

WALL FOUNDATION による耐震架構の開発研究（その2）

——合成部材の面外曲げせん断実験——

菊地利武 小畠克朗
武田寿一

Development Study on Aseismic Basement Structure by Underground Diaphragm Walls (Part 2)

——Bending Shear Tests on RC-RC Composite Members——

Toshitake Kikuchi Yoshiro Kobatake
Toshikazu Takeda

Abstract

The objective of this study is to carry out structural investigations on cast-in-situ composite diaphragm walls and propose a designing method for such composite walls. This paper is concerned with bending shear tests out of plane on RC-RC composite members by using stud bolts. These tests were performed in order to investigate influences on structural performance of the ratio and arrangement pattern of stud bolts crossing the shear plane, surface roughness of joint, position of jointing plane and arrangement of main reinforcement. Based on these test results, it may be said there was no influence of test parameters and it was possible to confirm adequate strength and stiffness in comparison with the capacity of a monolithic member.

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接合法によって一体化した合成部材の面外曲げせん断実験に関するもので、接合筋比、接合筋の配置形態、接合面のラフネス、接合面の位置および主筋の配筋法など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、合成部材の強度と剛性は、試験パラメータにあまり関係なく一体打ちとほぼ同等であるなど、面外力に対する構造性能を知ることができた。

1. 序

WALL FOUNDATION の利用分野の拡大、合理的な設計・施工技術の確立および施工性の向上などに関する開発研究は、多種多様な施工と設計条件に対応するために重要である。この研究は、こうした背景を踏まえて頭付きスタッドボルト（以下、スタッドと略記）などを用いた接合法¹⁾によって地中壁と内壁とを一体化した合成壁を、地下階外周の本体構造として利用する耐震架構の開発に関するものである。

この報告は、合成壁の構造性能を把握することを目的として行なった、合成部材の実大模型による面外曲げせん断実験に関するものである。合成部材が曲げ破壊する

場合の強度と剛性については、一体打ちのものと同等で通常の方法により評価できるとする既往の研究²⁾がある。

ここでは、合成部材がせん断破壊する場合について、接合筋比、接合筋の配置形態、接合面のラフネス、接合面の位置および主筋の配筋法と構造性能との関係について比較検討している。

2. 実験の概要

2.1. 試験体

試験体の形状、寸法および配筋詳細の例と接合筋の配置形態を図1～2に、試験体一覧を表1に示す。

試験体は、図1のように地中壁と内壁とに相当する先打ち部と後打ち部とをスタッドによる接合法で一体化

試験体名	接合筋比 P _s (%)	接合筋の配置形態	接合面のラフネス	接合面の位置	主筋の配筋法
MON	一体打ち(打継ぎなし)				
C00	0.00	—	—	—	—
C17-A	0.17	分散配置	はつった面	部材断面の中央	複筋配筋
C17-B			地中壁面を模擬した面		
C17-C		集中配置	はつった面		
C25-A	0.25	分散配置	地中壁面を模擬した面	400-中央	
C25-B			はつった面		
C25-C		集中配置	地中壁面を模擬した面		
C25-D			はつった面	圧縮縁から250	
C25-E			地中壁面を模擬した面	圧縮縁から550	
C25-F			はつった面	部材断面の中央	単筋配筋

表一 試験体一覧

した合成部材で、表一の試験体一覧のように比較のための一体打ち1体を含む合計11体から成る。

表一に試験体パラメータを示したが、接合筋比 P_s は、0.0, 0.17 および 0.25% の3種、接合筋の配置形態は、図一2のように分散配置と集中配置の2種、接合面のラフネスは、はつった面と地中壁面を模擬した面の2種、接合面の位置は、試験体の圧縮縁から25, 40 および 55 cm の3種、主筋の配筋法は、先打ち部と後打ち部にそれぞれ上ば筋と下ば筋を配する場合(以下、複筋配筋と呼ぶ)と接合面側に主筋を配さない場合(以下、単筋配筋と呼ぶ)の2種類である。

C25-Fを除く試験体には、図一1のように主筋として、先打ち部の下ばに8-D25 (P_t=1.35%) と他の部分にそれぞれ4-D19を、帯筋として、2-D13を@200 (P_w=0.32%) に配し、せん断破壊するように設計した。C25-Fは、接合面側に主筋を配筋しない単筋配筋とした。

