

せん断スパン比が押抜きせん断破壊に及ぼす影響の 耐震設計の再評価

中越亮太¹・幸左賢二²・白戸真大³・足立幸郎⁴

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

²正会員 Ph.D. 九州工業大学教授 工学部建設社会工学科（〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1）

³正会員 独立行政法人土木研究所 基礎チーム（〒305-0804 茨城県つくば市南原1-6）

⁴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）

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 C_{dc} 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, すでに提案した, 様々な文献より得られた実験データ^{3),4),5),6),7)}から, 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 C_{dc} ⁸⁾の妥当性を二次元弾塑性解析により検証した. また, 提案式の平均式を式(1)に, 5%超過式を式(2)に示す.

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

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

2. フーチングの押抜きせん断照査実験

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-1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-2 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。

3 FEM 解析

(1) 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。図-3 に解析モデルを示す。供試体のモデル化は、図-1 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。また、載荷条件は、実験における載荷版設置部分に奥行き幅を 300mm とした載荷版の上縁に鉛直下向きの等分布変位を載荷した。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、比較的 a/d の小さいモデルの 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、 $a/d=1.0$ ($d=170\text{mm}, a=170\text{mm}$)である No.8 モデルと $a/d=0.71$ ($d=170\text{mm}, a=120\text{mm}$)である No.9 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 $27.0(\text{N}/\text{mm}^2)$ に統一した。表-2 に解析を行ったモデルの諸元を示す。

(2) 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 が小さい部材は載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。よって、今回の解析では、 a/d が小さい部材での押抜きせん断の破壊メカニズムを明確にするための材料モデルを用いた。

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⁹⁾。引張-圧縮状態およ

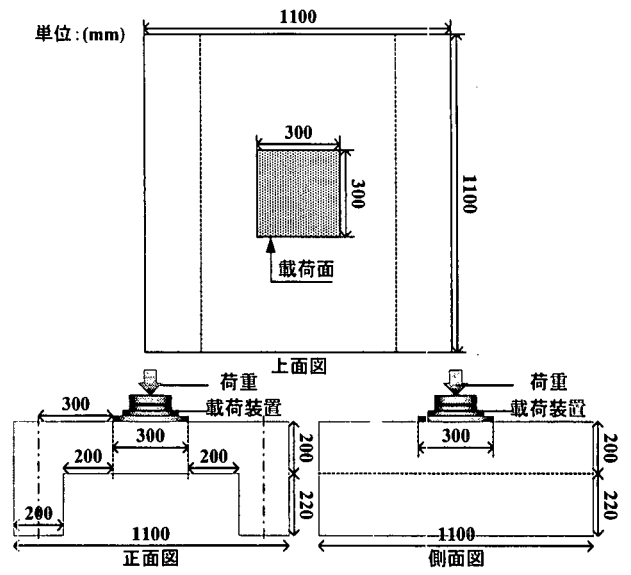


図-1 供試体形状(No.3)

