

集中荷重を受ける鉄筋コンクリート固定 スラブの設計法に関する研究

ULTIMATE STRENGTH OF REINFORCED CONCRETE FIXED SLAB SUBJECTED TO CONCENTRATED LOAD

関 博*

By Hiroshi SEKI

1. 結 論

単純支承の鉄筋コンクリートスラブに関しては、従来から多くの実験的・理論的成果が発表されており、現段階においてもスラブの終局耐力について比較的精度のよい計算値を求めることができる。曲げ耐力については、降伏線理論 (yield line theory)¹⁾などを適用することによって、複雑な形状や荷重条件のスラブを解析することは容易である。また、せん断耐力に関しても、実験的考察のもとに多くの算定式が提案されており、これらの一部は各国の規準にその成果が反映されている。

一方、固定スラブに関しては、実験例も少なく、また、理論的な検討もあまりなされていない。これは、スラブ周辺の拘束によってスラブ内に発生する面内力 (in-plane force) の解析が比較的困難なこと、曲げ耐力やせん断耐力に及ぼす面内力の効果が不明確なこと、周辺の拘束条件の定量的評価が困難なこと、などの理由によるものと思われ、既往の周辺拘束の影響を考慮しない研究成果をただちに固定スラブに適用することは問題があると考えられる。

港湾施設には、棧橋式係船岸上部工やケーソンにスラブ構造が活用されており、支承条件の多くは設計上周辺固定となっている。しかも、モビルクレーンなどの荷役機械、捨石マウンドの反力、集中的な波圧作用、などの荷重作用に対して、スラブが集中的な力を負担する部材として機能を果たすことが多い。

本研究は、上述の必要性に基づいて実施したものであり、鉄筋コンクリートの固定スラブに関し、集中荷重作用時における終局耐力の実験的・理論的な検討を試みた。現段階ではあらゆる諸元のスラブを包含することは困難であり、本文では、普通骨材を用いせん断鉄筋を有

しない正方形の鉄筋コンクリートスラブに限定した。種々の検討から、集中荷重の作用するスラブの特徴的な現象である押し抜きせん断破壊に対して、せん断耐力ならびにせん断強度の算定法を提示した。

2. スラブの終局耐力に関する既往の研究

(1) 押し抜きせん断耐力の算定式

フラットスラブやフーチングは、柱との接合部に大きな曲げモーメントとせん断力が作用し、最終的な破壊形式は押し抜きせん断破壊となることが多い。すでに1910年代に Talbot²⁾の柱・フーチングの載荷試験が報告されており、現在までに反曲点を支承とした多くの載荷試験が実施されている。表-1は単純支承スラブの実験を基準とした主要な算定式を取りまとめている。また、破壊機構をモデル化してせん断耐力の算定式を提示したものに Kinnunen の研究¹¹⁾などがある。

スラブの面内力が終局耐力に及ぼす影響は、当初曲げ破壊荷重が降伏線理論による計算値を数倍も上回る事例があることから注目された¹²⁾など。その後、道路橋スラブを対象としてスラブ周辺の拘束効果を考慮したせん断耐力の算定法が検討されている。Hewitt¹³⁾は、スラブ周辺に生ずる面内力作用を、端部拘束作用 (fixed boundary action) と圧縮面内力作用 (compression membrane action) に分離した。すなわち、周辺でスラブに負鉄筋が配筋されていないときには圧縮面内力作用のみが生じ、負鉄筋が配置されているときに始めて端部拘束作用も効果を有すると考えた。破壊のモデルは Kinnunen が提示したものと同様であり、スラブ周辺に圧縮面内力作用としての軸力 F_b と端部拘束作用としてのモーメント M_b を付加して、繰り返し計算によりせん断耐力を計算するものである。実際には、水平方向の変形を考慮

* 正会員 工博 早稲田大学助教授 理工学部土木工学科

表-1 スラブの押し抜きせん断耐力の算定式

提案者	提案式 (単位: kg, cm)
Moe ³⁾	$P_{shear} = \frac{3.98 \left(1 - 0.075 \frac{a}{d}\right) b d \sqrt{\sigma_{cu}}}{1 + 1.39 \frac{b d \sqrt{\sigma_{cu}}}{P_{flex}}}$ $P_{flex} = 8 m_u \left(\frac{1}{1-a/l} - 3 + 2\sqrt{2}\right)$ <p style="text-align: right;">(隅の浮き上がり自由)</p> $= 8 m_u \frac{1}{1-a/l}$ <p style="text-align: right;">(隅の浮き上がり拘束)</p> $m_u = \sigma_{cu} q d^2 (1-a/2), b = b_0$
Yitzhaki ⁴⁾	$P_{shear} = d^2 \left(1 - \frac{q}{2}\right) (84.0 + 1.31 p \sigma_{sy}) \left(1 + 0.5 \frac{a}{d}\right)$
Herzog ⁵⁾	$P_{shear} = b d \sqrt{\sigma_{cu}} (0.701 + 0.0180 p \sigma_{sy})$ $b = 4(a+d), p \sigma_{sy} \leq 53.9$
Regan ^{6),7)}	$P_{shear} = 3.06 b d (8.33 \sigma_{cu} p)^{0.4}$ $b = b_0 + 3.5 \pi d$
角田・井藤・藤田 ⁸⁾	$P_{shear} = \frac{0.674 b d \sqrt{\sigma_{cu}} \left(1 + 0.5 \frac{p \sigma_{sy}}{\sqrt{\sigma_{cu}}}\right)}{1 + \frac{d}{20}}$ $b = b_0 + 3 \pi d, p \sigma_{sy} / \sqrt{\sigma_{cu}} \leq 3.33$
Long ^{9),10)}	<p>次式のうち小さな値を用いる。</p> $P_{shear} = \frac{\sigma_{sy} p d^2 (1 - 0.59 q)}{0.2 - 0.9 \frac{a}{l}} \quad (\text{曲げ形式})$ $P_{shear} = \frac{1.33 b d (100 p)^{0.23} \sqrt{\sigma_{cu}}}{0.75 + 4 \frac{a}{l}} \quad (\text{せん断形式})$ $b = 4(a+d)$

注) a: 矩形載荷盤あるいは柱の一辺, b₀: 載荷盤あるいは柱の周長, P_{flex}: 曲げ耐力, P_{shear}: 押し抜きせん断耐力

した M_b および F_b の決定は困難であり、実験結果から拘束係数 (restraint factor, M_b や F_b と周辺が完全に拘束されたときの値 M_{bmax} や F_{bmax} の比) を提案している。

(2) 曲げ耐力の計算法

曲げモーメントを対象とした鉄筋コンクリートスラブの解析方法としては、弾性解析、厳密な極限解析、降伏線理論、帯分割法 (strip method) があり、終局耐力の算定に関しては降伏線理論が著名である。

降伏線理論による集中荷重の作用するスラブの曲げ耐力は、降伏形式および載荷盤径 (2r) とスラブスパン (l) の比 2r/l によって相違する。正方形スラブを円形スラブと仮定した曲げ耐力は、複雑な降伏形式を仮定した正方形スラブの曲げ耐力に比し若干大きな値となるが、2r/l=0.05~0.30 の範囲で両者の相違は小さく 3% 程度である。したがって、面内力を考慮しない正方形スラブの曲げ耐力として、本文では円形スラブに置換し次式によって求めることとする。

$$P_{flex2} = \frac{2 \pi m_u (1+i)}{1 - \frac{2r}{l}}$$

3. 固定スラブの載荷試験および結果

(1) 実験概要

既往の実験結果などから、集中荷重を受けるスラブの押し抜きせん断に関する主要因は以下の項目と考えられる。

- i) 材料の特性: コンクリート強度, 鉄筋の降伏点, 骨材の種類 (普通骨材, 人工軽量骨材)
- ii) スラブの諸元: スラブ形状 (円形, 正方形, 長方形など), スラブ厚, 鉄筋比, 配筋 (集中配筋)
- iii) 支承条件: 周辺支承 (単純, 固定, 端部拘束)
- iv) 荷重条件: 荷重方式 (集中, 多点), 荷重位置 (中心載荷, 偏心載荷), 柱からスラブへのモーメント伝達の有無, 載荷方式 (柱体, 載荷盤), 載荷形状, 載荷面積
- v) せん断鉄筋の有無