試験体の製作は、前報の直接せん断実験に供したものとほぼ同じ手順で行なったが、後打ち部は、先打ち部成形から2週後に接合面を上向きして上方からコンクリートを打設して打継いだ。

2.2. 使用材料

使用した鋼材の性質を表一2に示した。先打ち部と後打ち部にそれぞれ設計基準強度 F_c が 240 と 210 kg/cm² の普通コンクリートの生コンを使用した。実験時における材料試験結果を表一2に示した。

2.3. 加力方法と測定方法

加力方法と測定方法を図一3に示す。

実験は、300 ton 構造物試験機を使用して行なった。加力は、図一3のように、試験体を単純ばり形式で支持して中央集中荷重を行なうことにより試験区間に曲げとせん断を加えた。なお、a/D は 1.5 である。

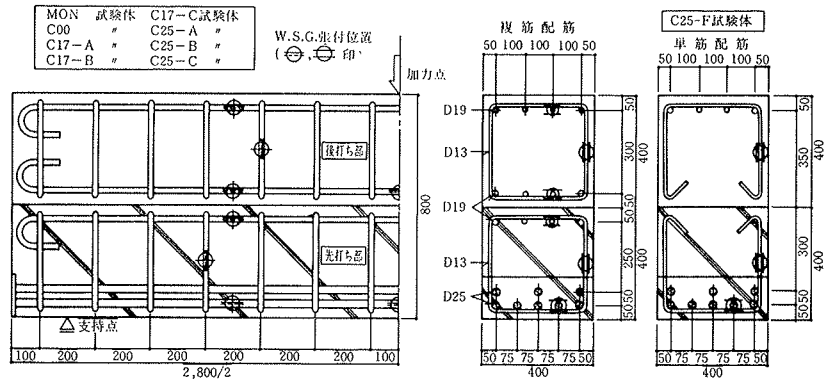
荷重の加え方は、一方向繰返し荷重とし、コンクリートの長期許容せん断応力度 $\tau = \text{長}f_s (= F_c/30, F_c = 210 \text{ kg/}$

鋼材	降伏点強度 σ_y (kg/cm ²)	引張強度 σ_{max} (kg/cm ²)	ヤング係数 $\rho E \times 10^4$ (kg/cm ²)	コンクリート	圧縮強度 σ_c (kg/cm ²)	ヤング係数 $\rho E \times 10^4$ (kg/cm ²)
D-25	3,710	5,750	1.92	先打ち部	347	2.70
D-19	3,850	5,890	1.84			
D-13	4,150	5,790	1.86	後打ち部	330	2.66
16φ	3,830*	4,450	2.14			
配-9	3,350	4,460	2.14	(注)		

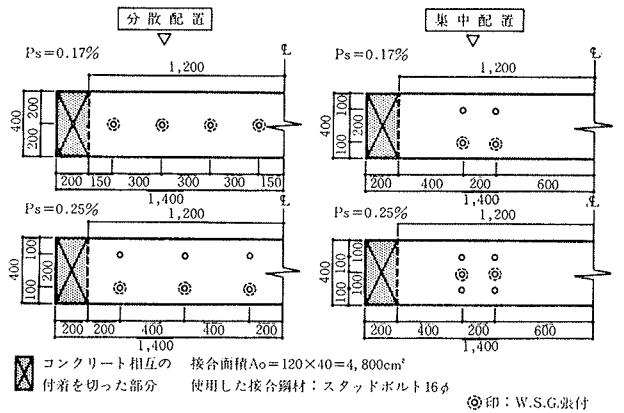
表一2 使用材料の性質

cm²) を基準に $\tau = \text{長}f_s = 7.0 \text{ kg/cm}^2, 10.5 \text{ kg/cm}^2$ (短 $f_s = 1.5 \times \text{長}f_s$), 14.0 kg/cm^2 ($2 \times \text{長}f_s$) で一度荷重を0に戻し、その後は $\tau = 10.5 \text{ kg/cm}^2$ の整数倍で荷重を0に戻しながら漸増荷重する方式とした。

