鉄筋コンクリートスラブの面内圧縮力による曲げ耐力の
増加に及ぼす影響因子について

周辺を固定した正方形鉄筋コンクリートスラブの曲げ耐力の実験結果の考察 (その1)

RELATION OF THE STRENGTH AND EFFECTING FACTORS
OF RESTRAINED REINFORCED CONCRETE SLABSA study on the strength experiment of restrained reinforced
concrete square slabs (Part 1)

森村 毅*, 藤谷 義信**, 中原 満雄***

Tsuyoshi MORIMURA, Yosinobu FUJITANI and Mitsuo NAKAHARA

Generally, the ultimate strength of restrained concrete square slabs express larger value than the bending strength obtained from the yield line theory of Johansen. This cause is explained by an arching action due to the development of compression membrane force in the slab.

Therefore, in this report we described the relation between the evaluation value and its effecting factors : the evaluation value (E) express a strength grow due to the development of compressive membrane force in the slab.

The effecting factors were considered by the items of three : slab's thickness/span ratio (H/L) or flange thickness/span ratio ($(H-h)/L$), elastic fixing degree (F_{ix}) and reinforce factor (q). We investigated the relation between the evaluation value and effecting factors as follow :

- 1) Relation between evaluation value (E) and slab's thickness/span or flange thickness/span ratio ($(H-h)/L$).
- 2) Relation between evaluation value (E) and elastic fixing degree (F_{ix}).
- 3) Relation between elastic fixing degree (F_{ix}) and slab's thickness/span ratio (H/L) or flange thickness/span ratio ($(H-h)/L$).
- 4) Relation between evaluation value (E) and reinforce factor (q).

The results was shown as follow :

- 1) As the value of slab's thickness/span ratio (H/L) or flange thickness/span ratio ($(H-h)/L$) increases, the evaluation value (E) showed an increasing tendency. Therefore, the evaluation value (E) was very closely related with slab's thickness/span ratio (H/L) or flange thickness/span ratio ($(H-h)/L$).
- 2) As the value of reinforce factor (q) increases, the evaluation value (E) showed a decreasing tendency.
- 3) Elastic fixing degree (F_{ix}) was very closely related with slab's thickness/span ratio (H/L) or flange thickness/span ratio ($(H-h)/L$).
- 4) Elastic fixing degree (F_{ix}) gave an effect in the strength of slab by restrained degree of rotation with surround restrained beam. But it was found that the elastic fixing degree (F_{ix}) gave a small effect to the evaluation value (E).

Keywords : ultimate strength, compression membrane force, effecting factor, restrained reinforced concrete slab, evaluation value

§1. はじめに

一般に、スラブ周辺が水平拘束された鉄筋コンクリート (以降 RC と称す) スラブの終局耐力は Johansen の

降伏線理論から求めた曲げ耐力より大なる値を示すが、この原因はスラブ内に生ずる面内圧縮力の影響であるとされている¹⁾。そのことについては、筆者らもスラブ

本論文は、日本建築学会中国支部研究報告集²⁾ (昭和63年3月)に掲載したものをまとめ直したものである。

* 近畿大学 助教授・工博

** 広島大学 教授・工博

*** 近畿大学 教授・工博

Associate Prof. of Kinki Univ., Dr. Eng.

Prof. of Hiroshima Univ., Dr. Eng.

Prof. of Kinki Univ., Dr. Eng.

周辺を後述する図—4-3(a) (b) のように鋼製拘束フレームで拘束した RC スラブの耐力実験および弾塑性解析で確かめている^{2), 3)}。

このスラブ周辺を水平および回転拘束した RC スラブの耐力増加につながる面内圧縮力に影響を及ぼす因子（以後影響因子と称す）については、研究段階であり、現在のところまだ十分には明らかにされていない。しかし、面内圧縮力によって増加するスラブの耐力と影響因子の間には密接な関係があると考えられ、それらの関係を明確にすることは非常に重要なことである。

そのような中で、榎谷・町田は周辺水平拘束度の影響、スラブ上端および下端筋の間のコンクリートのコンファインメントによる圧縮応力度の増加等の影響を包括したパラメータである圧縮薄膜力係数と板厚・鉄筋比および鉄筋引張力等の影響因子との関係を統計的に調べた^{4), 5)}。これは、いままでに公表された多くの正方形および長方形 RC スラブの実験結果を取りまとめたものである。その結果、圧縮薄膜力係数に与える影響因子は板厚が最も大きく、他の鉄筋比等の影響因子は相乗効果程度の影響であると述べている。しかし、全体として各供試体をまとめたデータ間のバラツキは非常に大きく、そのため圧縮薄膜力係数と影響因子の関係を十分に表し得たとは言えない。

この原因としては、スラブの耐力に与える影響因子が上述した板厚・鉄筋比および鉄筋引張力等の影響因子以外にも影響力の強い影響因子を含んでいるためと考えられる。

スラブ耐力に与える影響因子を抽出すると二つのグループが考えられ、その一つは供試体の形状、材料、弾性拘束度合いといった供試体そのものにかかわる因子、もう一つは実験装置の水平拘束度合い、载荷条件、設置条件といった実験手法等にかかわる因子が挙げられる。そのためスラブの耐力と影響因子間の関係をまとめるにあたっては、両グループの影響因子が相互に影響し合わないような形で行う必要があると考える。

