

WALL FOUNDATION による耐震架構の開発研究 (その1)

——頭付きスタッドボルトによる接合部の直接せん断実験——

菊 地 利 武 小 嶋 克 朗
武 田 寿 一

Development Study on Aseismic Basement Structure by Underground Diaphragm Walls (Part 1)

——Direct Shear Tests on Joint Using Stud Bolts——

Toshitake Kikuchi Yoshiro Kobatake
Toshikazu Takeda

Abstract

The objective of this study is to perform structural investigations on cast-in-situ composite diaphragm walls and propose a designing method for such composite walls. This paper is concerned with direct shear tests on joints using stud bolts of RC-RC composite members. These tests were performed in order to investigate influences on structural capacity of ratio of reinforcement crossing the shear plane, jointing method, and surface roughness of joint. Based on these test results, it was possible to confirm the structural capacities of individual joints and obtain quantitative data for designing of joints.

概 要

この研究の目的は、地中連続壁と内壁とを一体化した合成壁に地下構造体としての機能をもたせ、地下外周耐震架構として利用するために合成壁の構造性能を検討し、その設計法を提案することである。この報告は、スタッドボルトによる鉄筋コンクリート部材相互の接合部の直接せん断実験に関するもので、接合筋比、接合法および接合面のラフネスが、接合部の構造性能に与える影響について検討したものである。実験結果から、接合筋比とせん断耐力との関係など、この接合部を設計するうえで必要とされる定量的なデータを得ることができた。

1. 序

WALL FOUNDATION 構築時における施工条件の多様化、くい基礎の設計条件の変更などに対応できる架構法の開発が求められており、その架構法として、地中連続壁と地下本体構造の内壁とを一体化した合成壁による地下外壁を組込んだ耐震架構を考えている。

合成壁の構築法は、頭付きスタッドボルト（以下、スタッドと記す）を用いた接合法によるものである。その方法は、まず、鉄板（ $t=9\text{ mm}$ ）の片面に先付けしたスタッドを壁体コンクリートにアンカーするように地中壁を構築する。次いで、根切り後、すでに地中壁に埋設してあるスタッドの材軸と同じ芯に、スタッドを鉄板に水平打ちした後に、内壁を打設して合成壁を構築するものである。

ここでは、合成壁接合部の構造性能の把握を目的として、スタッドなどによって一体化した鉄筋コンクリート合成部材における接合部の直接せん断実験を行ない、接合筋比、接合法および接合面のラフネスと構造性能との関係について検討した。なお、予備実験として、接合部に使用するスタッドの引抜き実験を行ない、スタッドの埋込み長さおよび引抜き耐力性状との関係についても比較検討した。

2. 実験の概要

2.1. 試験体

引抜き実験に供した試験体の形状・寸法および配筋を図-1に、試験体一覧を表-1に示す。

試験体は、スタッド外径が $\phi=16, 19$ および 22 mm で埋込み長さ（ $l=10, 13, 15$ および 20 cm ）をパラメータ

とする合計36ピース(同一パラメータのもの各々3ピース)である。

直接せん断実験に供する試験体の形状・寸法および配筋例を図-2に、試験体一覧を表-2に示す。

試験体は、接合筋比、接合法および接合面のラフネスをパラメータとする合計17体の実大模型である。主要なパラメータである接合筋比は、 $P_s=0.13\sim 0.90\%$ の合計8種類である。なお、接合筋に六角ボルトを使用し接合面にネジ部がくるものの接合筋比は、ネジの谷部の公称断面積により算定した。

接合法は、スタッド、六角ボルトおよびメカニカルアンカー接合の3種類である。接合面のラフネスは、表-2の備考に示した3種類である。スタッド接合した試験体は、以下の要領で製作した。まず、鉄板に先付けしたスタッドを埋込むように先打ち部を成型し、次いで、先付けしたスタッドの材軸と同じ芯に、後打ち部に定着するスタッドを水平打ちしてから、接合面が鉛直になる向きで後打ち部を打継いだものである。

2.2. 使用材料

引抜き実験のスタッドには、材質がSS41の規格品を使用した。また、コンクリートには、設計基準強度が $F_c=240\text{ kg/cm}^2$ の普通コンクリートの生コンを使用した。実験時における圧縮強度を表-3に示す。