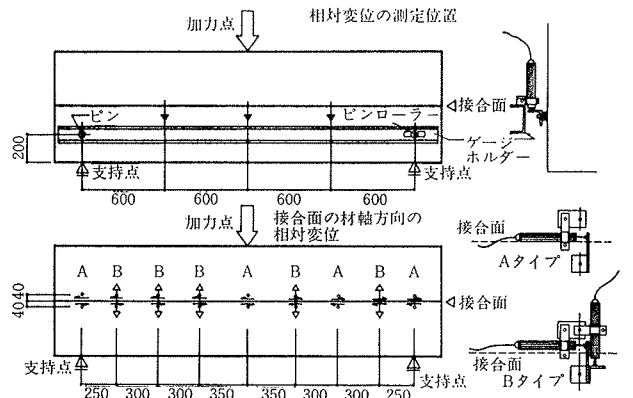
測定は、変位として図一3のように試験体の相対変位と接合面の材軸方向の相対変位を高感度変位計(精度 1/200, 1/500 および 1/1,000 mm) で、ひずみとして、主筋



図一1 試験体の形状、寸法および配筋詳細



図一2 接合筋の配置形態



図一3 加力方法と変位の測定方法

とスタッドのひずみを W.S.G. で行なった。

3. 実験結果とその検討

3.1. 破壊経過

最終破壊状況の例を写真-1に示す。

荷重を加えると、Q (集中荷重 P の 1/2) = 10~22 ton で加力芯位置近傍の下ばに曲げひび割れが発生し、更に、加力すると曲げひび割れが増加、伸展して行き、Q = 26~37 ton で曲げせん断ひび割れが発生した。その後、Q = 69~74 ton で加力点と支持点とを結ぶ線

上にせん断ひび割れが発生したが、単筋配筋の C25-F を除く試験体は、更に耐力が上昇して行き最大せん断耐力 Q = 83~105 ton に達した。

一方、単筋配筋の C25-F は、せん断ひび割れ発生と同時に急激に変位が増大し、その時の荷重 Q = 74 ton が最大せん断耐力となった。

最終破壊状況の例を写真-1に示したが、最下段の主筋のひずみは、降伏あるいは降伏近傍に達しているもののせん断破壊しており、接合面ですべり破壊したものはなかった。C25-F を除いてそれぞれの破壊経過に顕著な差はなく、試験パラメータの影響を認めることはできなかった。

3.2. 諸強度

各種の強度をまとめて表-3に示す。

曲げひび割れ発生荷重 実 Q_{BC} は、10~22 ton で、計算値に対する比率でみると、0.66~1.45倍とかなりばらついていた。

曲げせん断ひび割れ発生荷重 実 Q_{BSC} は、26~37 ton で、ソーゼン式で求めた計算値に対する比率でみると、0.70~1.00倍と実験値がやや小さめではあるが比較的良好な対応を示した。

せん断ひび割れ発生荷重 実 Q_{sc} (実 τ_{sc}) は、69 (26.3) ~ 74 ton (28.2 kg/cm²) でありほぼ同じであった。

C25-F を除く試験体の最大せん断耐力 実 Q_u

試験体名	曲げひび割れ発生荷重		曲げせん断ひび割れ発生荷重		せん断ひび割れ発生荷重 実 Q_{sc} (τ_{sc}) (kg/cm ²)	最大せん断耐力		弾性剛性	
	実験値 実 Q_{BC} (ton)	実験値 計算値 * 1	実験値 実 Q_{BSC} (ton)	実験値 計算値 * 2		実験値 実 Q_u (ton)	実験値 計算値 * 3	実験値 実 K_e (t/cm)	実験値 計算値 * 4
MON	22	1.45	35	0.95	74(28.2)	86(32.8)	0.95	670	0.93
C00	15	0.99	33	0.89	69(26.3)	82(31.2)	0.90	570	0.79
C17-A	14	0.92	33	0.89	70(26.7)	90(34.3)	0.99	560	0.78
C17-B	10	0.66	37	1.00	69(26.3)	96(36.6)	1.05	670	0.93
C17-C	10	0.66	29	0.78	71(27.0)	86(32.8)	0.95	670	0.93
C25-A	10	0.66	34	0.92	71(27.0)	90(34.3)	0.99	620	0.86
C25-B	16	1.05	37	1.00	73(27.8)	101(38.5)	1.11	550	0.76
C25-C	12	0.79	37	1.00	71(27.0)	98(37.3)	1.08	630	0.88
C25-D	12	0.79	26	0.70	73(27.8)	83(31.6)	0.91	670	0.92
C25-E	15	0.96	37	0.98	73(27.8)	105(40.0)	1.13	670	0.92
C25-F	18	1.28	33	0.94	74(28.2)	74(28.2)	0.81	670	0.96