スラブの押し抜きせん断破壊では、圧縮鉄筋の効果は少なく¹⁴⁾、引張鉄筋を載荷部近傍に集中配筋してもせん断耐力は増加しない^{3),14)}。せん断耐力は中心載荷に比較しほぼ同等であるか⁹⁾若干増加する^{15),16)}。港湾施設を対象としたスラブの形状は長方形ないし正方形に近い。作用する荷重は移動荷重であり、荷重位置として中心載荷とすれば十分である。また、フラットスラブのように破壊位置が限定されないため、せん断鉄筋の効果を期待することは難しい。以上の考察および実験の単純化のために、本実験では周辺補剛はりを有する正方形スラブを主要な対象とし、コンクリート強度, 鉄筋の降伏点, スラブ厚, 鉄筋比, 周辺拘束 (周辺補剛はりの断面), 載荷面積を主要因とした。

表-2 は供試体および実験の概要を示している。スラブスパンは 1.0×1.0 m であり、固定スラブは周辺補剛はりに設けた孔および載荷ベッドにボルトを通し、偏心

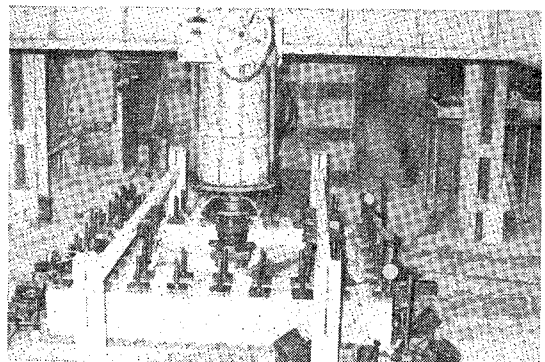


図-1 載荷試験の状況

表一 供試体の概要および実験条件

供試体 番号	荷重条件 (cm)	供 試 体 諸 元			材 料 の 性 質			
		ス ラ ブ		周辺補剛 はり断面 (幅×高) (cm)	コンクリ ート圧縮 強 度 (kg/cm ²)	鉄 筋		
		有効厚 (cm)	配 筋 方 法 主 鉄 筋 鉄筋比 (%)			降 伏 点 (kg/mm ²)	伸 び (%)	
1	φ5	4.8	φ6, @ 6	0.99	35×26	315	34.2	31
2		4.7	φ6, @ 6	1.01	35×26	403	29.9	26
3		4.5	φ6, @ 6	1.05	35×26	246	36.9	30
4		4.8	φ6, @ 6	0.99	35×26	289	34.2	31
5		4.7	φ6, @ 6	1.01	35×26	295	40.2	24
6	φ10	4.4	φ6, @ 6	1.08	35×26	384	29.9	26
7		4.5	φ6, @ 6	1.05	35×26	388	29.9	26
8		4.3	φ6, @ 6	1.10	35×26	402	29.9	26
9		4.4	φ6, @ 9	0.72	35×26	310	41.7	16
10		4.6	φ6, @ 3	2.06	35×26	310	41.7	16
11		4.5	φ6, @ 6	1.05	20×26	309	41.7	16
12		4.7	φ6, @ 6	1.01	60×26	292	41.7	16
13		5.3	φ6, @ 6	0.89	35×26	339	29.9	26
14		7.1	φ9, @ 9	1.00	60×29	278	37.4	30
15		10.3	φ9, @ 6	1.03	60×32	293	37.4	30
16	φ19	16.1	φ13, @ 9	0.92	60×38	280	42.3	20
17		4.1	φ6, @ 6	1.16	35×26	319	29.9	26
18		4.5	φ6, @ 6	1.05	35×26	319	29.9	26
19		4.5	φ6, @ 6	1.05	35×26	258	36.9	30
20		4.6	φ6, @ 6	1.03	35×26	300	29.9	26
21	等分布	4.4	φ6, @ 6	1.08	35×26	401	36.9	30
22		4.5	φ6, @ 6	1.05	20×26	288	41.7	16
23		4.5	φ6, @ 6	1.05	60×26	272	41.7	16
24		4.3	φ6, @ 6	1.10	35×26	400	29.9	26
25		4.5	φ6, @ 6	1.05	35×26	369	29.9	26
26	φ10	4.5	φ6, @ 6	1.05	—	339	29.9	26

注：① スラブ形状は1.0×1.0m, ただし, スラブ No. 26 は支承が1.0×1.0m
 ② 支承条件は, No. 1~No. 25 は四辺固定, No. 26 は単純支承
 ③ 荷重条件の等分布は, 16点の多点載荷

の加わらぬよう慎重にナットで締結した。

測定項目は, ひずみ, たわみ, 補剛はりの変形, ひびわれ, 破壊荷重である。スラブ部分のひずみおよびたわみはスラブ中心線方向 および対角線方向に関し実施した。はりの変形は垂直および水平の2方向とした。

図一は載荷試験の状況を示している。

(2) ひびわれの状況

a) ひびわれ形式

スラブ中央に集中荷重を載荷した供試体は, 押し抜きせん断破壊荷重の0.15~0.48でスラブ下面にひびわれが発生した。図二はひびわれ状況の一例を示している。ひびわれは最初に載荷盤径と同一径で生ずることが多く, 荷重の増加とともにひびわれ線はスラブ面中央より周辺に向かって放射状に発達し, スラブ下面のひびわれ発生より遅れてスラブ上面の縁辺中央付近にひびわれが生じた。せん断破壊を生じたスラブではひびわれパターンの形成は不十分であったが, 曲げ破壊を生じた供試体 (No. 17 および No. 18) の降伏形式は, 正方形スラブに内接した円形あるいは八角形に近い。ひびわれ発生

荷重は, 弾性解析によるモーメントとはりのひびわれ発生モーメントの計算式を等値とすることにより推定することができた。

b) ひびわれ幅

集中荷重を載荷したときのひびわれ幅は, 下面が上面を上回り, ひびわれ幅を評価するときには下面ひびわれ幅のみを検討すれば十分であると思われる。平均ひびわれ幅 (最大3測定値の平均値) は, 最大ひびわれ幅の0.7~1.0倍程度であった。スラブのせん断破壊荷重の0.5程度のときの平均ひびわれ幅は0.15~0.2mm以下となり, 押し抜きせん断により終局耐力が定まるときには, 港湾環境において耐久性の観点からのひびわれ幅制限の必要性は少ないものと考えられる¹⁷⁾。

(3) 周辺補剛はりおよびスラブの挙動

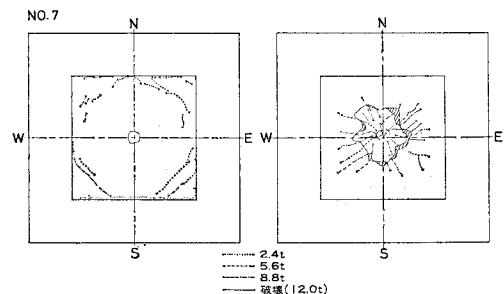
a) 周辺補剛はりの変形

本実験において, 供試体は周辺補剛はりの底面でモルタルを介して載荷ベッドに設置されている。測定結果によると, 補剛はりの鉛直方向の変形はほとんど記録されておらず, 補剛はり全体の鉛直移動や隅角部の浮き上がりは無視できる程度と考えられた。補剛はりの水平方向 (スラブ外側方向への移動) への変形やはり内部の鉄筋のひ

ずみはやはり剛性により相違し, 補剛はりの断面が小さいと外側への変形やひずみは増加する。しかも, これらの測定値は荷重の増加とともに増加する傾向を示し, 周辺拘束により発生するスラブの面内力が荷重載荷初期においてもすでに生じており徐々に増加すると考えられる。

b) スラブの剛性変化およびひずみ

ひびわれ発生以後は, たわみの計算値 (固定スラブとした弾性解による値) と測定値は合致しなくなり, 荷重の増加とともにその相違はさらに大きくなる。曲げ破壊を生じた供試体について, 弾性解による計算値と測定値



図二 ひびわれ状況の一例

の比から破壊近傍における剛性変化 k を求めることを試みた。スラブの破壊形式を円形と想定し、 k を δ_c (正方形スラブに内接した円形スラブの弾性解による中央たわみ) と δ_{mea} (中央たわみの測定値) の比と考えて、 k を計算した。すなわち、

$$k = s \frac{P}{\delta_{mea}}$$

ただし、

$$s = \frac{12(1-\nu^2)}{4\pi E h^3} \left(\frac{r^2}{4} \log \frac{2r}{l} - \frac{3r^2}{16} + \frac{l^2}{16} \right)$$

