

## 面外せん断補強技術「マルチプルナットバー®」(その2)

田中 浩一 江尻 譲嗣

## Out-of Plane Shear Reinforcing Method: “Multiple Nuts Bar®” for the Walls of Underground RC Structures

Koichi Tanaka Joji Ejiri

## Abstract

A retrofit method was developed for box culvert walls, floors and roofs. This method is inserting “Multiple Nuts Bar” as additional shear reinforcement into drilled holes from the inside of culvert. The “Multiple Nuts Bar” is made from high strength steel bar in order to reduce drilling work, and it is having multiple nuts as anchor at the end. Cyclic loading test was conducted using the “Multiple Nuts Bar” to propose design ductility. Shear strength test was conducted to propose shear design code for new “Multiple Nuts Bar” that diameter were  $\phi 17$  and  $\phi 19$ . The followings are obtained. 1) Allowable ductility factor is 4.0, 2) Shear contribution of  $\phi 17$  and  $\phi 19$  “Multiple Nuts Bar” has concern with section depth and the shear design code was proposed.

## 概 要

地下カルバートの外壁のように外周が地盤と接触している鉄筋コンクリート構造体を対象に、あと施工せん断補強筋を用いて内空側から施工できるせん断補強工法を開発した。本工法は工期短縮を図るため、1本あたりのあと施工せん断補強筋の負担張力を高めることとし、PC鋼棒の両端部に複数個の機械式定着を設けたマルチプルナットバーを使用する。本研究では、マルチプルナットバーで補強された曲げ破壊後の変形性能と、マルチプルナットバーの断面積を大きくした $\phi 17$ 、 $\phi 19$ のせん断補強効果を実験で確認した。その結果、マルチプルナットバーで補強されたRCの変形性能は、許容塑性率で4.0であること、 $\phi 17$ および $\phi 19$ のマルチプルナットバーのせん断負担分は、有効高さの関数である低減係数を用いて安全に評価できることがわかった。

## 1. はじめに

古い設計基準で建設された地下カルバートでは、コンクリートの許容せん断応力が高く設定されていたため、せん断補強筋がない場合が多い。したがって、地震時のような繰返し荷重に対してせん断破壊する可能性<sup>1)</sup>があり、壁の面外方向を補強する必要性が指摘されている。

このような地下構造物の面外せん断補強工法について、既往の研究がある。例えば山村らの研究<sup>2)</sup>は、壁を面外方向に削孔し、その孔に鉄筋を差し込んで補強する方法を対象としている(Fig.1参照)。差込む鉄筋はストレートであり、通常のスターラップや帯鉄筋のように主鉄筋を取り囲んでいない。そのためにせん断補強効果はフック等を有する通常のせん断補強筋を用いた場合に比べて60%程度になると報告されている。

主鉄筋を取り囲んでいないせん断補強筋のせん断補強効果に関する既往の研究として、前川らのせん断補強筋の不完全定着の影響に関する研究<sup>3)</sup>や、岡本らのあと施工せん断補強筋の研究<sup>4)</sup>がある。岡本らの研究は、鉄筋の先端に機械式定着を圧着させて、山村らの研究よりもあと施工したせん断補強筋の引張負担を高めて補強効果を改善させている。しかしながら、あと施工せん断補強筋は主鉄筋を取り囲んでいないため、そのせん断負担を

100%見込むのではなく、80%程度と見込んで安全側に設計し、実用化されている。

これらの研究結果に共通することは、定着が不完全であっても異型鉄筋であればせん断補強効果が見込めることと、せん断耐力が設計せん断耐力<sup>5)</sup>の100%までは達しない、ということである。

あと施工せん断補強を省力化するには、削孔本数の低減が必要である。そこで著者らは、せん断補強筋自体をPC鋼棒にして高強度化し、その先端部に小型の機械式定着具<sup>6)</sup>を直列に複数個取り付けて支圧面積を大きくした「マルチプルナットバー」を開発し、 $\phi 13$ のマルチプルナットバーを用いた場合のせん断耐力を提案した<sup>7)</sup>。

