

論文 スタッド筋を用いたフラットスラブ構造の押し抜きせん断挙動

石川 通広*1・楨谷 榮次*2・伊藤 嘉則*3・神吉 裕輔*4

要旨：本研究は、2方向フラットプレート構造におけるパンチング破壊の防止としてスタッド筋によるせん断補強効果について検証を行った。具体的には、配筋方法の違いに着目し、押し抜きせん断実験を行った。その結果、補強本数が多くなるとせん断耐力は増加することが確認された。また配置方法の違いは、特に破壊性状に影響を及ぼし、放射状に配置した試験体の補強効果が最も優れていることが明らかとなった。

キーワード：スタッド筋、押し抜きせん断強度、フラットプレート構造、せん断耐力

1. はじめに

フラットスラブ構造における柱頭部のスラブは、押し抜きせん断破壊を生じることが1つの問題点となり、通常、ハンチなどが施される。一方、鉄筋などによるせん断補強により、ハンチをなくしたフラットプレート構造の実現が可能となった¹⁾。地震が比較的少ない諸外国では、この手法が確立され、既に多数使用されている。また、鉄筋の補強効果を含めた押し抜きせん断耐力式がACI規準やBS規格などで設計法が定められている。我が国においては、日本建築学会式があるが、この式は、コンクリートのせん断力のみで評価し、鉄筋による効果を考慮してないため、かなり安全側の評価となることが多い。

本研究は、フラットプレート構造における押し抜きせん断破壊に対するせん断補強筋として、異形鉄

筋の両端部を熱間プレスにより特殊な皿(鉄筋径の3倍)を有する鉄筋(以下、スタッド筋)の一端を薄板鋼板(厚さ3mm)に溶接接合した補強筋(以下、スタッドレール補強筋)を用いた。このスタッドレール補強筋によるせん断補強効果について検証した。具体的には、配筋方法の違いに着目し、押し抜きせん断挙動に与える影響について調べることを目的として実験を行った。

2. 実験概要

2.1 試験体

試験体一覧を表-1に、その概要を図-1示す。

本研究に用いた試験体の形状は、厚さが140mm、1辺が1040mmの正方形スラブである。このスラブ中央には、断面180mm角の柱相当材を設けた。

表-1 試験体一覧及び実験結果

試験体記号	スラブ		スタッドレール補強筋			コンクリート圧縮強度 [N/mm ²]	ひび割れ発生時		最大荷重時		スタッド筋降伏時		限界時	破壊形状	
	断面 [mm]	上端・下端筋		スタッド筋 径・間隔	配列 本数		配置方法	荷重 Vc [kN]	たわみ δvc [mm]	荷重 Vut [kN]	たわみ δvt [mm]	荷重 Vy [kN]			たわみ δvy [mm]
		柱列帯	柱間帯												
R-4	1040 × 1040 × 140	6-D18 (SD390)	4-D18 (SD390)	D10@100 (SD295A)	4	放射状配置	25.4	134.3	0.39	366.1	4.2	353.5	3.3	7.5	押し抜きせん断破壊
P-4					4	十字型配置	25.4	96.1	0.28	376.2	2.7	353.5	3.4	11.6	押し抜きせん断破壊
R-8					8	放射状配置	25.5	132.9	0.35	468.0	5.0	418.2	3.2	11.5	押し抜きせん断破壊
P-8					8	十字型配置	25.5	119.8	0.45	437.6	3.7	434.4	3.6	12.4	押し抜きせん断破壊
N-0					—	24.4	95.7	0.42	298.9	2.2	—	2.7	押し抜きせん断破壊		

(注)表中の限界時たわみは、最大荷重から80%荷重が低下したときのたわみを示す。

*1 株式会社飯島建築事務所 工修 (正会員)

*2 関東学院大学 工学部建築学科教授 工博 (正会員)

*3 建材試験センター 中央試験所構造グループ 技術職 工修 (正会員)