*1計 $M_{bc} = 1.8 \sqrt{F_c} \cdot Z_e$, 計 $Q_{bc} = \text{計} M_{bc} / a$, *2計 $Q_{BSC} = 0.265bd \sqrt{F_c + M_{bc} / (M/Q - D/2)}$ (ソーゼン式)

*3計 $Q_u = \left\{ K_u \cdot K_p (180 + F_c) \frac{0.12}{M/QD + 0.12} + 2.7 \sqrt{P_w \sigma_7} \right\} b_j$, *4計 $K_e = Q / \delta_e$, $\delta_e = \frac{Qa^3}{3E I_e} + \kappa \frac{Q \cdot a}{C \cdot A}$, $\kappa = 1.2$

表-3 試験結果一覧

(実 τ_u) は、82(31.2)~105 ton (40.0 kg/cm²) で表-3に示した終局せん断耐力式³⁾で求めた計算値に対する比率でみると、0.90~1.13倍と比較的よく一致した。また、一体打ちの MON の実 Q_u に対する比率でみると、0.95~1.22倍とほぼ同等の耐力であった。

この実験における各試験体の実 Q_u と試験パラメータとの関係を見ると、接合筋比の高いもの、集中配置のものおよび地中壁面を模擬したものが、あまり大差はないが他のパラメータを有する試験体より、やや大きい値を示した。また、接合面位置をパラメータとする試験体では、その位置が圧縮縁から遠いものほど大きい耐力を示し、特に、圧縮縁から 55 cm の C25-E の実 Q_u は、25 cm の C25-D の 1.27 倍であった。これは、C25-F を除く各試験体の主筋に同量の鉄筋を配しており、C25-E では接合面位置が部材せい中央より下部となり、効果的に曲げに抵抗する主筋量が増加したことで、曲げ耐力とともにせん断耐力が上昇したためと思われる。

単筋配筋の C25-F の実 Q_u は、74 ton で計算値と MON の実験値に対する比率でみると、0.81と 0.86 倍でやや小さかった。これは、主筋の配筋法、すなわち、接合面側の主筋の有無がせん断耐力に影響することを示し

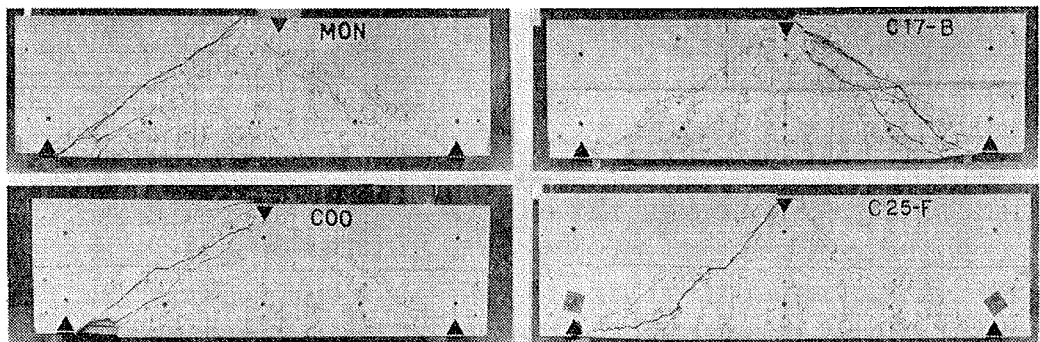


写真-1 最終破壊状況

ており、一体打ちと同等のせん断耐力を発揮するには、合成する部材の主筋を複筋配筋とすることが必要である。

また、スタッドによる接合法で一体化せずに打継いだC00の実 Q_u は、一体打ちのMONの0.95倍とほぼ同等であった。これは、接合筋がなくても最大荷重まで一体性が確保されていたことを示している。このように、接合筋のあるものも含め合成部材の一体性は、接合面の付着抵抗と载荷に伴って接合面に作用する面圧によって生じる摩擦抵抗とで発揮されていると考えられる。