直接せん断実験において、接合筋に使用したスタッド(SS41, $\phi 16$)および六角ボルト(M16, メカニカルアンカー接合にも使用)の性質を表-3に示した。コンクリートには、先打ち部および後打ち部に、設計基準強度がそれぞれ $F_c=240$ および 210 kg/cm^2 の普通コンクリートの生コンを使用した。コンクリートの実験時における圧縮強度を表-3に示す。

2.3. 加力および測定方法

引抜き実験の加力方法を図-3に示す。

試験体No	接合鉄筋比 P_s (%)	接合筋の本数	接合面のラフネス	接合法	相対すべり発生時の平均せん断応力 τ_{slip} (kg/cm^2)	最大平均せん断応力 τ_o (kg/cm^2)	備考
NO. 1	0.13	4	(イ)	S	10.5	11.0	接合面のラフネス (イ):はつた面 (ロ):地中壁を模擬した面 (ハ): (ロ)を高圧洗浄した面
NO. 2	0.20	6		A	11.3	11.7	
NO. 3	0.15*			H	12.8	12.8	
NO. 4	0.20	6	(ロ)	S	9.7	9.7	
NO. 5			(ハ)	S	8.7	9.3	
NO. 6			(イ)	A	10.0	14.7	
NO. 7	0.34	10	(イ)	A	11.7	14.0	
NO. 8	0.25*		(ロ)	H	11.7	14.5	
NO. 9	0.34		(ハ)	S	10.3	13.6	
NO. 10		(イ)	S	9.3	13.8		
NO. 11	0.50	15	(ロ)	S	12.0	21.0	
NO. 12	0.38*		(ハ)	A	12.0	19.3	
NO. 13	0.50		(イ)	H	10.5	17.8	
NO. 14		(ロ)	S	10.5	18.8		
NO. 15	0.50	15	(ハ)	S	10.5	19.6	
NO. 16			(イ)	S	18.0	31.5	
NO. 17	0.90	27	(イ)				

(注) *印の P_s は六角ボルトネジ部の谷部分の公称断面積で算定した値

表-2 直接せん断実験の試験体一覧と実験結果

試験体名	最大耐力 P_{max} (ton)		破壊性状
	実験値	計算値	
R 16-10	8.4	6.2	コーン破壊
R 16-13	9.4	---	ボルト破断
R 16-15	9.7	---	
R 16-20	9.6	---	
R 19-10	8.7	6.2	コーン破壊
R 19-13	12.4	10.3	ボルト破断
R 19-15	13.3	---	
R 19-20	13.9	---	
R 22-10	8.6	6.3	コーン破壊
R 22-13	12.5	10.5	
R 22-15	15.1	13.9	
R 22-20	17.3	---	ボルト破断

(注) 試験体名 R16-10
16:スタッドボルトの公称外径16mm
10: " 埋込み長さ16cm(ℓ)