*4 ジャパンライフ株式会社

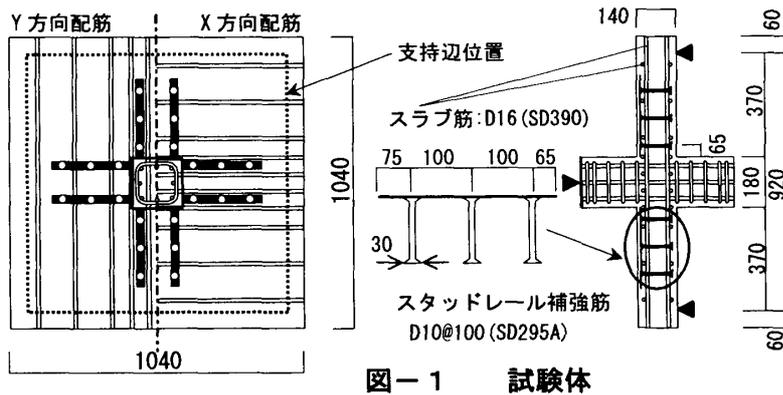


図-1 試験体

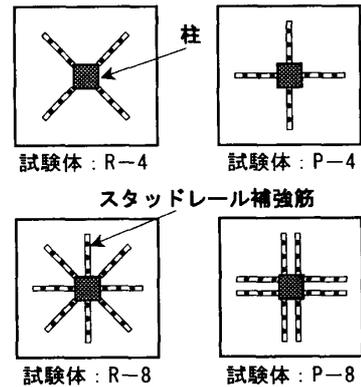


図-2 スタッドレール補強筋の配筋方法

全試験体に関する共通条件は、コンクリート設計基準強度 ($F_c 21 \text{ N/mm}^2$)、スタッド筋の降伏強度 (SD295A)、径 (D10) 及び間隔 (100mm) である。なお本論では、スタッド筋 3 本を 1 組にしたスタッドレール補強筋を使用した。また実験の目的からせん断破壊先行とするため、スラブ筋には、上下端筋ともに D16 (SD390) を使用した。配筋は、柱材を貫通する部分(柱間帯)は、4 本@60mm、それ以外(柱列帯)は、6 本@100mm の等方配筋とした。

変動要因は、図-2 に示すスタッドレール補強筋の配筋方法で、スラブの対角線上なる斜め方向に配置した放射状配置(R-4, R-8)、スラブ筋と平行に配置した十字型配置(P-4, P-8)の 2 種類とした。また補強筋量による比較として、スラブ内にスタッドレール補強筋を 4 組(R-4, P-4)及び 8 組(R-8, P-8)設置し、補強本数を変えたものの 2 種類とした。以上の変動要因のもと、無補強とした試験体 1 体を含め総計 5 体とした。なお、コンクリートの調合を表-2 に、鉄筋の機械的性質を表-3 に示す。

2.2 加力方法

実験は、容量 3MN 大型構造物試験機を用いてスラブの端部 4 辺を支持間隔 920mm で単純支持した後、球座及び加力用鋼板を介して柱相当材に鉛直方向の荷重を単調載荷によって加えた。

変位は、図-3 に示すように柱相当材直下 (各辺 1 箇所、計 4 箇所) 及び支持部直上 (各辺の中央部に 1 箇所、計 4 箇所) に取り付けられた電気式変位計により測定した。なお、支持部に対する柱相当材の鉛直方向変位をたわみ (δv) とした。

ひずみは、スラブ下端筋及びスタッド筋のウェブ部に貼付したひずみゲージにより測定した。

表-2 コンクリートの調合

水セメント比 W/C [%]	単位重量 [kg/m^3]			細骨材率 s/a [%]	混和材 A [kg/m^3]
	セメント	粗骨材	細骨材		
51	357	996	757	44.1	7.93

表-3 鉄筋の機械的性質

種類	降伏強度 [N/mm^2]	降伏ひずみ [$\times 10^{-6}$]	引張強度 [N/mm^2]	ヤング係数 [kN/mm^2]	伸率 [%]
スタッド筋 D10 (SD295A)	372	2022	515	184	15
スラブ主筋 D16 (SD390)	452	2342	639	193	16