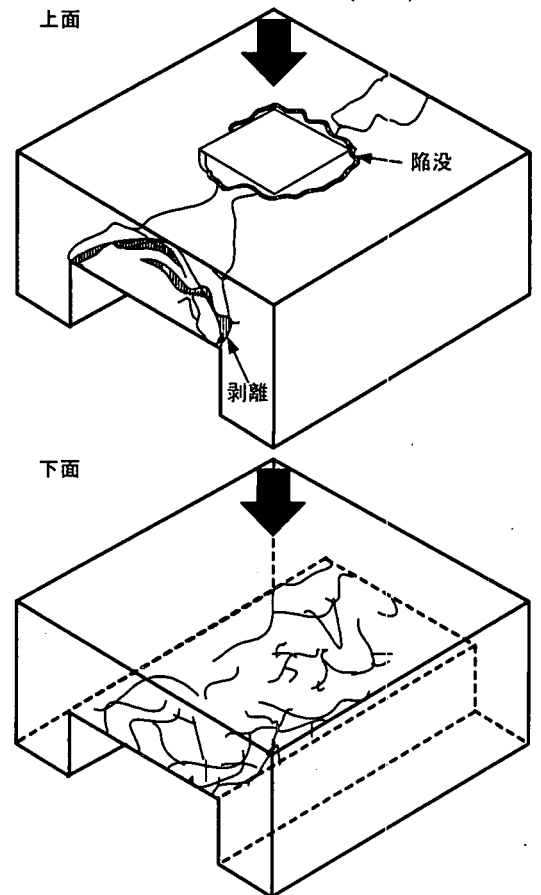


図-2 最終破壊状況

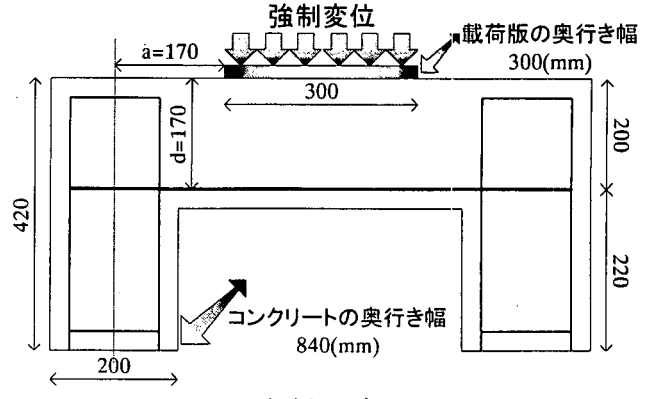


図-3 解析モデル(No.8)

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-4 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-5 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-6 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。

4. 解析結果

(1) 実験結果との比較(No. 3 モデル)

図-7 に No.3 モデルの鉛直載荷荷重-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。また、押抜きせん断破壊時の特徴である急激な荷重の低下も解析において見られ、その点を最大荷重とした。図-8 に No.3 供試体の実験における最大荷重時の最大主ひずみの矢示図によるひび割れ状況と解析における最大荷重時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。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。

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 $\rho_l(\%)$	コンクリー ト圧縮強度 $\sigma_{ck}(N/mm^2)$	実験
No.3	1.76	0.5	27.0	○
No.6	1.59			○
No.7	1.38			○
No.8	1.00			
No.9	0.71			