本研究では、せん断補強後の変形性能を確認するため

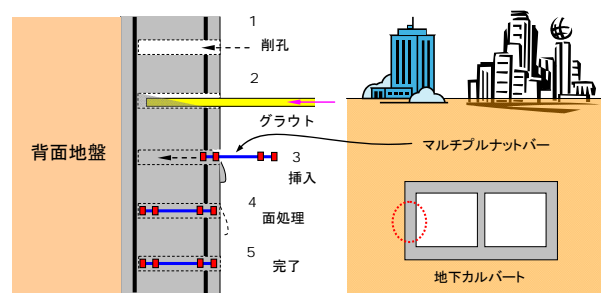


Fig. 1 本工法の面外せん断補強概念図  
Outline of This Method

繰返し曲げ載荷試験を行った。また、さらなる省力化に向けてマルチプルナットバーの直径をφ13よりも太くしたφ17、φ19のマルチプルナットバーを使用してせん断実験を行い、それらを使用した場合のせん断耐力評価式を提案する。

## 2. 繰返し曲げ載荷実験

### 2.1 試験体とパラメーター

試験体の構造配筋図をFig.2に示す。試験体の断面形状はいずれも幅1000mm、断面高さ750mmとした。

パラメーターはせん断補強筋の種類、施工法である。試験体RCは通常の鉄筋コンクリートを模擬したものであり、SD345の鉄筋を用いてせん断補強筋を予め配置した。試験体M1はマルチプルナットバーによりせん断補強が施されたものを模擬しており、せん断補強筋を有しないRC断面にマルチプルナットバーφ13をあと施工により配置した。

試験体の諸元をTable 1に示す。いずれの試験体もせん断耐力、せん断余裕度(せん断耐力/曲げ耐力)を等しくした。両試験体とも、せん断余裕度は約2.0とした。

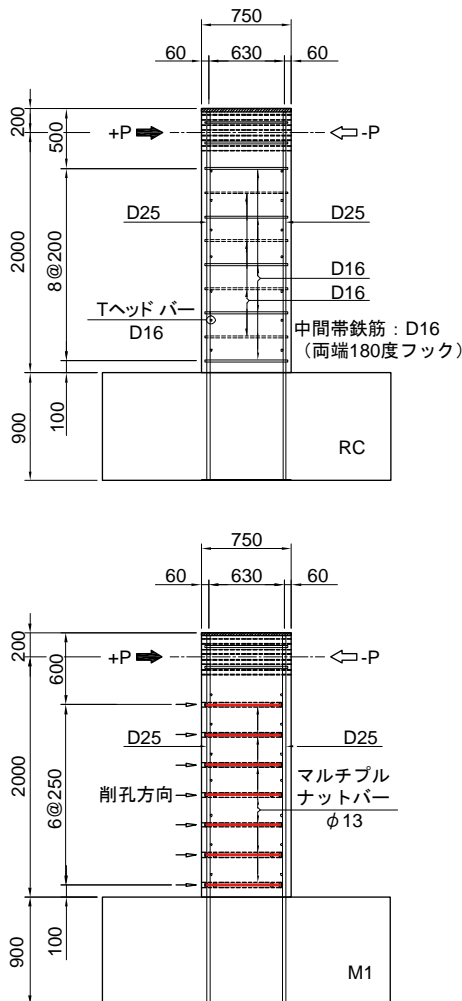


Fig. 2 試験体の形状寸法および配筋図  
Detail of Specimens and Loading Point

試験体M1のせん断耐力は、土木学会式により与えられるコンクリート寄与分と、PC鋼棒の降伏を仮定して求めたせん断補強筋寄与分に低減係数( $\alpha$ )を乗じた値をマルチプルナットバーのせん断寄与とし、それらの和とした。この低減係数は別途行ったせん断実験<sup>7)</sup>から定めた。

試験体M1の製作は実際の施工と同様に行った。削孔はコアドリルで行い、深さが主鉄筋の手前になるよう管理し、貫通させていない。マルチプルナットバーφ13の機械式定着体をFig.3に示す。丸ナット間の距離は50mmとした。マルチプルナットバーの挿入は、削孔内部へモルタルを予めポンプで注入した後に行った(プレグラウト方式)。そのため、モルタルは、削孔内部に注入後自立できるように、硬練りにした。



Fig. 3 マルチプルナットバーの定着体形状(φ13)  
Shape at the End of Multiple Nuts Bar(φ13)