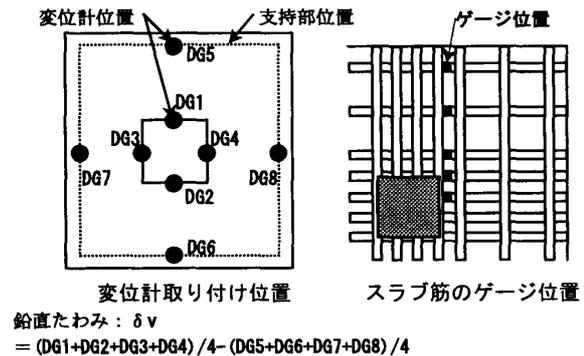


図-3 測定概要

3. 実験結果

3.1 破壊性状

図-4 に試験体の破壊状況を示す。

初期ひび割れは、全ての試験体で共通しており、柱隅角部からスラブの対角線方向に向かう斜めひび割れであった。この時の荷重及びたわみに目立った違いは見られなかった。初期ひび割れ発生以降は、柱からスラブ端部に向かう放射状のひび割れが無数に発生した。その後、最大荷重近傍で、柱を囲む同心円状のひび割れが発生し、破壊へと至った。このひび割れは、概ね柱際から 1 本目及び 2 本目それぞれのスタッド筋を結ぶ形で円を形成していた。

変動要因による違いでは、放射状配置した試験体 R4 及び R8 は、円周状のひび割れが目立つ傾向にあ

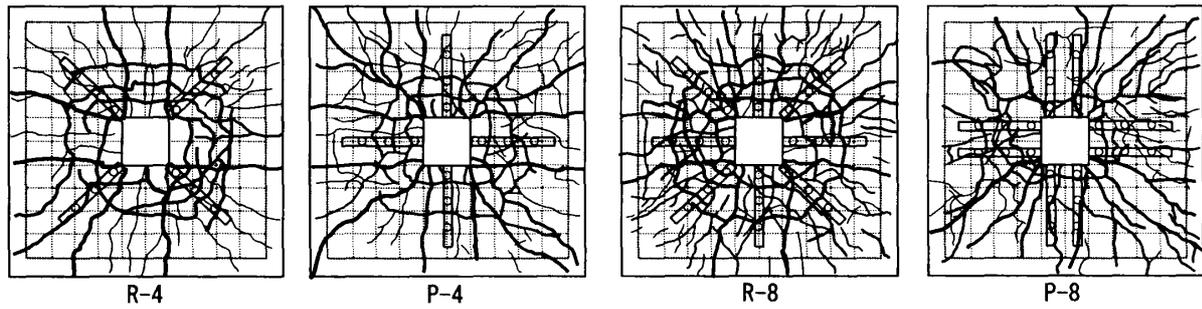


図-4

破壊状況

(注) 同図は、いずれも加力点側を示す。

る。これに対して、十字型配置した試験体 P4 及び P8 は、スラブの対角線を結ぶひび割れが比較的顕著に発生していた。但し試験体 R4 については、柱間帯沿いに発生した十字型のひび割れも比較的顕著に生じていた。補強本数の違いでは、4 組配筋した試験体 R4 及び P4 より、8 組とした試験体 R8 及び P8 の方が、ひび割れは無数に発生する傾向を示した。しかし同じ 8 組でも、放射状配置した試験体 R8 の方が、ひび割れがスラブ全体に分散して発生していた。従って、補強本数を増やすことでひび割れは分散されるが、同じ本数でも試験体 P8 のように柱間帯のみに局所的な補強をするより、試験体 R8 のように配筋した方が、破壊性状はより改善されることが明らかとなった。

最終的な破壊モードは、スタッド筋を用いたにも関わらず円周状のひび割れが大きく拡大し、押し抜きせん断破壊を示した。これは本研究の目的から、スラブの曲げ耐力を十分確保したことによる。しかし、上記破壊の様相と脆性的な破壊を示した無補強の試験体とを比べると、スタッド筋によるせん断抵抗が関与し、破壊性状が改善されたことは明らかである。但し、配筋方法の違いにより、破壊性状にも大きな影響を及ぼすことが検証された。また、破壊状況から破壊面は、Johanson による降伏線理論で考えられる従来の対角線方向のみでなく、図-5のように、柱間帯にも形成されていることと思われる。

3.2 荷重-たわみ曲線

荷重-たわみ角曲線を図-6 及び図-7 に示す。

全体的な傾向として補強した試験体は、最大荷重に至るまでの曲線形状に大きな違いは見られなかった。この領域では、柱を中心とする放射状のひび割れが無数に発生していたが、スラブの剛性に影響