表-1 引抜き実験の試験体一覧と実験結果

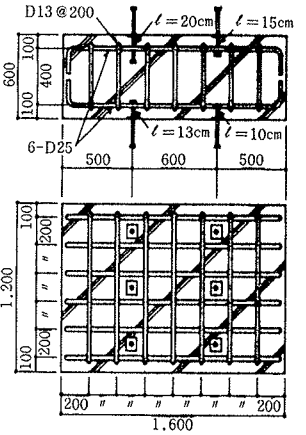


図-1 試験体の形状・寸法および配筋

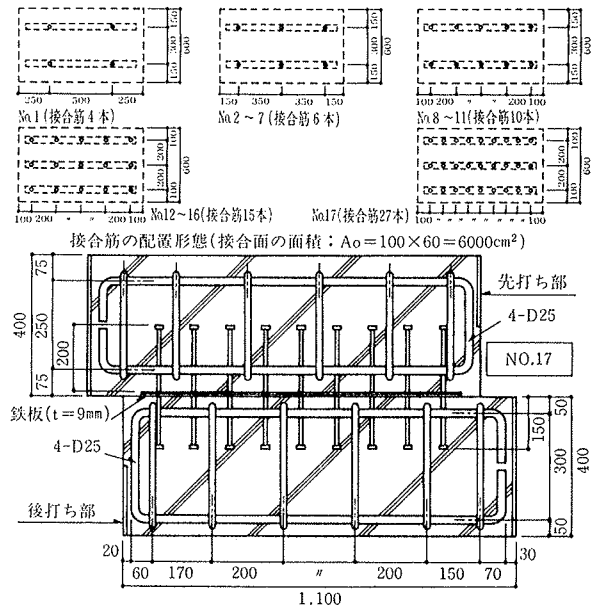


図-2 直接せん断実験の試験体の形状・寸法および配筋

図-3に示したように、引抜き用治具の下部をスタッドの頭に引掛け、上部にネジ込んだPC鋼棒($\phi 17$)を介して35 tonセンターホール型オイルジャッキでスタッドの実験対象部に引抜き力を加えた。荷重は、20 tonセンターホール型ロードセルで検出し

鋼材	降伏点強度 σ_s (kg/cm^2)	引張強度 σ_{ts} (kg/cm^2)	ヤング係数 E ($\times 10^4$ (kg/cm^2))
スタッドボルト	3,810*	4,510	2.10
六角ボルト	4,330	4,850	2.14
PC-9	3,210	4,660	2.12

コンクリート	圧縮強度 F_c (kg/cm^2)	ヤング係数 E ($\times 10^4$ (kg/cm^2))
単体引抜き実験	345	---
直接せん断実験 先打ち部	356	2.73
後打ち部	308	2.54

表-3 使用材料の性質

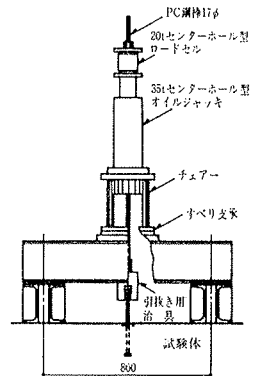


図-3 引抜き実験の加力方法

た。加力装置の反力点間距離は、コンクリートのコーン破壊を拘束しないように十分(約 80 cm) とるようにした。

直接せん断実験の加力方法を図-4 に示す。

実験では、加力方法として図-4 に示した形式で、加力および反力用鋼製ブロックを用いて加力芯および反力芯とが接合面に一致する方法を採用した。加力は、500 ton オイルジャッキと電動ポンプを用いて行ない、荷重を 300 ton ロードセルで検出した。加力によって生じる偏心曲げによる応力を処理するために、PC 鋼棒(φ32のもの 2 本)で締付けた。なお、導入プレストレス力は、PC 鋼棒 1 本あたり 20 ton 合計 40 ton とした。

荷重の加え方は、一方向繰返し载荷とし、打継ぎ面の平均せん断応力度 $\{\tau = \text{せん断力 } Q \div \text{接合面の面積 } A_o (100 \times 60 = 6000 \text{ cm}^2)\}$ が $\tau = 3.5 \text{ kg/cm}^2$ {コンクリートの長期許容せん断応力度 ($F_c/30$: $F_c = 210 \text{ kg/cm}^2$) の 1/2} の倍数で荷重を 0 にする漸増方式とした。測定は、変位として、接合部中央の相対すべりを高感度変位計(精度 1/1000 mm)で、ひずみとして、接合筋のひずみを W.S.G. で行なった。

