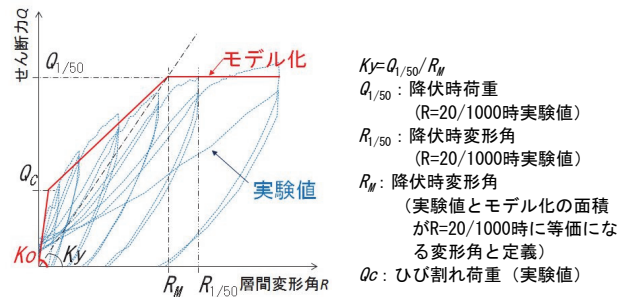
$$M_y = 0.9 \cdot a_f \cdot \sigma_y \cdot d \quad (3)$$

ここで、 $M_y$  : 曲げ終局モーメント (N・mm)、 $a_f$  : 引張鉄筋断面積 (mm<sup>2</sup>)、 $\sigma_y$  : スラブ筋主筋降伏点 (N/mm<sup>2</sup>)、 $d$  : 有効せい (mm)、 $L_o$  : 内法スパン (mm)

$$P_p = M_u / L \quad (4)$$

表一4 剛性低下率の実験値と計算値の比較

	初期剛性	降伏時剛性	剛性低下率		
	$K_0$ (kN/mm)	$K_y$ (kN/mm)	実験値 $\alpha_{ye} = K_y / K_0$	計算値 式(1) $\alpha_y$	$\alpha_{ye} / \alpha_y$
No. 1	6.76	1.75	0.26	0.31	0.85
No. 1e	12.20	2.19	0.18	0.31	0.57
No. 2	16.06	2.75	0.17	0.31	0.55
No. 3	12.44	2.30	0.18	0.30	0.61
No. 4	16.76	3.04	0.18	0.31	0.58

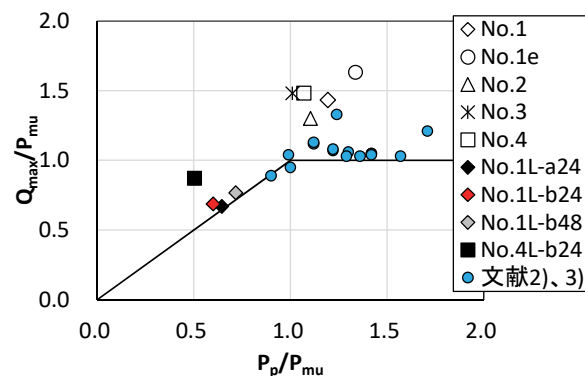


図一7 降伏時剛性の算出方法

表一5 実験値と計算値の比較

試験体	計算値		実験値	比較
	$P_p$ kN	$P_{mu}$ kN	$Q_{max}$ kN	$Q_{max} / \min(P_p, P_{mu})$
No. 1	30	25	36	1.43
No. 1e	31	23	37	1.63
No. 2	41	37	48	1.30
No. 3	26	26	38	1.48
No. 4	39	37	55	1.48
No. 1L-a24	73	113	76	1.04
No. 1L-b24	68	113	78	1.15
No. 1L-b48	81	113	87	1.07
No. 4L-b24	74	147	128	1.74

$P_p$  : パンチング破壊時のスラブ先端荷重 (文献4)による  
 $P_{mu}$  : スラブ曲げ破壊時のスラブ先端荷重 (文献5)による  
 $Q_{max}$  : 実験時最大荷重



図一8  $Q_{max}/P_{mu}$ - $P_p/P_{mu}$  関係

$$V_u/V_o+M_u/M_o=1 \quad (5)$$

$$M_o=M_f+M_s+M_t \quad (6)$$

ここで、 $V_u$ ：終局伝達鉛直力(N)、 $M_u$ ：終局伝達節点モーメント(N・mm)、 $V_o$ ：鉛直力のみが伝達されるときの終局伝達鉛直力(N)、 $M_o$ ：モーメントのみが伝達されるときの終局伝達モーメント(N・mm)、 $M_f$ ：算定断面でスラブの曲げ抵抗によって伝達されるモーメント(N・mm)、 $M_s$ ：算定断面の前後面のせん断力により伝達されるモーメント(N・mm)、 $M_t$ ：算定断面の両側面のねじり力により伝達されるモーメント(N・mm)、 $L$ ：スパン(mm)、他の記号はRC規準による。

$$M_t=\tau_{tu}\cdot d^2/2\cdot\{(L_1-d/3)+(L_2-d/3)\}\cdot 2 \quad (7)$$

$$M_s=\tau_u\cdot(c_2+d-L_{op})\cdot d\cdot(c_1+d/2)/2 \quad (8)$$

スラブが曲げ降伏先行型試験体の No.1～No.4 では  $P_{mu}$  に対する最大耐力実験値 ( $Q_{max}$ ) の比  $Q_{max}/P_{mu}$  は 1.0 以上であり、梁の算定式である式(3)で安全に評価できることが確認できた。ただし、今回の実験では  $Q_{max}/P_{mu}$  は 1.30～1.63 と大きく 1 を上回る傾向を示した。この原因として、試験体の 1/3 スケールとしたことによる、スラブ厚さ方向のスラブ筋位置の影響が考えられる。実験上必要なかぶり厚さを確保するためスラブ筋位置を上端 30mm、37mm とした(図-2 参照)。これは試験体のスラブ厚さ 120mm に対して大きな値であり、実大スケールよりも相対的にスラブ筋が内側に入っていることになる。そのため、終局時に上端スラブ筋が引張応力を受ける際、下端スラブ筋も引張応力を受け、実験値が大きくなったと考えられる。パンチング破壊型試験体では、最大耐力計算値と実験値の比は 1.04～1.74 であり、安全に評価した。

