

せん断スパン比が押抜きせん断耐力に及ぼす影響評価

Effects of Shear Span Ratio on Punching Shear Strength of Bridge Footings

幸左賢二*, 中越亮太**, 白戸真大***, 足立幸郎****

Kenji·Kosa, Ryota·Nakagoshi, Masahiro·Shirato, Yukio·Adachi

*正会員 Ph.D. 九州工業大学助教授 工学部建設社会工学科 (〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町 1-1)

**学生会員 九州工業大学大学院 建設社会工学専攻 (〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町 1-1)

***正会員 独立行政法人土木研究所 構造物研究グループ基礎チーム (〒305-0804 茨城県つくば市南原 1-6)

****正会員 工博 阪神道路公団 工務部 工務一課 (〒552-0006 大阪市港区石田 3-1-25)

In Specification for Highway Bridges, Part IV 1996, the evaluation equation on shear capacity of footings on which the arch effect in deep beam selected was newly introduced. In this study, the effects of the shear span ratio on the punching shear strength of bridge footings are evaluated using various experimental data. Evaluation method is also proposed. Then, the adequacy of the evaluation method that was derived through data analysis is confirmed using the 2D elasto-plastic FEM analysis.

Key Words : footing, punching shear, shear span ratio, compress force

キーワード: フーチング, 押抜きせん断破壊, せん断スパン比, 圧縮力

1. はじめに

平成8年度に改訂された道路橋示方書(以下, H8 道示)による杭基礎フーチングの耐震設計では, 片持ばり, 単純ばり, 連続ばり等のはり部材として設計することに加え, 版としての挙動を考慮して設計することになった¹⁾. 結果として設計されたフーチングは, 寸法の増大や, 配筋量の増加につながっている. 一方, これまでのフーチングの被災状況では, 損傷を受けた事例はほとんどなく, 兵庫県南部地震の際にも数基に軽微なひび割れが生じていたにすぎない.

また, 平成14年に改訂された道路橋示方書(以下, H14 道示)では, せん断スパン比(以下, a/d)によるコンクリートの負担するせん断耐力の割り増し係数 Cdc において, 梁としてのせん断照査には, ディープビームの実験を基に検討した新たなものを用いているが, 版としてのせん断照査には, H8 道示でディープビームの実験を基にした係数をそのまま用いている²⁾. これは, a/d の影響や照査断面の設定に未解明な点があるからで, この点を明らかにして係数を設定する必要がある.

そこで, 本研究では, フーチングの押抜きせん断耐力式の確立のため, 様々な文献より実験データを集め, 道路橋示方書に示される押抜きせん断耐力式の a/d によるコンクリートの負担するせん断耐力の割り増し係数 Cdc の評価を行った. 次いで, データ分析により得られた評価式の妥当性を二次元弾塑性解析により検証した.

2. a/d の影響式の検討

2.1 道示式の適応性検討

H14 道示式では, 版としてのせん断耐力に対する a/d の補正係数は, 従来通りの算出方法となっている²⁾. よって, 版としてのせん断耐力の評価は未解明な状況である. そこで, 既往の複数の文献^{3), 4), 5), 6), 7)}より集めた斜引張鉄筋の入っていない実験データを用い, フーチングの押抜きせん断特有の a/d によるコンクリートの負担するせん断耐力の割り増し係数 Cdc を提案することとする.

ここで, せん断スパン a は, 各供試体の条件を統一するために, 図-1 に示すように, 載荷版端部と杭部(支承版)中心の距離をせん断スパンとした. 式(1)に, 現在用いられている道示式のもととなった, a/d の影響を考慮するためのせん断耐力算定式を示す⁸⁾.

$$P_s = Cdc \cdot Sc + Cds \cdot Ss \quad (1)$$

ここで, Sc : コンクリートの負担するせん断耐力 Ss : 斜引張鉄筋の負担するせん断耐力 Cdc : a/d による Sc の補正係数

$$Cdc = \frac{14.0}{1 + (a/d)^2} \text{ : 平均}$$

$$Cdc = \frac{9.2}{1 + (a/d)^2} \text{ : 5\%超過}$$

$$Cds : a/d \text{ による } Ss \text{ の補正係数} = \frac{a/d}{2.5}$$

図-2, 3に, それぞれスラブと梁, フーチングとディープビームの a/d と実験値/ Sc (実験値を a/d を考慮しない計算値で除した値)の関係を示す. ここで, スラブはフーチングの厚部材とは異なり薄部材であり, 押抜きせん断破壊で支配的なひび割れは載荷版端部から下面 45° 方向に生じるため, せん断抵抗幅を $a/2$ とすると, 押抜きせん断耐力が適切に評価することができない. よって, 押抜きせん断耐力とせん断耐力の a/d の効果を知ることが目的であるので, ここでは, せん断抵抗幅を統一し, 道路橋示方書よりフーチング及びスラブとも $h/2$ とした.

平均的な押抜きせん断耐力を求めるための a/d によるコンクリートの負担するせん断耐力の割り増し係数 C_{dc} をフーチングの実験データを用いて以下のように提案する. 提案に当たっては, 式(1)の係数 C_{dc} の $1+(a/d)^2$ に当たる分母の形状については, 適応性が明らかにされているので^{8),9)}, 14.0 に当たる分子の値について検討を行った. 分子を以下のように A と設定し, 収集した実験データをもとに最小2乗法により, A を求めた⁸⁾. その結果, フーチングでは $A \approx 10.3$, ディープビームでは $A \approx 14.4$ となった.

$$C_{dc} = \frac{A}{1+(a/d)^2} \quad (2)$$

式(2)より得られたフーチング及びディープビームの a/d の効果を示す近似曲線を図-3に追加した. このとき, 提案した係数による計算値と実験値の変動係数は約27%と, 大きなばらつきがみられた.

また, 図-2に示す, a/d が2.5以上の範囲では, スラブ部材の場合は a/d の影響はほぼ見られないが, 梁部材の場合は a/d が4.0前後まで a/d の影響が大きいことからわかる. 一方, 図-3から, a/d が2.5以下の範囲では, ディープビームの近似曲線は $A=14.4$, フーチングの近似曲線は $A=10.3$ と, 両者は大きく異なっていることがわかる.