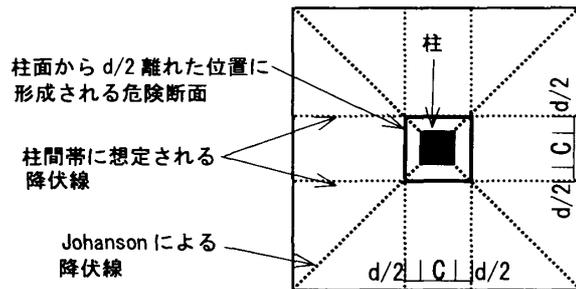


図-5 降伏線

を与えるものではないことが分かる。また曲線形状そのものも、最大荷重に至るまで大きな荷重低下を伴うことなく最大に達していた。これらの傾向は、無補強とした試験体についても同様である。但し試験体 R4 については、最大荷重の直前で、一旦、曲線勾配が横ばいとなった上で、最大荷重が得られた。その後については、いずれの試験体も押し抜きせん断破壊の進展により徐々に荷重が低下した。

最大荷重については、無補強とした試験体と比べ、約 1.2~1.5 倍、高くなった。変動要因による違いでは、補強本数について図-6 を見ると、同じ配置方法でも 8 組とした試験体は、4 組とした試験体より高い傾向にある。従って、補強筋量による効果が得られたことが分かる。一方、配置方法の違いを同じ補強本数ごとで図-7 を見ると、4 組については、その差異が見られなかった。しかし 8 組については、放射状配置の方が、十字型配置より幾分高い傾向にある。これは破壊性状と同様に、スタッドレール補強筋を分散して配置した効果によると思われる。この効果は、破壊性状の改善と最大荷重の向上に関与することが明らかとなった。

一方、たわみ性状として、最大荷重時のたわみは、全体的に十字型配置より放射状配置の試験体の方が、たわみは大きく、たわみ性状が優れていた。し

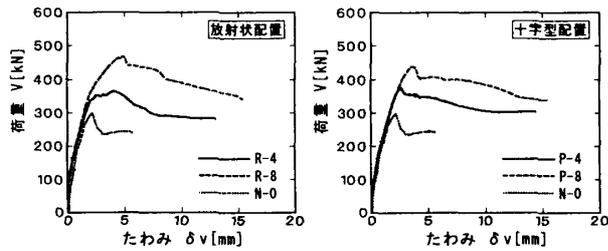


図-6 荷重-たわみ曲線(補強本数の違い)

かし、最大荷重から 80%荷重が低下した時を限界時と仮定し、そのたわみについて見ると、試験体 R4 を除き、さほどの違いは見られなかった。なお限界たわみは、最大時に対して平均 2.8 倍であり、全体的に靱性性状が改善されているものと思われる。但し試験体 R4 については、最大荷重に達する直前で、柱間帯に発生したひび割れが大きく進展したことが影響し、他の 3 体と比べると、靱性能にやや劣る結果を示したものと考えられる。一方、無補強の試験体については、補強した試験体に比べ大きく性状が劣る傾向にある。特に最大荷重後の靱性能は殆ど有しておらず、脆性的な挙動を示した。一方、大きな荷重低下の後に荷重を一旦保持する挙動を示したが、これはスラブ内に作用する圧縮薄膜力^{1), 3)}による効果と考えられる。

3.3 スラブ筋のひずみ性状

図-8 に最大荷重時におけるスラブ筋のひずみ分布を示す。いずれもせん断破壊が先行し降伏には至ってない。全体的な傾向としては、支持部近傍を除き、ひずみはほぼ一定値を保っていた。このことから、本研究における測定範囲に限って言うと、柱間帯の曲げモーメントは、ほぼ一様分布していることが推測される。一方、変動要因による違いとしては、補強本数が 4 組より 8 組とした試験体の方が、ひずみの値は大きい傾向にある。これは補強筋量の増加によりせん断耐力が増加し、抵抗曲げモーメントの割合が大きくなったためと思われる。スラブのせん断耐力は曲げ耐力と密接な関係があることを小柳等⁴⁾が指摘している。本論では検証の対象とはしていないが、スラブ筋量の違いも含めた検証は、今後、必要であると思われる。

3.4 スタッド筋のひずみ性状

スタッド筋のひずみ曲線を図-9 に示す。初期ひ

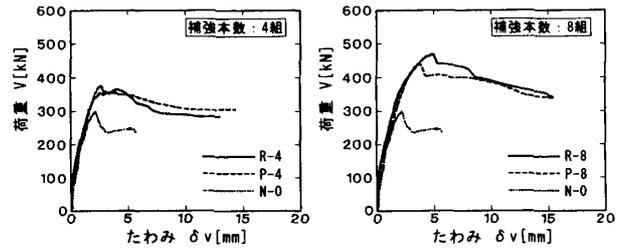


図-7 荷重-たわみ曲線(配置方法の違い)

