論文　スターラップを配置した柱式橋脚を有する杭基礎フーチングのせん断耐力

鈴木　裕隆[*1]・谷村　幸裕[*2]・佐藤　勉[*3]・毛利　誠信[*4]

要旨：スターラップを配置することによる杭基礎フーチングのせん断補強効果は，橋脚の形状が壁式の場合については，実験的研究にて確認されている[1)]。しかし，実構造物においては橋脚の形状が柱式の場合も存在しており，これについても，せん断補強効果の確認が必要である。今回，橋脚の形状が柱式の場合における杭基礎フーチングのせん断補強効果の確認を目的に，スターラップを配置した模型供試体を用いて実験的研究を行った。その結果，橋脚の形状が柱式の場合も，スターラップを配置することによるせん断補強効果のあることが確認できた。

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

杭基礎フーチングは，せん断スパン比 a/d が小さく，梁部材におけるディープビームと同様のせん断耐荷機構を有していると考えられる部材であり，そのせん断耐力は，既往の研究[2),3)]により，梁のせん断耐力式を基本として，破壊断面に沿って積分計算することで妥当に評価できることが明らかにされている。

ところで，ディープビームは断面高さがスパンに対して比較的大きい梁であり，近年まで，スターラップを配置することによるせん断補強効果は期待できないとされていた。しかし，最近の研究成果[4)~8)]により，ディープビームにおいても，スレンダーな梁に比べると補強効果は少ないが，適切に配筋すればせん断耐力への寄与が期待できることが実験的に明らかになった。そして，2002 年度制定のコンクリート標準示方書[9)]においては，せん断補強の効果を考慮できるせん断耐力算定式が示されている。

一方，杭基礎フーチングにおいても，橋脚の形状が壁式の場合については実験的研究がなされており，スターラップを配置することによるせん補強効果が確認されている[1)]。しかし，橋脚の形状が柱式の場合のせん断補強効果は明らかにされていない。そこで，今回，橋脚の形状が柱式である杭基礎フーチングにスターラップを配置することによるせん断補強効果について，模型供試体を用いた実験的研究を行うものである。

2.　実験の概要

実験の対象は，橋脚く体の形状を柱式とした杭基礎フーチングである。スターラップを配置することによるせん断補強効果の確認を目的に，スターラップの配筋量を主パラメータとした模型供試体を製作し，載荷試験を行った。

供試体の諸元を**表－１**に，鋼材の材料試験結果を**表－２**に，供試体の配筋図を**図－１**に示す。A-0～2 は，橋脚く体に対して両側に 2 本の杭を配置したタイプであり，B-0～2 は，橋脚く体に対して四隅に 4 本の杭を配置したタイプである。なお，スターラップの配置されていないデータ

*1　（財）鉄道総合技術研究所　コンクリート構造研究室　研究員　工修　（正会員）
*2　（財）鉄道総合技術研究所　コンクリート構造研究室　主任研究員　工修　（正会員）
*3　（財）鉄道総合技術研究所　コンクリート構造研究室　主任研究員ＧＬ　工博　（正会員）
*4　（財）鉄道総合技術研究所　コンクリート構造研究室　研究員　工修

については，既往の研究[3)]で行われた実験によるものである。

載荷は静的単調載荷で行い，各杭に均等に荷重が作用するようにするともに，各杭にロードセルを取り付けて反力を測定した。また，スターラップを配置したそれぞれの位置においてひずみを計測した。その際の計測位置は，フーチング断面の中央の高さとした。

表－１　供試体諸元

Type -No.	Name	W (mm)	B (mm)	杭径 r (mm)	コンクリート圧縮強度 f'_c (N/mm^2)	引張鉄筋		スターラップ	
						呼び名	p_c (%)	呼び名	p_w (%)
A-0	61A7	1150	750	125	27.5	D13	1.01	－	－
A-1	0207	1150	750	125	24.0	D13	1.01	D 6	0.32
A-2	0208	1150	750	125	26.5	D13	1.01	D13	0.71
B-0	60B4	1300	1300	125	27.6	D19	1.00	－	－
B-1	0209	1300	1300	125	22.9	D19	1.00	D 6	0.32
B-2	0210	1300	1300	125	23.4	D19	1.00	D13	0.71

