

論文 周辺補剛ばりを有するコンクリートスラブの破壊強度に関する研究

井上 昭一*¹・上條 明洋*²・加藤 大介*³

要旨: 周辺補剛ばりを有するスラブは、スラブ全体に荷重が載荷された場合でも側方変位の拘束によりスラブに圧縮力が作用し曲げ強度が増大するため、せん断破壊となる場合がある。しかし、このような破壊に対する耐力算定式は現在まで提案されていない。本研究では修正Mohr-Coulombの基準による極限解析法を適用し、スラブのせん断強度の耐力算定を行った。その結果、本解析法によれば実験値をうまく表現することができ、実用上有効であることを示した。

キーワード: 鉄筋コンクリートスラブ, 周辺拘束, 押抜きせん断, 極限解析

1. はじめに

鉄筋コンクリートスラブ（以下スラブと略）は、支持条件および荷重条件が多様であり、また、破壊機構は線部材に比較して高次元的な広がりをもつため非常に複雑となり、それぞれの条件下における定性的な解明はいまだになされていない。周辺をはりで囲まれたスラブについては多くの実験および研究が報告され[1, 2, 3]、周辺にはりのないスラブを対象とした耐力算定式[4, 5]などに比較して実耐力が増大する傾向にあることが報告されている。これは、単純支持のフラットスラブに比べると、スラブの側方変位が周辺補剛ばりによって拘束され、スラブに軸方向圧縮力が作用し破壊強度が増大することが一つの要因であると考えられている。一般に軸方向圧縮力はせん断強度より曲げ強度に有効であるため、破壊モードも変化することがある。本研究の目的は、周辺補剛ばりを有するスラブにおいて、荷重載荷面積とはり性能による破壊挙動の関係から適正な耐力算定式を検討し提案することである。今回は、スラブ厚に対してスパン（以下スパンスラブ厚比と略）が比較的小さいスラブにおいて、荷重載荷面積を局部載荷から全面載荷まで変化させた実験を行い、特にせん断破壊に着目して検討を行った。

2. 実験概要

供試体は図-1に示すように、スラブ厚さ7.0cm、スラブスパン70cm(スパンスラブ厚比10)、はり幅35cmを一定とした。スラブは複鉄筋で引張鉄筋比は0.6%、上面からの鉄筋位置は片方向が1.5cmと5.5cm、その直行方向が2.1cmと4.9cmである。表-1に示すように、はり性能としてプレストレス、はり断面、荷重条件として載荷面積を変化させた合計18体を用いた。表中のプレストレス量は、はり単位面積に対する応力度でありPC鋼棒によって導入した（緊張後のグラウト注入は行っていない）。コンクリートの配合を表-2、鋼材の材料特性を表-3に示す。セメントは普通ポルトランドセメント、鉄筋は熱間圧延異形棒鋼、およびPC鋼材は鋼棒B種を使用した。また、載荷は正方形載荷でスラブ中央を載荷中心として行った。載荷装置を図-2に示す。載荷は供試体上に厚さ5cmの各載荷幅の合成ゴムを置き、台形箱形鋼の載荷治具を介してジャッキにて加力した。ただし、載荷幅20cmの場合は合成ゴムの代わりに鋼板を用いた。支承は、四隅の正方形コンクリートブロッ

*1 日本サミコン（株）技術部（正会員） *2 同

*3 新潟大学助教授 工学部建設学科、工博（正会員）

クの上に硬質ゴム支承板を置き4点単純支持とした。測定は、荷重のほかにスラブ・はり鉄筋ひずみ、PC鋼棒ひずみ、スラブ・はり変位とはりの回転、および載荷幅50・70cmの場合はスラブ表面に圧力センサーを設置し荷重分布の状態を確認した。