3.3. 変位性状

3.3.1. 相対変位 せん断力 Q と相対変位 δ (以下、変位と呼ぶ)との関係を包絡線で図-4~5に示す。

図をみると変位性状は、 $Q=10\sim 22$ tonの曲げひび割れ発生荷重までは同じようであった。それ以後も、大差はないが $Q=37$ ton近傍まで、接合面位置が圧縮縁から55 cmのC25-Eを除く各試験体の剛性は、一体打ちに

比較してやや低い傾向にあった。接合面位置が圧縮縁から25 cmのC25-Dと単筋配筋のC25-Fでは、曲げせん断ひび割れ発生荷重時に他のものより大きい変位を生じ、それ以後やや剛性低下の大きい性状を示した。C25-Fでは、 $Q=73$ ton時にせん断ひび割れ発生と同時に急激に変位が増加しせん断破壊した。その時の変位は、 $\delta=7.85$ mm(部材角: $R=1/153$)であった。一方、他の試験体では、せん断ひび割れ発生後も急激な剛性低下はなく、耐力の上昇とともに変位が漸増し、 $\delta=5.80\sim 9.55$ mm($R=1/207\sim 1/126$)で、実 Q_u に達した。なお、実 Q_u 近傍の変位性状からみて、実 Q_u 時の変位は、 $\delta=6\sim 7$ mm($R=1/200\sim 1/170$)程度と判断するのが妥当であ

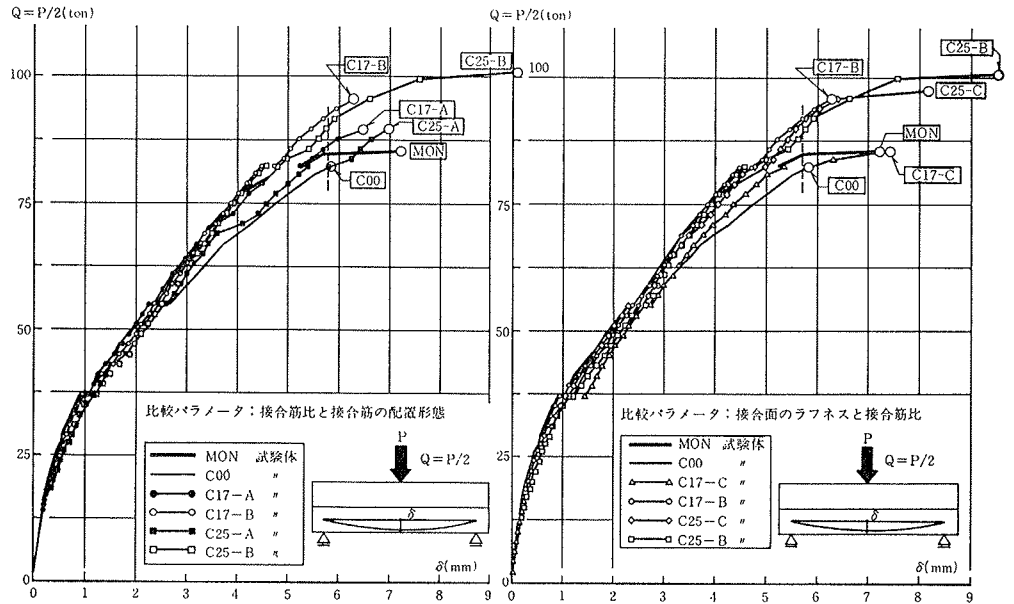


図-4 せん断力 Q ~相対変位 δ 曲線(包絡線)