これによると、供試体 No. 17 で $k=0.146$ 、供試体 No. 18 で $k=0.143$ 程度であった。

スラブのひずみを求めるために、あらかじめ、スラブの中心線および対角線方向のコンクリート上・下面および鉄筋にストレインゲージを貼り付けた。ひずみの測定結果によると、たわみにおけると同様に測定値は計算値(弾性解の値)とよい符合を示していない。しかも、スラブ上面の両者の差は同一位置のスラブ下面の両者の差と一致しない。図-3 は、ひびわれの発生していない部分におけるスラブ中心線方向のスラブ上・下面のひずみ測定結果を示したものである。中心線方向およびそれと直角方向のひずみ測定値を用いて計算した。中心線方向の軸応力度もあわせて示している。なお、応力度計算に用いたヤング係数およびポアソン比は、円柱供試体の圧縮強度/2 の応力度における値とした。本図より、スラブの面内力は比較的小さい荷重段階においてすでに認められ荷重の増加とともに徐々に増加するものようであり、周辺補剛はりの測定結果とも一致している。

(4) 押し抜きせん断破壊

a) 破壊性状

スラブの破壊は、曲げ破壊、スラブ周辺のせん断破壊、載荷盤付近のせん断破壊(いわゆる、押し抜きせん断破壊)の3種であった。曲げ破壊は載荷盤径が19および30cmの供試体で生じ、ひびわれのパターンもほぼ降伏形式が完成した状態であった。等分布荷重を想定した16点荷重を載荷した供試体では、外側の載荷鋼板

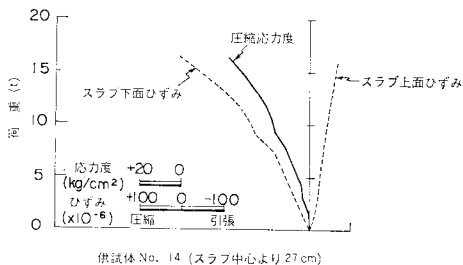


図-3 スラブ上・下面におけるひずみの測定値と軸応力度

の外周ないしスラブと周辺補剛はりの接続部が押し抜かれて急激な破壊を生じた。

大部分の供試体は、スラブ中央に設置した載荷盤付近におけるせん断破壊であり、ひびわれの形成が不十分でならんら破壊を予測し得る徴候を伴わない急激な現象であった。試験完了後、押し抜かれた円錐台状の部分を除去して、破壊面の母線のスラブ平面に対する傾斜角を測定するとほぼ $25 \sim 30^\circ$ であった。斜め引張ひびわれは部材断面の中立軸付近において最初に発生すると考えられるから⁹⁾、限界断面の位置は載荷盤周囲から $0.71 \sim 1.07d$ の距離と考えられる。本文では、載荷盤周囲から $1.0d$ の距離を限界断面と設定することとした。

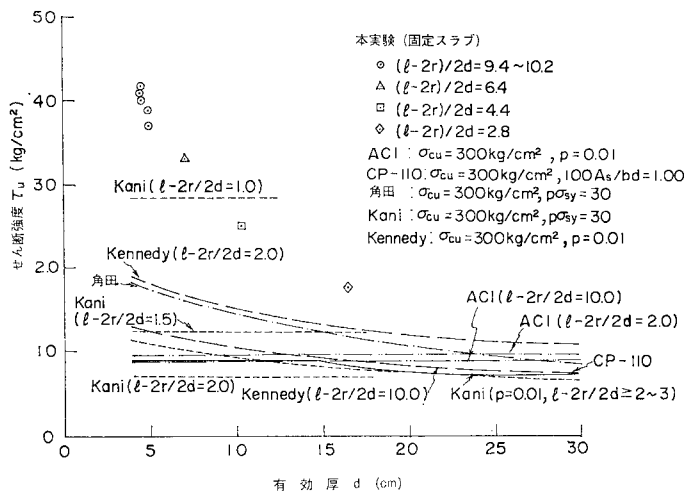
b) 実験要因とせん断強度

鉄筋 (ρ および σ_{sy})、コンクリート強度 (σ_{cu})、有効厚および載荷盤径 (d および $2r$) の影響に関して検討を加える。周辺拘束は面内力と関連して 4. で検討を加えることとする。なお、既往の算定式では限界断面の設定位置が相違しており、せん断強度の計算にはそれぞれの式中で定義されている b の値を用いることとする。

せん断強度に及ぼす鉄筋の影響は、 $\rho \times \sigma_{sy}$ を因子とすると比較的明確に表わせることから⁹⁾、 $\rho \sigma_{sy}$ を検討対象とした。表-1 に示した Long の曲げ形式や Moe の $\rho \sigma_{sy}$ が小さい領域では、曲げ破壊に近い状態で最終的なせん断破壊が生ずると考えられ、断面の曲げ抵抗能力(すなわち、 $\rho \sigma_{sy}$)の影響が大きくなると思われる。しかし、本実験ではひびわれの形成が不十分でひずみやたわみが小さい段階での押し抜きせん断破壊であり、固定スラブでは $\rho \sigma_{sy}$ の影響は明瞭とはならなかった。

スラブのせん断破壊では、圧縮強度を関数と考えるよりも引張強度を因子とするのが実験値との照合性がよい⁸⁾。これは、最終の破壊形式が斜め引張ひびわれ破壊に近いことによると思われる。本節では、本実験の管理供試体で得られた結果から $\sigma_{tu} = 1.4 \sqrt{\sigma_{cu}}$ と変換して引張強度を求め、せん断強度との関係を検討した。Moe や Hewitt の算定式では最終の破壊を載荷周辺のせん断圧縮破壊と仮定しており、せん断強度は $\sqrt{\sigma_{cu}}$ の増加に応じて顕著に増加する。しかし、本実験においてコンクリートの圧縮強度が $250 \sim 400 \text{ kg/cm}^2$ ($24 \sim 39 \text{ MPa}$) の範囲では、角田や Regan の算定式におけると同様にせん断強度に及ぼす $\sqrt{\sigma_{cu}}$ の効果は顕著とはならなかった。

Moe の式では、正方形載荷において載荷部の大きさとスラブ有効厚の影響を a/d として表示している。しかし、角田⁸⁾も指摘しているように a/d で両者の影響を同時に反映させることは不適當であり、本実験結果においても r/d でせん断強度を指標することは困難であった。本文では、角田、Kani¹⁸⁾、Kennedy¹⁹⁾ におけると同様に、スラブの有効厚を主要因子として実験結果を整



図—4 せん断強度に及ぼすスラブ有効厚の影響

理することとする。図—4 は計算結果を示したものであり、固定スラブのせん断強度は有効厚が増加するに応じて減少する傾向にあり、単純支承スラブやはりにおけるせん断強度と同様の傾向を示すものと考えられる。

(5) 現行設計方法との比較

a) 現行規準との比較

土木学会 RC 示方書 (昭和 55 年版), CP-110 (The structural use of concrete, 1972), ACI Building Code (ACI 318-71), (CEB-FIP Model Code (1977) を対象として、本実験結果との比較を試みた。各規準に示された押し抜きせん断の式は限界断面が相違しているため

に、許容集中荷重を比較の対象とし、また、材料の部分安全係数や耐力低減係数は考慮するものとする。

表—3 は計算結果を示したものであり、破壊荷重と許容集中荷重の比は、RC 示方書で 2.9~5.8, ACI で 1.9~3.8, CP-110 で 1.4~3.6, CEB-FIP で 2.6~4.8 の範囲にある。一方、供試体 No. 26 および角田の実験結果⁶⁾を用いた単純支承スラブの破壊荷重と前述の各規準より計算した許容集中荷重の比は、固定スラブの比に対し 1.0~1.5 程度下回る数値である。すなわち、既往の規準を用いると、単純支承スラブに比較して、破壊荷重に対して固定スラブの許容集中荷重を低く見積ることになる。固定スラブにおけるせん断破壊荷重の

増加は面内力によるものと思われ、破壊荷重の算定にはこの効果を考慮する必要があると考えられる。

b) 既往の算定式との比較

本実験における破壊荷重と既往の算定式による計算値との比を、表—3 に示した。Hewitt の式において、拘束係数 $F_r=0.0$ は周辺拘束のない単純支承スラブに適用されるものであり、 $F_r=1.0$ は周辺が完全に拘束され端部に負鉄筋が配筋された場合に相当する。Long の式によると、大部分の供試体は曲げ形式でなくせん断形式によって破壊荷重が定まる。