2.2 せん断抵抗幅による適用性検討

図-3に示したフーチングの実験データから式(2)を用いて算定した提案式の近似曲線と実験値は大きなばらつきがみられた. そこで, 既往のフーチングの実験データ69体を用い, ばらつきの原因と考えられるせん断抵抗幅を $h/2$ (せん断ひび割れが 45° 度方向に発生すると仮定)とした場合と, $a/2$ (せん断ひび割れが載荷版端部から杭中央に発生すると仮定)とした場合の実験値との適応性について検討を行った. ここで, せん断抵抗幅とはせん断照査断面の載荷版端部からの距離であり, せん断照査断面はフーチング下面にできる押抜きせん断破壊面の $1/2$ である. せん断照査断面の取り方の違いを図-4に, その検討結果を図-5に示す. 図-5の縦軸は押抜きせん断耐力の実験値を, 式(1)より算出した $C_{dc} \cdot Sc$ で除した値を示している. これによると, $C_{dc} \cdot Sc$ で除した値の平均値は, せん断抵抗幅を $h/2$ とすると0.74, せん断抵抗幅を $a/2$ とすると0.76 とほぼ同値をとるが, 変動係数は $h/2$ とすると27%, $a/2$ とすると20%と, ばらつきは少なくなる. また, 平均値が0.75前後と, どちらも1.0を下回る理由は, 式(1)に示すディープビームの実験により得ら

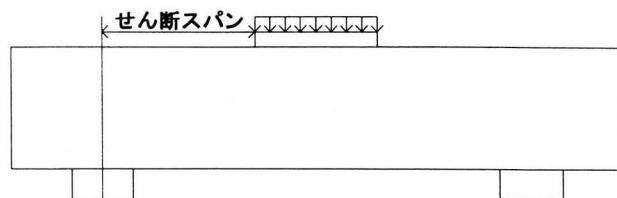


図-1 計算に用いたせん断スパン

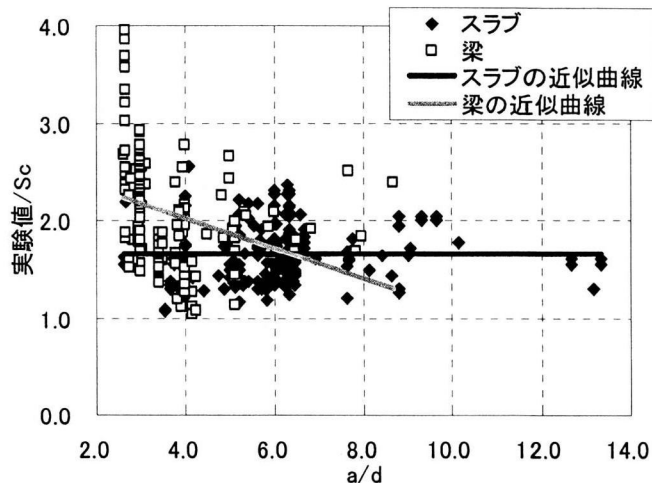


図-2 a/d の影響の検討 ($a/d > 2.5$)

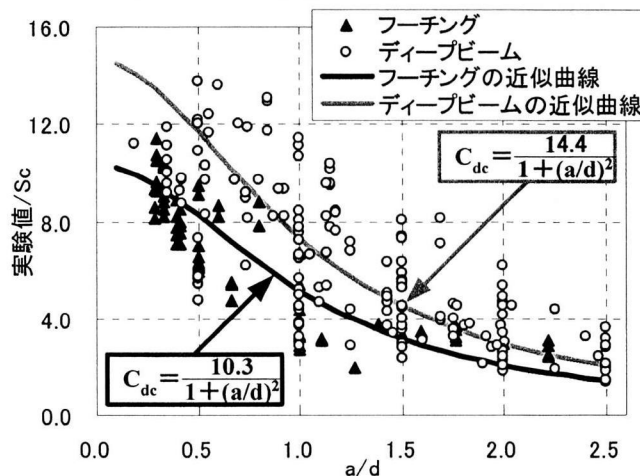


図-3 a/d の影響の検討 ($a/d \leq 2.5$)

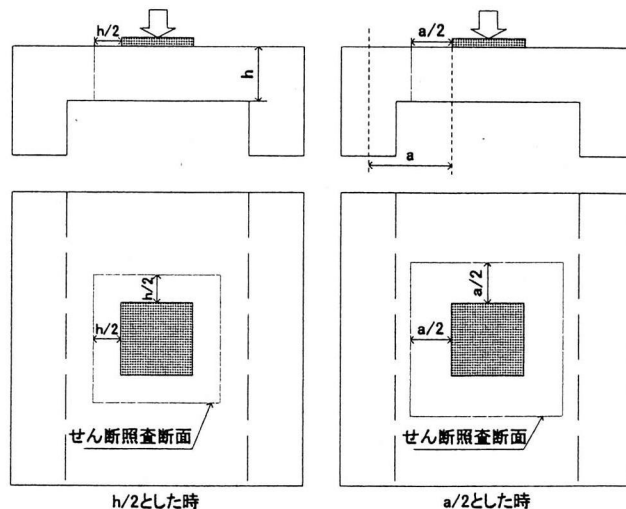


図-4 せん断照査断面

れた a/d によるコンクリートの負担するせん断耐力の割り増し係数 C_{dc} を用いているためと考えられ、これは、図-3 に示したように、フーチングの押抜きせん断耐力に対する a/d の影響が、ディープビームの場合より小さいことから裏づけられる。

ここで、損傷状態の詳細が分かる 25 体の実験データを用い、図-6 に示すような、最も支配的なひび割れを水平方向に投影した長さの水平方向ひび割れ長さを、せん断スパン a または高さ h で除し、 a/d をパラメータとして比較した。その検討結果を図-7 に示す。これによると、平均値は h で除した場合が 1.03、 a で除した場合が 0.99 とほぼ同値をとるが、 h で除した場合の近似曲線の傾きが、0.7902 と強い相関関係が見られ、変動係数が 44% と大きなばらつきが見られるのに対して、 a で除した場合は傾きが、-0.0074 と強い相関関係は見られず、変動係数も 23% と比較的ばらつきは小さい。平均値が変わらない理由は、図-8 のように、 a に対して h が大きい部材は、せん断照査断面を実際より大きく取るため、押抜きせん断耐力を過大評価し、逆に a に対して h が小さい部材は、せん断照査断面を実際より小さく取るため、押抜きせん断耐力を過小評価しているためと考えられる。