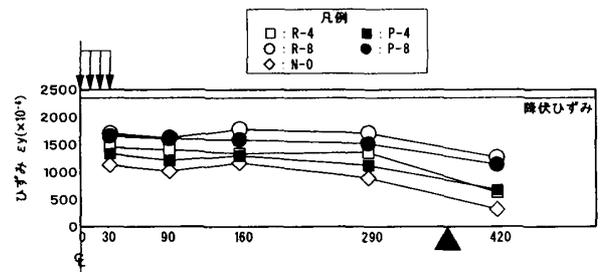


図-8 スラブ筋のひずみ分布

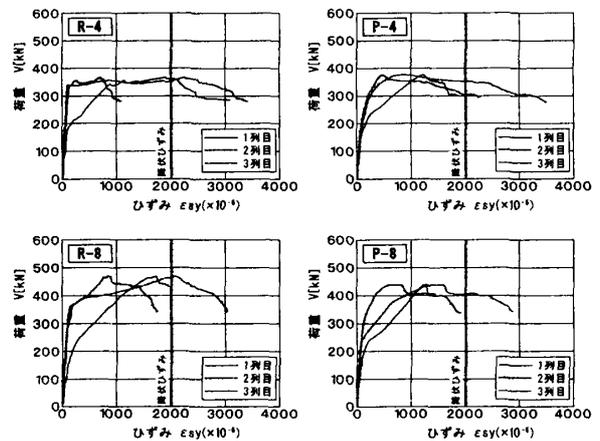


図-9 スタッド筋の荷重-ひずみ曲線

び割れが発生し、放射状のひび割れが無数に進展した $Q=130\sim 240\text{kN}$ 付近で 1 本目のスタッド筋のひずみが急速に進展した。この位置は、柱面からスラブ厚に対して $d/2$ 離れた危険断面の位置に相当する。その後、最大荷重近傍でスタッド筋 1 本目のひずみを追う形で 2 本目のひずみが著しく進展した。ひずみの降伏は、最大荷重を迎える直前に 2 本目のスタッド筋がいずれも降伏する傾向を示した。しかし、柱際から一番離れた 3 本目のひずみは、他と比較して小さい傾向にある。これらの性状は、変動要因による違いが見られなかった。以上のひずみ性状から、せん断抵抗は、柱際の危険断面で卓越していることは事実だが、その後、周方向にも広がりを示し、ある程度距離が離れるとせん断抵抗は、減少するものと推測される。