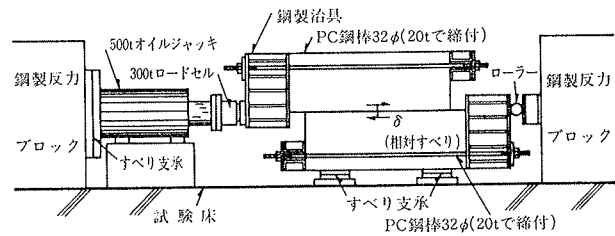


図-4 直接せん断実験の加力方法

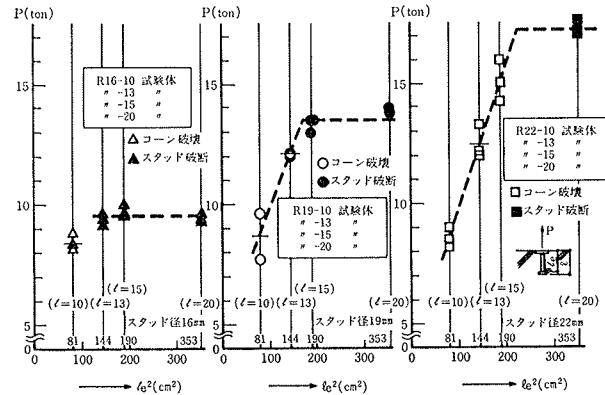


図-5 埋込み長さ と引抜き耐力との関係

3. 実験結果とその検討

3.1. スタッ드의引抜き耐力

実験結果をまとめて表-1 に、埋込み長さ(以下、 l と記す)と引抜き耐力(以下、 P と記す)との関係を図-5 に、破壊状況を写真-1 ~ 2 に示す。

l と P との関係を示した図-5 をみると、コーン破壊(写真-1 参照)したものの P は、 $l = 10 \text{ cm}$ の $\phi = 16, 19$ および 22 mm のもので、それぞれ $P = 8.4, 8.7, \text{ および } 8.6 \text{ ton}$ 、 $l = 13 \text{ cm}$ の $\phi = 19$ および 22 mm のもので $P = 12.4$ および 12.5 ton であった。埋込み長さの同じものの引抜き耐力は、スタッド外径に余り関係なくほぼ同じ値であった。文献-1)によると、コーン破壊時の引抜き耐力は、コンクリートの圧縮強度 F_c のルートに比例し、下式で算定できるとしている。

$$\text{計 } P = A_e \sqrt{F_c}, A_e = \pi l e (l + D)$$

A_e : コンクリートの有効投影面積 (cm^2)

F_c : コンクリートの圧縮強度 (kg/cm^2)

$l e$: スタッ드의コンクリート内への有効埋込み長さ (cm)

D : スタッ드의頭部径 (cm)

表-1 に示したが、コーン破壊した時の引抜き耐力の実験値は、上式で算定した計算値を上廻っていた。

コーン破壊しないで写真-2 のようにスタッド軸部が破断した時の $\phi 16, 19$ および 22 mm の最小埋込み長さは、それぞれ $l = 13, 15$ および 20 cm であり、軸部を破断させるのに必要な l は、スタッド外径の約 8 倍あれば

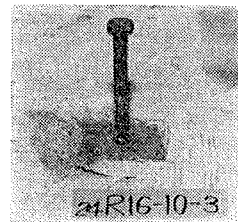


写真-1 破壊状況

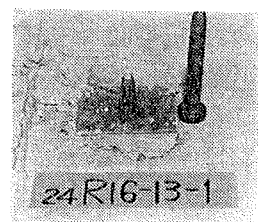


写真-2 破壊状況

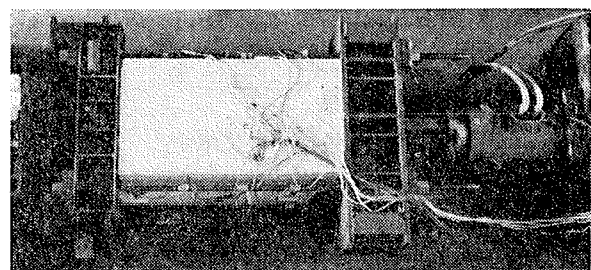


写真-3 直接せん断実験の加力状況

よいといえる。

3.2. 接合部の直接せん断実験

3.2.1. 破壊経過 実験状況を写真-3 に、接合部の最終破壊状況の例を写真-4 ~ 5 に示す。

荷重を加えると、最も接合筋比の高い No. 17 を除く No. 1~16 において $\tau = 8.7 \sim 12.7 \text{ kg/cm}^2$ で、接合部中央で相対すべり $\delta = 0.01 \sim 0.02 \text{ mm}$ が発生した。接合筋比が $P_s = 0.13 \sim 0.20\%$ の No. 1~6 においては、 $\delta = 0.01 \sim 0.02 \text{ mm}$ における荷重が、最大耐力或いはその近傍の値となり、それ以後の耐力上昇は殆んどなく、大きくす

