

論文 フーチングのせん断補強効果に関する実験的研究

谷村 幸裕^{*1}・渡辺 忠朋^{*2}・西川 佳祐^{*3}・野々村 政一^{*4}

要旨: フーチングのせん断設計に関しては、過去に様々な実験的研究が行われており、その設計手法についてもある程度確立しているが、せん断補強に関しては十分な検討が行われていないのが現状である。そこで、杭基礎フーチングをモデル化した供試体の載荷試験を行い、鉛直スターラップによるせん断補強効果について検討した。その結果、スターラップのせん断補強効果は、せん断補強鉄筋比が大きくなるとトラス理論で求められる効果よりも小さくなる結果が得られた。

キーワード: フーチング, せん断補強, せん断耐力, スターラップ

1. はじめに

フーチングは上部構造からの荷重を地盤に伝達し、かつ構造物の安定を保つために重要な部材である。フーチングの部材厚はせん断に対する検討により決定されるのが一般的であるが、フーチングのせん断設計に関しては、過去に様々な実験的研究[1、2]が行われており、その設計手法もある程度確立している。しかし、せん断補強に関しては十分に検討されておらず、大きな設計外力が作用した場合は、断面を増加させることにより対処することが多い。従って、大規模地震の検討を行う場合、設計外力が従来考慮されていた地震の影響に比べて大きくなることに伴い、断面を増加させることになり、必ずしも合理的な方向に設計されるとは言い難い結果となる。

そこで、本研究では、フーチングのせん断補強鉄筋として鉛直U形スターラップ（以下、スターラップという）を用いた場合のせん断補強効果を明らかにするため、フーチングをモデル化した供試体の載荷実験を行い、実験結果の検討を行った。

2. 実験概要

2.1 供試体形状および諸元

供試体の形状および諸元を、図-1および表-1に、配筋図の一例としてNo. 2の配筋図を図-2に示す。供試体は、橋脚く体の形状を壁式とした杭基礎フーチングのモデルであり、フーチング下面に橋脚く体の壁と垂直な方向に配置した軸方向鉄筋はD16を5cm間隔で配置している。せん断補強はスターラップを用い、せん断補強鉄筋比、せん断スパン比、圧縮鉄筋の有無をパラメータとして8体製作した。圧縮鉄筋を配置した供試体は、フーチ

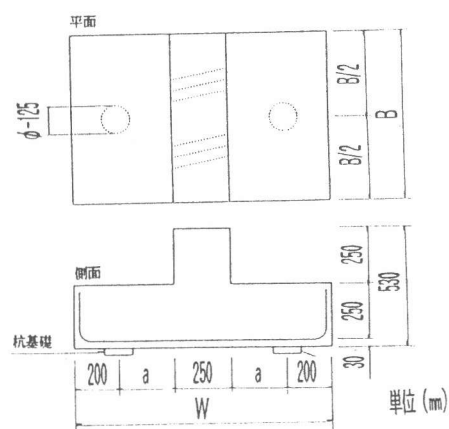


図-1 供試体の形状

*1 (財) 鉄道総合技術研究所 構造物技術開発事業部橋梁担当、工修（正会員）

*2 (財) 鉄道総合技術研究所 構造物技術開発事業部橋梁担当（正会員）

*3 (財) 鉄道総合技術研究所 構造物技術開発事業部橋梁担当（正会員）

*4 日本鉄道建設公団 設計技術室主任技師（正会員）

表－１ 供試体の諸元

No	Name	W*B (cm)	a/d *1	圧縮 鉄筋	スターラップ	pw (%)	f' _c (N/mm ²)	P _{max} (kN)	P _{max} ' (kN)
					径-本数-間隔*2				
1	9431	115*75	1.0	無	—	0	23.9	367	365
2	9433	115*75	1.0	有	D6 - 5本-10.0	0.32	24.4	624	616
3	9434	115*75	1.0	有	D13- 5本-10.0	1.27	24.6	771	760
4	9435	95*75	0.6	有	D6 - 3本-6.25	0.51	24.9	805	790
5	9436	140*95	1.5	有	D10- 8本-10.0	0.76	25.1	783	766
6	9438	115*75	1.0	有	D16- 5本-10.0	1.99	23.1	638	642
7	9341	115*75	1.0	無	D6 - 4本-10.0	0.25	21.7	414	425
8	9342	115*75	1.0	無	D6 - 5本-10.0	0.32	21.8	368	377