※p_c：引張鉄筋比（%）　$p_c = A_1 / (S_1 \cdot d) \times 100$

A_1：引張鉄筋 1 本の断面積（mm^2）

S_1：引張鉄筋の配置間隔（mm）

d：橋脚く体前面におけるフーチングの有効高さ（mm）

p_w：せん断補強鉄筋比（%）

$p_w = A_2 / (b_1 \cdot S_2) \times 100$

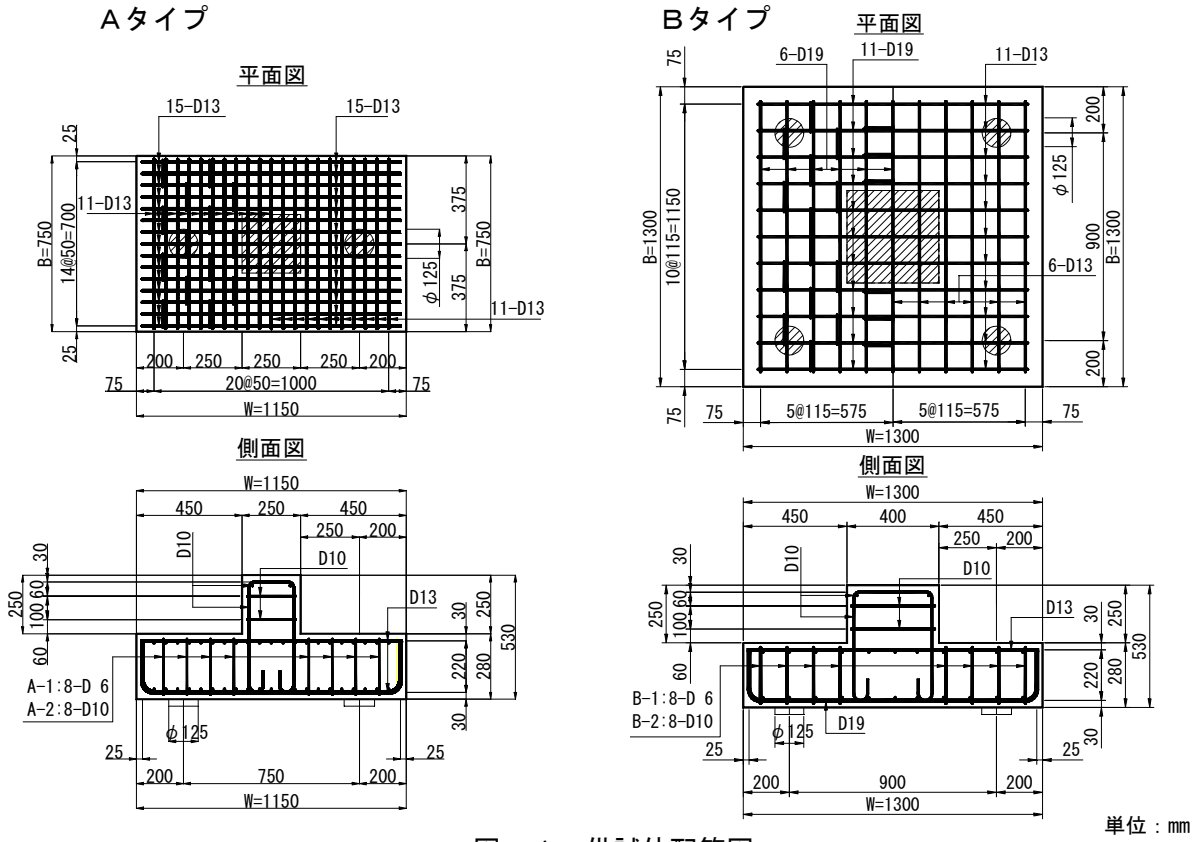
A_2：鉛直スターラップ 1 本の断面積（mm^2）

b_1：部材軸方向の鉛直スターラップの配置間隔（mm）

S_2：部材軸直角方向の鉛直スターラップの配置間隔（mm）

表－２　鋼材の材料試験結果

呼び名	降伏強度 (N/mm^2)	降伏ひずみ（μ）	引張強度 (N/mm^2)	弾性係数 (kN/mm^2)
D 6	330	2284	439	157
D10	398	3139	572	143
D13	355	2446	511	146
D19	370	2754	555	153