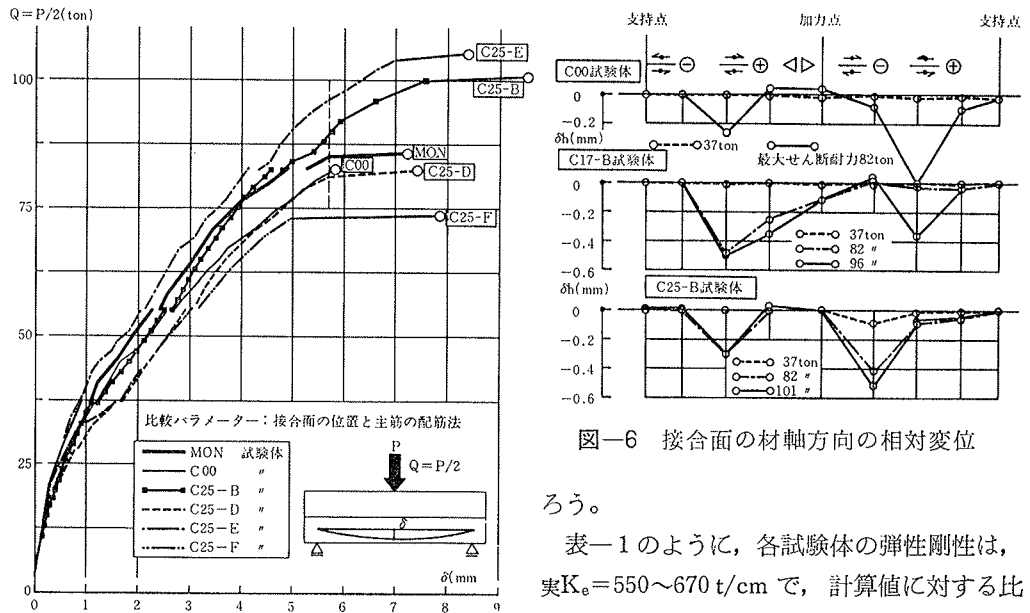


図-5 せん断力 Q ~相対変位 δ 曲線(包絡線)

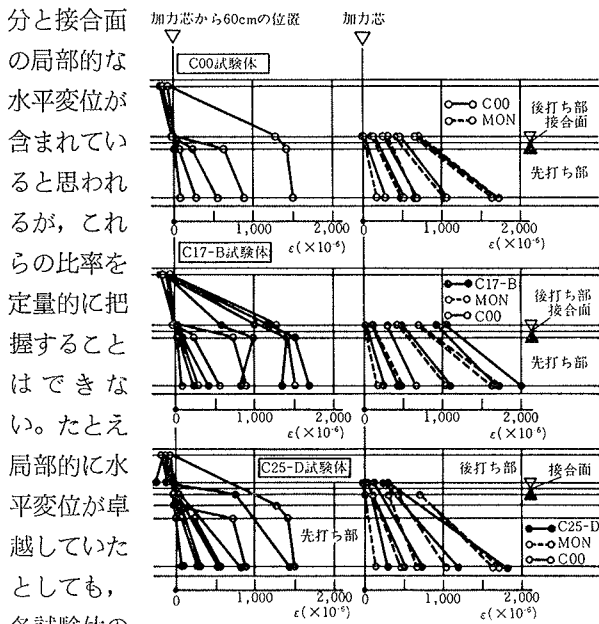
図-6 接合面の材軸方向の相対変位

ろう。

表-1のように、各試験体の弾性剛性は、実 $K_e=550\sim 670$ t/cmで、計算値に対する比率でみると、0.76~0.96倍とやや低めであるが比較的よい対応を示しており、合成部材であっても一体打ちとした計算で十分評価できよう。また、一体打ちの弾性剛性に対する比率でみると、0.82~1.00倍とほぼ一体打ちと遜色のない剛性であった。

3.3.2. 接合面の相対変位 接合面における材軸方向の相対変位(以下、水平変位と呼ぶ)分布の例を図-6に示す。

図をみると、接合面を横切る曲げせん断ひび割れが発生した $Q=37$ ton時に、一部の試験体で極くわずかに水平変位が認められたものの、多くの試験体には生じなかった。 $Q=82$ tonおよび実 Q_u 時に、シャースパンのほぼ中央或いはそれに隣接する測点で水平変位が進行した。この水平変位には、せん断ひび割れ幅の水平方向成



図一七 主筋のひずみ分布

分と接合面の局所的な水平変位が含まれていると思われるが、これらの比率を定量的に把握することはできない。たとえ局所的に水平変位が卓越していたとしても、各試験体の強度と剛性は、一体打ちのものとはほぼ同等でありその影響を受けていなかった。また、せん断ひび割れの影響を受けていない支持点位置の測点では水平変位が生じておらず、接合面全体におよぶ相対すべりは発生しなかった。