注) *1: せん断スパン比 *2: 有効幅内のスターラップの本数、間隔の単位はcm

ング上面にD16を10cm間
隔で配置し、スターラ
ップの端部を圧縮鉄筋
に掛けて配置した。

2.2 荷重方法

荷重は、橋脚く体壁
部への1点荷重とし、
静的単調荷重とした。

2.3 測定項目

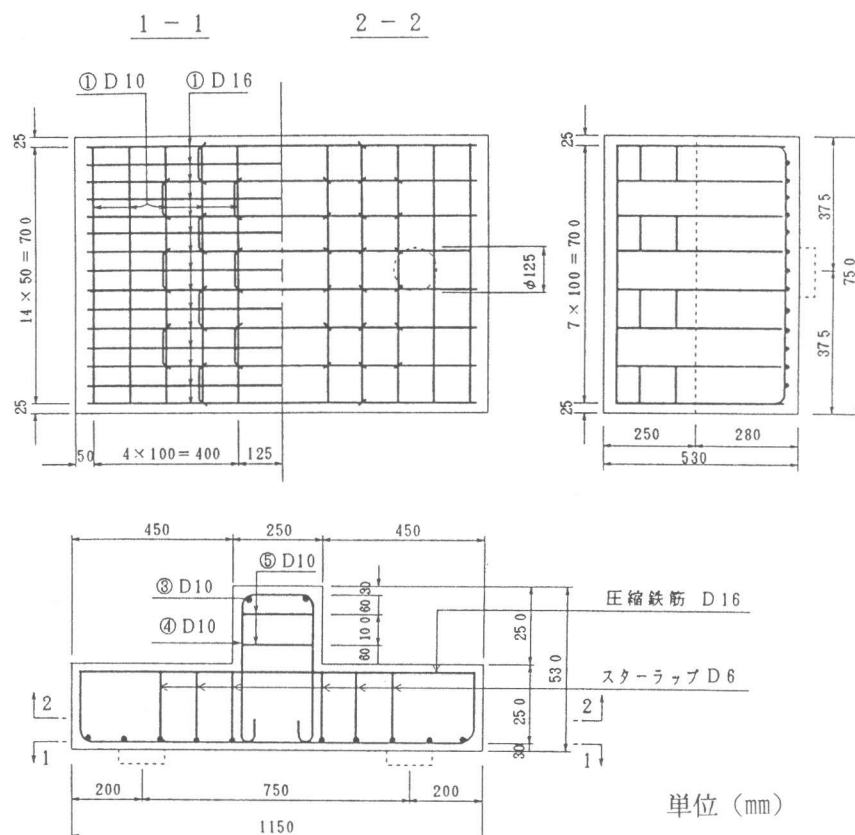
測定項目は、ひずみ
(鉄筋、コンクリート)、
ひび割れおよび破壊性
状について行った。

2.4 使用材料

セメントは普通ポル
トラントセメント、鉄
筋はSD345およびSD390
を用いた。コンクリー
トの配合を表－2に、
鉄筋の引張降伏強度を
表－3に示す。

表－2 コンクリートの配合

設計基準強度	20.58N/mm ²
セメント	普通ポルトラントセメント
粗骨材の最大寸法	20mm
スランプ	12±2.5cm
空気量	4.5±1%



図－2 供試体の配筋図 (No.2)

表－3 鉄筋の引張降伏強度

呼び名	降伏強度 (N/mm ²)		用途
	No. 1～6	No. 7～8	
D6	450	431	せん断
D10	382	372	補強鉄筋
D13	353	—	圧縮鉄筋
D16	353	—	配力鉄筋
D16	382	363	主鉄筋

3. 実験結果および考察

3.1 ひび割れおよび破壊性状

No. 2、3の最大荷重時におけるフーチング下面のひび割れ状況を図-3に示す。まず、供試体上面に杭直上付近から壁面にほぼ直角方向にひび割れが発生し、続いて、杭直上付近から壁体端部に斜め方向にひび割れが発生した。供試体下面には、初期の荷重段階で支承間中央に曲げひび割れが発生したが、顕著に発達しなかった。その後、供試体下面にひび割れが多数発生し、支承が供試体中にめり込んで押し抜きせん断破壊に至った。他の供試体についても同様のひび割れ性状が観察された。