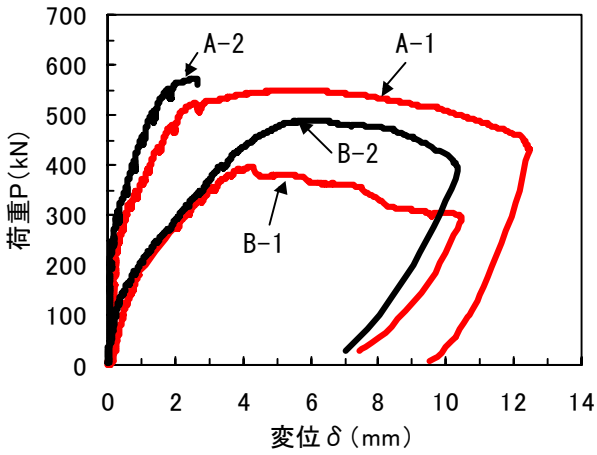
図－１　供試体配筋図

3.　実験結果

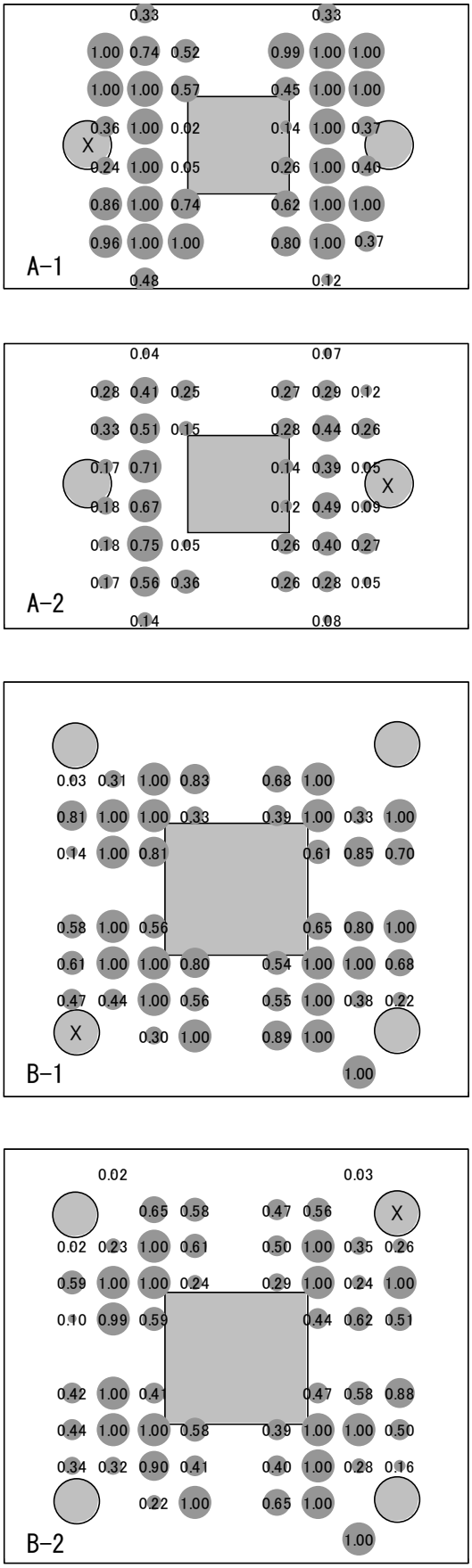
荷重と変位の関係を，**図－２**に示す。ここに，荷重とは，最終的に破壊した箇所に最も近い位置にある杭１本の反力の測定値であり，変位とは，橋脚く体直下の変位から対象とする杭の沈下による変位を差引いた値である。A-1，2，B-1，2 の最大荷重は，それぞれ 550，574，396，489kN であった。なお，A-2 については，載荷途中に橋脚く体のコンクリートが圧壊して荷重が低下し，その時点で実験を中止した。そのため，A-2 の最大値は，実験データの取れた範囲までにおける最大値である。

既往の研究[3)]の実験データである A-0 の最大荷重が 372kN，B-0 の最大荷重が 274kN であったことから，A タイプ，B タイプともに，スターラップを配置することにより 1.5 倍程度せん断耐力が向上したといえる。