表-3 コンクリートと鉄筋の材料特性

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

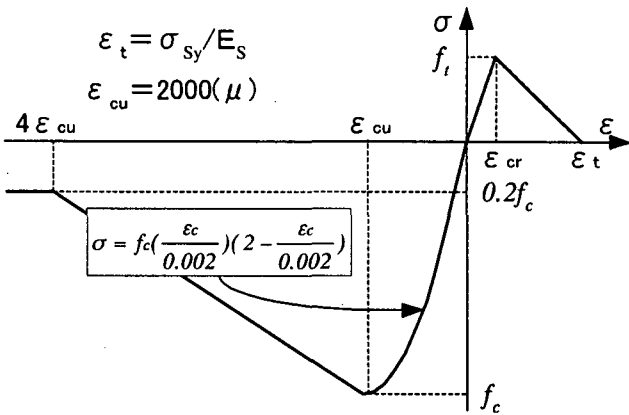


図-4 コンクリートの応力-ひずみモデル

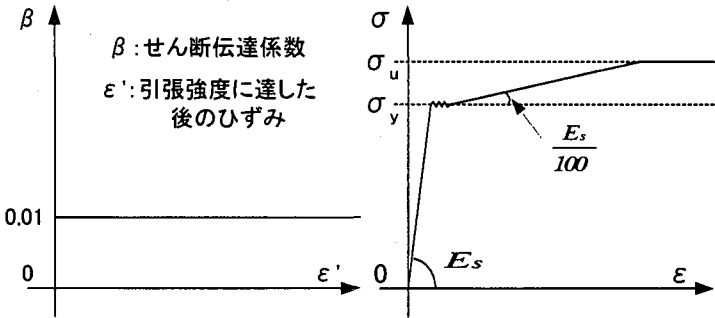


図-5 せん断伝達係数

図-6 鉄筋の応力-ひずみ

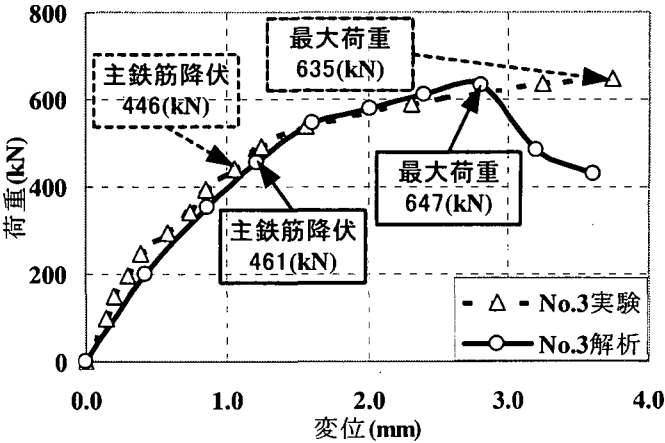


図-7 鉛直荷重 - 鉛直変位関係(No.3)

(2) 押抜きせん断破壊のメカニズム

図-9にNo.8モデルの最大荷重時の最小主応力分布を示す。比較的大きな最小主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部分である。これは図-2, 8に示す実験での破壊面と同じ位置に当たる。次に、図-10に最大荷重でのせん断応力分布を示す。ここでも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ある。この点については、全モデルで同じ傾向を示したが、最大荷重時の最小主応力及びせん断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。以上と同様な結果は全モデルで得ることができた。また、図-9, 10における最小主応力とせん断応力分布から、押抜きせん断破壊は圧縮力とせん断により破壊に至ると考えられる。また、図-11にNo.3, 7, 8モデルのアーチリブを通る3点の最小主ひずみ-荷重関係を示す。既往の研究より $3,500\mu$ ¹⁰⁾に達した時点で圧縮破壊したといえることから、杭隅角部・載荷版端部では全モデル、ストラット中央部ではNo.8モデルが $3,500\mu$ を超えている。これより、載荷版端部及び杭隅角部は圧縮力の卓越により破壊に至ったことが分かり、ストラット中央部は載荷版端部から杭隅角部方向に発生した圧縮力と、杭隅角部から載荷版端部方向に発生した圧縮力のずれによるせん断力から破壊が起きたと考えられる。以上のようなことから、図-12に示すような押抜きせん断の破壊メカニズムが考えられる。

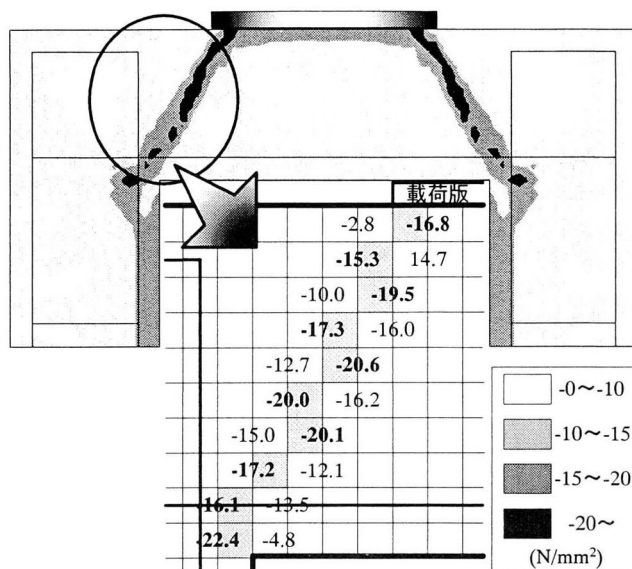


図-9 最小主応力分布(No.8)