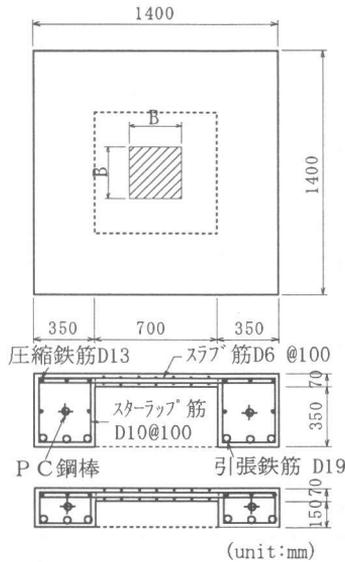


図-1 供試体の形状および鉄筋配置

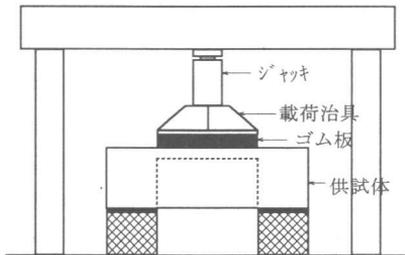


図-2 載荷装置

3. 実験結果および考察

ひびわれを観察すると、曲げによるひびわれが最初にスラブ下面中央付近に発生し、四隅方向へ放射状に発達する。スラブ上面でも、はりとの接合部中央付近にはり方向に沿って発生し、スラブ周辺を囲むように発達する。破壊時は急激に載荷板付近が落ち込み円形状に下面に広がり押し抜かれる。これは全供試体についてほぼ共通している。代表的な荷重-スラブセンターの変位関係を図-3に示す。

荷重の増加にともないほぼ一定の傾きで変位は増加するが、ある点で荷重の減少とともに急激に変位が大きくなる。これは、脆性的なコンクリートのせん断破壊であり、ほとんどの供試体でこの現象がみられる。しかし、RB7では最大荷重時の変位も大きく、変位の増加にともない剛性の低

表-1 供試体の諸元と実験結果

供試体No	はり高 h (cm)	載荷幅 B (cm)	プレストレス (MPa)	コンクリート圧縮強度 (MPa)	破壊荷重 (kN)	スラブセンター変位 (mm)
RA2	42	20	0.0	39.7	276	3.4
P1A2	42	20	1.5	50.0	259	3.3
P2A2	42	20	2.9	46.7	255	2.8
RB2	22	20	0.0	40.1	208	3.9
P1B2	22	20	1.5	44.3	285	3.5
P2B2	22	20	2.9	45.1	237	3.1
RA5	42	50	0.0	44.1	491	7.3
P1A5	42	50	1.5	46.9	599	6.9
P2A5	42	50	2.9	42.3	614	5.4
RB5	22	50	0.0	44.1	484	13.1
P1B5	22	50	1.5	43.9	588	11.0
P2B5	22	50	2.9	45.0	608	9.4
RA7	42	70	0.0	46.0	667	7.8
P1A7	42	70	1.5	47.9	795	8.3
P2A7	42	70	2.9	45.5	843	6.0
RB7	22	70	0.0	42.1	656	15.0
P1B7	22	70	1.5	51.1	787	13.6
P2B7	22	70	2.9	45.0	785	11.5

表-2 コンクリートの配合

粗骨材の最大寸法	スラブ	空気量	水・セメント比率	細骨材
13 mm	8.0cm	2%	35%	39%
単位量 (kg/m ³)				
水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤
136	389	738	1146	4.688

表-3 鋼材の材料特性

径	種類	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)
D6	SD295A	347	522	26
D10	SD295A	358	490	25
D13	SD295A	347	486	25
D19	SD345	372	534	22
φ23	B種1号	1046	1123	13

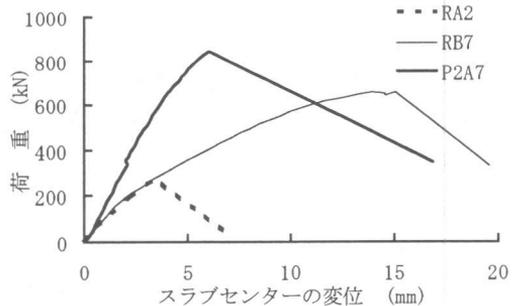


図-3 荷重-変位関係

下していく曲げ破壊の現象がみられる。この供試体は、曲げによる降伏線も十分に発達していることから曲げ降伏強度に達していると推定できる。ただし、はりのような延性はなく、すぐに変位が急激に増大し押し抜かれる。本実験ではこのような破壊現象を曲げ・せん断破壊が同時に生じたものと定義した。また、このような供試体は、RB5・RB7・P1B7の3体であった。