最大荷重時におけるスターラップのひずみ分布を**図－３**に示す。図中における数値は，スターラップの計測位置それぞれにおいて，ひずみの計測値を降伏ひずみで除した値であり，値が 1.0 を上回るものについては 1.0 と表記している。実験途中に橋脚く体が破壊してしまったため降伏耐力まで達していないと考えられる A-2 を除けば，供試体のせん断破壊時に，複数のスターラップのひずみが降伏ひずみを上回っていたことがわかる。従って，スターラップを配置することによってせん断補強効果があったものと考えられる。



図－２　荷重－変位曲線（杭１本あたり）



※ 図中の X は，破壊した箇所に最も近い位置の杭を表す。

図－３　スターラップのひずみ分布

4.　せん断耐力算定方法の検討

スターラップを配置することによるせん断耐力の向上が確認できたことから，次に，その補強効果を評価する算定方法について検討を行った。

スターラップの配置されていない場合の，橋脚の形状が柱式であるフーチングのせん断耐力は，梁におけるせん断耐力算定式を基本とし，仮想破壊線上を積分することで推定できることが知られている [3)]。また，スターラップの配置された場合についても，橋脚の形状が壁式であるフーチングの場合は，適切な有効幅を設定することにより，ディープビームのせん断耐力算定式を基本として破壊断面に沿って積分することでせん断耐力を比較的精度よく算定できることが明らかにされている [1)]。

今回，柱式のせん断耐力算定式について検討を行うにあたり，まず，スターラップの配置されていない場合の算定方法について再検討を行い，次に，その算定方法をもとに，さらにスターラップを配置した場合の算定方法について検討を行った。

4.1　スターラップの配置されていない場合

橋脚の形状が柱式であるフーチングに関する既往の研究 [3)]の実験データを用い，式（1）に示すディープビーム式 [10)]を基本とし，耐力算定式についての検討を行った。

破壊断面が仮想破壊線に沿うものとし，**図－４**に示す仮想破壊線上の微小区間 Δl のせん断耐力（V_C）を，有効幅内において積分し杭 1 本当たりのせん断耐力の計算値（$V_{FC}=\int V_C$）を算定した。このとき，算定式に入力するせん断スパン a_1 は**図－４**における $\overline{BQ}+\overline{QT}+r$ とした。なお，仮想破壊線とは，杭の外縁からの距離と橋脚く体外縁からの距離とが互いに等しい線を仮定したものであり，供試体の破壊面上の位置がその点で有効高さの 1/2 と一致した点を結んだ線とほぼ一致することが実験的に明らかにされている [3)]。

この算定方法を用い，既往の実験データ [3)]にて算定精度を検討したところ，片側の有効幅の取り方を $b_{el}=0.4a+r/2$（a：**図－４**参照）とした場合に比較的精度よく算定できることがわかった。**図－５**に実験値/計算値を示す。なお，このとき使用した実験データの範囲は，実験データ数 17，引張鉄筋比 p_c＝0.46~1.59%，コンクリートの圧縮強度 f'_c＝19.4~32.3N/mm^2，橋脚く体前面における有効高さ d＝250～500（mm），a/d＝0.4～2.6（a：**図－４**参照）である。

$$V_c = 0.24 f'^{2/3}_c \cdot \left(1+\sqrt{p_c}\right) \cdot \frac{1+3.33\, r/d}{1+\left(a_1/d\right)^2} \cdot b_w \cdot d \quad (1)$$