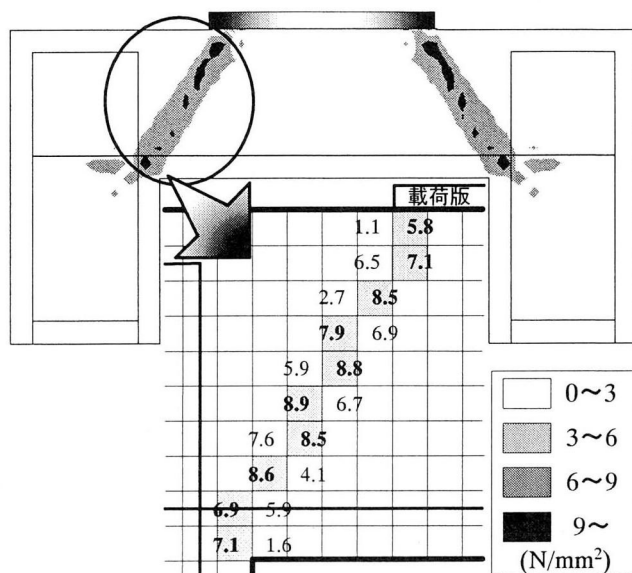


図-10 せん断応力分布(No.8)

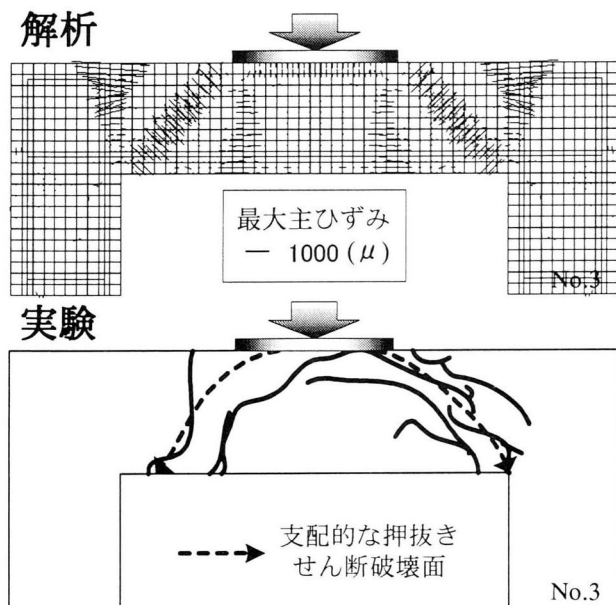


図-8 最大荷重時のひび割れ状況(No.3)