表—3 によると、スラブ有効厚の特に大きい供試体 (No. 16) および Hewitt の $F_r=0.5\sim 1.0$ の計算値を

表—3 押し抜きせん断に関する規準式および提案式と実験結果の比較

供試体 番号	破壊荷重 P_{test} (t)	P_{test}/P_{cal}													
		P_{RC}	P_{ACI}	P_{CP}	$P_{CEB-FIP}$	Hewitt									
						Moe	Yitzhaki	Herzog	Regan	角田	Long	$F_r=0.00$	$F_r=0.50$	$F_r=0.75$	$F_r=1.00$
1	8.0	4.65	3.38	2.58	4.22	1.91	2.03	2.33	2.16	1.45	2.09	2.72	1.00	0.76	—
2	9.6	5.23	3.70	2.96	4.20	2.16	2.58	2.68	2.42	1.77	2.48	3.30	1.04	—	—
3	10.8	5.27	3.73	3.35	4.71	1.84	2.29	2.40	2.84	1.69	2.66	3.70	1.64	1.27	1.04
4	13.0	5.84	3.80	3.47	4.81	1.96	2.57	2.62	2.96	1.92	2.75	3.88	1.60	1.23	1.02
5	9.5	4.39	2.83	2.60	3.49	1.40	1.83	1.78	2.20	1.31	2.04	2.84	1.18	0.90	0.74
6	10.4	4.70	2.96	2.87	3.71	1.62	2.35	2.08	2.35	1.64	2.26	3.40	1.20	0.93	—
7	12.0	5.27	3.30	3.23	4.22	1.81	2.64	2.35	2.63	1.86	2.56	3.79	1.33	1.02	—
8	9.5	4.02	2.72	2.70	3.38	1.49	2.20	1.90	2.17	1.52	2.12	3.18	1.10	0.85	—
9	10.4	4.70	3.29	3.58	4.43	1.78	2.42	2.39	3.01	1.80	2.58	4.16	1.46	1.11	—
10	12.0	5.13	3.58	2.63	3.26	1.58	1.81	1.93	2.12	1.36	2.16	2.79	1.27	1.00	0.84
11	9.0	3.95	2.77	2.59	2.98	1.36	1.81	1.68	2.16	1.25	1.98	2.85	1.16	0.88	0.72
12	10.0	4.62	2.99	2.73	3.67	1.47	1.91	1.85	2.33	1.35	2.16	3.01	1.25	0.95	0.78
13	9.6	3.41	2.27	2.29	2.86	1.26	1.72	1.73	1.82	1.32	1.74	2.46	0.93	0.72	—
14	18.0	4.72	3.14	2.54	3.94	1.61	1.85	2.06	2.15	1.47	2.27	1.97	0.98	0.78	0.65
15	25.0	3.87	2.47	1.91	3.11	1.38	1.36	1.60	1.51	1.17	1.77	1.12	0.64	0.53	0.45
16	37.4	2.89	1.88	1.38	2.58	1.26	0.92	1.21	1.07	0.94	1.39	0.80	0.46	0.38	0.32
24	10.5	4.44	3.01	2.98	3.37	1.66	2.44	2.10	2.40	1.68	2.35	3.52	1.22	0.94	—
平均値		4.54	3.05	2.73	3.70	1.62	2.04	2.04	2.25	1.50	2.20	2.91	1.14	0.89	0.73

注: Hewitt 式の F_r は拘束係数 (restraint factor)

除くと、破壊荷重は計算値を大幅に上回る値であり、両者の比の平均値はほぼ 1.6~3.0 となっている。Hewitt の式を除く算定式は単純支承スラブにおける実験・研究から誘導されたものであり、版厚の大きいスラブを除いてはいずれも相当に安全側であって、固定スラブに適用することは不相当と思われる。

Hewitt の式によると、せん断破壊荷重の計算値は周辺拘束の程度によって大幅に相違する。内側スラブ (inner slab) に対して Hewitt は $F_r=0.50$ とすることを提案しているが、本実験の範囲では $F_r=0.75$ 付近の拘束度に近いようである。ただし、スラブ版厚の影響に関しては精度が劣るようであった。

4. 固定スラブにおけるせん断耐力の推定

3. で記述したように、既往の算定式による押し抜きせん断による破壊荷重の計算値は、集中荷重を受ける固定スラブの実験値と相違しており、一般に後者は前者を大幅に上回る値であった。また、曲げ終局耐力についても、降伏線理論を用いた計算値は実験値とよく符合していない。本章では、圧縮面内力を考慮した曲げ耐力およびせん断耐力の算定式を誘導し、押し抜きせん断に対するせん断強度の計算式を検討する。

(1) スラブの面内力

周辺が拘束され水平方向に自由に变形しないときには、中立軸は端部移動量などの幾何学的变形によって定まり、断面の合力は零とならない。断面に作用する圧縮力と引張力の差が面内力としてスラブに存在することとなる。曲げ終局状態において中立軸線の形を定めることは困難であるが、スラブ中心線 ($d/2$) からの中立軸の移動量 (Δx) は、たわみの大きさ、端部移動に対する周辺補剛はりの剛性、などの関数と考えられる。

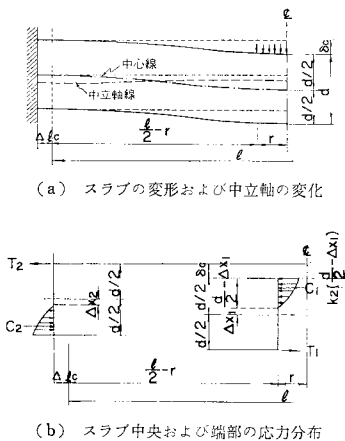


図-5 スラブの变形および断面の応力分布

図-5 は、周辺拘束されたスラブの变形および中立軸の移動についての一般図を示したものである。なお、本章では正方形スラブを円形スラブに置換して検討を行っている。これは、2.(2) や 3.(2) で述べたように、最終の破壊パターンを円形と考えることができること、スラブの集中荷重近傍の応力状態は円形スラブのそれに近いこと、などの理由によるものである。

(2) 曲げ耐力の解析

a) 曲げ耐力の式の誘導

スラブ中央(載荷盤の円周)およびスラブ周辺の応力分布を 図-5 (b) のように考える。スラブ中心線からの中立軸の移動量を、図示のように Δx_1 および Δx_2 とする。

(i) 面内力と Δx の関係

スラブ中央の単位幅の断面に作用する力は、 σ_{cu0} (二軸応力状態における圧縮強度) を考えると近似的に、

$$C_1 = k_3 \sigma_{cu0} k_1 \left(\frac{d}{2} - \Delta x_1 \right) \dots\dots\dots (1)$$

$$T_1 = \sigma_{sy} p d \dots\dots\dots (2)$$

$$F_1 = C_1 - T_1 \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 k_3 は部材のコンクリート強度と供試体強度の比などを表わす係数、 k_1 はコンクリートの最大応力度と平均応力度の比を表わす係数である。 k_1 は 0.7~0.9 程度、 k_3 は 0.85~1.0 程度と考えられ、本文では $k_1 = k_3 = 0.85$ として計算を進めた。 σ_{cu0} と σ_{cu} の関係は、2方向の応力度の関数と考えられ、種々検討されているようであるが、明確な式は提示されていないようである²¹⁾。ここでは、二軸応力状態で強度が増加することを考慮して、既往の資料²⁰⁾を参考として $\sigma_{cu0} = 1.11 \sigma_{cu}$ 程度の値を用いた。スラブ中央に作用する面内力 F_1 は、式 (3) に式 (1)、(2) を代入して、

$$F_1 = -0.8 \sigma_{cu} \Delta x_1 + A \dots\dots\dots (4)$$

ただし、

$$A = 0.40 d \sigma_{cu} - \sigma_{sy} p d$$

スラブ周辺に作用する単位幅の面内力を w とおくと、スラブ中央とスラブ周辺で $d = d'$ 、 $p = p'$ としているから、同様にして、

$$w = -0.8 \sigma_{cu} \Delta x_2 + A \dots\dots\dots (5)$$

(ii) 面内力と端部水平変形の関係

図-6 に示すように、スラブの破壊形式は円形と考えており、スラブ周辺に面内力 w が作用する。はりに作用する単位

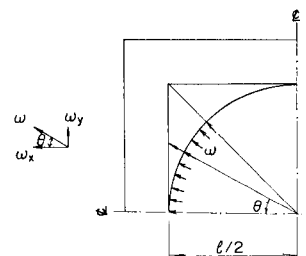


図-6 周辺補剛はりに作用する力

幅当たりの力 w_x および w_y は、それぞれ、 $w_x = w \cos^3 \theta$, $w_y = w \sin \theta \cos^2 \theta$ となる。したがって、はりスパンの 1/2 の部分に作用する合力 W_x および W_y は、 $W_x = \sqrt{2}wl/4$ および $W_y = (2 - \sqrt{2})wl/4$ である。 w_x を用いてはりの変形を直接に計算することは煩雑であり、等分布荷重に置換してもモーメントや変形への影響は少ない。はりに $\sqrt{2}w/2$ の荷重が作用すると考えると、補剛はり中央の変形量 Δl_c は、