また、実験終了後コンクリートをはつり、破壊面の位置を確認した。図-4にNo. 2、3のせん断破壊面の形状を示す。実線は供試体の破壊面上の位置がその点での有効高さの1/2と一致した点を結んだ線（以下、破壊面の中心線という）

を示している。また、破線はフーチングの平面上で橋脚く体前面からの垂線と杭外縁からの垂線との距離が等しい位置に破壊面の中心があると仮定した点を結んだ線（以下、仮想破壊線という）を示している。ほとんどの供試体は、実験で得られた破壊面の中心線と仮想破壊線とほぼ一致しており、スターラップを配置しない場合の破壊面の中心線の形状[1]とほぼ同様であった。しかし、せん断補強鉄筋比が比較的大きいNo. 3、6は、破壊面の中心線が杭外縁付近に存在し、仮想破壊線と一致しない結果となった。

3.2 最大荷重

実験より得られた杭1本当りの最大荷重 P_{max} を表-1に示す。また、最大荷重はコンクリート圧縮強度の1/3乗に比例するとし、 $f'_c=23.5 \text{ N/mm}^2$ に換算した値を P_{max}' としてそれぞれの表に示した。No. 1~3、6はせん断補強鉄筋比のみを変化させたが、スターラップを配置すると配置しなかった場合に比べて最大荷重が増加した。しかし、せん断補強鉄筋比を大きくしても最大荷重は必ずしも大きくならない結果となった。また、No. 2、8はスターラップを配置した場合で、圧縮鉄筋の有無のみを変化させた。圧縮鉄筋を配置しない場合の最大荷重はスターラップを配置しない場合と大差なく、せん断補強効果がみられないが、圧縮鉄筋を配置してスターラップの端を圧縮鉄筋に掛けて配置した場合は最大荷

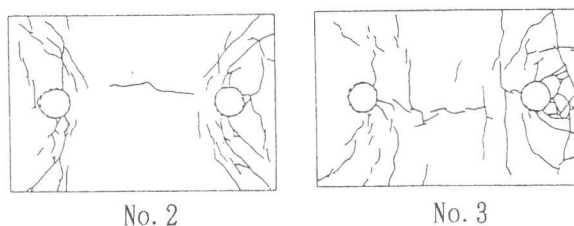


図-3 ひび割れ状況

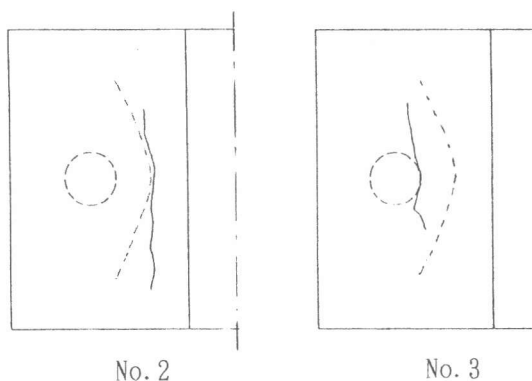


図-4 せん断破壊面の形状

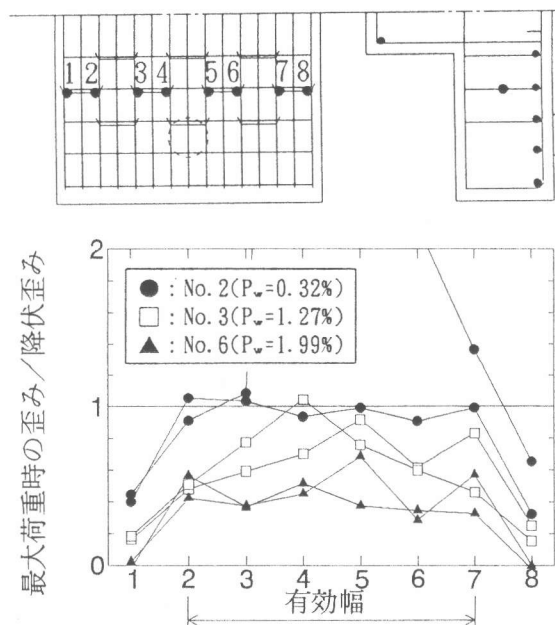


図-5 スターラップのひずみ分布

重が大きくなり、フーチングのせん断耐力を増大させる効果があることが認められた。

3.3 スターラップのひずみ

No. 2、3、6の杭縁端と橋脚く体壁前面の中間に配置したスターラップの最大荷重時におけるひずみ分布を図-5に示す。いずれの場合も有効幅[1]（杭中心と壁前面の距離の2倍）内に配置したスターラップに比較的大きなひずみが生じており、他の供試体についても同様な傾向がみられた。