そこで本論文では、Johansen 理論にスラブ周辺支持部の水平拘束によりスラブ面内方向に生じる面内圧縮力の影響を取り入れて、実際の支持状態のスラブ曲げ耐力の推定値を得ることを目的とし、それを達成するため、次のような方法で行った。すなわち、上述した影響因子の中で、同一条件で行った実験結果を比較することによって実験手法にかかわる影響因子の相異によって生じる影響の混入を避けた。これにより、面内圧縮力による RC スラブの耐力増加と、それに与える供試体そのものにかかわる影響因子の関係について検討を加えたものである⁸⁾。

§2. スラブ耐力の評価方法について

図—2-1 に示すようなスラブ周辺が水平および回転拘束された RC スラブの曲げ耐力は Johansen の降伏線理論から求めた曲げ耐力よりも大きくなる傾向を示すが、これは、面内圧縮力の影響によるものと考えられる。一方、面内圧縮力を無視した Johansen 理論に基づく曲げ耐力は、スラブ周辺の回転拘束の状態によっても若干異なると考えられる。したがって、周辺梁の実際の回転拘束度合いを考慮した上で、この耐力増加を評価する必要がある。

そこで、スラブ周辺が水平および回転拘束された RC スラブの耐力増加を表す方法としては、以下に示すような実際の回転拘束度合いを示す弾性固定度 F_{ix} を導入した評価方法を提案する。

2-1 直交異方性 RC スラブの弾性固定度について

直交異方性正方形 RC スラブの载荷する前の周辺拘束梁の回転拘束の状態は、曲げ固有振動数の実験値と計算値を用いて次式で示される弾性固定度 F_{ix} で評価する。

$$F_{ix} = (f_{exp} - ssf_{cat}) / (fsf_{cat} - ssf_{cat}) \cdots \cdots (1)$$

ここで、 f_{exp} は直交異方性正方形 RC スラブの载荷する前の固有振動数の実測値であり、図—2-2 の測定装置を用いて求めたものである。 fsf_{cat} と ssf_{cat} は、次節の解析方法によって求める周辺完全固定と周辺単純支持の固有振動数の計算値である。

すなわち、(1) 式で表された弾性固定度 F_{ix} が 1.0 の状態とは、図—2-3(a) のような周辺が完全に固定された状態にあることを示し、 F_{ix} が 0 の状態とは、図—2-3(c) のような周辺単純支持の状態にあることを示す。

したがって、実際の支持状態では F_{ix} は、 $0 \leq F_{ix} \leq 1.0$ の範囲の値を取り、図—2-3(b) のように完全固定と単純支持の中間にあることを示す。

図—2-1 スラブおよび载荷状態

図—2-2 振動の実験方法

図—2-3 スラブ周辺支持状態図

2-2 直交異方性正方形 RC スラブの曲げ固有振動数の算定

2-2-1 スラブの曲げ剛性およびねじり剛性について

弾性固定度 F_{ix} を評価するためには、直交異方性正方形 RC スラブの周辺完全固定と周辺単純支持の固有振動数を計算する必要がある。固有振動数の計算には、曲げ剛性が必要であり、この曲げ剛性 D_x , D_y の求め方については数種ある。ここでは、鉄筋の影響を考慮にいれた RC 中空スラブを直交異方性充実スラブに置換した曲げ剛性 D_x , D_y を求める方法について述べる⁶⁾。

1) 中空スラブの充実スラブへの置換方法

図-2-4 は円形および楕円 RC 中空スラブの中空部を正方形および長方形の等断面積に置換した図である。以後、RC 中空スラブの断面は、この置換断面をさす。

図-2-5 は RC 中空スラブの $X \cdot Y$ 断面の一部分である。この図から分かるように X と Y 断面の断面形状は異なっている。この断面が二方向の曲げモーメントを受けると、図-2-6(a), (b) のように二つの応力度分布状態が考えられる。一つは図-2-6(a) のフランジ部分で、これは二方向の曲げ応力度を受けているが、図-2-6(b) のウェブ部分は一方向にのみ曲げ応力度を受けている(ただし、鉄筋部分は一方向の応力度を受ける部分にイれる)。それに対し、図-2-7 は RC 中空スラブと等価な直交異方性充実スラブに置換した断面の一部分である。この断面は $X \cdot Y$ の方向性によって力学的性質が異なった材料でできていると考えられる。

図-2-4 中空部置換状態図

図-2-5 断面状態図

図-2-7 置換断面図

図-2-6 曲げ応力度分布状態図

そこで、各断面に作用する応力度-ひずみ度関係を示すと次式で表される。

i) 図-2-6(a), (b) の RC 中空スラブの場合

$$f\sigma_x = E_c(\epsilon_x + \nu\epsilon_y)/(1-\nu^2) \dots\dots\dots (2)$$

$$f\sigma_y = E_c(\epsilon_y + \nu\epsilon_x)/(1-\nu^2) \dots\dots\dots (3)$$

$$w\sigma_y = E_c\epsilon_y, \quad s\sigma_y = E_c\epsilon_y' \dots\dots\dots (4)$$

なお、 $f\sigma_x$ ($f\sigma_y$), $w\sigma_y$ はフランジ、ウェブ部分の x 方向 (y 方向) の曲げ応力度、 E_c , E_s はコンクリート、鉄筋のヤング係数、 ϵ_x (ϵ_y) は x 方向 (y 方向) のひずみ度、 ν はポアソン比である。

ii) 図-2-7 の直交異方性充実スラブの場合

$$\sigma_x = E_x(\epsilon_x + \nu_y\epsilon_y)/(1-\nu_x\nu_y) \dots\dots\dots (5)$$

$$\sigma_y = E_y(\epsilon_y + \nu_x\epsilon_x)/(1-\nu_x\nu_y) \dots\dots\dots (6)$$