Table 1 試験体の断面諸元  
The Outline of Cyclic Loading Test

		試験体		
		RC	M1	
断面	断面幅	B (mm)	1000	1000
	断面高さ	D (mm)	750	750
	有効断面高さ	d (mm)	690	690
引張鉄筋	鉄筋径と本数	(-)	8本-D25	8本-D25
	引張鉄筋比	$p_t$ (%)	0.54%	0.54%
	全鉄筋比	$p_g$ (%)	1.08%	1.08%
せん断補強筋	鉄筋径と本数、ピッチ	(-)	4本-D16@200	4本-φ13@250
	帯筋比	$p_w$ (%)	0.40%	0.21%
	降伏強度	$f_{wyd}$ (N/mm <sup>2</sup> )	345	1080
	低減係数	$\alpha$ (-)	-	0.60
	拘束応力	$\alpha \cdot p_w \cdot f_{wyd}$ (N/mm <sup>2</sup> )	1.37	1.38
せん断耐力	コンクリートのせん断負担	$V_c$ (kN)	556	556
	せん断補強筋のせん断負担	$V_s$ (kN)	822	826
	せん断耐力	$V_u$ (kN)	1379	1382
	作用せん断力*	$P_v$ (kN)	682	682
	せん断余裕度**	$V_u/P_v$ (-)	2.02	2.03

\*: 材料試験に基づいて主鉄筋の降伏強度を371N/mm<sup>2</sup>として計算した値。

\*\* : 最大到達荷重の実験値は約795kNなので、せん断余裕度は1.73程度。

2.2 材料試験

コンクリートとモルタル, および鉄筋とPC鋼棒の材料試験結果をそれぞれTable 2, Table 3に示す。

2.3 荷重方法

試験体断面の軸圧縮応力度が $2.0\text{N/mm}^2$ となるように, 軸力 $1500\text{kN}$ を与えた。荷重方法は, 主鉄筋の降伏変位の整数倍で, それぞれ3回正負交番荷重を行った。なお, せん断スパン比(a/d)は $2.91$ とした。

2.4 実験結果

2.4.1 荷重-変位関係 実験結果一覧をTable 4に, 各試験体の荷重-変位関係包絡線をFig.4に示す。主鉄筋座屈開始時点の変位, 降伏荷重を下回った時点の変位, それぞれを降伏変位で除した値(塑性率)は, いずれもRC試

験体とM1試験体ともほぼ同じ値となっている。このこと

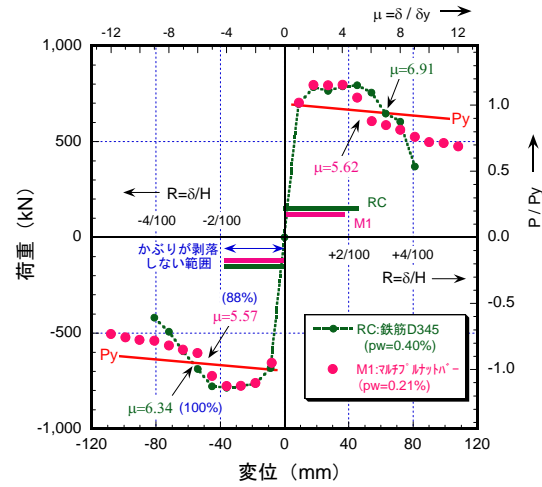


Fig. 4 荷重-変位関係

Relationship between Load and Displacement

Table 2 コンクリートとモルタルの材料試験結果  
Mechanical Properties of Concrete and Mortar

試験体	材料	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	材令 (日)
RC	コンクリート	30.3	21.3	2.51	18
	モルタル	73.6	25.2	6.45	20

Table 3 PC鋼棒の材料試験結果  
Mechanical Properties of Steel Bars

鋼材	降伏強度 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )
主鉄筋: D25 (SD345)	371	582	190
帯鉄筋: D16 (SD345)	370	565	191
マルチプルナットバー: φ13 (SBPR1080/1230)	1237*	1307	206