以上より、せん断抵抗幅を $a/2$ とした方が道式を用いた計算値、水平方向ひび割れ長さ、共にばらつきが少なく、押抜きせん断破壊を妥当に評価しているといえる。

2.3 信頼性解析による安全係数の算出

せん断抵抗幅を $a/2$ とし、式(2)により求めたフーチングの押抜きせん断耐力における a/d の影響を考慮する係数の平均式を式(3)に示す。この式は、荷重のばらつきや構造物としての目標信頼性を考慮していない平均式であるので、信頼性解析に基づく安全係数を求めた。なお、安全率を考慮した式として、下側超過確率 5% の安全性に対応する安全係数 $\gamma_{5\%}$ を用いた⁸⁾。その結果、せん断抵抗幅を $a/2$ とした場合は $\gamma_{5\%} \approx 0.67$ となり、5%超過式は提案式の係数 D に $\gamma_{5\%}$ を乗ずると、式(4)のように係数は 7.0 となる。

式(3),(4)に示す提案式を図-9 のフーチングに着目した実験値/ S_c に示す。

$$C_{dc} = \frac{10.3}{1+(a/d)^2} \quad (3)$$

$$C_{dc5\%} = \frac{7.0}{1+(a/d)^2} \quad (4)$$

(適用範囲: $a/d \leq 2.5$)

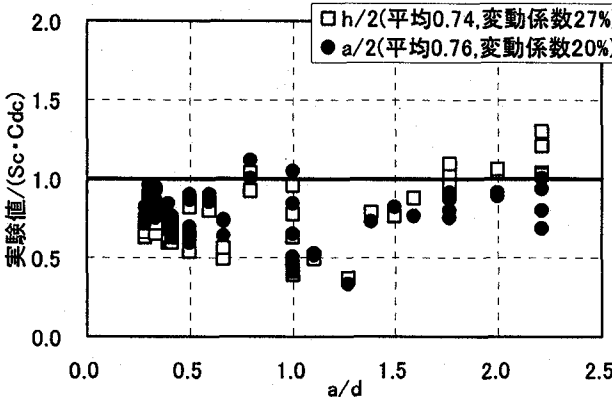


図-5 せん断抵抗幅による適用性検討

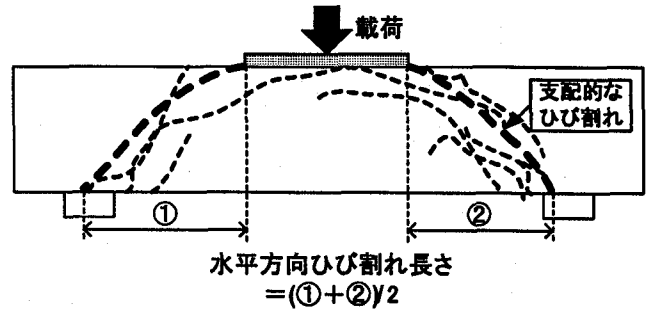


図-6 水平方向ひび割れ長さのとり方

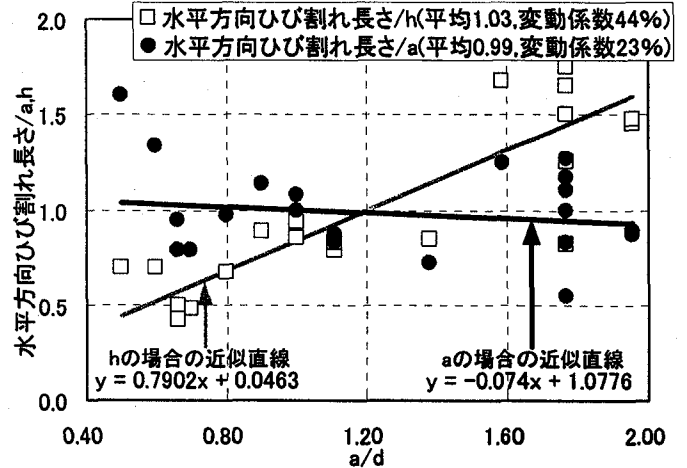


図-7 ひび割れ長さによる適用性の検討

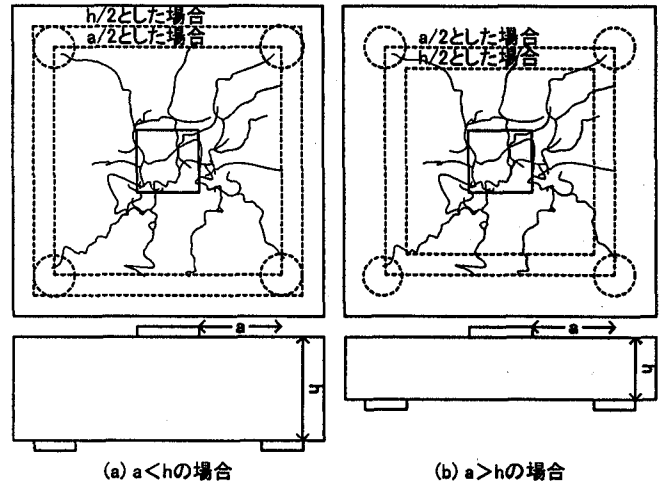


図-8 a と h の大小関係と押抜きせん断破壊面

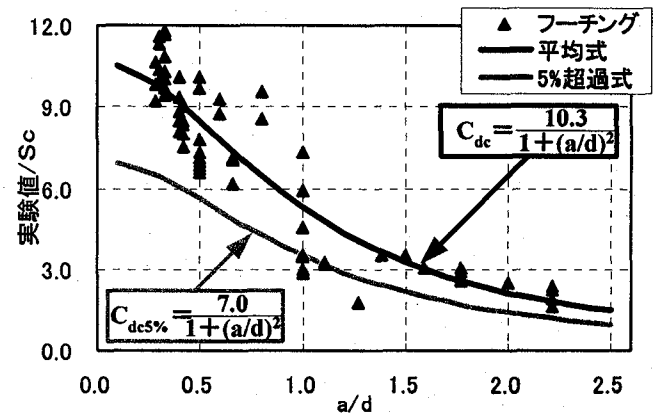


図-9 $a/2$ とした時の提案式

3. FEM 解析

3.1 フーチングの実験概要

ここでは、九州工業大学の a/d 等をパラメータとした杭基礎を有するフーチングの単調載荷実験³⁾を対象とした FEM 解析を行い、フーチングの押抜きせん断破壊のメカニズムの解明と、 a/d の影響を考慮する係数の妥当性を評価することとした。