ここに，

f'_c：コンクリートの圧縮強度（N/mm^2）

p_c：引張鉄筋比（%）

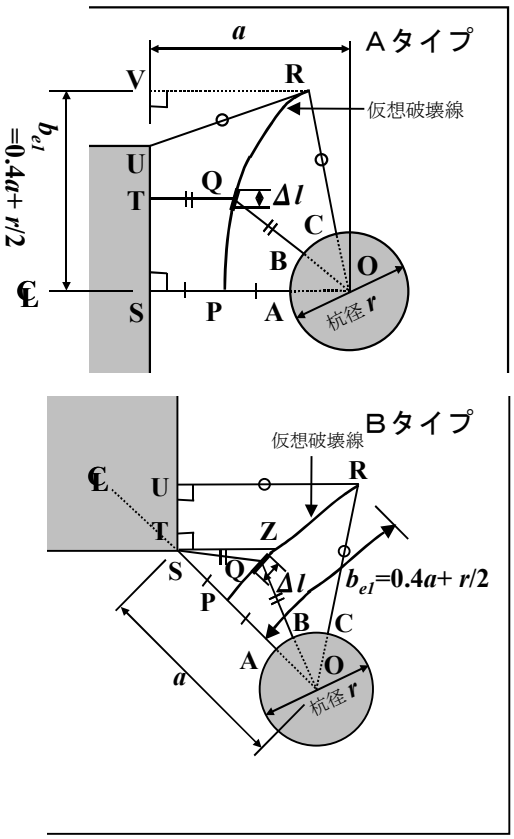
r：杭径（mm）

a_1：せん断スパン（mm）

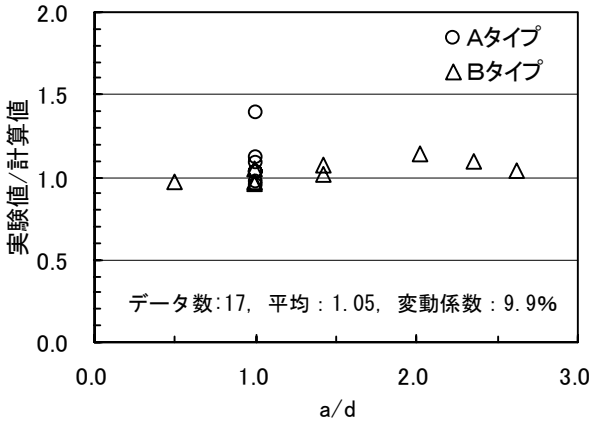
（**図－４**における $\overline{BQ}+\overline{QT}+r$）

d：橋脚く体前面における有効高さ（mm）

b_w：腹部の幅（ $=\Delta l$ ）



図－４　仮想破壊線の考え方



図－５　a/d と実験値/計算値の比較

4.2　スターラップの配置を考慮した場合

(1)　V_{FC} との比較

4.1 において，有効幅を適切に定めることにより，スターラップが配置されていない場合のせん断耐力(V_{FC})を算定できることがわかった。この方法を用い，今回の実験条件におけるせん断耐力を計算した結果を，**表－３**の P_{cal1} に示す。また，**図－６**に，p_w と P_{max}/P_{cal1} の関係を示す。**図－６**より，スターラップが配置されていないものは精度よく算定できているが，スターラップが配置されているものは，供試体のタイプにかかわらず，また，p_w にかかわらず，P_{max}/P_{cal1} がすべて 1.0 を大きく回り，過小評価していることがわかる。すなわち，スターラップを配置することによるせん断補強効果があるものと考えられる。

(2)　トラス理論との比較

次に，その過小評価となっている，スターラップが配置されることによるせん断補強効果を把握するため，せん断補強効果を含めたせん断耐力（V_F）が式（2）により算定することができると仮定し，検討を行った。このとき，V_{FC} は P_{cal1} の値と同様とした。また，V_{FS} については，スレンダーな梁の場合にスターラップによるせん断補強効果がトラス理論を用いて一般に評価できることから，トラス理論を基本とした式（3）を用いることにより $V_{FS}=V_S$ とした。このトラス理論による計算結果を**表－３**の P_{cal2} に，また，p_w と P_{max}/P_{cal2} の関係を**図－６**に示す。p_w が大きくなると，P_{max}/P_{cal2} は 1.0 を下回り，トラス理論ではやや過大評価となる場合があることがわかる。

$$V_F=V_{FC}+V_{FS} \qquad (2)$$

ここに，

V_{FC}：有効幅を考慮したスターラップ以外が受け持つせん断耐力（$=P_{cal1}$）

V_{FS}：スターラップが受け持つせん断耐力

$$V_S=b_e \cdot p_w \cdot f_{wy}(\sin\theta_s+\cos\theta_s)Z \qquad (3)$$

ここに，

b_e：有効幅（mm）

（片側を**図－４**における b_{e1} とする。）

p_w：せん断補強鉄筋比（%）

f_{wy}：スターラップの降伏強度（N/mm^2）

θ_s：スターラップが部材軸となす角度

Z：$d/1.15$（mm）

d：橋脚く体前面における有効高さ（mm）

(3)　低減係数を用いたトラス理論との比較

(2)より，トラス理論では過大評価となる場合があることから，次に，せん断スパン比の小さい領域においてトラス理論で求まるせん断耐力を低減する算定式として提案されている（4）式[4)]を用いて検討を試みた。$V_{FS}=\phi V_S$ として計算し，$V_F=V_{FC}+V_{FS}$ として計算した結果を**表－３**の P_{cal3} に，p_w と P_{max}/P_{cal3} の関係を**図－６**に示す。比較的精度よく算定することができるといえるが，若干過小評価となった。