### 3.7 復元力特性の評価

実験結果を元に復元力特性の評価を行った。

架構の初期剛性は、曲げ剛性およびせん断剛性を考慮して求めた。スラブの有効幅は、文献<sup>9)</sup>により 0.6 とした。曲げひび割れ強度は、スタラップ形式のせん断補強筋を施した柱列帯を梁幅と考慮して RC 規準により求めた。曲げ強度を本実験ではスケールの影響により略算式が小さめに評価する可能性があることから、ここではスラブ全幅有効として ACI ストレスブロック法<sup>7)</sup>により求めた。また、剛性低下率は、今回の実験より通常の梁より大きく半分程度であったことから、ここでは式(1)に示す菅野式を 0.5 倍にして評価した。図-10 に各試験体の復元力特性を示す。同図より本評価法によって復元力特性を概ね評価できることが確認できたものの、隅柱の No.3 のみ降伏時変形角を大きめに評価した。危険断面位置に

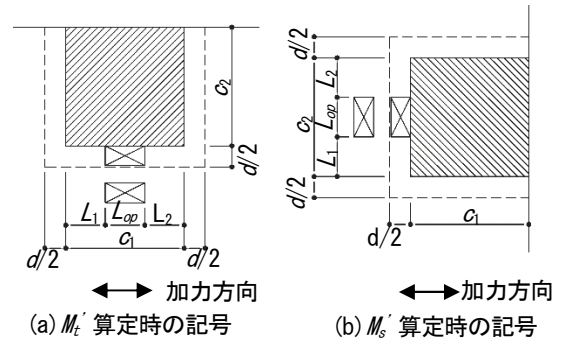


図-9 開口における算定断面

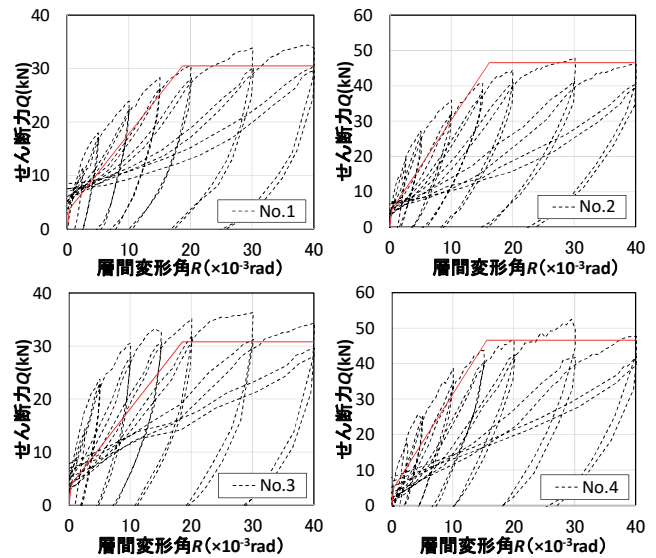


図-10 復元力特性の比較

かかるコ字形補強筋が曲げ強度に寄与したものと考えられるが、寄与率や評価方法については今後の課題である。

## 4. まとめ

今回の実験では、フラットプレート構造において以下のことが確認できた。

- i. スラブの曲げ降伏先行型として計画した試験体において、曲げ耐力計算値と実験値を比較すると、両者の比は1.30～1.63であり、梁の曲げ終局モーメント略算式により安全に評価した
- ii. パンチング破壊した試験体において、パンチング耐力計算値と実験値を比較すると、両者の比は 1.04 ～1.74であり、提案する耐力式により安全に評価した
- iii. スラブ全幅を有効とした弾性剛性と比較して、いずれの試験体も初期剛性は小さいものであり、RC規準に示される全幅に対する有効幅の比である0.75倍を下回った

- iv. 有開口試験体において、加力直交方向の柱列帯スラブ筋と平行に配筋された開口補強筋が、柱側面のスラブのねじれ抵抗に寄与したことから、柱側面に位置する加力直交方向の柱列帯の開口の有無が荷重変形関係に及ぼす影響は小さいものであった
- v. スラブの復元力特性は、有効幅を文献<sup>6)</sup>により評価し、降伏時の剛性低下率 $\alpha_y$ を低減して準用することで、No.3を除き実験結果を概ね評価できることを確認した

## 5. あとがき

本工法は、梁型のない空間を提供できることから、メリットも多く、適用場面は増えてくることが予想される。開発を機に積極的に提案していきたい。

### 【参考文献】

- 1) 狩野芳一他、「フラットプレート構造の柱－スラブ接合部に関する研究」、日本建築学会論文報告集、第68号、昭和55年2月
- 2) 岸本 剛他、「柱とスラブからなるフラットプレート架構の構造性能 その1」、奥村組技術研究年報、No.32、2006.7
- 3) 岸本 剛他、「柱とスラブからなるフラットプレート架構の構造性能 その2」、奥村組技術研究年報、No.33、2007.7
- 4) 日本建築学会、「鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」、2010
- 5) 日本建築センター、「建築物の構造規定」、2015
- 6) Fed Allen, Peter Darvall, Lateral Load Equivalent Frame, ACI Journal, Vol.74, No.7, pp.294-299, 1977
- 7) American Concrete Institute, Building Code and Commentary ACI 318-95/318/R-95, 1995