実験供試体の構造諸元を表-1 に示す。No.1～5 は、 a/d を固定し、引張主鉄筋比やコンクリート圧縮強度をパラメータとした実験であり、No.3,6,7 は a/d をパラメータとした実験である。供試体形状を図-10 に示す。供試体は杭基礎を有するフーチングをモデル化したもので、矩形フーチングと幅 200mm、高さ 220mm の杭部を有する構造とした。支持条件は、杭部底面において鉛直方向のみを支持した。コンクリートは普通コンクリート、鉄筋は SD-295 の異形鉄筋 D13(降伏点強度 338N/mm²)を用いた。載荷は、荷重ステップ増加量を 50kN とし、ステップ毎に荷重を 0kN まで除荷し、ひび割れ状況を観察した。実験中の測定項目は載荷荷重、供試体変位、鉄筋ひずみ、ひび割れ状況とした。

供試体は、載荷初期段階においてフーチング下面に曲げひび割れが発生し、その後側面まで達した。一般的に、曲げにより終局に至る場合には、最大荷重以降、荷重は緩やかに減少するが、今回の実験では、終局に至ると同時に急激に荷重が減少し、供試体上面では載荷板に沿ってコンクリートを押し抜いたような破壊が生じている。図-11 に No.3 供試体の最終状態でのひび割れの一例を示す。供試体の側面では、最大荷重に達した後、杭中心を結ぶ線に沿って顕著なずれを伴ったせん断ひび割れが観察され、フーチングは押抜きせん断により終局に至ったと考えられる。なお、フーチングでは梁部材のせん断破壊のような脆性的な破壊とは異なり、耐力が低下した後の状態においてもある程度の耐荷性能を有していることが確認されている。

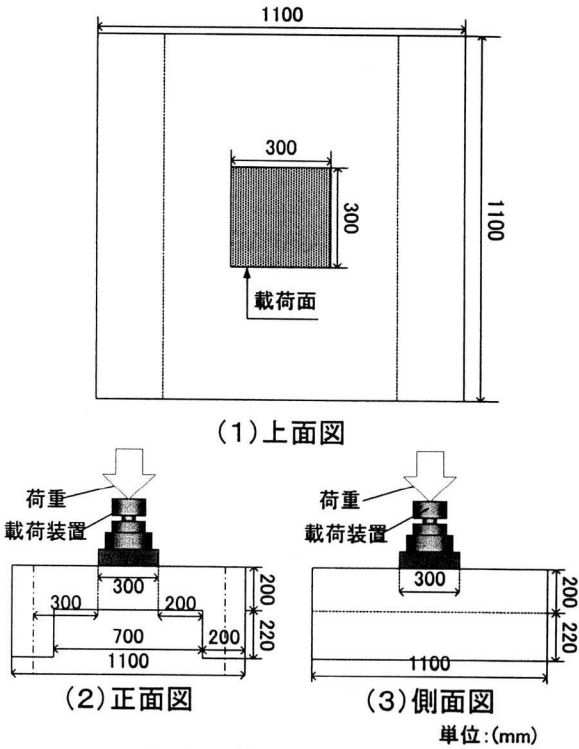


図-10 供試体形状 (No. 3)

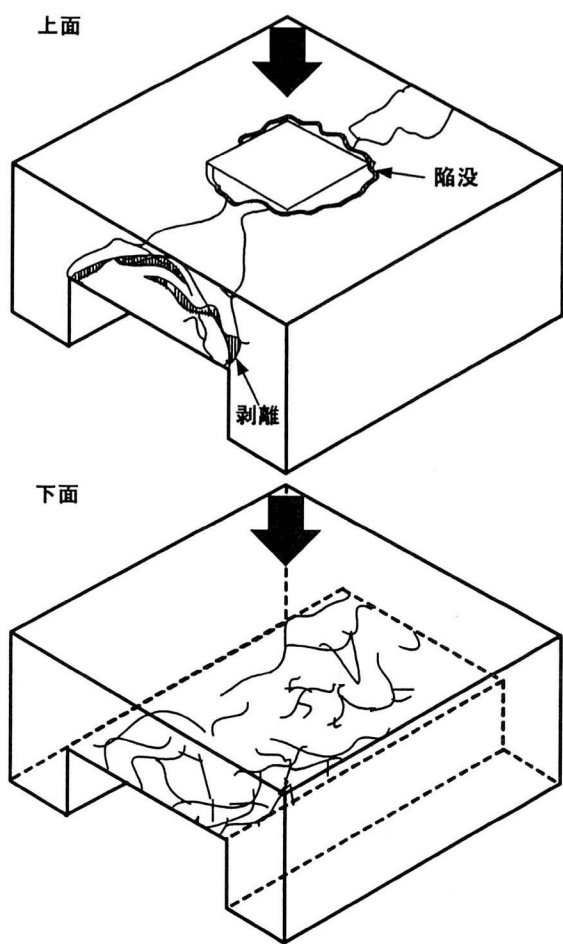


図-11 最終破壊状況

表-1 実験の構造諸元一覧

供試体名	有効高さ d (mm)	せん断スパン a (mm)	せん断スパン比 a/d	引張主鉄筋比 ρ_t (%)	コンクリート圧縮強度 σ_{ck} (N/mm ²)	部材幅 b (mm)	押抜きせん断耐力 P_{exp} (kN)
No.1	170	300	1.76	0.61	42.9	1100	686.0
No.2	170	300	1.76	0.61	26.0	1100	608.6
No.3	170	300	1.76	0.54	26.0	1100	646.8
No.4	170	300	1.76	0.54	26.5	1100	636.9
No.5	170	300	1.76	0.85	26.5	1100	716.4
No.6	170	270	1.59	0.50	27.8	1040	688.9
No.7	170	235	1.38	0.54	27.8	970	768.3