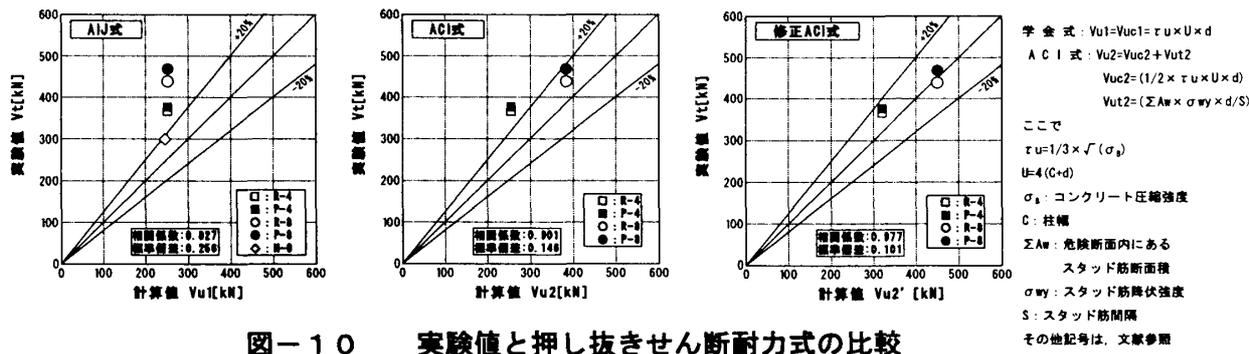


図-1.0 実験値と押し抜きせん断耐力式の比較

4. 計算値との比較

4.1 各規準式との比較

本研究で得られた実験値と押し抜きせん断耐力計算値との比較を図-1.0より行った。なお比較に用いた計算式は、日本建築学会規準⁴⁾(以下、AIJ式)及びACI規準式⁵⁾である。コンクリートによる負担せん断耐力のみで評価したAIJ式の計算値は、実験値に対してかなり過小評価している傾向にある。但し無補強とした試験体に対して同じ傾向がある。一方、鉄筋の効果を累加したACI規準式(無補強の場合はAIJ式と同一式)は、比較的精度良く評価していた。しかし同式についてもやや安全側の傾向が強い。その理由の1つとして、鉄筋の負担せん断耐力を累加させる際にコンクリートの負担せん断耐力を低減(1/2倍)していることが要因として挙げられる。著者等が行ったフラットプレート構造を対象とした1方向スラブによる押し抜きせん断実験によると、同低減率を0.76と修正することで実験値と良く適合することが検証された。本論でもこの結果を採用したところ、原式よりその適合性は向上した。その一方で、同実験結果の検証からスラブ内でのコンクリートのせん断抵抗は、スラブ支持点から柱頭部にかけてスラブ内に形成されるアーチ作用による斜め圧縮ストラットの形成が推測された。そこで、コンクリートのせん断抵抗機構について、図-5に示した柱間帯沿いに作用する降伏線によって得られる1方向スラブに分割し、アーチ作用によるせん断抵抗モデルを以下のようにして導いた。

4.2 アーチ機構による押し抜きせん断モデル

RC柱に対して一端をピン支持されたRCスラブで構成される1方向フラットプレート構造では、支持

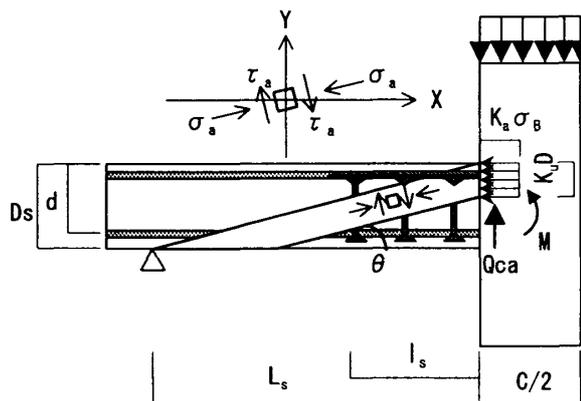


図-1.1 アーチ作用によるストラット

点からスタッドレール補強筋内端部圧縮域に向かって水平方向と角度 θ_c を持つ斜め圧縮ストラットと、その位置から角度を変え、柱頭部内端圧縮域に向かう角度 θ_s を持つ斜め圧縮ストラットが形成される。これらの圧縮ストラットは、最終的にスラブ端部から柱スラブ接合面内端の圧縮域間を結ぶ形となる。従って、この圧縮域間を圧縮力が直線的に流れると仮定すると図-1.1に示すように、角度 θ をもつ斜め圧縮ストラットに置き換えられる。この圧縮ストラットに、圧縮応力度(σ_a)とせん断応力度(τ_a)による平面応力場を考えると、これらの応力度は、スラブ端部と柱の界面部に生じる垂直応力度とせん断応力度による平面応力度と次の3つの釣り合い式が成り立つ。

$$\begin{cases} \sigma_x = \sigma_a \cdot \cos^2 \theta - 2 \tau_a \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta \\ \sigma_y = \sigma_a \cdot \sin^2 \theta + 2 \tau_a \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta \quad \dots (1) \\ \tau_{xy} = \sigma_a \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta + \tau_a (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \end{cases}$$

(1)式において、 $\sigma_y=0$, $\sin \theta = \tan \theta / \sqrt{1 + \tan^2 \theta}$, $\cos \theta = 1 / \sqrt{1 + \tan^2 \theta}$ 及び $\tau_{xy} \cdot Ku \cdot Ds \cdot Bs = Qca$ の

関係を用いると、柱一辺に作用するせん断力 Qca は、次式のように導かれる。

$$\begin{aligned} Qca &= \tau_{xy} \times B_s \times K_u \cdot D_s \times \tan \theta \\ &= 1/2 \times B_s \times K_u \cdot D_s \times \sigma_a \cdot \tan \theta \quad \dots (2) \end{aligned}$$