$$\Delta l_c = Kw$$

ただし、

K : はりの水平変形に対する断面剛性の係数

$$K = \frac{\sqrt{2}I^4}{768EI} + \frac{3\sqrt{2}I^2}{32A_0G}$$

E : コンクリートのヤング係数

I : 補剛はりの断面二次モーメント

A_0 : 補剛はりの断面積

G : コンクリートのせん断弾性係数

(iii) スラブ中央面内力と端部面内力の関係

半径 r および $(l/2 - r)$ 、角度 $d\theta$ で囲まれた扇形のスラブ要素を考えると、半径 r の載荷盤周囲で F_1 、半径 $(l/2 - r)$ のスラブ周辺で w の面内力が作用するが、 $rF_1 = lw/2$ とはならないであろう。円周方向にも面内力が発生していると考えられ、この力をまったく無視して式を組み立てることは不合理と思われる。しかし、その大きさおよび分布を解析することは難しい。ここでは半径方向の降伏線に作用する面内力 w' を $w' = (F_1 + w)/2$ と考えると、スラブ要素の半径方向の力のつり合いから次式が得られる。

$$F_1 = w \dots \dots \dots (6)$$

(iv) 終局モーメント (m_u) と Δx の関係

断面の終局モーメント m_u を塑性中心で考えると、図-7 に示した記号を用いて、スラブ中央 (載荷盤の円周部) では、

$$m_{u1} = C_1 \left\{ g - k_2 \left(\frac{d}{2} - \Delta x_1 \right) \right\} + T_1 (dg)$$

$k_2 = 0.85/2$ において、式 (1) および (2) を代入すると、

$$m_{u1} = -0.34 \sigma_{cu} \Delta x_1^2 - B \Delta x_1 + C$$

ただし、

$$B = (0.8g - 0.34d) \sigma_{cu}$$

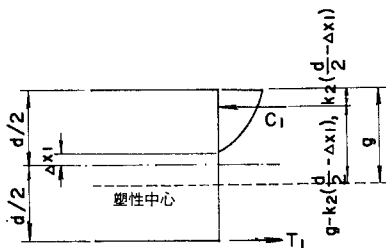


図-7 スラブ断面のモーメント計算位置

$$C = 0.40 d \sigma_{cu} (g - 0.212d) + \sigma_{sy} p d (d - g)$$

$$g = \frac{0.425 h + dq_t}{0.85 + q_t}, \quad q_t = \frac{p_t \sigma_{sy}}{1.11 \sigma_{cu}}, \quad p_t = p \frac{d}{h}$$

スラブ端部においても同様にして、

$$m_{u2} = -0.34 \sigma_{cu} \Delta x_2^2 - B \Delta x_2 + C \dots \dots \dots (7)$$

(v) 曲げ耐力 (P_{flex1}) と終局モーメント (m_u) の関係

円周方向の終局モーメントは、スラブ中央で m_{u1} 、スラブ外周で m_{u2} であり、降伏線理論における手法を適用し外力のなす仕事とスラブ要素に作用するモーメントのなす仕事を等値とおくことにより、 P_{flex1} を求めることができる。計算結果によると、

$$P_{flex1} = \frac{2\pi}{l-2r} \left\{ \left(r + \frac{l}{2} \right) m_{u1} + \left(\frac{3l}{2} - r \right) m_{u2} \right\}$$

(vi) 曲げ耐力 (P_{flex1}) とたわみ (δ_c) の関係

正方形スラブに内接した円形スラブの中央たわみ δ_c は、

$$\delta_c = \frac{s}{k} P_{flex1}$$

ただし、

$$s = \frac{12(1-\nu^2)}{4\pi E h^3} \left\{ \frac{r^2}{4} \log \frac{2r}{l} - \frac{3r^2}{16} + \frac{l^2}{16} \right\}$$

$k=1$ のときは、弾性解による δ_c を表わしている。RCスラブの曲げ破壊時では、当然 $k < 1$ と考えられるが、 k を理論的に求めることは困難であろう。多くの曲げ破壊の測定値から k を定めることが望ましいと思われるが、集中荷重を受ける固定スラブの曲げ破壊のデータはきわめて少ない。そこで今回は 3.(3) から、2供試体で得られた k の値を適用することとする。 $k \approx 0.15$ とすると上式は、

$$P_{flex1} = \frac{0.15}{s} \delta_c$$

(vii) Δx 、端部水平変形 (Δl_c) およびたわみ (δ_c) の関係

Δx , Δl_c および δ_c の関係は、スラブ中立軸の移動の幾何学的条件から定めることができる。しかし、曲げ破壊時におけるスラブ要素内の中立軸線の形状を理論的に誘導することは困難であり、実験的に係数を定めることを試みる。

スラブ中央の断面における中心線からの中立軸の移動量 Δx_1 を基準として考えると、 Δx_1 は Δl_c および δ_c が増加するとともに増加する。さらに、 $\Delta x_1 / \Delta l_c$ は $\delta_c / (l - 2r)$ が大きくなると増加割合は減少し、鋼構造のように $\delta_c / (l - 2r)$ が極端に大きな領域に入ることが可能であれば、圧縮面内力から引張面内力に移行することとなる。上記の関係を和の形で表わすとすると、

$$\Delta x_1 = \alpha \frac{l-2r}{\delta_c} \Delta l_c + \beta \delta_c + r \dots \dots \dots (8)$$

$\Delta l_c = 0$ 、すなわち、はり剛性が無限大で水平方向の変形

量が零で完全な固定条件が満足される場合には、中立軸線の長さに変化はない。したがって、 Δx_1 と Δx_2 の和は δ_c と一致する。この関係と式 (4)~(6) より、 $\beta = 1/2$, $r=0$ となるから、式 (7) は、

$$\Delta x_1 = \alpha \frac{l-2r}{\delta_c} \Delta l_c + \frac{\delta_c}{2}$$

(viii) まとめ

(i)~(vii) から、次の連立方程式が得られる。

$$\begin{aligned} w &= -0.80 \sigma_{cu} \Delta x_1 + A \\ w &= \frac{\Delta l_c}{K}, P_{flex1} = \frac{4\pi l m_{u1}}{l-2r}, P_{flex1} = \frac{0.15}{s} \delta_c \\ m_{u1} &= -0.34 \sigma_{cu} \Delta x_1^2 - B \Delta x_1 + C \\ \Delta x_1 &= \alpha \frac{l-2r}{\delta_c} \Delta l_c + \frac{\delta_c}{2} \end{aligned}$$

したがって、使用材料の品質、供試体諸元が既知であれば、 α を定めることによって未知数 ($w, \Delta x_1, \Delta l_c, m_{u1}, \delta_c, P_{flex1}$) を求めることができる。

b) 固定スラブの曲げ耐力

α は曲げ破壊を生じた多くの固定スラブの測定値から定めるのが望ましく、曲げ耐力の算定式の精度も向上するものと思われる。しかし、測定値は少なく、今回は、供試体 No. 17 および No. 18 の実験値から α を定めることとする。これによると、 α は 3.0 付近にあり、以下の記述では $\alpha=3.0$ と考えることとする。表-4 では曲げ耐力として、面内力を考慮した値 (P_{flex1}) および

表-4 終局耐力およびせん断強度の実験値と計算値の比較

供試体番号	終局耐力			せん断強度
	$\frac{P_{shear2}}{P_{flex1}}$	$\frac{P_{test}}{P_{shear2}}$	$\frac{P_{test}}{P_{flex1}}$	$\frac{\tau_{lost}}{\tau_2}$
1	0.51	1.03	(0.52)	1.07
2	0.58	1.06	(0.61)	1.16
3	0.64	1.29	(0.82)	1.30
4	0.68	1.22	(0.83)	1.35
5	0.62	0.97	(0.59)	1.00
6	0.83	0.86	(0.71)	1.02
7	0.83	0.97	(0.81)	1.15
8	0.85	0.77	(0.66)	0.93
9	0.84	1.00	(0.84)	1.14
10	0.34	1.62	(0.55)	1.25
11	0.63	1.07	(0.67)	0.99
12	0.59	0.98	(0.58)	1.05
13	0.73	0.70	(0.51)	0.83
14	0.40	1.20	(0.48)	1.24
15	0.29	1.08	(0.31)	1.10
16	0.20	0.99	(0.20)	0.98
17	1.26	(0.78)	0.98	—
18	1.57	(0.64)	1.01	—
24	0.86	0.87	(0.75)	0.85