3.2 解析手法

本解析には FEM による二次元弾塑性解析を用いた。供試体のモデル化は、図-10 に示す正面図と同じ形状に、実験と同じ長さの奥行き幅 b を設定した。押抜きせん断耐力に影響を及ぼすのは破壊抵抗面積であるので、図-12 に示すように、実験での破壊抵抗面積と二次元 FEM 解析での破壊抵抗面積が一致するので、ここでは二次元モデルを用いて評価した。载荷条件は、実験における载荷版設置部分に鉛直下向きに等分布荷重を载荷した。境界条件は、杭下端を鉛直方向のみ固定とした。

また、本研究では、 a/d の影響に着目しているため、 a/d をパラメータとした No.3,6,7 供試体に、 $a/d=2.5$ ($d=170\text{mm}, a=425\text{mm}$) である No.0 モデルと $a/d=1.0$ ($d=170\text{mm}, a=170\text{mm}$) である No.8 モデルを加えた計 5 体を対象とした解析を行った。このとき、引張主鉄筋比及びコンクリート圧縮強度の影響を無くすため、全てのモデルの引張主鉄筋比を 0.50(%) に、コンクリート圧縮強度を $27.0(\text{N/mm}^2)$ に統一した。表-2 に解析を行ったモデルの諸元を示す。

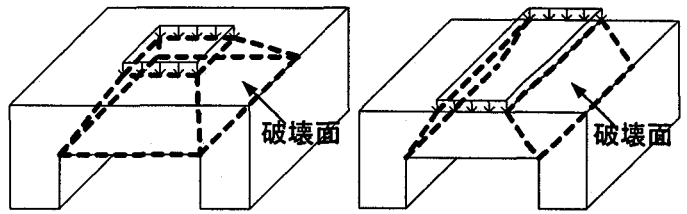
3.3 解析モデル

a/d の影響の検討から、フーチングやスラブなどでみられる押抜きせん断破壊は、ディープビームや梁などにみられるせん断破壊と破壊メカニズムが異なると考えられる。また、 a/d が小さい部材は载荷位置と杭付近を結ぶ位置での圧縮応力(最小主応力)の流れにより起こる圧縮型破壊といわれている。

解析に用いた要素特性は、コンクリートには平面応力要素、鉄筋には線材要素を使用し、鉄筋とコンクリートは完全付着としている。表-3 にコンクリートおよび鉄筋の材料特性を示す。

コンクリートの二軸圧縮状態における降伏および破壊基準としては、二軸圧縮強度を $1.16f'_c(f'_c$: 一軸圧縮強度)として、関連流れ則を仮定し、内部摩擦角を $\phi=10^\circ$ 、粘着力を $C=0.42f'_c$ と設定した Drucker-Prager の条件を用いた¹⁰⁾。引張-圧縮状態および二軸引張状態では、最大主応力が引張強度を超えるとひび割れが発生すると仮定し、ひび割れ発生後はせん断剛性を低減させた。

図-13 にコンクリートの応力-ひずみモデルを示す。圧縮上昇域では圧縮強度までを二次放物線とし、その後は応力が直線的に減少するモデルを用いた。引張域については、引張強度 f_t までは直線的に応力が増加すると仮定した。図-14 にひび割れ発生後におけるせん断低減係数 β とひび割れ発生後のひずみの関係を示す。押抜きせん断破壊は、ずれによるせん断の影響が圧縮応力による影響に比べ、ごくわずかであることと、パラメータとした予備解析では、最大荷重にはほぼ影響はなかったことから、本解析ではせん断伝達係数を 0.01 と微小なものとして検討を行った。鉄筋の応力-ひずみモデルとしては、図-15 に示すように鉄筋降伏強度に達した後降伏ひずみの 8.5 倍の降伏棚領域を設け、その後はひずみ硬化を考慮したモデルを用いている。



実験における破壊抵抗面積＝二次元FEM解析における破壊抵抗面積

図-12 破壊抵抗面積

表-2 解析モデル諸元

モデル名	せん断スパン比 a/d	引張鉄筋比 p_t (%)	コンクリート圧縮強度 $\sigma_{ck}(\text{N/mm}^2)$	実験
No.0	2.50	0.5	27.0	
No.3	1.76			○
No.6	1.59			○
No.7	1.38			○
No.8	1.00			

表-3 コンクリートと鉄筋の材料特性

	弾性係数 $E_c(\text{N/mm}^2)$	圧縮強度 $\sigma_{ck}(\text{N/mm}^2)$	引張強度 $\sigma_t(\text{N/mm}^2)$	ポアソン比
コンクリート	22000	27.0	2.1	0.2
	弾性係数 $E_s(\text{N/mm}^2)$	降伏点強度 $\sigma_{sy}(\text{N/mm}^2)$	降伏ひずみ (μ)	引張強度 $\sigma_{su}(\text{N/mm}^2)$
鉄筋	210000	338	1750	501

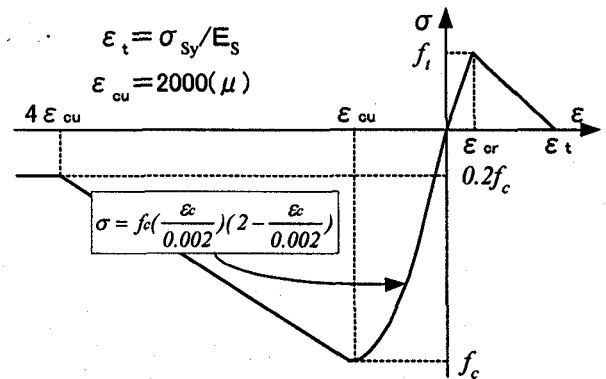


図-13 コンクリートの応力-ひずみモデル

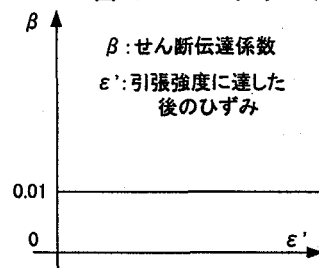


図-14 せん断伝達係数

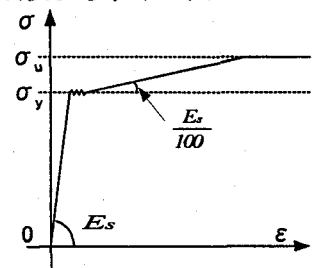


図-15 鉄筋の応力-ひずみ

4. 解析結果

4.1 実験結果との比較 (No. 3 モデル)