\*: 0.2%耐力

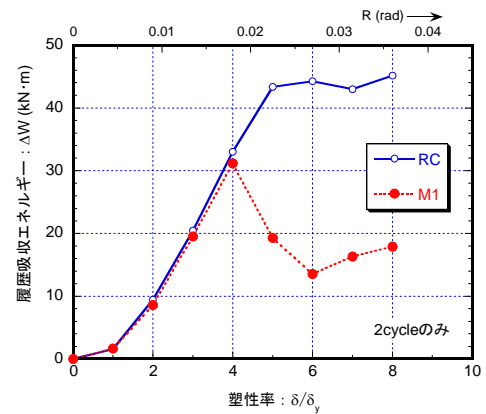


Fig. 5 履歴吸収エネルギーと塑性率の関係

Relationship between Absorbed Energy and Displacement Ductility Factor

から, マルチプルナットバーによりせん断補強した場合

Table 4 実験の結果一覧  
Summary of Experimental Results about Cyclic Loading Test

試験体	主鉄筋降伏 <sup>*1)</sup>		主鉄筋はらみだし <sup>*3)</sup>		かぶり剥落 <sup>*5)</sup>		靱性率	
	降伏荷重 (kN)	降伏変位 (mm)	変位 (mm)	塑性率 <sup>*4)</sup>	変位 (mm)	塑性率 <sup>*4)</sup>	終局変位 (mm) <sup>*6)</sup>	靱性率 <sup>*4)</sup>
RC	正	696.3	正 8.80	正 54.0	正 54.0	正 54.0	正 62.2	6.34
	負	-682.5	負 -8.64	(cycle) (1)	(cycle) (3)	(cycle) (3)	(塑性率) (6.91)	
	平均	689.4	平均 8.72	負 -45.0	5.00	負 -45.0	5.00	
			$\delta y^{*2)}$ 9.00	(cycle) (1)	(cycle) (2)	(cycle) (2)	(塑性率) (6.34)	
M1	正	704.1	正 8.95	正 36.0	正 45.0	正 45.0	正 50.6	5.57
	負	-655.1	負 -8.03	(cycle) (3)	(cycle) (2)	(cycle) (2)	(塑性率) (5.62)	
	平均	679.6	平均 8.49	負 -45.0	5.00	負 -45.0	5.00	
			$\delta y^{*2)}$ 9.00	(cycle) (1)	(cycle) (2)	(cycle) (2)	(塑性率) (5.57)	

\*1): 鉄筋の材料試験結果に基づいた降伏ひずみ(1950 $\mu$ )に達したときで定義。

\*2): RC試験体の実験値から定めた変位制御に用いる降伏変位

\*3): 目視により確認。 \*4): 変位制御用の降伏変位(9mm)で除してもとめた値。

\*5): 主鉄筋の座屈に伴った広範囲なかぶりの剥落。

\*6): 水平変位が9mmのときの水平荷重を690kN, 鉛直荷重を1500kNとしてP- $\delta$ 効果を考慮した降伏荷重を下回ったときで定義。

の変形性能と破壊性状は、せん断余裕度の等しい鉄筋コンクリート構造とほぼ同じといえる。

**2.4.2 履歴吸収エネルギー** Fig.5に示した履歴吸収エネルギーと変位の関係を示す。M1試験体では塑性率5.0以降はRC試験体よりもエネルギー吸収が低下する。これは塑性率5.0で主鉄筋に沿ひ縦ひび割れが大きく開き、荷重-変位パスが逆S型に移行したためである。

**2.4.3 補強後の変形性能** せん断余裕度を2.0とした時、せん断破壊を免れるものの座屈防止効果はあと施工せん断補強筋にはないために、主鉄筋座屈後のエネルギー吸収性能が急激に低下することがわかった。地下構造物を補強する場合、主鉄筋座屈に伴うかぶりの剥落は、その構造物の耐久性を著しく損ねる。特にかぶり剥落側が壁の背面である地盤側となると復旧が極めて難しくなるので、許容できる変位塑性率は4.0以下と考えるのがよい。

### 3. せん断実験

#### 3.1 使用したマルチプルナットバー

使用したマルチプルナットバーの形状寸法をFig.6に示す。既往の研究<sup>7)</sup>から、支圧面積比は10以上が必要であることと、外径53.2mmのコアドリルを使用した場合のモルタル充てん性などを考慮して、φ17、φ19に使用した機械式定着具の外径はいずれも45mm、支圧面積比はそれぞれ12.0(6.0×2個)、13.8(4.6×3個)とした。機械式定着具の間隔はいずれも60mmとした。

#### 3.2 試験体

**3.2.1 削孔方法** 梁試験体の形状寸法をFig.7に示す。補強を模擬するため、梁試験体を製作した後、削孔径53mmのコアドリルにより削孔を行った。左側のせん断ス

パンでは上から削孔し、右側のせん断スパンでは下からコアドリルで削孔した。削孔先端の処理は専用のコアビットにより行った。削孔深さは主鉄筋と約8mm離れた位置に機械式定着が来るように削孔深さを管理した。すなわち削孔は貫通していない。その理由は、実際の施工では削孔奥行き方向の主鉄筋を傷つけない配慮や、地下水の漏水を防ぐために、貫通させないからである。