せん断補強鉄筋比と有効幅内に配置したスターラップの最大荷重時におけるひずみの平均値と降伏ひずみの比の関係を図-6に示す。圧縮鉄筋を配置した場合、せん断補強鉄筋比の比較的小さい供試体のスターラップは降伏ひずみを超えているが、せん断補強鉄筋比の比較的大きい供試体はスターラップが降伏ひずみに達していない。また、圧縮鉄筋を配置しない場合は、圧縮鉄筋を配置した場合に比べてスターラップに生じるひずみが小さくなる結果となった。

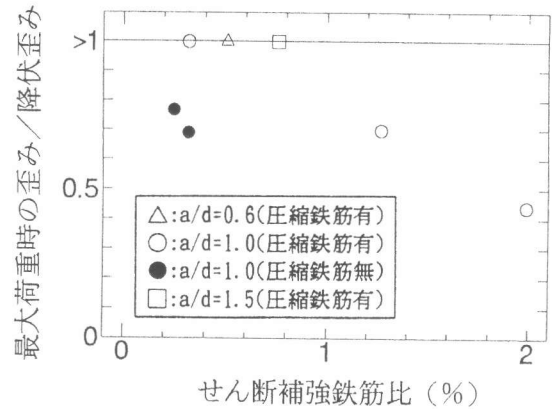


図-6 セン断補強鉄筋比とスターラップのひずみ

3.4 セン断補強効果の検討

前述のとおり、スターラップを配置した場合の破壊面の中心線の形状は、配置しない場合の実験結果[1]と一致しない場合が一部あったものの、ほとんどの供試体では同様であった。そこで、フーチングにスターラップを配置した場合のせん断耐力の算定についても、配置しない場合の実験結果[1]と同様に、図-7に示す仮想破壊線上の微小区間 Δl のせん断耐力(V_{u1})を求め、それを仮想破壊線に沿って有効幅($0B \leq 0G$ の領域)内において積分して、杭1本あたりのせん断耐力の計算値($P_{ca11} = \int V_{u1}$)を算定することとした。 V_{u1} の算定には式(1)[3]を用いた。

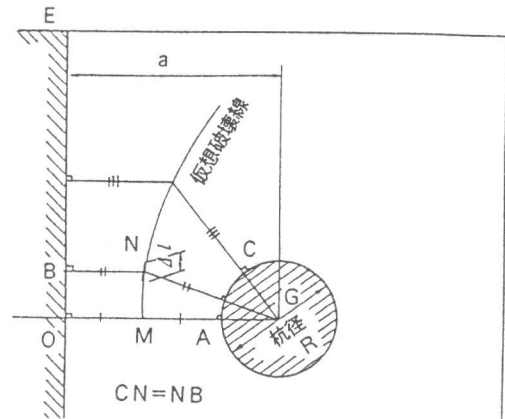


図-7 破壊面の平面形状

また、式(2)に示すディープビームのせん断耐力算定式[4]を用いて微小区間のせん断耐力(V_{u2})を求め、同様に杭1本あたりのせん断耐力の計算値($P_{ca12} = \int V_{u2}$)も求めた。なお、 V_{u2} のせん断スパン a_2 は a_1 に杭径 r を加えた値とした。

$$\begin{aligned} V_{u1} &= 0.76(a_1/d)^{-1.166} \cdot f'_c{}^{1/3} \cdot p_c{}^{1/3} \cdot (1000/d)^{1/4} \cdot b_w \cdot d \quad (\text{ただし、} 1.0 < a/d \leq 2.5) \\ &= 2.6/\{1+2.35(a_1/d)\} f'_c{}^{1/3} \cdot p_c{}^{1/3} \cdot (1000/d)^{1/4} \cdot b_w \cdot d \quad (\text{ただし、} 0 \leq a/d \leq 1.0) \end{aligned} \quad (1)$$

$$V_{u2} = 0.24 f'_c{}^{2/3} \cdot (1 + \sqrt{p_c}) \cdot (1 + 3.33r/d) \cdot b_w \cdot d / \{1 + (a_2/d)^2\} \quad (2)$$