図-16に No.3 モデルの鉛直荷重荷重-フーチング下面中心の鉛直変位の関係を示す。解析においても主鉄筋降伏が確認され、主鉄筋降伏後は大きく鉛直変位が増加した。主鉄筋降伏すなわち曲げ降伏までの挙動では300(kN) まではほぼ同じ曲線を描いているが、そこから主鉄筋降伏までの曲線はあまり一致していない。しかし、主鉄筋降伏(曲げ降伏)後の挙動では鉛直変位が急激に増加する点では、ある程度同様の傾向が得られている。図-17に No.3 モデルの最大荷重時のひび割れ状況と、実験の最大荷重でのひび割れ状況を示す。実験では終局を支配するひび割れは、側面に載荷版から杭部方向に発生し、このひび割れが急激に進展して終局に至った。解析においても同様に、支配的なひび割れは、載荷版端部から杭隅角部方向へ、または杭隅角部から載荷版端部方向に発生することが確認できた。図-18に後述する最大荷重での最小主応力分布とその矢示図を示す。比較的大きな応力が発生しているのは、載荷版端部から杭隅角部を結ぶ、支配的なひび割れが発生する辺りで、杭隅角部ではコンクリート圧縮強度である $-27(\text{N}/\text{mm}^2)$ を超える最小主応力が確認できた。最小主応力分布においては、No.3,6,7 モデルとも同じ傾向を示したが、最大荷重時の最小主応力の値については、 a/d が小さくなるにつれて、大きな値となることが確認された。以上より、解析においても主鉄筋降伏から押抜きせん断により破壊したものと考えられ、実験を再現しているものと思われる。しかし、実験での最大荷重以降の急激な荷重の減少については、解析でこれを再現することは出来なかった。以上と同様な結果は No.6,7 モデルでも得ることができた。

なお、ここでは実験での押抜きせん断破壊に至る最大荷重は、最小主ひずみが載荷版端部、または杭隅角部の大きく卓越するところで、 $3500(\mu)$ に達するときの荷重とした。その詳細は 5.1 節に後述する。

4.2 No. 0.8 モデルの解析結果

実験では、 $a/d=1.38\sim 1.76$ の範囲で a/d の影響の評価を行ったが、ここでは、FEM 解析を用いて a/d の範囲を広げて評価を行った。

図-19に No.0 モデル($a/d=2.5$)の最大荷重時のひび割れ図を示す。これより、No.0 モデルにおいて支配的なひび割れは、フーチング下面中央から載荷版方向にかけて進展する曲げひび割れで、破壊面は載荷版端部からフーチング下面に向かって 45° 方向であることが分かる。その破壊面に発生する最小主応力も、比較的小さく、この破壊形態は他の 4 体と明らかに異なり、載荷版端部から杭方向へ破壊面が向かわないスラブ特有の押抜きせん断破壊(図-20 参照)と考えられる。このように、 a/d が $2.0\sim 2.5$ の間で、フーチングの押抜きせん断破壊からスラブの押抜きせん断破壊に破壊メカニズムが異なることが考えられる。

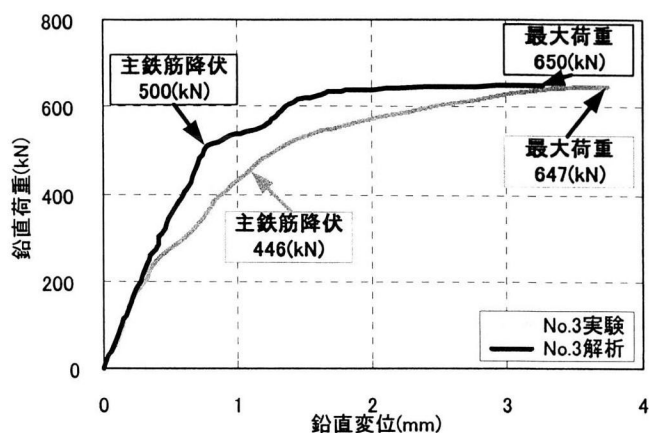


図-16 鉛直荷重-鉛直変位関係 (No. 3)

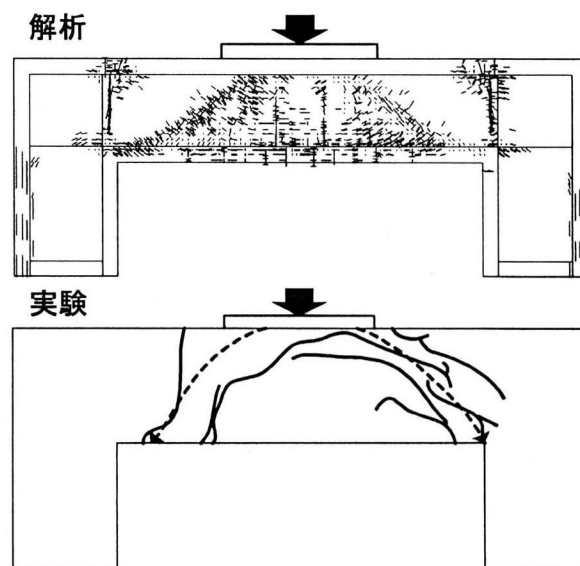


図-17 最大荷重時のひび割れ状況の比較 (No. 3)