べり接合筋が破断して終局に達した。

これに対して、接合筋比が $P_s=0.25\sim0.90\%$ の No. 7 ~No. 17 では、すべりの増加とともに耐力が上昇し、接合筋比の高いものほど同じ変位レベルにおいて、より高い剛性を維持しつつ最大耐力に達した。最大耐力後、さらに载荷すると、すべりが大きく進行し接合面が破壊して終局に達した。最終破壊は、メカニカルアンカー接合した No. 14 では、写真-4 に示したように、接合筋の破断とアンカー部の抜け出しとが混在したものであったが、他のものでは、接合筋の破断であった。その破壊状況を写真-5 に示した。

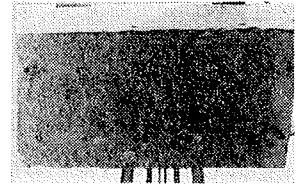
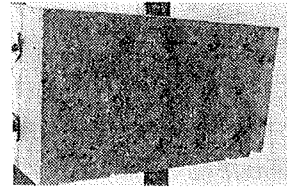


写真-4 最終破壊状況

写真-5 最終破壊状況

3.2.2. 接合部のせん断耐力 実験結果をまとめて表-2 に、最大平均せん断応力度 $\tau_u (=Q_u/A_o)$ と $P_s \cdot f_y$ (P_s : 接合筋比 ($\% \times 10^{-2}$), f_y : 接合筋の降伏点 (kg/cm^2)) との関係を図-6 に示す。

今、接合部中央の相対すべり発生荷重を、相対すべり量が $\delta=0.01\sim0.02 \text{ mm}$ に達した時と定義すると、その発生時における平均せん断応力度 τ_{slip} は、No. 17 の $\tau_{\text{slip}}=18.0 \text{ kg}/\text{cm}^2$ を除くと、 $\tau_{\text{slip}}=8.7\sim12.7 \text{ kg}/\text{cm}^2$ であり、実験パラメータに余り関係なく比較的近似した荷重レベルで生じた。

τ_u は、 $9.3\sim31.5 \text{ kg}/\text{cm}^2$ であったが、 $P_s \cdot f_y$ の違いでその結果をみると、図-6 に示したように τ_u と $P_s \cdot f_y$ とは比例関係にある。スタッド接合したものの τ_u と $P_s \cdot f_y$ とが一次比例すると仮定して回帰分析すると下式となる。

$$\tau_u = 4.6 + 0.78 P_s \cdot f_y$$

そして、六角ボルトおよびメカニカルアンカー接合したものの τ_u は、この回帰式によく対応しており、スタッド接合したものとほぼ同じせん断耐力性状を示しているといえよう。

$P_s=0.13\sim0.20\%$ の No. 1~6 の τ_u は、表-2 および図-6 をみると、 $9.3\sim12.8 \text{ kg}/\text{cm}^2$ で $P_s \cdot f_y$ との間に明瞭な相関関係が認められなかった。これは、破壊経過をも考え合せると、 $P_s \cdot f_y$ の小さいレベルにあっては、その耐力が付着せん断的な耐力機構で発揮されており、 $P_s \cdot f_y$ とは余り関係なく耐力が決まったことを示している。

$P_s=0.25\sim0.90\%$ の No. 7~17 の τ_u は、 $P_s \cdot f_y$ に比例しており、Von Mises の降伏条件式で接合筋が降伏する場合の理論式: 式-2) で求めた値よりかなり大きい値を示した。これに対して、ACI 規準式でせん断摩擦の仮説に基づく耐力式: 式-1) で求めた計算値と比較的よい対応を示した。また、 $P_s=0.25\sim0.50\%$ の τ_u は、Fisher のコンクリート強度で決まると仮定した時のスタッドコネクタの終局せん断耐力式: 式-3) ともよい一