全供試体のコンクリート圧縮強度、破壊荷重およびそのときのスラブセンター変位を表-1に示す。ここで破壊荷重は最大荷重とした。図-4は既往の耐力算定値と実験値を比較したものである。今回は二つの耐力算定式[4, 5]を用いて比較する。これらの研究は一方向または二方向の単純支持スラブで、載荷幅に対し比較的スパンが大きいものを対象とした耐力式であるが、ここでは本実験の載荷幅20・50cmの供試体に適用し比較した。実験の破壊強度は既往の耐力算定値に比べて1.5~3倍程度となり、既往の耐力算定値はかなり安全側の値を与えることがわかる。

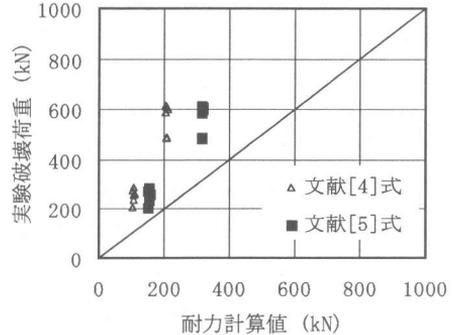


図-4 既往耐力式との比較

4. 極限解析法による検討

4. 1 解析モデル

スラブの耐力算定として、曲げに対しては完全塑性の上界解析法を用いた降伏線理論が知られているが、せん断問題に対しても極限解析法は十分な適用性が得られることが報告されている[6, 7]。ここでは軸対称の円形スラブの押抜きせん断について考える。図-5(a)に示す破壊メカニズムから、周方向のひずみを0とする平面ひずみ状態として次の条件により行う。

- (1) 変位ベクトルの方向はスラブに対し鉛直となる。
- (2) 降伏線は変位ベクトルに対し角度 α となる直線とする。
- (3) 「修正Mohr-Coulombの基準」から関連する流れ則が成り立つ。
- (4) 引張鉄筋のダウエル作用は考慮しない。

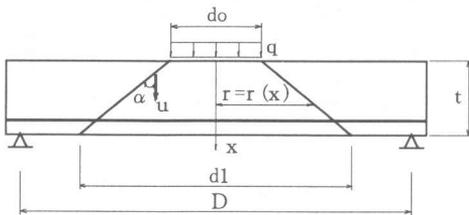


図-5(a) 局所載荷の破壊メカニズム

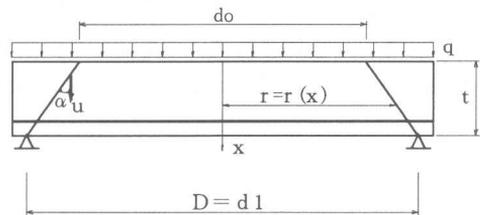


図-5(b) 全面載荷の破壊メカニズム

仮定した破壊メカニズムに対し、仕事の式（外仕事=内仕事）は以下ようになる。

$$P \cdot u = \int_0^t D_A \frac{2\pi \cdot r \cdot dx}{\cos \alpha} \quad \text{----- (1)}$$

ここで、 r は x の位置における半径で $r(x) = (do/2) + x \cdot \tan \alpha$ となる。 D_A は内部エネルギー散逸速度で「修正Mohr-Coulombの基準」から次式で表される。

$$D_A = u \left\{ \frac{1}{2} (1 - \sin \alpha) \cdot f_c + \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{1 - \sin \phi} f_t \right\} \quad \text{----- (2)}$$

ここで、 f_c 、 f_t はコンクリート圧縮強度および引張強度、 ϕ は内部摩擦角 (Richatらの実験 [6]から 37° とする) である。(1)式に(2)式を用いれば、荷重: P は次のようになる。

$$P = \frac{\pi \cdot t (d_o + t \cdot \tan \alpha)}{\cos \alpha} \cdot \left\{ \frac{1}{2} (1 - \sin \alpha) \cdot f_c + \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{1 - \sin \phi} f_t \right\} \quad \text{---- (3)}$$