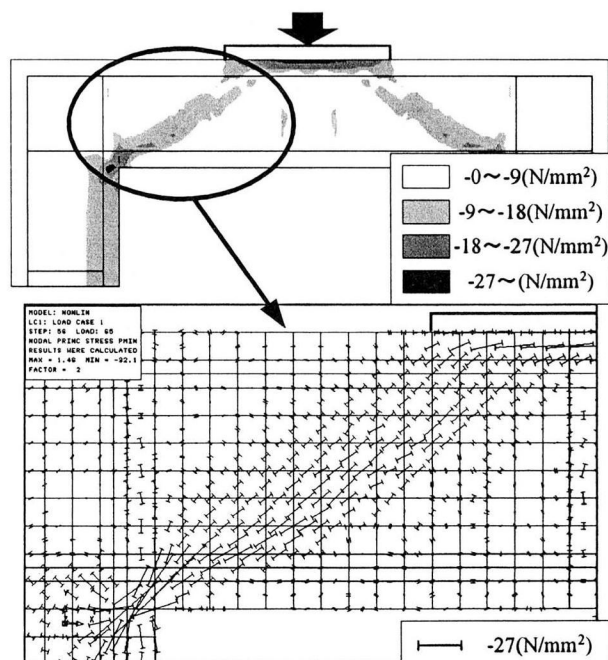


図-18 最大荷重時の最小主応力分布 (No. 3)

図-21 に No.8 モデル($a/d=1.0$)の鉛直荷重-鉛直変位関係を示す。No.3,6,7モデルと同様に、最大荷重の70%前後で主鉄筋降伏に至り、その後、鉛直変位の急激な増加が始まり、最大荷重に至った。また、最大荷重時での最小主応力についても、No.3,6,7モデルの傾向と同じく、載荷版端部から杭隅角部に向かう直線上に比較的大きな最小主応力が見られた。しかし、応力が流れる分布の幅や、応力の絶対値は a/d の小さい No.8 モデルが、他のモデルより大きな値をとった。

5. 提案式の妥当性の解析的評価

5.1 FEM 解析における押抜きせん断破壊

No.3,6,7,8 の最小主応力分布より、圧縮力が一番大きな値をとる位置は、載荷版端部あるいは杭隅角部であることが分かった。このことより、押抜きせん断破壊が、圧縮力の卓越により起こったと仮定すると、最小主ひずみがある一定の値になったとき、破壊すると考えられる。その値は、既往の研究¹¹⁾より $3500(\mu)$ とし、モデルの要素のうち、一番大きな圧縮力が発生する部分で最小主ひずみが $3500(\mu)$ を超えたとき、大きな最小主ひずみをとる要素を結ぶ線を破壊面とし、その破壊面の支配的なひび割れにより、押抜きせん断破壊を起こしたとして検討を行うこととした。No.3(図-18 参照)、6,7,8 モデルのアーチリブ付近の最小主応力をみると、図-22 に示すような杭の隅角部の要素で、最小主ひずみが最も卓越していることが分かる。図-23 に No.3,7,8 での杭隅角部の要素の最小主ひずみの増加傾向を示す。これより、各ケースの最小主ひずみが、 $3500(\mu)$ を超える荷重は、No.3,6,7,8 においてそれぞれ、650(kN), 685(kN), 735(kN), 880(kN) となった。No.0 モデルについては、図-19, 20 に示したように、杭隅角部で最小主ひずみが最も卓越しないので、フーチング下面の要素で最も大きな値をとるところを対象とした。その結果、鉛直荷重が 450(kN) で、最小主ひずみが $3500(\mu)$ を超えた。

5.2 FEM 解析における提案式の妥当性評価

FEM 解析により得られた最大荷重を用いて、2.1 節における検討と同様に式(2)の分子を A と設定し、最小 2 乗法により係数 A を求めた。計算結果を表-4 に示す。ここで、計算値 S_{dc} は、コンクリートの負担する耐力 S_c と、式(3)に示す平均式の C_{dc} を乗じた値である。また、実験データより得られた係数 C_{dc} と解析により得られた C_{dc} の比較を図-24 に示す。図-24 の縦軸は、FEM 解析で得られた押抜きせん断耐力をコンクリートの負担するせん断耐力 S_c で除した値で、図中に FEM 解析での a/d によるコンクリートの負担するせん断耐力の割り増し係数 C_{dc} の平均式を示す。解析結果は、係数 A の平均値は 10.6 となり、実験データより算出された係数 $A=10.3$ の値に近い結果となる。

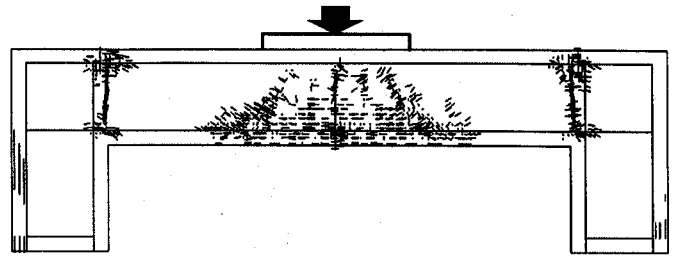


図-19 最大荷重時のひび割れ状況 (No. 0)

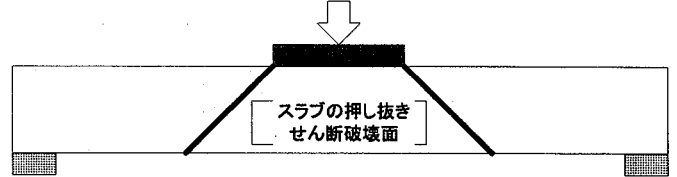


図-20 スラブの押抜きせん断破壊面

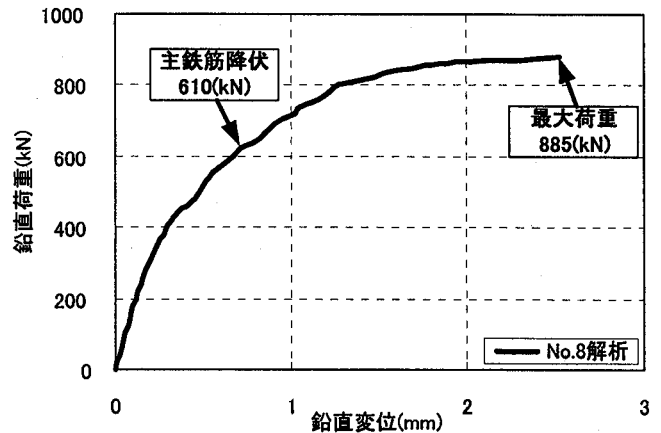


図-21 荷重-変位関係 (No. 8)