なお、 σ_x (σ_y) は x 方向 (y 方向) の曲げ応力度、 E_x (E_y) は x 方向 (y 方向) のコンクリートヤング係数、 ν_x (ν_y) は x 方向 (y 方向) コンクリートのポアソン比である。

2) 曲げ剛性 D_x , D_y の算定

図-2-8 から Y 断面に作用する中立軸 $X-X$ に関する曲げモーメント M_y はフランジ部分とウェブ部分および鉄筋部分を加えた形で次式として表される。

$$\begin{aligned} M_y = & (H^2/6) \{ (1-\eta^3) + (1-\alpha)(1-\nu^2)\eta^3 \\ & + 6 \cdot {}_y p_t (1-\nu^2)(k-1)(1-2 \cdot {}_y d_t^2) \} \\ & \cdot (1-\nu^2) E_c [\epsilon_y + \{ (1-\eta^3)\nu / (1-\nu^2) \\ & + (1-\alpha)(1-\nu^2)\eta^3 + 6 \cdot {}_y p_t (1-\nu^2)(k-1) \\ & \cdot (1-2 \cdot {}_y d_t^2) \} \epsilon_y] \dots\dots\dots (7) \end{aligned}$$

なお、 η は中空径比 (h/H)、 k はヤング係数比、 H はスラブ厚、 ${}_y p_t$ は y 方向の引張鉄筋比、 α は $s \cdot h_s / L$, s は穴個数、 ${}_y d_t$ は引張表面から引張鉄筋までの距離。

図-2-9 から X 断面に作用する中立軸に関する曲げモーメント M_x は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} M_x = & (H^2/6) \{ (1-\eta^3) + 6 \cdot {}_x p_t (1-\nu^2)(k-1) \\ & \cdot (1-2 \cdot {}_x d_t^2) / (1-\nu^2) \} E_c [\epsilon_x + \{ (1-\eta^3)\nu / \end{aligned}$$

図-2-8 Y断面応力状態図

図-2-9 X断面応力状態図

図—2-10 置換断面応力状態図

$$\cdot [(1-\eta^3) + 6 \cdot x p_t (1-\nu^2) (k-1) (1-2 x d_t')^2] \epsilon_y] \quad \dots\dots\dots (8)$$

なお、 $x p_t$ は x 方向の引張鉄筋比、 $x d_t$ は引張表面から引張鉄筋までの距離である。

図—2-10 から Y と X 断面に作用する中立軸 $X-X$ と $Y-Y$ に関する曲げモーメント M_y と M_x は次式で表される。

$$M_y = (H^2/6) [E_y / (1-\nu^2)] \cdot (\epsilon_y + \nu_x \epsilon_x) \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$M_x = (H^2/6) [E_x / (1-\nu^2)] \cdot (\epsilon_x + \nu_y \epsilon_y) \quad \dots\dots\dots (10)$$

上述した RC 中空スラブと直交異方性充実スラブの $X \cdot Y$ 断面に作用する曲げモーメント M_x , M_y は相等しいから式 (8) と (10) 式および (7) と (9) 式を等値すると、直交異方性充実スラブの X と Y 方向の E_x と E_y および ν_x と ν_y は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} E_x &= [(1-\nu_x \nu_y) / (1-\nu^2)] \cdot [(1-\eta^3) \\ &\quad + 6 \cdot x p_t (1-\nu^2) (k-1) (1-2 x d_t')^2] E_c \\ E_y &= [(1-\nu_x \nu_y) / (1-\nu^2)] \cdot [(1-\eta^3) \\ &\quad + (1-\alpha) (1-\nu^2) \eta^3 + 6 \cdot y p_t (1-\nu^2) \\ &\quad \cdot (k-1) (1-2 y d_t')^2] E_c \\ \nu_x &= (1-\eta^3) \nu / [(1-\eta^3) + (1-\alpha) (1-\nu^2) \eta^3 \\ &\quad + 6 \cdot x p_t (1-\nu^2) (k-1) (1-2 x d_t')^2] \\ \nu_y &= (1-\eta^3) \nu / [(1-\eta^3) + 6 \cdot x p_t (1-\nu^2) (k-1) \\ &\quad \cdot (1-2 x d_t')^2] \quad \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

ゆえに、求める曲げ剛性 D_x , D_y および D_{xy} , ねじり剛性 D_{xy} は次式で与えられ、(11) 式を代入すれば求まる。ただし、 $x d_t' = x d_t / H$, $y d_t' = y d_t / H$ である。

$$D_x = E_x \cdot H^3 / 12 (1 - \nu_x \cdot \nu_y), \quad D_y = E_y H^3 / 12 (1 - \nu_x \cdot \nu_y)$$

表—1 固有振動数の比較 (充実スラブ)