ここに、 V_{u1} 、 V_{u2} :微小区間のせん断耐力(kN)、 a_1 :せん断スパン(図-7でN点のせん断スパン a_N はCNBとなる)、 a_2 :せん断スパン($=a_1+r$)、 d :有効高さ、 f'_c :コンクリートの圧縮強度、 p_c :引張鉄筋比 $=A_s/b_w \cdot d$ (%)、 A_s :軸方向鉄筋の断面積、 b_w :微小区間のはりの幅(Δl)、 r :載荷板幅(杭径)

それぞれの計算結果を表-4に、 P_{max} / P_{cal1} とせん断補強鉄筋比の関係を図-8に示す。 P_{cal2} は P_{cal1} に比較して最大9%程度大きな値となった。圧縮鉄筋を配置しスターラップの端を圧縮鉄筋に掛けて定着した場合は、全ての供試体において実験値はいずれの計算値も上回っている。ここで、 P_{cal1} はスターラップの効果を考慮していないため、スターラップを配置することによりせん断補強効果があることがわかる。しかし、 $a/d=1.0$ でせん断補強鉄筋比のみを変化させた3体の結果を比較すると、せん断補強鉄筋比を大きくしてもせん断耐力は必ずしも大きくならないことがわかる。一方、圧縮鉄筋を配置しない供試体は、いずれの場合も実験値が計算値を下回っており、スターラップのせん断補強効果は、鉄筋の配置方法によっては得られない場合があることがわかる。

表-4 せん断耐力の計算結果

No	P_{max} (kN)	P_{cal1} (kN)	P_{cal2} (kN)	P_{cal3} (kN)	P_{cal4} (kN)	P_{cal5} (kN)
1	367	488	515	488	515	515
2	624	491	522	646	677	677
3	771	493	524	979	1010	713
4	805	501	512	650	661	609
5	783	419	458	903	942	803
6	638	482	504	1244	1265	728
7	414	472	482	591	601	601
8	368	472	483	621	632	632

次に、スターラップのせん断補強効果 (V_s) を、次に示すトラス理論を用いて検討する。

$$V_s = A_w \cdot f_{wy} \cdot (\sin \theta_s + \cos \theta_s) \cdot z / s_s \quad (3)$$

ここに、 A_w :せん断補強鉄筋量、 f_{wy} :せん断補強鉄筋の引張降伏強度、 θ_s :せん断補強鉄筋が部材軸となす角度、 $z=d/1.15$ 、 s_s :せん断補強鉄筋の配置間隔

前述のとおり、有効幅内に配置したスターラップに有効幅外に配置したもの比べて大きなひずみが生じていたことから、せん断補強鉄筋量に有効幅内のスターラップを用いて V_s を求めた。 V_s と P_{cal1} の和を P_{cal3} 、 V_s と P_{cal2} の和を P_{cal4} としてそれぞれの計算値を表-4に、せん断補強鉄筋比と P_{max}/P_{cal3} の関係を図-9に示す。ほとんどの供試体で実験値は計算値を下回る結果となった。計算で考慮したスターラップの最大荷重時におけるひずみの平均値が降伏ひずみに達したNo.2、4、5は、 P_{max}/P_{cal3} が0.87~1.24であり、前述の方法によりせん断耐力を概ね推定できると考えられる。しかし、それ以外の供試体は最大荷重時にスターラップに生じるひずみが降伏ひずみよりも小さく、トラス理論で計算されるほどのせん断補強効果がなかったと考えられる結果となった。また、 $a/d=1.0$