したがって、関連する流れ則から $\phi \leq \alpha \leq \pi/2$ の範囲において、(3)式を最小とする α を選べば極限荷重が求まる。ただし、 α は幾何学的に許される範囲 (すなわち $D \geq d_1$) とする。

また、 $i = d_o/t$ 、 $j = f_t/f_c$ とすれば(3)式は次のように無次元化できる。

$$\frac{P}{\pi \cdot f_c \cdot t^2} = \frac{i + \tan \alpha}{\cos \alpha} \left(\frac{1 - \sin \alpha}{2} + \frac{\sin \alpha - \sin \phi}{1 - \sin \phi} j \right) \quad \text{----- (4)}$$

図-6に(4)式による極限荷重におよぼす j の値の影響を示した ($i=3, D=\infty$ の場合)。極限解析法をコンクリートに適用する場合、引張強度を無視することがあるが、図-6を見ると $j=0$ の場合、極限荷重は0に近づいていくことがわかる。よって本解析においては適正な引張強度を用いることが重要となる。

図-5(a)は載荷径より上面の破壊径 d_o が決定される場合であるが、載荷面には等分布荷重 q が作用していると考え、荷重が全スパンに載荷される場合(図-5(b))などでは破壊径 d_o は不明である。この場合の破壊径 d_o は、幾何学的条件 ($D \geq d_1$) と関連する流れ則 ($\phi \leq \alpha$) の制限の下に、等分布荷重 q が最小となる点から極限荷重を求める。図-7は、 $D=10t$ の場合で荷重が全スパンに載荷される場合の d_o の決定法の例すなわち、 q と i の関係を示している。ここで、 q は d_o に対応する極限荷重が上面破壊面積に作用する単位面積当たりの無次元化した荷重強度: $q = P / \{ \pi \cdot (d_o^2/4) \cdot f_c \}$ である。

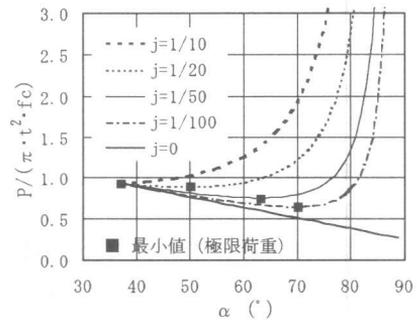


図-6 コンクリート引張強度の影響

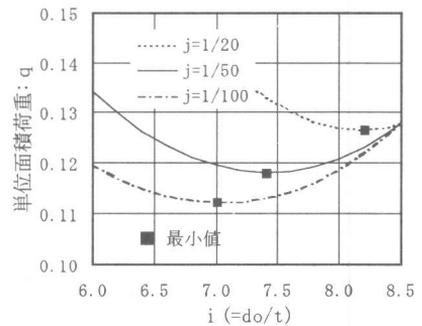


図-7 $q - i$ 関係 ($D=10t$)

4. 2 実験結果への適用

極限解析法によるせん断の破壊メカニズムにおける変位方向および破壊位置は、構造物の幾何学的形状と荷重条件により決定される。今回の実験は正方形版に対し正方形載荷で行ったが、破壊は円形に近い形状で押抜かれていることから、円形スラブおよび円形載荷の押抜きせん断問題に置換えて考え、前項の算定式を適用する。ここでは、正方形載荷面積を同面積の円形に置換え (載荷幅70cmは除く)、スパンは70cmとする。

つぎにコンクリート引張強度であるが、本研究では解析と実験で破壊面の角度が概ね対応するように定めた。すなわち、図-8は実験の代表的な破壊状態と解析により定まる破壊状態を比較したものであるが、供試体によってばらつきはあるものの、 $j=1/50$ 程度が実験の破壊状態に近似し

ていることから、極限荷重の算定におけるコンクリート引張強度は $f_t=f_c/50$ として行った。表-4に $j=1/50$ における解析によって定まる破壊形状を示す。

表-4 解析破壊形状 ($j=1/50$)

載荷タイプ	換算載荷径 (cm)	降伏角度 α (°)	上面破壊径 d_o (cm)	下面破壊径 d_l (cm)
20cm	22.57	63.70	22.57	50.90
50cm	56.42	52.11	52.01	70.00
70cm	70.00	52.11	52.01	70.00