スラブ厚	供試体	ポアソン比 ν	ヤング係数 E_c (kg/cm ²)	引張鉄筋率 ρ (%)	実験値 f_{exp}	計算値			
						比較			
						f_{scat}	f_{cal}	f_{scat}	f_{cal}
3 cm	SS30-1	0.17	1.39E5	0.47	126	142	133	0.89	0.97
	SS30-2	0.17	1.73E5	0.47	128	157	149	0.82	0.86
4 cm	SS40-1	0.17	1.39E5	0.47	199	200	189	1.00	1.05
	SS40-2	0.17	1.42E5	0.47	195	196	185	0.99	1.05
	SS40-3	0.17	1.60E5	0.47	155	184	176	0.84	0.88
	SS40-4	0.17	1.57E5	0.47	155	186	175	0.83	0.89
5 cm	SS50-1	0.17	1.47E5	0.47	202	234	222	0.86	0.91
	SS50-2	0.17	1.41E5	0.47	202	229	217	0.88	0.93
	SS50-3	0.17	1.97E5	0.47	220	260	245	0.85	0.90
	SS50-4	0.17	1.68E5	0.47	203	245	231	0.83	0.88
	SS50-5	0.17	1.70E5	0.47	194	248	237	0.78	0.82
	SS50-6	0.17	1.70E5	0.47	187	254	241	0.74	0.78
6 cm	SS60-1	0.17	1.33E5	0.60	232	327	305	0.71	0.76
	SS60-2	0.17	1.73E5	0.60	223	275	251	0.81	0.89

$$D_{xy} = \nu_x \cdot D_y = \nu_y \cdot D_x, \quad D_{xy} = (1 - \sqrt{\nu_x \cdot \nu_y}) \sqrt{D_x \cdot D_y} / 2$$

2-2-2 スラブの固有振動数の計算結果および実験結果

以上述べた直交異方性充実スラブの曲げ剛性等を用いて充実および中空スラブの弾性振動解析⁷⁾を行い、固有振動数を求めた。それを表—1 および表—2 に示し、実験値の固有振動数⁶⁾と比較を行った。表中の計算値は、すべて周辺完全固定の解であり、 f_{scat} は、本節で述べた曲げ剛性およびねじり剛性を用いた計算値、 f_{cal} は、本節で述べた曲げ剛性およびねじり剛性を用いるが、鉄筋の影響を考慮しない場合の計算値である。

この固有振動数の比較から、 f_{scat} は、 f_{cal} より 3% ~ 7% 大きくなった。このことから鉄筋は、固有振動数に比較的大きな影響を与えていると考えられる。そのうち特に、スラブ厚さ 4 cm の場合、計算値 f_{cal} の固有振動数は、実験値の固有振動数 f_{exp} より小さく出るのがある。それに対し、計算値 f_{scat} の固有振動数は、実験値の固有振動数 f_{exp} よりすべて大きくなった。この原因は実験時のスラブにおいては周辺完全固定を得ることが困難なこと⁹⁾、および計算においては鉄筋を含めたスラブの曲げ剛性を用いていることも考え合わせると、計算値 f_{scat} の固有振動数の方が計算値 f_{cal} より周辺固定 RC スラブの固有振動数をよく表しているためであると考えられる。これらのことから、周辺固定 RC 充実および中空スラブの固有振動数は、本節で求めた鉄筋を考慮した曲げ剛性による解析方法を用いて近似的に求められることが分かった。

2-3 耐力の評価方法

面内圧縮力を考慮しない曲げ耐力値(曲げ破壊時耐力)は、Johansen の降伏線理論より計算される。ここでは、以下に示すように、スラブ周辺の弾性固定度を考慮した場合の Johansen の理論値を求める方法について説明する。

1) 弾性固定度を考慮した曲げ耐力値の計算

上述した弾性固定度 F_{ix} の大きさによって、面内圧縮力を無視した曲げ耐力は増減すると考えられる。 $0 < F_{ix} < 1.0$ のような一般的な場合は、 $F_{ix} = 1.0$ と $F_{ix} = 0$ と

表—2 固有振動数の比較 (中空スラブ)

スラブ厚	供試体	ポアソン比 ν	中空比 η	ヤング係数 E_c (kg/cm ²)	引張鉄筋率 ρ (%)	実験値 f_{exp}	計算値			
							比較			
							f_{scat}	f_{cal}	f_{scat}	f_{cal}
3 cm	4ESPS14-1	0.17	0.34	1.92E5	0.47	185	205	194	0.90	0.95
	4ESPS14-2	0.17	0.34	1.92E5	0.47	184	199	188	0.92	0.98
4 cm	4CSPS18-1	0.17	0.44	1.49E5	0.47	182	198	187	0.92	0.97
	4CSPS18-2	0.17	0.44	1.31E5	0.47	180	189	177	0.95	1.02
5 cm	5ESPS13-1	0.17	0.22	1.74E5	0.47	218	308	294	0.71	0.74
	5ESPS13-2	0.17	0.23	1.67E5	0.47	227	295	281	0.77	0.81
	5ESPS14-1	0.17	0.25	1.99E5	0.47	241	303	290	0.80	0.83
	5ESPS14-2	0.17	0.25	1.99E5	0.47	239	311	298	0.77	0.80
	5ESPS15-1	0.17	0.27	1.81E5	0.47	236	302	285	0.78	0.83
	5ESPS18-1	0.17	0.32	1.52E5	0.47	232	287	269	0.81	0.86
	5ESPS18-2	0.17	0.33	1.63E5	0.47	238	288	273	0.83	0.87
	5ESPS20-1	0.17	0.35	1.63E5	0.47	236	293	280	0.81	0.84
	5ESPS20-2	0.17	0.34	1.73E5	0.47	236	306	292	0.77	0.81
	5ESPS20-3	0.17	0.38	1.95E5	0.47	227	294	280	0.77	0.81
	5ESPS20-4	0.17	0.36	1.95E5	0.47	226	316	302	0.72	0.75

の間を図-2-11のように比例配分して、その弾性固定度に対応する曲げ耐力総荷重の理論値を定めることにし、これを $F_{ix}W_{j0}$ とする。

$$F_{ix}W_{j0} = (F_{ix}W_{j0} - S_{j0}W_{j0}) \cdot F_{ix} + S_{j0}W_{j0} \quad \cdots (12)$$