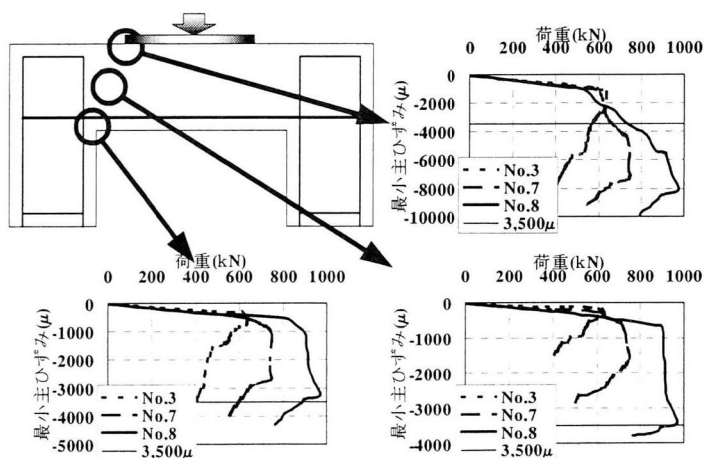


図-11 最小主ひずみの増加傾向

(3) 最小主応力のa/dの影響

図-13にNo.3,7,8モデルの杭隅角部での荷重による最小主応力の増加傾向を示す。図-13によると、主鉄筋が降伏するまでの弾性領域での最小主応力の増加の傾きは、3体のモデルともほぼ一致している。その後、塑性域に入るとそれぞれの傾きが変わり、最大荷重に至り、その後荷重が低下していくことが分かる。しかし、この最小主応力は、ある単位面での最小主応力の大きさであり、a/dの異なる3体のモデルでは、奥行き幅bが異なることから、奥行き幅bについて補正を行う必要がある。よって、応力の発生する点が2つあるので、奥行き幅bの2倍を考慮することで、杭隅角部の最小主応力の値を補正した。補正方法の概略を図-14に示す。ここでは、No.3モデルの杭隅角部に発生する最小主応力の補正係数を1.0として、No.7,8モデルの奥行き幅bとの比を補正係数とした。奥行き幅bはNo.3が1100(mm)、No.7が970(mm)、No.8が840(mm)であるので、補正係数はNo.3が1.0、No.7が0.88、No.8が0.76となった。a/dが大きくなるとともに補正係数も大きくなった。図-15に杭隅角部に発生する最小主応力に補正係数を乗じた結果を示す。図-15より、補正を行うことによって、弾性領域でも補正応力の増加傾向の傾きは異なり、最もa/dの小さいNo.8モデルの傾きが最も小さくなり、ある一定の補正応力に達する荷重はa/dが小さくなるほど大きい値をとる。また、荷重が低下する最大荷重において比較すると、No.3モデルが $-26.4(\times 10^3)$ 、No.7が $-30.3(\times 10^3)$ 、No.8が $-32.8(\times 10^3)$ となり最大荷重における杭隅角部に発生する最小主応力もa/dが小さくなるにつれて大きな値をとる。以上のようなことから、杭隅角部から載荷版端部に向かう圧縮応力が、a/dの影響の要因と考えられ、a/dが小さいほど発生している応力が大きいことから、押抜きせん断耐力が大きな値をとると考えられる。