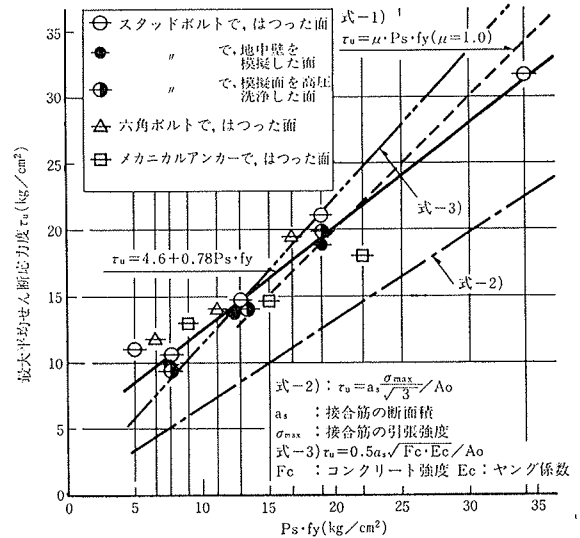


図-6 最大せん断耐力と τ_u と $P_s \cdot f_y$ との関係

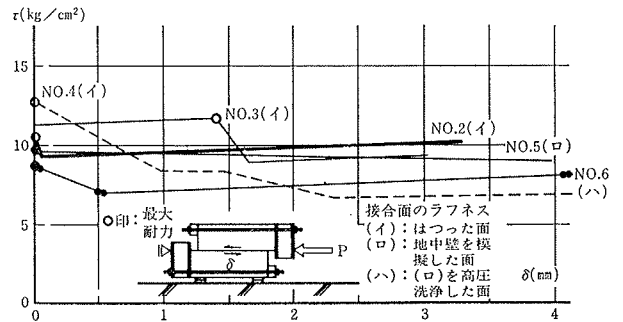


図-7 せん断力~相対すべり曲線 (包絡線)

致を示した。しかし、最大耐力時に接合筋が降伏していること、No. 14 を除く他の試験体の最終破壊が接合筋の破断であることなどを考え合せると、No. 7~17 の耐力は、せん断摩擦的な耐力機構で発揮されているといえよう。なお、以上の耐力式: 式-1)~3) は、図-6 の中に示されている。

3.2.3. 接合部の相対すべり 平均せん断応力度 τ と接合部の相対すべり量 δ との関係を図-7 ~9 に示す。

相対すべりは、最も $P_s \cdot f_y$ の大きい No. 17 を除く No. 1~16 において、 $\tau=8.7\sim12.7 \text{ kg}/\text{cm}^2$ で発生しパラメータに余り関係なく比較的近似した荷重レベルで生じた。 $P_s=0.13\sim0.20\%$ の No. 1~6 の性状と $P_s=0.25\sim0.90\%$ の No. 7~17 の性状を比較すると、前者では、

相対すべり発生荷重が、最大或いは最大耐力近傍となり、それ以後大きく相対すべりを生じた。

これに対して後者では、相対すべり発生後もすべりの増加とともに耐力の上昇がみられ、 $P_s \cdot f_y$ の大きいものほど同じ変位レベルにおける剛性が高く、剛性低下が緩やかであった。また、 $\delta = 1.0 \sim 2.5$ mmの間で最大或いは最大耐力に近い値に達した。最大耐力に達するまでの相対すべり性状をみると、スタッド接合したもので、接合面のラフネスに地中壁を模擬した面および模擬面を高圧洗浄した面を有するものの剛性は、はつった面のものと比較して、同じ変位レベルでやや低い傾向にあった最大耐力に達した後の変位性状は、スタッド接合ではつった面を有するものでは、耐力低下が緩慢で靱性に富んでいるのに対して、他のものでは、耐力低下の割合が大きく靱性に多少乏しい傾向を示した。

3.2.4. 接合筋のひずみ度 荷重Pと接合部中央位置の接合筋の平均ひずみ度 ϵ との関係を保絡線で図-10に示す。

図-10の例にもみられるように、 $P_s = 0.13 \sim 0.20\%$ のNo. 1~6のひずみ度は、相対すべり性状と同様に、最大耐力に近い荷重レベルで $\epsilon = 100 \sim 300 \mu$ 程度から急激に増加したが、最大耐力時においても降伏ひずみには達していなかった。これに対して、 $P_s = 0.25 \sim 0.90\%$ のNo. 7~17のひずみ度は、耐力の上昇ともななって漸増しており、六角ボルト接合のNo. 8とNo. 13、メカニカルアンカー接合のNo. 9を除く他の試験体の接合筋は、最大耐力時に降伏した。降伏ひずみに達しなかったものは、接合筋に六角ボルトを使用しており、ゲージを貼付けしたボルト軸部が降伏する以前に、軸部より断面の小さいネジ部が降伏したためと思われる。