ここで、 $F_{ix}W_{j0}$ は $F_{ix}=1.0$ の場合の、 $S_{j0}W_{j0}$ は $F_{ix}=0$ の場合の Johansen の降伏線理論に基づく曲げ耐力総荷重である。

(12) 式で求めた $F_{ix}W_{j0}$ はスラブ周辺の弾性固定度の影響を考慮した Johansen の降伏線理論に基づく曲げ耐力総荷重である。

なお、 $F_{ix}W_{j0}$ と $S_{j0}W_{j0}$ は、Johansen の降伏線理論を用いてスラブの降伏曲げモーメントは M_p 、 M'_p で表すと次式になる (図-2-12(a) 参照)。

$$F_{ix}W_{j0} = 36 \{ (xM_p + yM'_p) + (yM_p + xM'_p) \} / 5 \quad \cdots (13)$$

$$S_{j0}W_{j0} = 36 (xM'_p + yM'_p) / 5 \quad \cdots (14)$$

ただし、荷重状態は 9 点均等荷重である。

ここで、 M_p 、 M'_p はそれぞれ単位幅当たりのスラブ周辺部とスラブ中央部における降伏線上の降伏曲げモーメントで $M_p = F_c H^2 (q \cdot j_1)$ である。 F_c はコンクリート強度、 $q = p_t \cdot f_{sy} / F_c$ は鉄筋係数、 $j = j_1 H$ は応力中心距離、 f_{sy} は鉄筋降伏強度、 p_t は引張鉄筋比を示す。

2) 荷重した後の面内圧縮力による耐力増加の評価方法

通常、スラブ周辺に拘束梁を持つ供試体のスラブ周辺の支持状態は、荷重の増加とともに変化し、荷重する前

の周辺回転支持状態から図-2-13のような回転拘束と水平拘束の両方を合わせもつ支持状態に変化する。したがって、このような水平拘束の影響を受けて発生する面内圧縮力により、スラブ耐力は、荷重する前の回転支持状態における曲げ耐力値より増加すると考えられる。

そこで、荷重した後の実験値のスラブ耐力を $exp.W$ とすると、面内圧縮力によって増加するスラブ耐力は、この $exp.W$ から、荷重する前の弾性固定状態におけるスラブの曲げ耐力総荷重 $F_{ix}W_{j0}$ を差し引いたものであるから次式で表される。

$$\Delta W_{exp} = exp.W - F_{ix}W_{j0} \quad \cdots (15)$$

この (15) 式のスラブ耐力 $exp.W$ は、曲げ降伏線上に図-2-12(b) に示す降伏曲げモーメント M_{pe} が $X \cdot Y$ 方向の断面に均一に分布していると考え、Johansen の曲げ降伏線理論を用いて評価すると次式で表せる。

$$exp.W = 36 \{ (xM_{pe} + yM'_{pe}) + (yM_{pe} + xM'_{pe}) \} / 5 \quad \cdots (16)$$

なお、 $M_{pe} = F_c H^2 \{ q j_{e1} + N_{pe} (j_{e1} - 1/2 + d_{te1}) / F_c H^2 \}$ である。

ただし、 j_{e1} 、 d_{te1} は j_e/H 、 d_{te}/H であり、 j_e 、 d_{te} は実験時曲げモーメント M_{pe} 、 M'_{pe} の応力中心距離と引張表面から引張鉄筋までの距離である。

ここで、 N_{pe} は荷重後に生ずる面内圧縮力であるが、これは文献 2) の解析値で表されスラブ厚 H とスパン L に密接な関係があることを示している。

耐力増加量 ΔW_{exp} は、次に示す a)、b) の耐力増加量を合わせたものと考えられる。

a) 面内圧縮力によってスラブ周辺の回転拘束度が増加するために起こる耐力増加。

これは、荷重した後に起こる面内圧縮力によって鋼製拘束フレームの水平拘束部材と供試体の周辺拘束梁の間に摩擦力が生じて、拘束梁と拘束フレームが一体化するために生ずる耐力増加である。

b) 面内圧縮力が生ずるために起こる耐力増加。

これはスラブ周辺の水平変位の拘束によって、荷重した後に面内圧縮力が生ずるために起こる耐力増加である。

以上述べたように、a)、b) とともに荷重した後に起こる面内圧縮力の影響によって生じるものであり、面内圧縮力による耐力増加として評価することができる。しかし、a)、b) を分離して考えることができないため、a) と b) を合算した形でスラブの耐力増加を評価することにする。

3) 耐力増加に関する評価値について

耐力増加の評価は、荷重する前の支持条件に対する曲げ耐力に対して、荷重した後の支持条件に対するスラブ耐力がどの程度増加するかを見ることにあから、ここでは、耐力増加量 ΔW_{exp} を修正された Johansen の曲げ耐力総荷重 $F_{ix}W_{j0}$ で割り、これを耐力増加に関する

図-2-11 曲げ耐力総荷重と弾性固定度の関係図

図-2-12 曲げ耐力時の応力状態図

図-2-13 荷重実験中および後の拘束梁支持状態図

評価値と名づけ“ E_{exp} ”で表すことにする。

$$E_{exp} = \Delta W_{exp} / F_{ix} W_{j0} \dots \dots \dots (17)$$

この耐力増加に関する評価値 E_{exp} は、実際のスラブ周辺拘束フレームの回転拘束状態を考慮に入れた耐力増加を表す指標と考えることができる。

§3. 耐力増加に与える影響因子について

3-1 直交異方性 RC スラブの影響因子

直交異方性 RC スラブ耐力に与える影響因子は、いくつか考えられるが、特に影響の大きい要因は次に示す6項目の要因である。

1) 供試体の形状に関するもの

スパン (L)、スラブ厚 (H)、中空丈 (h)