注：① 破壊形式は、No. 17 および No. 18 は曲げ破壊で他は押し抜きせん断破壊
 ② 曲げ破壊を生じた供試体では
 No. 17: $P_{flex1}=13.2t, P_{flex2}=8.6t, P_{test}=12.9t$
 No. 18: $P_{flex1}=18.2t, P_{flex2}=10.9t, P_{test}=18.4t$
 ③ $\tau_2 = \beta_0(1 + \beta_d + \beta_N)\sigma_{tu}$

降伏線理論による値 (P_{flex2}) を示している。計算結果によると、 $P_{flex1}/P_{flex2}=1.5 \sim 1.7$ 程度であった。

a) の方程式より求めたスラブの単位幅に作用する面内力の計算値は、供試体 No. 17 で 132 kg/cm (129 N/mm)、供試体 No. 18 で 171 kg/cm (168 N/mm) であった。面内力の反力により周辺補剛はりに生じた変形とひずみの結果の一例を、図-8 に示した。

はりの計算においてスラブ部分の影響が考慮されていないなどの理由で、測定値は計算値を若干下回る値となったと思われるが、本計算方法によって周辺補剛はりの概略の挙動を予測することができると考えられる。

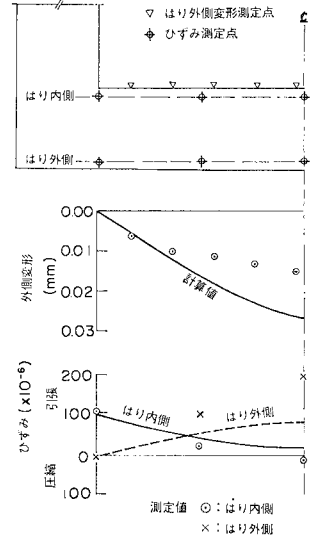


図-8 周辺補剛はりの計算値と測定値の比較

(3) せん断耐力の解析

押し抜きせん断破壊は、25~30° の角度を有しスラブが押し抜かれる形態であったが、破壊時の現象を厳密に解析することは困難と思われた。これは、① 曲げひわれ発生の際のスラブのモーメント分布および応力状態は複雑である、② 曲げ破壊以前の中立軸の位置、面内力の大きさや分布を正確に定めることはできない、などの理由によるものである。Moe の式に (1) で得られた P_{flex1} を代入しても、せん断破壊に対して満足な解を得ることができない。このため、本文では以下の方法によりせん断耐力を求めることとした。

3.(4) から限界断面を載荷盤周囲から d の距離に設定することとした。次に、せん断破壊時における面内力の大きさおよび分布を正確に定めることは困難であり、ここでは面内力が載荷荷重に比例して増加するものと考えた。また、コンクリートの引張強度をスラブにおける二軸応力の影響を考慮して $\sigma_{tu} = 1.11 \times 1.4 \sqrt{\sigma_{cu}}$ とした。RC スラブはせん断破壊時に、ほぞ作用によって鉄筋がせん断力の一部を負担するといわれている。ほぞ作用によるせん断力の分担割合については、現段階では定量的に解明されていないので、本文では Hewitt¹³⁾ などの仮定と同様にせん断耐力は 20% 増加するものと考えた。

軸力の作用する部材のせん断強度に対しては、ACI

318-77 や Mattock の式があるが、いずれもせん断耐力の推定には不十分であった。このため、本文では、平均軸応力 σ_n が作用する部材の中立軸位置において、コンクリートの引張強度 σ_{tu} に達するせん断応力 τ を次式で表わすことにより²²⁾、せん断耐力を求めることとした。

$$\tau = \sigma_{tu} \sqrt{1 + \frac{\sigma_n}{\sigma_{tu}}} \dots\dots\dots (9)$$

ところで、限界断面の設定およびほぞ作用の効果から、 $\tau = P_{shear1} / 2.4 \pi d(r+d)$ であり、上述した σ_n および σ_{tu} を式 (8) に代入するとせん断破壊荷重 P_{shear1} は、

$$P_{shear1} = \frac{Q}{2} \{QR + \sqrt{(QR)^2 + 4}\}$$

ただし、

$$Q = 3.70 \pi d(r+d) \sqrt{\sigma_{cu}}$$

$$R = \frac{w}{1.54 d P_{flex1} \sqrt{\sigma_{cu}}}$$

以上の誘導においては、スラブの有効厚の影響を考慮していない。RC はりのせん断強度は、図-4 に示したように有効高やせん断スパン・有効高比と密接な関連を有する。はりの有効高の影響は ACI 318-77 の規準にも採り入れられており、既往の提案式では、斜め引張ひびわれ破壊を生ずるときのせん断強度を Kani¹⁸⁾ は $1/d^{0.25}$ の関数と考えている。Kennedy¹⁹⁾ は、既往の試験値の統計解析結果から、はりのせん断強度を $1/d^{0.282}$ の関数で表わしている。上記のように、はりのせん断強度は、ほぼ $d^{0.25}$ の関数と考えることができると考えられる。スラブのせん断破壊は本質的にははりのせん断破壊と同様であると考えると、上述のはりの考え方をスラブに適用することができると考えられる。スラブの有効厚の影響に関しては、CP-110 や角田は有効厚の増加に応じてせん断

強度を低減する方式をとっている。本文では、せん断強度に関して有効厚の影響を考慮した係数 R_d を設定し ($P_{shear2} = P_{shear1} \cdot R_d$) はりにおけると同様に R_d を $d^{0.25}$ の関数として表わすことを試みた。 R_d をせん断破壊を生じた実験値から求めると、 $R_d = 1 / (2.0 d^{0.25} - 1.7)$ の式が適当と思われる。

表-4 は、前記方法に基づいた計算結果を示している。本実験においてせん断破壊を生じた供試体の破壊荷重 (P_{test}) は P_{flex1} を下回る値であった。供試体 No. 17 および No. 18 を除くと、 P_{shear2} / P_{flex1} は 0.20 ~ 0.86 の範囲にあり、計算結果は曲げ耐力到達以前にせん断破壊を生ずることを意味しており、実験結果をよく反映しているものと思われる。また、 P_{flex1} および P_{shear2} を用いることによって、スラブの破壊形式を予測することができると考えられる。

(4) 曲げ耐力とせん断耐力の関係

(1) および (2) の検討から、面内力を考慮した終局耐力等の一般的特性、および、曲げ耐力とせん断耐力の関係について検討を加えることとする。

曲げ破壊がせん断破壊に先行すると想定されるスラブに関し、スラブの挙動を計算した。これによると、荷重条件、材料の性質、スラブ諸元が同一のときには、 K/s が減少するに応じて (すなわち、周辺補剛はりの剛性が増加するに応じて)、曲げ耐力やスラブに生ずる面内力が増加することが示された。すなわち、周辺拘束効果が顕著となるとともに面内力の影響が明確となることを指標するものである。

面内力の効果は多岐の要因によって変化するものと思われる。この影響を把握するために P_{flex1} / P_{flex2} を選定した。計算結果によると、 d や $2r$ の影響は少なく、おもに σ_{cu} 、 $p\sigma_{sy}$ 、 K/s によって相違するようであった。図-9 は計算結果の一例を示したものである。本図によると、 K/s がほぼ一定の場合 P_{flex1} / P_{flex2} はおもに $p\sigma_{sy} / \sigma_{cu}$ によって表わされるようであり、 K が $1.0 \times 10^{-2} \sim 1.0 \times 10^{-4}$ のときには面内力の効果は顕著でないが、周辺補剛はりの剛性が大きくなると $p\sigma_{sy} / \sigma_{cu}$ の減少に応じて P_{flex1} / P_{flex2} は著しく増加することを示している。

荷重条件、材料の性質、供試体の諸元を変化させた組合せについて、 P_{shear2} / P_{flex1} を計算した。これによると、 d/l と $2r/l$ を一定とするとスラブ辺長の増加に伴い破壊形式は曲げ破壊からせん断破壊に移行する傾向にある。これは、スラブ版厚が増加することにより、Kani や Kennedy の考え方におけると同様に許容のせん断強度が低下することによるためと考えられる。また、スラブ辺長を一定としたとき、荷重盤径が増加すると、