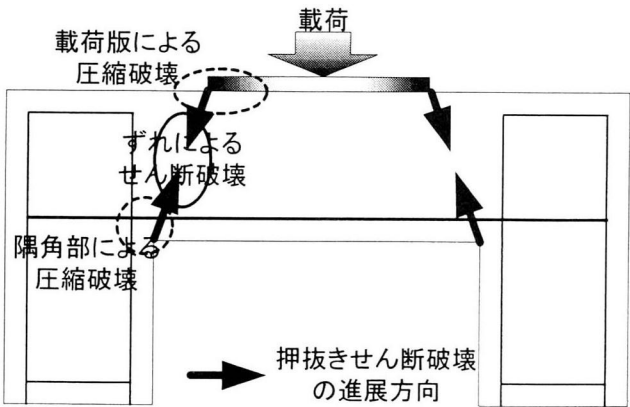


図-12 押抜きせん断破壊の破壊メカニズム

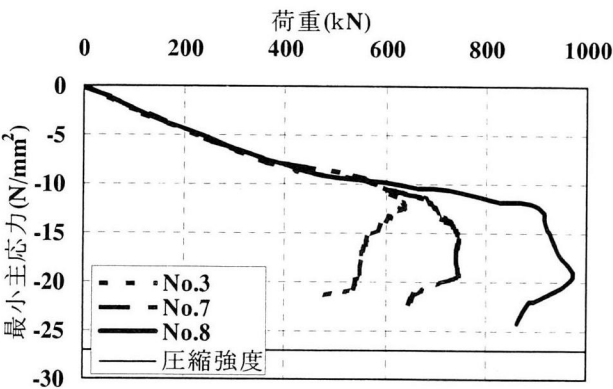


図-13 隅角部の最小主応力の増加傾向

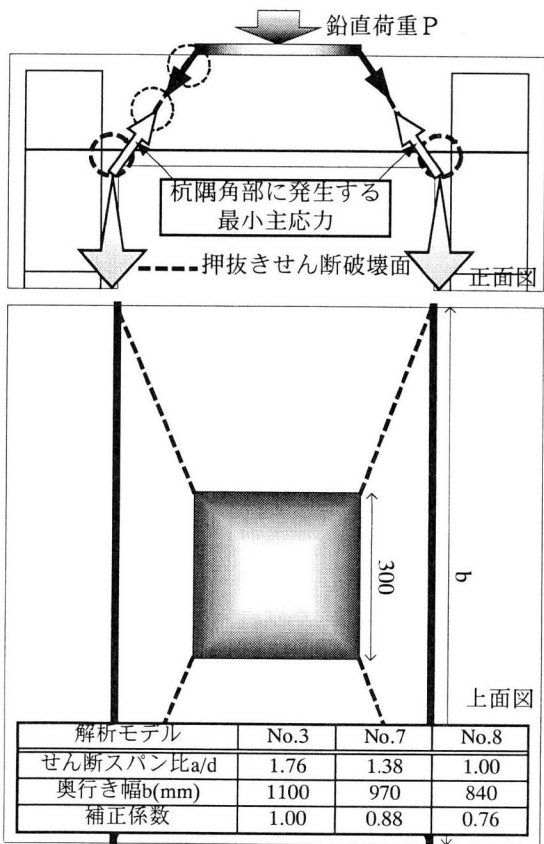


図-14 最小主応力の補正係数

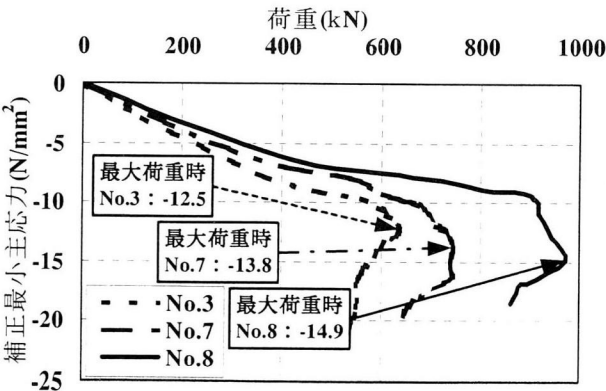


図-15 補正した最小主応力の増加傾向

5. 提案式の妥当性の解析的評価

FEM解析により得られた最大荷重を用いて、既往の提案式における検討と同様に式(1),(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。また、既往の実験データより得られた係数Cdcと解析により得られたCdcの比較を図-16に示す。図-16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Sc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Cdc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。

表-4 FEM 解析における係数 A の算出

No.	3	6	7	8	9
有効高さd(mm)	170	170	170	170	170
せん断スパンa(mm)	300	270	235	170	120
せん断スパン比a/d	1.76	1.59	1.38	1.00	0.71
計算値S _{dc} (kN)	611.4	678.3	770.5	985.1	1007.3
実験値P _{exp} (kN)	646.3	688.9	768.3	—	—
FEM解析値P(kN)	635.0	680.0	744.0	972.0	1013.0
最小二乗法で算出したA	11.0	10.6	10.3	10.5	10.7
Aの平均値	10.6				

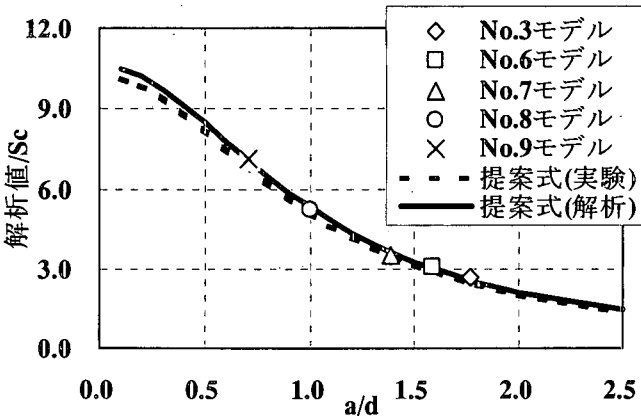


図-16 提案式の解析的妥当性評価

6 まとめ

今回、フーチングの押抜きせん断照査実験に対する二次元 FEM 解析より、以下に示す結論を得た。

- (1) 実験における破壊面と FEM 解析における最小主応力分布及びせん断応力分布から押抜きせん断破壊は杭隅角部と載荷版端部の圧縮力卓越とス

トラット中央でのずれによるせん断が破壊の要因と考えられる。

- (2) 杭隅角部での最小主応力の増加傾向を補正することによって、ある一定の補正応力に達する荷重は a/d が小さくなるほど大きい値をとることが分かり、この応力が押抜きせん断耐力に影響を及ぼしていることが分かった。
- (3) 二次元 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 Cdc 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,pp1039-1044,2001

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, pp105-115,1974.9

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,pp1347-1354,2001.3

8)中越亮太,幸左賢二,白戸真大,足立幸郎：a/d が押抜きせん断に及ぼす影響の検討,第 57 回年次学術講演会講演概要集,pp289-290,2002

9) 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, pp83-127,1885

10)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