2) 供試体の材料に関するもの

引張鉄筋比 (p_t)、鉄筋降伏強度 (f_{sy})、コンクリート強度 (F_c)

3) スラブ周辺梁の回転拘束特性によるもの

弾性固定度 (F_{ix})、すなわち、スラブ周辺の回転の拘束度

4) スラブ周辺梁の水平拘束条件によるもの

面内圧縮力を受ける水平拘束梁(拘束フレームを含む)の w 軸に関する曲げ剛性 (EI)

5) 载荷条件によるもの

等分布荷重、9点均等荷重、1点集中荷重および部分荷重

6) スラブ供試体の設置条件によるもの

スラブを設置するための実験装置等、すなわち、スラブを支える支持構造物等が挙げられる。

この6項目の要因のうち、1)、2)、3)の項目に含まれる影響因子は供試体そのものにかかわるものであり、4)、5)、6)項目に含まれる影響因子は実験手法にかかわるものであると考えられる。

5)、6)項目については、本実験では同じ条件のもとで行っているため影響因子から除外する。したがって、1)、2)、3)項目に関する影響因子のみ考えることにする。なお、4)項目は周辺拘束梁のみの場合、供試体に付属しているため供試体の条件に属するが、鋼製拘束フレームを含めると実験手法に属すると考えられるため実験手法に入れた。

この4)、5)、6)項目に含まれる影響因子は4)、5)、6)項目の条件を同じにして実験を行えば、その実験結果から、それらの影響は取り除かれると考えられる。

ただし、ここで除いた4)項目に関しては、1)~3)項目に間接的に影響を及ぼしていると考えられるため、これについては次節で取扱い、考察を行う。

3-1-1 充実スラブの影響因子

充実スラブの場合の影響因子として次に示すものが考

えられる。

1) の要因…スラブ厚 (H)、スパン長さ (L)

2) の要因…鉄筋比 (p_t)、鉄筋降伏強度 (f_{sy})、コンクリート圧縮強度 (F_c)

3) の要因…充実スラブの周辺回転拘束度で間接的には、固有振動数 (f_{exp}) で表される。

これらの影響因子は、上述の評価値 E の解析理論式 (12)、(13)、(14) の曲げモーメントおよび (16) 式の面内圧縮力等の中で無次元化された形で存在している。それを各要因ごとにまとめると次のとおりである。

1) の要因…スラブ厚/スパン比 [H/L]

2) の要因…鉄筋係数 [$q = p_t f_{sy} / F_c$]

3) の要因…弾性固定度 [F_{ix}]

3-1-2 中空スラブの影響因子

中空スラブの場合の影響因子として次に示すものが考えられる。

1) の要因…スラブ厚 (H)、スパン長さ (L)、中空丈 (h)

2) の要因…鉄筋比 (p_t)、鉄筋降伏強度 (f_{sy})、コンクリート圧縮強度 (F_c)

3) の要因…中空スラブの固有振動数 (f_{exp})

これらの影響因子を充実スラブと同様にして各要因ごとにまとめると次のとおりである。

1) の要因…フランジ厚/スパン比 [$(1-\eta) \cdot H/L$]

2) の要因…鉄筋係数 [$q = p_t f_{sy} / F_c$]

3) の要因…弾性固定度 [F_{ix}]

3-2 鋼製拘束フレームの水平拘束の影響について

3-2-1 水平拘束度について

スラブ耐力に与える水平拘束バネの影響は、次に示す2つの場合によって、かなり異なると考えられる。

1) 水平剛性一定でスラブ厚 (H) の違いによって、 E_{exp} に与える影響を見る場合。

2) スラブ厚さ (H) 一定で水平剛性の違いによって、 E_{exp} に与える影響を見る場合。

本論文は、1) の場合に相当し、それについて述べる。

そこで、ここでは水平拘束度合いを表すパラメータとして水平拘束度 (α) を用いるため、その概念について説明する。

図—3-1(a) は鋼製拘束フレームとスラブ周辺梁とが一体となった周辺拘束梁を持つ RC スラブを示す。この周辺拘束梁を 3-1(c) のように線材で示し、任意 i 点に面内圧縮力 iN が作用した場合、たわみ量 $i\delta$ は次式で表される。

$$i\delta = i\alpha_i NL^3 / E_s I_s \dots \dots \dots (18)$$

ただし、 $i\alpha$ は iN の作用点が変わる任意定数、 $E_s I_s$ は鋼製拘束フレームの曲げ剛性を示し、 L' は鋼製拘束フレームの材軸長さを示す。

また、 i 置換部材は面内圧縮力 iN のため、図—3-1(b)

図-4-1 $E_{exp}-H/L$, $E_{exp}-(1-\eta) \cdot H/L$ の関係図 図-4-2 $F_{ix}-H/L$, $E_{exp}-(1-\eta) \cdot H/L$ の関係図

スパン比およびフランジ厚/スパン比の関係式は次式のように、ほぼ原点を通る二本の直線で表される。

$$E_{exp} = 32.25 (H/L) - 0.20 \quad \dots\dots\dots (23)$$

$$E_{exp} = 66.62 [(1-\eta)H/L] - 0.77 \quad \dots\dots\dots (24)$$

(23), (24)式から、耐力増加に関する評価値 (E_{exp}) は、スラブ厚/スパン比およびフランジ厚/スパン比とも一次増関数の関係に近似できることが示された。しかし、充実スラブの (23) 式の勾配に比べて中空スラブの (24) 式の勾配の方が、ほぼ 2 倍になっている。これは、中空スラブの実質的なスラブの肉厚と充実スラブのスラブ厚を同じと考えた場合、充実スラブのようにスラブを厚くして得られる耐力増加率よりも、中空スラブのように、中空部上下層を厚くした方が倍の効果が得られることを示している。