つぎに載荷幅50・70cmの場合は、載荷面より破壊面が小さくなるため外仕事に有効な外力を算定する。図-9は実験によって測定された破壊荷重時の代表的な圧力分布であるが、スラブセンターに近いほど大きくなる傾向がみられる。また、供試体によってばらつきがあるため、本研究では、測定した全供試体の平均値から推定した。計算の結果、解析破壊径 d_o に作用する外力は、全破壊荷重に対して載荷幅50cmで94%，70cmで68%となり、実験値の修正係数 β としてこの値を用いる。

表-5に解析値結果の一覧を示す。ここで、菅原らの実験[2]からNo1, 2, 8のデータを加えた。表中の解析値1はコンクリート圧縮強度の有効係数を1.0としたものである。極限解析法を適用するにあたり、コンクリートは実際には完全塑性材料でなく、降伏線上のすべての点において最大円柱圧縮強度 f_c に達することはないと考えられることから、圧縮強度に有効強度 νf_c を用い(ν は有効係数)この材料特性を表現する必要がある。

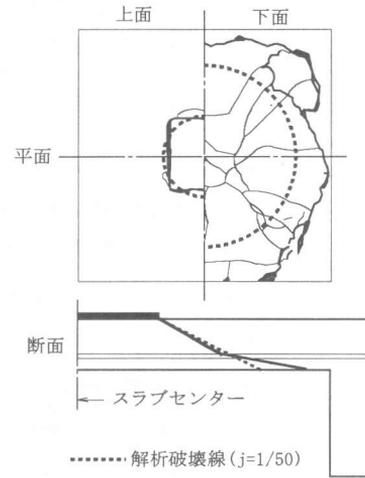


図-8 破壊状態の比較 (RA2)

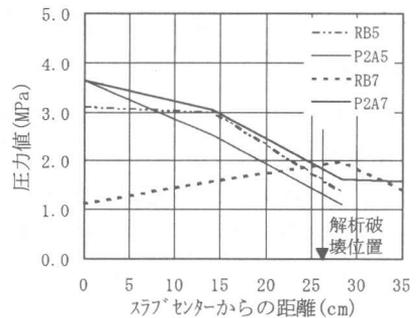


図-9 破壊荷重時の圧力分布

表-5 解析結果一覧

供試体 No	圧縮強度 f_c (MPa)	外力実験値 P_t (kN)	修正係数 β	有効な外力実験値 βP_t (kN)	解析値1 P_u (kN)	実験値による有効係数 $\beta P_t/P_u$	(5)式による有効係数 ν	解析値2 νP_u (kN)	$\beta P_t/\nu P_u$
RA2	39.7	276	1.00	276	482	0.57	0.50	240	1.15
P1A2	50.0	259	1.00	259	607	0.43	0.46	280	0.92
P2A2	46.7	255	1.00	255	566	0.45	0.47	267	0.96
RB2	40.1	208	1.00	208	487	0.43	0.50	242	0.86
P1B2	44.3	285	1.00	285	538	0.53	0.48	258	1.10
P2B2	45.1	237	1.00	237	547	0.43	0.48	261	0.90
RA5	44.1	491	0.94	462	1107	0.42	0.48	532	0.87
P1A5	46.9	599	0.94	563	1176	0.48	0.47	554	1.02
P2A5	42.3	614	0.94	577	1060	0.54	0.49	517	1.12
RB5	44.1	484	0.94	455	1107	0.41	0.48	532	0.85
P1B5	43.9	588	0.94	553	1102	0.50	0.48	531	1.04
P2B5	45.0	608	0.94	571	1129	0.51	0.48	540	1.06
RA7	46.0	667	0.68	454	1154	0.39	0.47	547	0.83
P1A7	47.9	795	0.68	541	1200	0.45	0.47	562	0.96
P2A7	45.5	843	0.68	573	1141	0.50	0.48	543	1.05
RB7	42.1	656	0.68	446	1055	0.42	0.49	516	0.86
P1B7	51.1	787	0.68	535	1281	0.42	0.46	587	0.91
P2B7	45.0	785	0.68	534	1129	0.47	0.48	540	0.99
NO1	31.1	265	1.00	265	441	0.60	0.54	238	1.11
NO2	31.3	441	1.00	441	803	0.55	0.54	433	1.02
NO8	30.5	373	1.00	373	613	0.61	0.54	334	1.12