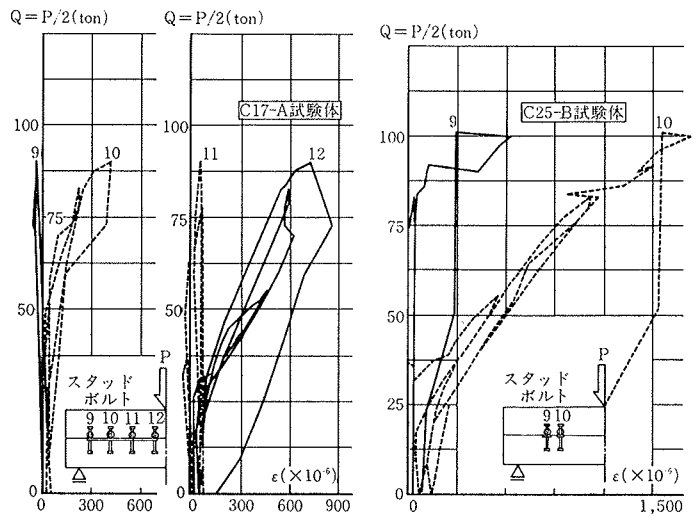
3.4. ひずみ性状

3.4.1. 主筋のひずみ 各サイクルの最大せん断耐力時 ($Q=17, 27, 37, 55$ および 82 ton) と実 Q_u 時におけるひずみ分布の例を図一七に示す。

図をみると、合成した試験体と一体打ちの MON の加力芯位置におけるひずみ分布は、同じような性状を示しており、合成したものの一体性は、実 Q_u 時まで維持されていたといえよう。加力芯から 60 cm 位置におけるひずみ分布は、曲げせん断ひび割れ発生以前の $Q=27 \text{ ton}$ では直線的であったが、曲げせん断ひび割れの発生している $Q=37 \text{ ton}$ 時以後の荷重レベルで、先打ち部の上ば筋と後打ち部の下ば筋のひずみが増加し、直線的な分布が崩れている。もし、接合面のせん断抵抗機能が低下して合成部材の一体性が損なわれ、それぞれの部材が独立に耐力を発揮する積層部材に近い耐力機構に移行したとすると、先打ち部と後打ち部の主筋には、下ば筋に引張、上ば筋に圧縮ひずみが生じる、あるいは、これに近い分布となろう。しかも、こうした分布性状は、加力点位置におけるひずみ分布にも観察されるはずであるが、先に述べたようにその分布は直線的な性状を示した。

以上のことから、直線的なひずみ分布性状が崩れたのは、合成した試験体の一体性が損なわれたことによるものではなく、W.S.G. の張り付け位置を横切るように伸展した曲げせん断ひび割れの影響によるものと思われる。

3.4.2. スタッドボルトのひずみ スタッドボルトの



図一八 スタッドボルトのせん断力～ひずみ ϵ 曲線

ひずみ ϵ とせん断力 Q との関係の例を履歴曲線で示す。

図をみると、初ひずみ発生荷重は、曲げせん断ひび割れ発生荷重に対応していた。スタッドを分散配置した C17-A のひずみは、圧縮ひずみで推移しているものもあり、接合筋として効果的に機能しているものと、そうでないものとが混在していた。これに対して、スタッドを集中配置したものうち、耐力のやや小さかった C25-D と C25-F を除く試験体のひずみは、分散配置の場合と同様に、その効き方に差はあるが最大ひずみで $1,500 \mu$ 程度の値を示した。

4. 結び

スタッドボルトによる接合法によって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、面外力の作用する場合を想定した合成部材の実大模型による面外曲げせん断実験を行ない、せん断破壊する場合の構造性能を検討した。

この結果、①合成部材がせん断破壊する場合の強度と剛性は、一体打ちのものとはほぼ同等であり既往の式を用いて評価できる、②合成部材の耐力を確保するためには、後打ち部も複筋配筋とすることが必要であるなど、面外力に対する構造性能を知ることができた。

参考文献

- 1) 菊地, 小島, 武田: WF による耐震架構の開発研究 (その1), 大林組技術研究所報, No. 30, (1985), pp. 20~24
- 2) 野村, 水谷, 入沢, 小島, 武田: 地中壁と内壁との合成梁の曲げせん断実験, 大林組技術研究所報, No. 30, (1985), pp. 38~42
- 3) 広沢, 後藤: 軸力をうける鉄筋コンクリート部材の強度と粘り(その2 既応の資料に関する検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (1971), pp. 819~820