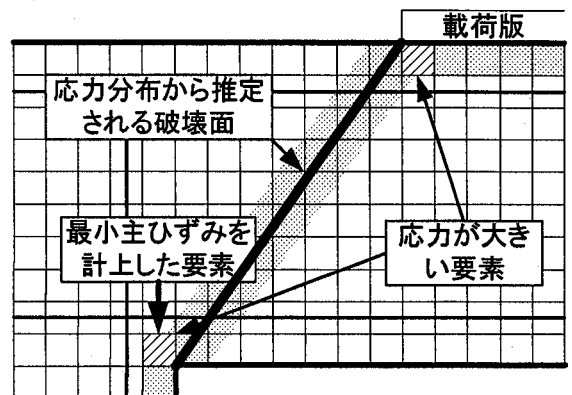


図-22 最小主ひずみを計上した要素(破壊の定義)

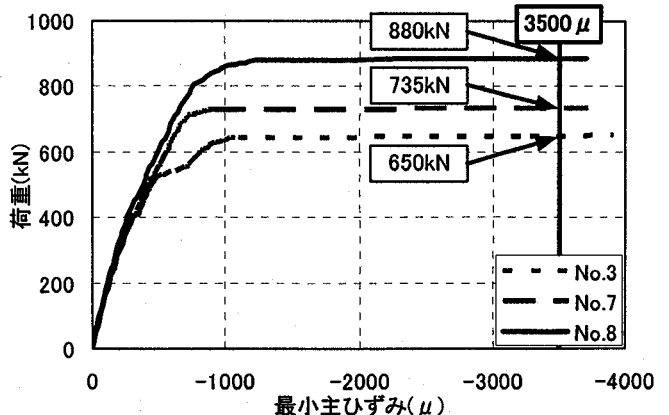


図-23 最小主ひずみの増加傾向

6. まとめ

今回、これまで行われてきた多数の実験結果に対する数値解析やFEM解析より、以下に示す結論を得た。

- (1) 実験における実際のひび割れ状況などから、 a/d が小さいフーチングのせん断照査断面を、柱側面から $a/2$ 離れた位置でとることと考えられる。
- (2) 押抜きせん断耐力を算定するための a/d による補正係数 C_{dc} として次式を提案した。

$$C_{dc} = \frac{10.3}{1+(a/d)^2}$$

(適用範囲： $a/d \leq 2.5$)

- (3) 二次元 FEM 解析では、最小主ひずみが 3500μ を超える荷重が押抜きせん断耐力であると定義し、FEM 解析より得られた押抜きせん断耐力から a/d による補正係数 C_{dc} を算出すると係数 $A=10.6$ となり実験データより得られた $A=10.3$ とほぼ同値を取ることから、提案した式は FEM 解析からも妥当であると考えられる。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書 IV 下部構造編・同解説, pp.214-221, 1996.12
- 2) 日本道路協会：道路橋示方書 IV 下部構造編・同解説, pp.190-242, 2002.3
- 3) 里道喜義, 幸左賢二, 白戸真大, 水谷治弘：フーチングの押抜きせん断耐力式の検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.1039-1044, 2001
- 4) 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, 松井繁之：鉄筋コンクリート床版の押抜きせん断耐力の評価式, 土木学会論文集, 第 348 号 V-1, pp.133-141, 1984.8
- 6) 小澤満津雄, 内田裕市, 小柳治：RC スラブの押抜きせん断破壊機構に関する基礎的研究, コンクリート工学論文集, Vol.21, No.3, pp.565-570, 1999
- 7) 東山浩士, 松井繁之, 水越睦視：PC 床版の押抜きせん断耐力算定式に関する検討, 構造工学論文集 Vol.47A, pp.1347-1354, 2001.3

表-4 解析結果

No.	0	3	6	7	8
有効高さd(mm)	170	170	170	170	170
せん断スパンa(mm)	425	300	270	235	170
せん断スパン比a/d	2.50	1.76	1.59	1.38	1.00
計算値 S_{dc} (kN)	414.9	620.7	671.3	782.3	974.9
実験値 P_{exp} (kN)	—	646.3	688.9	768.3	—
FEM解析値P(kN)	450.0	650.0	685.0	735.0	885.0
最小二乗法で算出したA	11.4	11.3	10.7	10.1	9.5
Aの平均値	10.6				

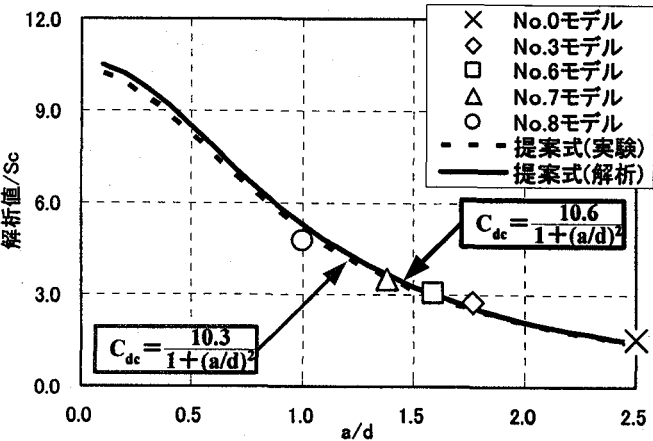


図-24 解析により得られた a/d の影響の検討

- 8) 白戸真大, 福井次郎, 幸左賢二, 梅原剛：ディーブビーム・フーチングのせん断耐力算定法に関する研究, 構造工学論文集 Vol.47A, pp.1315-1325, 2001.3
- 9) 二羽淳一郎：FEM 解析に基づくディーブビームのせん断耐力算定式, 第 2 回 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論文集, pp.119-126, 1983
- 10) W.F.Chen (色部・河角・安達：訳)：コンクリート構造物の塑性解析, 丸善株式会社, pp.83-127, 1885
- 11) 日本道路協会：道路橋示方書 III コンクリート橋編・同解説, pp.116-126, 2002.3

(2002年9月13日受付)