2) 弾性固定度とスラブ厚/スパン比およびフランジ厚/スパン比の関係

図-4-2 は、弾性固定度とスラブ厚/スパン比およびフランジ厚/スパン比の関係を示したものである。充実スラブの場合は、図中に二本の線がかかっているが、これは図-4-3(a), (b) に示すような実験装置の水平拘束部分の違いによるものであり、この二本の線を示すと次式となる。なお、中空スラブの場合は図-4-3(a) の実験方法で実験したものである。

$$F_{ix} = -9.91 (H/L) + 1.94 \quad \dots\dots\dots (25)$$

$$F_{ix} = -22.24 (H/L) + 1.00 \quad \dots\dots\dots (26)$$

この充実スラブの全体的な傾向を見るために (25) 式と (26) 式の平均をとり一つにまとめると充実スラブの場合次式になる。

図-4-3 水平拘束状態図

図-4-4 $E_{exp}-F_{ix}$ の関係図

$$F_{ix} = -16.08 (H/L) + 1.47 \quad \dots\dots\dots (27)$$

中空スラブの場合は

$$F_{ix} = -19.18 [(1-\eta)H/L] + 1.29 \quad \dots\dots\dots (28)$$

関係式から弾性固定度は、スラブ厚/スパン比およびフランジ厚/スパン比が小さいほど大きくなる傾向を示した。このことは、スラブ周辺拘束梁の大きさが一定で、その周辺拘束梁の拘束条件を同じ方法で行った場合、スラブ厚およびフランジ厚が薄いほど、図-2-12(b) に示すようにスラブの曲げ剛性に対するスラブ周辺拘束梁の回転剛性の比が大きくなることを示している。また、(27) 式と (28) 式から分かるように充実スラブと中空スラブはほぼ同様な勾配を示した。このことは中空スラブの中空部上下層を加えた実質の厚みが充実スラブのスラブ厚と同じように増減すれば、回転の拘束度合いは同じ傾向で増減することを示している。

3) 耐力増加に関する評価値と弾性固定度の関係

図-4-4 は耐力増加に関する評価値 E_{exp} と弾性固定度の関係を示したものである。この図の関係式は、(23) 式と (27) 式および (24) 式と (28) 式から導かれ下式となる。

充実スラブの場合

$$E_{exp} = -2.01 (F_{ix}) + 2.75 \quad \dots\dots\dots (29)$$

中空スラブの場合

$$E_{exp} = -3.47 (F_{ix}) + 3.71 \quad \dots\dots\dots (30)$$

この (29) 式から、充実スラブの耐力増加に関する評価値 E_{exp} は弾性固定度が大きくなれば小さくなる傾向を示している。これを別の観点からみると、図—4-4 から同じスラブ厚すなわちスラブ厚 5 cm と 4 cm を取り上げて考えると、一点鎖線で示したように弾性固定度が大きくなると E_{exp} は若干増加する傾向を示している。これは図—4-3 の (a), (b) の水平拘束度合いの違いによるものと考えられ、(b) よりも (a) の方が回転の拘束度合いが大きかったことを示している。その原因は (a) の場合はスラブ面内に生じる面内圧縮力がスムーズに拘束フレームに伝達されるのに対し、(b) の場合は面内圧縮力がハイテンションボルトを介して拘束フレームに伝達され、その伝達がアンバランスになりやすくなるためである。しかし、その影響度合いは非常に小さいことが分かった。一方、(30) 式から中空スラブの E_{exp} は充実スラブとほぼ同様な傾向を示した。これを別の観点からみると、図—4-4 から同じスラブ厚 5.4 cm と 4 cm を取り上げて考えると、フランジ厚の厚いものを除くと二つのグループに分かれる。この二つのグループは、多少のバラツキはあるが、弾性固定度が大きくなってもほとんど E_{exp} は、一定値であると考えられる。このことから中空スラブの E_{exp} はスラブ厚が厚くなると大きくなるが、スラブ厚が一定であれば、弾性固定度の影響をほとんど受けないことを示している。

以上のことから、充実スラブ、中空スラブともスラブ厚が一定の場合、耐力増加に関する評価値 E_{exp} は、弾性固定度の影響をほとんど受けないことが分かった。

4) 耐力増加に関する評価値 E_{exp} と鉄筋係数の関係

図—4-5 E_{exp} - q の関係図

図—4-6 q - H/L の関係図 (充実スラブ)