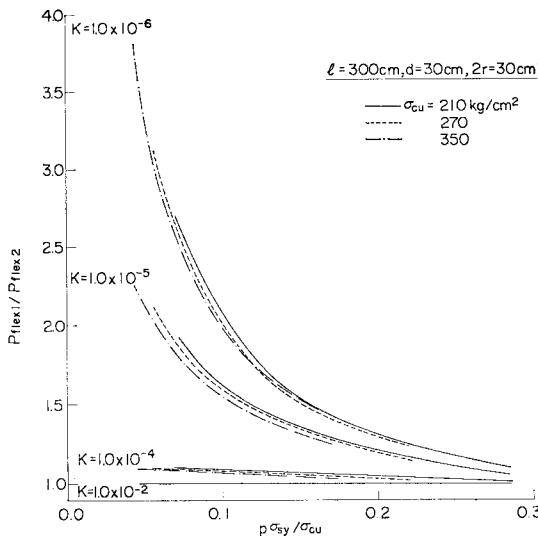


図-9 $p\sigma_{sy}/\sigma_{cu}$ と面内力効果の関係

P_{shear2}/P_{flex1} は当然のことながら増加すること、スラブの有効厚、鉄筋の特性 ($p\sigma_{sy}$)、周辺補剛はりの剛性が増加すると P_{shear2}/P_{flex1} は低下すること、などが示された。コンクリート強度は、 P_{shear2}/P_{flex1} を明瞭に変化させないようであった。

(5) 固定スラブのせん断強度

土木学会 コンクリート 構造設計指針 (第2次素案)²²⁾ や文献 23) に提案されているせん断に関する設計式の考え方を、固定スラブに適用することを試みる。せん断強度を各種要因の和の形で表わすものであって、本文では基本形を次式のとおりとした。

$$\frac{\tau_u}{\sigma_{tu}} = \beta_0(1 + \beta_{p\sigma} + \beta_\sigma + \beta_d + \beta_N) \dots\dots\dots(10)$$

$\sigma_{tu} = 1.4\sqrt{\sigma_{cu}}$ と置くこととする。 $\beta_{p\sigma}$ は鉄筋の影響を表わす係数で、 $p\sigma_{sy} = 30$ のとき $\beta_{p\sigma} = 0$ とする。 β_σ はコンクリートの圧縮強度の影響を表わす係数で、 $\sigma_{cu} = 240 \text{ kg/cm}^2$ のとき $\beta_\sigma = 0$ とする。 β_d はスラブの有効厚の影響を表わす係数で、 $d = 30 \text{ cm}$ のとき $\beta_d = 0$ とする。 β_N は面内力の影響を表わす係数である。(2) で求めた P_{shear2} を用いて、 $\tau_u = P_{shear2}/2\pi(r+d)d$ とする。

(i) β_0

基準とした諸元は、 $\sigma_{cu} = 240 \text{ kg/cm}^2$ 、 $p\sigma_{sy} = 30$ 、 $l = 300 \text{ cm}$ 、 $d = 30 \text{ cm}$ 、 $2r = 30 \text{ cm}$ 、 $K = 1.0 \times 10^{-4} (K/s = 229)$ である。計算結果によると $\beta_0 = 0.469$ であった。次に、式 (9) に考慮されていない $(l-2r)/2d$ および l の影響を検討する。 $(l-2r)/2d$ が大きくなると β_0 は若干低下するようであり、この傾向は RC はりの Kennedy の提案式と類似している。また、同一の $(l-2r)/2d$ では、 l が増加すると β_0 は増加する。しかし、 $d/l = 0.04 \sim 0.12$ 、 $2r/l = 0.05 \sim 0.30$ の範囲では、 β_0 の変動幅は小さい。したがって、固定スラブでは $\beta_0 = 0.47$ としてもせん断強度に大きな影響を及ぼさないとと思われる。

(ii) $\beta_{p\sigma}$ および β_σ

$p\sigma_{sy}$ が 30~60 の範囲では $\beta_{p\sigma}$ の変動幅はきわめて小さく、ほぼ $\beta_{p\sigma} = 0$ と考えられる。これは、3.(4) に述べた実験結果とも一致するものである。 β_σ は σ_{cu} を同一としても若干の変動があるようであるが、基準としたスラブに対する β_σ の値は $-0.01 \sim 0.02$ の範囲にある。したがって、 $\beta_\sigma = 0$ とする。

(iii) d

スラブの有効厚と β_d の関係を 図-10 に示した。したがって、

$$\beta_d = \frac{3.0}{2.0 d^{0.25} - 1.7} - 1$$

(iv) β_N

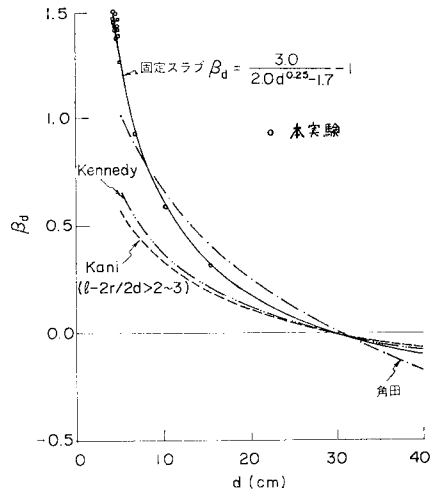


図-10 スラブの有効厚と β_d の関係

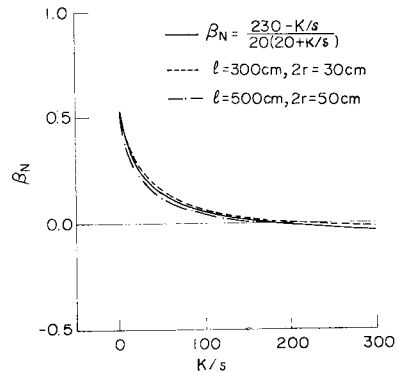


図-11 はりおよびスラブの剛性と β_N の関係

β_N はスラブと周辺補剛はりの剛性比 (K/s) で表わすこととする。図-11 は K/s と β_N の関係を示したものである。図-11 は、 K/s が大きくなると β_N はほぼ一定となり、 K が増加すると周辺拘束による面内力の影響は小さくなることを示している。しかし、本実験においては K/s は 0.18~14.2、 β_N は 0.32~0.55 の範囲にあり、 K/s の大きい領域に関しては、今後さらに検討が必要と思われる。今回は、一応 $\beta_N = 0$ の値として $K/s = 230$ を考え、 β_N を双曲線で表示すると、

$$\beta_N = \frac{230 - K/s}{20(20 + K/s)}$$

以上の結果から、式 (9) は次のように表わすことができる。

$$\frac{\tau_u}{\sigma_{tu}} = \beta_0(1 + \beta_d + \beta_N)$$

表-4 の τ_{test}/τ_2 は、上式の本実験への適用結果を示したものであり、若干のばらつきはあるが本実験の範囲内では上式によってほぼ固定スラブのせん断強度を推定することができると思われる。

5. 結 論

集中荷重を受ける正方形の鉄筋コンクリート固定スラブ (1.0×1.0 m) の実験的・理論的な検討を行い、面内力を考慮した終局耐力およびせん断強度の計算法を提示した。本研究の範囲で得られた主要な結論は、以下のとおりである。

(1) 供試体の大部分は周辺に補剛はりを取り付けた 1.0×1.0 m の形状を有するものであり、スラブ中央に載荷盤を介して集中荷重を載荷した。載荷試験の結果から、

- a) 押し抜きせん断破壊の 1/2 程度以下の荷重において、平均ひびわれ幅は 0.2 mm 以下であった。
- b) 大部分の供試体は、載荷盤周囲からほぼ 25~35° の角度でスラブが押し抜かれるせん断破壊であった。載荷盤径が大きくなると、曲げ破壊に移行する。
- c) 荷重初期の段階からスラブに圧縮面内力が発生するようであり、荷重の増加とともに面内力は増加する。
- d) 実験結果と現行の基準や算定式を比較すると、後者は固定スラブの押し抜きせん断による破壊荷重を過少に見積る傾向にある。

(2) 面内力を考慮した曲げ耐力の算定式を誘導した (4.(1) 参照)。本式の結果は、本試験における曲げ破壊時における周辺補剛はりのひずみや変形の実験値の傾向とおおむね一致していた。本式を用いた計算結果によると、曲げ耐力に対する面内力の効果は、周辺補剛はりの剛性が大きくなると $\rho\sigma_{sy}/\sigma_{cu}$ の減少に応じて増加し、補剛はり剛性が著しく増加するところの傾向は顕著となるようである。