図-10は、プレストレスを与えない供試体の有効な外力の実験値に対する解析値1の比(すなわち実験値より得られた有効係数)とコンクリート圧縮強度の関係を示している。図中の近似曲線は高強度コンクリートにも対応する有効係数[8]であり、実験値と解析値の関係に近似している。よって、本解析における極限荷重の算定には次式の有効係数を用いる。

$$\nu = 1.7 f_c^{(-1/3)} \quad (\text{unit:MPa}) \quad \text{----- (5)}$$

以上の結果から図-11に全供試体の実験値と(5)式による有効係数を考慮した解析値2の関係を示す。本解析法による解析値は実験値に概ね近似している。ここで多少のばらつきがあるのは、はりのプレストレスによる影響であるが、各パラメータによる照査は今後の課題としたい。

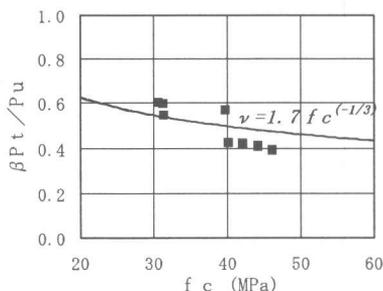


図-10 有効係数

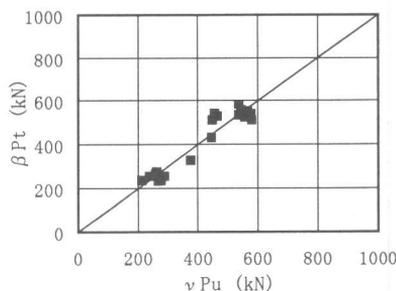


図-11 実験値—解析値

5. まとめ

周辺補剛ばりを有するスラブの破壊強度に関する本研究を次のようにまとめる。

- (1) 本実験で対象としたスパンスラブ厚比が比較的小さい場合は、各パラメータに関係なくほとんどがせん断破壊となり、破壊強度は既往の耐力算定式を適用するとかなり安全側の値を与える。
- (2) 極限解析法によるスラブのせん断破壊の解析では、コンクリート引張強度は無視できず、コンクリート圧縮強度に対して1/50程度とすると実験の破壊形状と近似する。また、有効係数は(5)式が概ね近似する。
- (3) 極限解析法を適用すると載荷面積が局部から全体まで変化した場合でも、耐力算定は可能であり十分適用できる。

今回提案した極限解析法によるスラブのせん断耐力算定式は、いまだ不十分なところもあり今後更なる検討が必要であるが、煩雑な計算を必要とせず実用上有効であると考えられる。

参考文献

- [1] 赤塚雄三他:周辺補剛梁を有する鉄筋コンクリートスラブの終局耐力について,コンクリートジャーナル, vol. 7, NO. 10, pp. 1-7, 1969. 10
- [2] 菅原学他:周辺補剛梁を有するスラブにおけるせん断耐力に関する実験的研究,コンクリート工学年次論文報告集, 13-2, pp. 215-220, 1991. 6
- [3] 井上昭一他:周辺補剛ばりを有する鉄筋コンクリートスラブの破壊挙動に関する実験的研究,第14回土木学会関東支部新潟会研究調査発表会論文集, pp. 3-6, 1996. 11
- [4] 角田興史雄他:鉄筋コンクリートスラブの押抜きせん断耐力に関する実験的研究,土木学会論文報告集,第229号, pp. 105-115, 1974. 9
- [5] 前田幸雄他:鉄筋コンクリート床版の押抜きせん断耐荷力の評価式,土木学会論文集,第348号, pp. 133-141, 1984. 8
- [6] Chen. W. F編:コンクリート構造物の塑性解析,丸善, pp. 340-345, pp. 218, 1985
- [7] Braestrup. M. W:Punching Shear in Concrete Slabs,Rep Work Comm IABSE, Vol. 28, pp. 115-136, 1980
- [8] 建設省総合技術開発プロジェクト:構造性能分科会報告書,(財)国土開発技術研究センター, pp. III-48, 1993. 3