ここで、 K_u : 中立軸に対する補正係数でアーチ作用における圧縮束のせいが最大となる $1/2$ とする。

B_s : アーチ作用における有効幅、 D_s : スラブせい、 $\tan \theta : D_s/L_s = 1/\lambda_s$ 、 $\sigma_a : \nu_0 \sigma_B$ (ν_0 : コンクリートの有効圧縮強度係数、 σ_B : コンクリート圧縮強度)

ここで、アーチ作用における有効幅 (B_s) は、柱から $d/2$ 離れた位置に形成される危険断面の 1 辺で与えると、正方形柱に対しては、 $(C+d)$ が得られる。なおアーチ作用における本来の有効幅は、トラス作用と関連付けて考える必要がある。しかしスタッド筋のように、スラブ内に局部的にせん断補強された場合のトラス機構は、通常の梁とは異なり、スタッド筋間で部分的にしか作用しないものと考えられる。従って、実際のスラブ幅に対するトラス作用の作用幅は、小さいと推測されるので本報では、これを無視した。

ここで実際のスラブでは、柱の四周边部でせん断抵抗が行われるので、アーチ作用によって負担されるコンクリートの押し抜きせん断耐力 Vuc は、(2) 式を用いると次式で表される。

$$\begin{aligned} Vuc &= 4 \times Qca \\ &= 4 \times B_s \times D_s \times \nu_0 \sigma_B / (4 \times \lambda_s) \quad \dots (3) \end{aligned}$$

なお実際のスラブでは、対角線方向のせん断抵抗及び平面的な広がりによるスラブの一体性を考慮すると、1 方向スラブでモデル化したアーチ作用における圧縮ストラットは、周辺からの拘束効果により、付加的にストラットの強度が上昇することが考えられる。従って ν_0 には、圧縮薄膜力の作用による解析^{1),3)} で用いたコンクリートの圧縮ブロック係数 $= 0.85$ が考えられる。しかしコンクリートのせん断抵抗は、鉄筋量の増加により分担率が低下するので、これを考慮し、スタッド筋を有する場合、

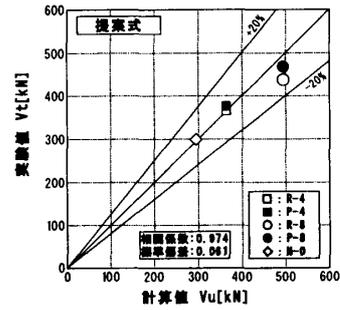


図-12 実験値と計算値の比較

$\nu_0 = 0.7 - \sigma_B / 200$ (但し $\sigma_B < 36 \text{ N/mm}^2$)⁶⁾ を採用した。

一方、せん断補強筋(トラス機構)による負担せん断耐力(Vut)については、ACI 規準による第 2 項を適用し、(3)式との累加により全せん断抵抗($Vu = Vuc + Vut$)を与える。以上、得られた計算値と実験値の比較を図-12に示す。これより、実験値に対して非常に良く適合した。従って、アーチ作用によるコンクリートのせん断抵抗が関与していることが明らかとなった。

5. まとめ

以上より、スタッド筋を用いたフラットスラブ構造の押し抜きせん断挙動について調べた結果より、以下の知見が得られた。

- (1) 補強本数を増やすことで、押し抜きせん断耐力は向上することが明らかとなった。
- (2) 破壊性状並びに最大荷重は、補強本数のみだけでなく配置方法にも影響を受けることが明らかとなった。
- (3) コンクリートが負担するせん断抵抗機構として、アーチ作用によるモデル化が可能となった。

参考文献

- 1) R.Park, W.L.Gamble: Reinforced Concrete Slabs, Second Edition, John Wiley and Sons, INC. pp551~620, pp636~694, 2000
- 2) 槇谷榮次他: 圧縮薄膜効果を考慮した RC スラブの終局強度の評価法に関する考察, 日本建築学会大会, pp2059~2060, 昭和 59 年
- 3) 大野定俊, 水谷隆, 小柳洽: RC スラブの押し抜きせん断破壊のモデル化と終局耐力, RC 構造のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム講演論文集, pp69~76, 1982.6
- 4) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, pp89~100, 1999
- 5) ACI Committee 421: Shear Reinforcement for Slabs, Report ACI 421.1R-92, American Concrete Institute, Detroit, Dec. 1992
- 6) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建築の終局強度型耐震設計指針・同解説, pp114, 1990