(3) 面内力を考慮したせん断耐力の算定式を誘導した (4.(2) 参照)。曲げ耐力の算定式と組み合わせると、曲げ破壊を生じたスラブではせん断耐力計算値は破壊荷重を上回り、せん断破壊を生じたスラブでは曲げ耐力計算値は破壊荷重を上回り、実験結果における破壊形式と対応していると思われる。

(4) 各種要因による載荷試験結果および面内力を考慮したせん断耐力式から、本実験における固定スラブのせん断強度は次式により求めることができた。

$$\tau_u = \beta_0(1 + \beta_d + \beta_N)\sigma_{tu}$$

ただし、

$$\beta_0 = 0.47, \sigma_{tu} = 1.4\sqrt{\sigma_{cu}}$$

$$\beta_d = \frac{3.0}{2.0 d^{0.25} - 1.7} - 1, \beta_N = \frac{230 - K/s}{20(20 + K/s)}$$

$$K = \frac{\sqrt{2}l^4}{768 EI} + \frac{3\sqrt{2}l^2}{32 A_0 G}$$

$$s = \frac{12(1-\nu^2)}{4\pi E h^3} \left\{ \frac{r^2}{4} \log \frac{2r}{l} - \frac{3r^2}{16} + \frac{l^2}{16} \right\}$$

$$\tau_u = P/bd, b = 2\pi(r+d)$$

謝 辞：本文は、著者が運輸省港湾技術研究所に在職中にももに実施した結果を取りまとめたものであり、東京大学に提出し学位論文 (主査：岡村 甫助教授) として認められたものである (昭和 53 年 2 月)。本研究を行うにあたっては、早稲田大学教授 故 神山 一博士、元港湾技術研究所材料施工研究室長 赤塚雄三博士および青木義典博士より有益なご教示をいただいた。本論文の作成に際しては、東京大学助教授 岡村 甫博士よりご懇切なご指導をいただいた。また、大即信明技官、堀井義一技官らの現・元材料施工研究室の各位に実験ないし演算の一部を担当していただいた。本研究は、上記の各位のご助力に負うところがきわめて大きく、ここに謹んで感謝申し上げる次第である。

記 号

h : スラブの版厚 (cm)

d : スラブの有効厚 (cm)

l : スラブ辺長 (cm)

r : 円形載荷盤の半径 (cm)

b : 限界断面の周長 (cm)

A_0 : 周辺補剛はりの断面積 (cm²)

I : 周辺補剛はり断面の二次モーメント (cm⁴)

ρ : スラブの引張鉄筋比

σ_{sy} : 鉄筋の降伏点 (kg/cm²)

σ_{cu} : コンクリートの圧縮強度 (kg/cm²)

σ_{tu} : コンクリートの引張強度 (kg/cm²)

E : コンクリートのヤング係数 (kg/cm²)

G : コンクリートのせん断弾性係数 (kg/cm²)

ν : コンクリートのポアソン比

τ : せん断応力度 (kg/cm²)

τ_u : せん断強度 (kg/cm²)

m_u : 単位幅の正終局抵抗モーメント

(kg·cm/cm)

i : 単位幅の負終局抵抗モーメントと正終局抵抗モーメントの比

P : 集中荷重 (kg あるいは t)

P_{test} : 試験における破壊荷重 (t)

P_{flex1} : 面内力を考慮した曲げ耐力 (kg あるいは t)

P_{flex2} : 降伏線理論による曲げ耐力 (kg あるいは t)

P_{shear1} : 面内力を考慮したせん断耐力 (kg あるいは t)

P_{shear2} : 面内力および版厚を考慮したせん断耐力 (kg あるいは t)

K : 周辺補剛はりの係数
 s : スラブ剛性の係数
 F_r : 曲げ終局時におけるスラブ載荷盤周囲に作用する単位幅の面内力 (kg/cm)
 w : 曲げ終局時におけるスラブ周辺に作用する単位幅の面内力 (kg/cm)
 δ_c : スラブ中央のたわみ (cm)
 Δl_c : 周辺補剛はりスパン中央の水平変形量 (cm)
 Δx : 曲げ終局時における中立軸とスラブ中心 ($d/2$) との距離 (cm)
 Δx_1 : スラブ載荷盤周囲における Δx (cm)
 Δx_2 : スラブ周辺における Δx (cm)

参 考 文 献

- 1) Jones, L.L. et al. : Yield-line Analysis of Slabs, American Elsevier Publishing Co. Inc., 398 pp., 1967.
- 2) Talbot, A.N. : Reinforced concrete wall footings and column footings, Bulletin No. 67, Univ. of Illinois, Engineering Experiment Station, 144 pp., March, 1913.
- 3) Moe, J. : Shearing strength of reinforced concrete slabs and footings under concentrated loads, Bulletin D 47, PCA, 130 pp., April, 1961.
- 4) Yitzhaki, D. : Punching strength of reinforced concrete slabs, ACI Journal, Proc. Vol. 63, No. 5, pp. 527~542, May, 1966.
- 5) Herzog, M. : A new evaluation of earlier punching shear tests, Concrete, Vol. 4, No. 12, pp. 448~450, Dec., 1970.
- 6) Regan, P. : Shear in reinforced concrete—an analytical study-, Report to the CIR and IS, 199 pp., April, 1971.
- 7) Regan, P. : Shear in reinforced concrete—an experimental Study-, Report to the CIR and IS, 203 pp., April, 1971.
- 8) 角田与史雄・井藤昭夫・藤田嘉夫 : 鉄筋コンクリートスラブの押し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, No. 299, pp. 104~115, 1974年9月.
- 9) Long, A.E. : A two-phase approach to the prediction of the punching strength of slabs, ACI Journal, Proc. Vol. 72, No. 2, pp. 37~45, Feb., 1975.
- 10) Long, A.E. et al. : Punching failure of reinforced concrete slabs, Proc. of ICE, Vol. 37, pp. 109~135, May, 1967.
- 11) Kinnunen, S. et al. : Punching of concrete slabs without shear reinforcement, Transactions of Swedish Royal Institute of Technology, 112 pp., 1960.
- 12) Ockleston, A.J. : Arching action in reinforced concrete slabs, The Structural Engineer, Vol. 36, No. 6, pp. 197~201, June, 1958.
- 13) Hewitt, B.E. : An investigation of the punching strength of restrained slabs with particular reference to the deck slabs of composite I-beam bridges, Ph. D. Thesis, Queen's Univ., 298 pp., 1972.
- 14) Elstner, R.C. et al. : Shearing strength of reinforced concrete slabs, ACI Journal, Proc. Vol. 53, pp. 29~58, July, 1956.
- 15) Tong, T.Y. : An Investigation of the ultimate shear strength of two-way continuous slabs subjected to concentrated loads, Ph. D. Thesis, Queen's Univ., 166 pp., 1969.
- 16) 徳光善治・石川達夫・松下博通・太田正彦 : 周辺補剛はりを有する鉄筋コンクリートスラブの押し抜きせん断破壊に関する実験, セメント技術年報, XXIV, pp. 496~501, 1970年.
- 17) 関 博・丸山 浩 : 長期間海水作用を受けたコンクリートはりのひびわれと内部鉄筋の腐食について, 港研報告, Vol. 12, No. 3, pp. 203~225, 1973年9月.
- 18) Kani, G.N.J. : How safe are our large reinforced concrete beams?, ACI Journal, Proc. Vol. 64, No. 3, pp. 128~141, March, 1967.
- 19) Kennedy, R.P. : A statical analysis of the shear strength of reinforced concrete beams, Ph. D. Thesis, Stanford Univ., 256 pp., 1967.
- 20) 小柳 洽 : コンクリートの破壊, コンクリートライブラリー, No. 34, pp. 93~111, 1972年8月.
- 21) Joint ACI-ASCE Task Committee 426 : The Shear Strength of Reinforced Concrete Members, Journal of Structural Division (ASCE), Vol. 99, No. ST 6, pp. 1091~1187, June, 1973.
- 22) 終局強度設計小委員会幹事会 : コンクリート構造設計指針 (第2次素案), 土木学会, 18 pp., 1977年9月.
- 23) 岡村 甫 : コンクリート構造の限界状態設計法, 共立出版, 171 pp., 1978年11月.

(1980.7.15・受付)