4. 結び

地中壁と内壁とを一体化した合成壁を地下外壁に利用するための実験的研究の一環として、スタッドなどによる接合部の直接せん断実験を行ない、接合筋比、接合法および接合面のラフネスと接合部の構造性能との関係について検討した。併せて、予備実験としてスタッドの引抜き実験を行ない、引抜き耐力についても検討した。

この結果、①スタッド軸部を破断させるのに必要な最小埋込み長さは、スタッド外径の約8倍あればよいこと、②接合筋比が $P_s = 0.25 \sim 0.90\%$ の間では、最大せん断耐力と $P_s \cdot f_y$ とは比例関係にあること、③ $P_s = 0.13 \sim 0.20\%$ では付着せん断的な耐力機構で、 $P_s = 0.25 \sim 0.90\%$ ではせん断摩擦的な耐力機構で耐力を発揮していること、

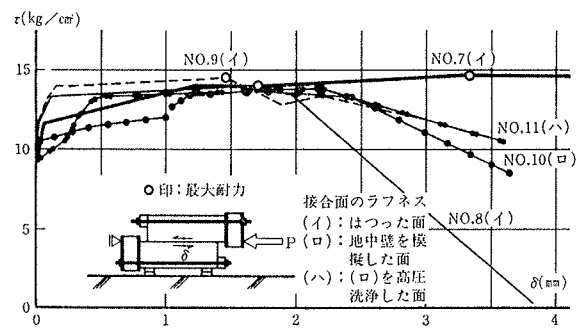


図-8 せん断力～相対すべり曲線 (包絡線)

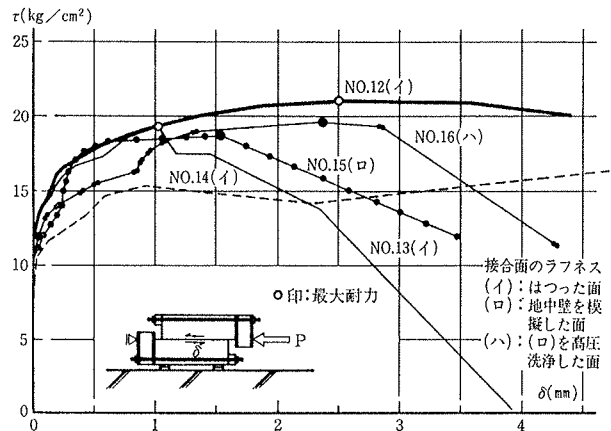


図-9 せん断力～相対すべり曲線 (包絡線)

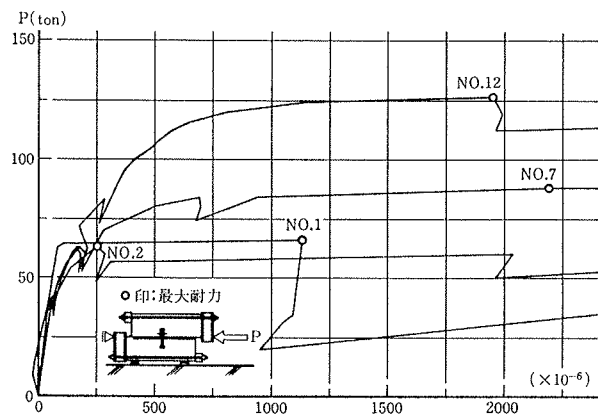


図-10 せん断～ひずみ度曲線 (包絡線)

④接合部中央の相対すべり性状に、接合面のラフネスの影響が若干みられること、など、スタッドなどによる接合部の構造性能を知ることができた。

参考文献

- 1) ACI Committee 349 Recommendation, ACI JOURNAL, Proceeding Vol. 75, No. 8, (Aug. 1978), pp. 329~347