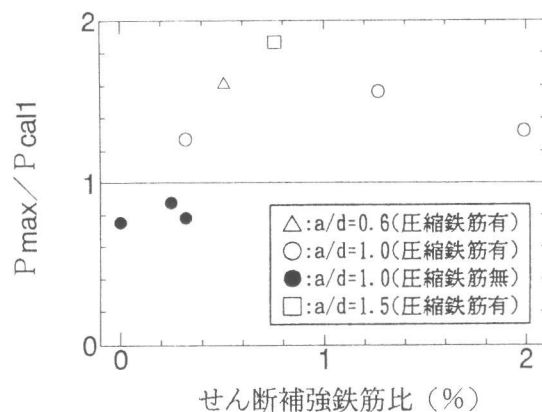


図-8 せん断補強鉄筋比と P_{max}/P_{cal1}

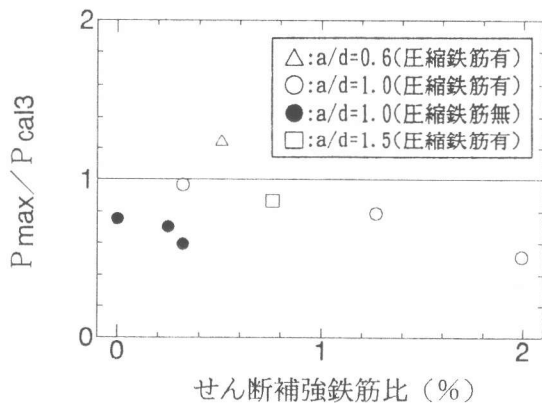


図-9 せん断補強鉄筋比と P_{max}/P_{cal3}

で圧縮鉄筋を配置した3体の結果に着目すると、せん断補強鉄筋比が大きくなると最大荷重は計算値に比較して小さくなる傾向がみられる。

林川ら[5]は、ディープビームの実験結果より、スターラップのせん断補強効果は p_w が大きくなるほど、また a/d が小さくなるほどトラス理論に比べて小さくなることから、せん断補強効果の低減係数を導入してせん断耐力を推定する方法を提案している。この方法を用いて、フーチング供試体の最大荷重の計算値 P_{cal5} を求めた。

$$P_{cal5} = P_{cal2} + \phi \cdot V_s$$

$$\phi = -0.17 + 0.30 \cdot (a/d) + 0.33/p_w \quad (\text{ただし、} 0 \leq \phi \leq 1.0) \quad (4)$$

ここに、 a/d ：せん断スパン比、 p_w ：せん断補強鉄筋比（ $=A_w/(b_e \cdot s_s)$ ）、 b_e ：有効幅

最大荷重の計算値を表-1に、せん断補強鉄筋比と P_{max}/P_{cal5} の関係を図-10に示す。圧縮鉄筋を配置した供試体の最大荷重の実験値/計算値は0.88~1.32であり、 $a/d=0.6$ の場合はやや過小評価となっているが、この方法により概ねせん断耐力を推定できる結果となった。

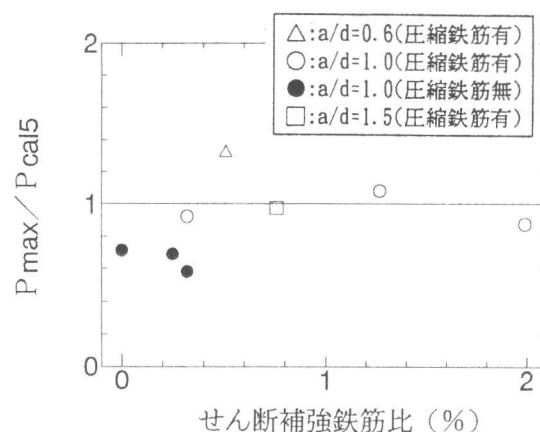


図-10 せん断補強鉄筋比と P_{max}/P_{cal5}

4. 結論

本研究で得られた結果を以下に示す。

- (1) 杭基礎フーチングに鉛直スターラップと圧縮鉄筋を配置し、スターラップの端を圧縮鉄筋に掛けて配置すると、せん断耐力が増加する。圧縮鉄筋を配置しないと、スターラップを配置してもせん断耐力は増加しない。
- (2) せん断補強鉄筋比が大きくなると、最大荷重時にスターラップに生じるひずみが小さくなりせん断補強効果はトラス理論で考えられる効果よりも小さくなる。
- (3) スターラップを配置したフーチングのせん断耐力は、林川らのディープビームにおけるせん断耐力算定式を適用することにより、概ね推定できる。

参考文献

- [1] 石橋忠良・松田好史・斉藤啓一：少数本のくいを用いたフーチングのせん断設計について、土木学会論文報告集、第337号、pp.197-204、1983.8
- [2] 寺田年夫、斉藤啓一：少数本のくいを用いたフーチングのせん断補強に関する実験的研究、鉄道総研報告、Vol.2、No.7、pp.17-25、1988.7
- [3] 石橋忠良・斉藤啓一・寺田年夫：せん断スパン比の小さいRCはりのせん断補強効果について、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.9、No.2、pp.311-316、1987
- [4] 二羽淳一郎：FEM解析に基づくディープ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、JCI、pp.119-126、1983
- [5] 林川俊郎・斉藤文彦・角田與史雄：せん断補強筋を有するRCディープビームの強度について、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.12、No.2、pp.319-324、1990