$$V_{FS}=\phi V_S \qquad (4)$$

$$\phi=-0.17+0.30(a_2/d)+0.33/p_w$$

（ただし，$0 \leqq \phi \leqq 1.0$）

ここに，

p_w：せん断補強鉄筋比（%）

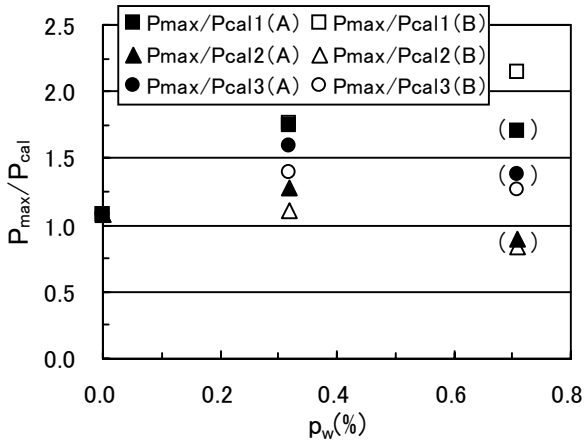
a_2：a_1 の最大値と最小値の平均値（mm）

d：く体前面における有効高さ（mm）

表－３　実験値と計算値の比較

Type-No.	P_{max} (kN)	P_{cal1} (kN)	P_{cal2} (kN)	P_{cal3} (kN)
A-0	372	345	345	345
A-1	550	314	429	345
A-2	(574)	336	643	416
B-0	274	254	254	254
B-1	396	224	358	284
B-2	489	227	586	386

※ P_{max}：実験値, P_{cal1}：V_{FC} , P_{cal2}：$V_{FC}+V_S$, P_{cal3}：$V_{FC}+\phi V_S$,
また，()内は，最大荷重に達していないため参考値である。



図－６　p_w と P_{max}/P_{cal} の関係

5.　まとめ

スターラップを配置した，柱式橋脚を有する杭基礎フーチングのせん断耐力について，今回の実験範囲において得られた結果を以下に示す。

(1) スターラップを配置した場合，配置しない場合に比べてせん断耐力が増加した。また，せん断破壊時に，破壊断面付近に配置されたスターラップのひずみが降伏ひずみを上回っていたことから，せん断補強効果があると考えられる。

(2) 橋脚の形状及び杭の配置によった仮想破壊線を設定し，せん断スパンや有効幅を適切に定めること，及び，トラス理論で求まるせん断耐力を低減する式として提案されている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，せん断耐力を概ね推定できる。

参考文献

1) 谷村幸裕，渡辺忠朋，西川佳祐，野々村政一：フーチングのせん断補強効果に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.18，No.2，pp701-706，1996

2) 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，pp197-204，1983

3) 石橋忠良，斉藤啓一，寺田年夫：柱式橋脚を有するフーチングのせん断設計について，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.9，No.2，pp.317-322，1987

4) 林川俊郎，斉藤文彦，角田與史雄：せん断補強鉄筋を有する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

5) 古内　仁，児玉豊治，角田與史雄：鉄筋コンクリートディープビームのせん断補強に関する研究，コンクリート工学年次報告集，Vol.11，No.2，pp.333-338，1989

6) 松尾真紀，T.Lertsrisakulrat，柳川明哲，二羽淳一郎：せん断補強鉄筋を有するＲＣディープビームのせん断挙動，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.23，No.3，pp.961-966，2001

7) 西川佳祐，渡辺忠朋，根本修一，佐藤　勉：せん断スパン比の小さい領域でのせん断補強効果に関する検討，土木学会第 50 回年次学術講演会講演概要集第 5 部，pp.956-957，1995

8) 谷村幸裕，佐藤　勉，渡辺忠朋，松岡　茂：スターラップを有するディープビームのせん断耐力に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.23，No.3，pp.967-972，2001

9) 土木学会：コンクリート標準示方書　構造性能照査編［2002 年制定］，2002

10) 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，pp.119-126，1983