図—4-5 は充実スラブと中空スラブでの耐力増加に関する評価値 E_{exp} と鉄筋係数 q の関係図を表したものである。これを式で表すと次式になる。

充実スラブの場合

$$E_{exp} = -21.64 q + 2.30 \quad \dots\dots\dots (31)$$

中空スラブの場合

$$E_{exp} = -49.95 q + 3.88 \quad \dots\dots\dots (32)$$

この (31), (32) 式から、充実および中空スラブとも、耐力増加に関する評価値 E_{exp} は鉄筋係数 q が大きくなれば小さくなる傾向を示した。しかし、充実スラブの場合、実験時の各供試体の配筋量がスラブ厚さに関係なく、ほぼ同じで鉄筋降伏強度に応じてモルタル強度を用いたため、鉄筋係数 q は引張鉄筋比 p_t に関係し、図—4-6 のようにスラブ厚/スパン比と相関関係がみられるものとなった。すなわち、鉄筋係数が増大するのはスラブ厚が薄い場合となり、減少するのはスラブが厚い場合に相当する。そのため、それらの影響を考慮に入れて同じスラブ厚どうしの E_{exp} と鉄筋係数の関係を示す必要があり、それを破線で示した。その結果、各スラブ厚とも E_{exp} は、(31) 式の勾配より若干小さくなるが鉄筋係数とかなりの相関を示した。このように充実および中空スラブの E_{exp} が鉄筋係数の増加によって減少する原因は、同一スラブ厚の場合、Johansen の曲げ耐力の増減は鉄筋の引張合力の増減によって決まるのに対し、面内圧縮力によるスラブの曲げ耐力の増減はコンクリート強度の増減によって決まるからである。

また、鉄筋係数に対する中空スラブの E_{exp} の減少率は、(31) と (32) 式を比較すると、充実スラブの 2 倍である。これは、中空スラブは断面に中空部があるため、充実スラブより圧縮負担面積が少なくなり、そのため E_{exp} は、コンクリート強度の強弱によって中空部の影響を受けやすくなるためと考えられる。

以上述べた関係図および関係式等をまとめると同じ拘束フレームを用いた正方形 RC 充実および中空スラブの場合、弾性固定度を取り入れた耐力増加に関する評価値 E_{exp} は、スラブ厚/スパン比 (H/L) およびフランジ厚/スパン比 $[(1-\eta) \cdot H/L]$ の影響を強く受け、鉄筋係数 (q) の影響もかなりあることがわかった。しかし、弾性固定度 (F_{lx}) は、耐力増加に関する評価値に若干の影響を与えるが、その度合いは非常に小さいことが分かった。

また、中空スラブの影響因子は、断面に中空部があるため、充実スラブの影響因子より耐力増加に関する評価値に与える影響度合いは大きいことが分かった。

5. 結 び

本論文では、正方形充実および中空スラブの面内圧縮力によるスラブの耐力増加を表す指標として、スラブ周

辺の弾性固定度を考慮に入れた耐力増加に関する評価値を提案した。また、それに与える充実および中空スラブの影響因子にはスラブ厚/スパン比、フランジ厚/スパン比、弾性固定度および鉄筋係数の内、それぞれ3つの因子を取り上げた。耐力増加に関する評価値に与える影響因子の影響度合いは、スラブ厚/スパン比およびフランジ厚/スパン比の影響を強く受け、鉄筋係数の影響もかなりあることが分かった。さらに、実験結果によるスラブ周辺の水平拘束度と回転拘束度は、ほぼ比例関係にあり、その回転拘束度の度合いを表す弾性固定度は、耐力増加に関する評価値に影響を与えるが、その影響度合いは非常に小さいことが分かった。

また、中空スラブは、断面に中空部をもつため、中空スラブの場合の影響因子は充実スラブのものよりも耐力増加に関する評価値に与える影響が大きいことが分かった。

以上のことから、本論文で提案した耐力増加に関する評価値を用いて影響因子との関係を分析したところ、評価値と、それに与える各影響因子間の関係はかなりよく解明されたと考えられる。

謝 辞

本研究に際し、近畿大学松浦 誠教授ならびに窪田敏行教授には御助言を賜った。また、近畿大学藤本助教授および構造ゼミ卒業生一同にはご協力を頂いた。ここに深く謝意を表します。

参考文献

- 1) A. J. Ockeleston : Load Test on a Three Story Rein-

forced Concrete Building in Johannesbrug, The Structural Engineer, 1955 年 10 月

- 2) 森村 毅, 藤谷義伸: 直交異方性鉄筋コンクリートスラブの荷重変形特性に関する実験および解析的研究 (Part 1), 日本建築学会構造系論文報告集, 第 365 号, pp. 00~00, 昭和 61 年 5 月
- 3) 森村 毅: 直交異方性鉄筋コンクリートスラブの荷重変形特性に関する実験および解析的研究 (Part 2), 日本建築学会構造系論文報告集, 第 381 号, pp. 00~00, 昭和 62 年 11 月
- 4) 槇谷栄治, 町田恭一: 鉄筋コンクリートスラブの圧縮薄膜力に関する統計解析 (その 1), 日本建築学会大会講演梗概集, pp. 00~00, 1985 年 10 月
- 5) 槇谷栄治, 町田恭一: 鉄筋コンクリートスラブの圧縮薄膜力に関する統計解析 (その 2), 日本建築学会大会講演梗概集, pp. 00~00, 1985 年 10 月
- 6) 森村 毅, 藤谷義伸: 直交異方性鉄筋コンクリートスラブの荷重変形特性に関する実験的研究 (その 8), 日本建築学会大会講演梗概集, pp. 00~00, 昭和 63 年 10 月
- 7) Yan-Kai Cheung, M. S. Cheung : Flexural Vibration of Rectangular and Other Polybonal Plate. Proc. ASCE. 1976
- 8) 森村 毅, 藤谷義伸: 正方形鉄筋コンクリートスラブの耐力と耐力に与える影響因子について, 日本建築学会中国支部研究報告集, 第 14 巻, pp. 00~00, 昭和 63 年 3 月
- 9) 坂尻公也, 日野正熙, 土橋由造: 周辺拘束方形鉄筋コンクリート床スラブの終局強度について, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 403 号, pp. 00~00, 1989 年 9 月

(1989 年 12 月 6 日原稿受理, 1990 年 9 月 26 日採用決定)