**3.2.1 モルタルの充填方法** 用いたモルタルは結合材と細骨材の重量比が1.0:1.0のプレミックスタイプの無収縮モルタルである。下向きにグラウトした場合には、水材料比で20%とし、J14ロート値で8秒程度にして使用した。横向きにグラウトした場合の水材料比は17%とし、簡易フロー試験値で70mm値程度の硬練りにして使

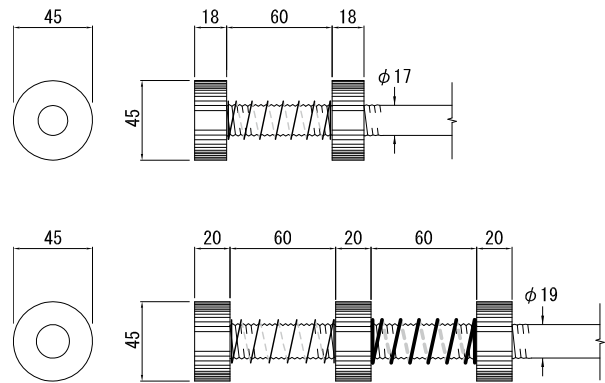


Fig. 6 マルチプルナットバーφ17、φ19の機械式定着具 End shape Details of Multiple Nuts Bar (φ17,φ19)

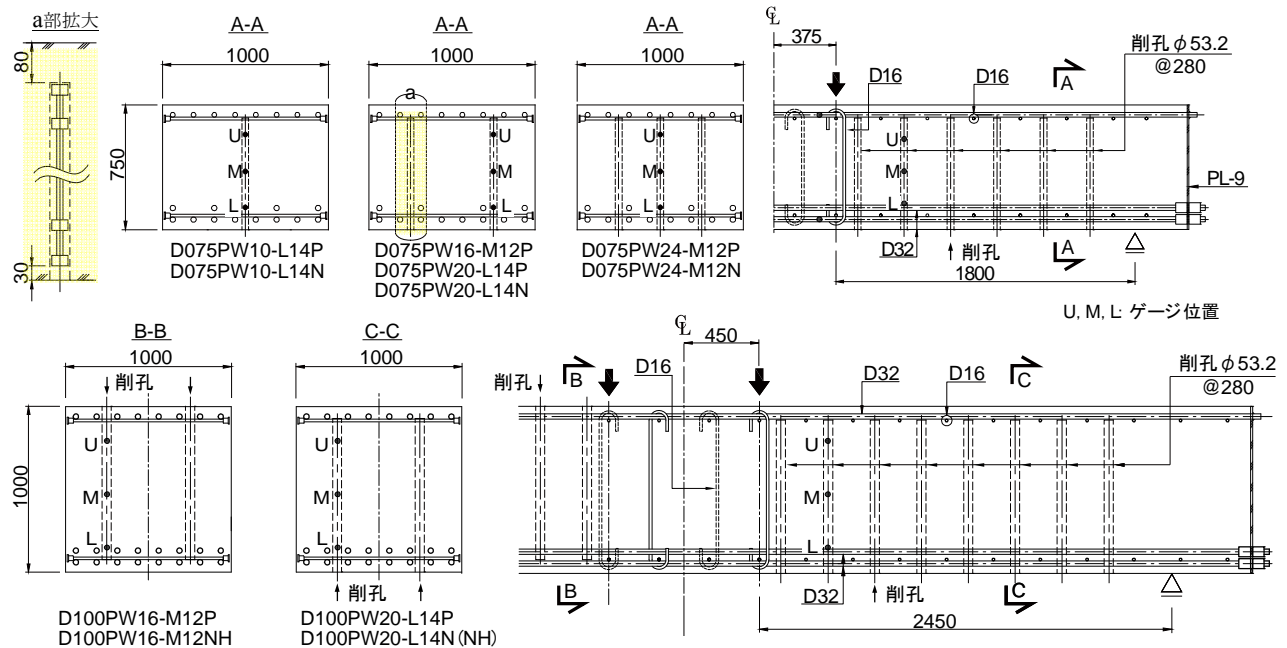


Fig. 7 せん断試験体の構造配筋図と加力方法 Detail of Specimens and Loading Point

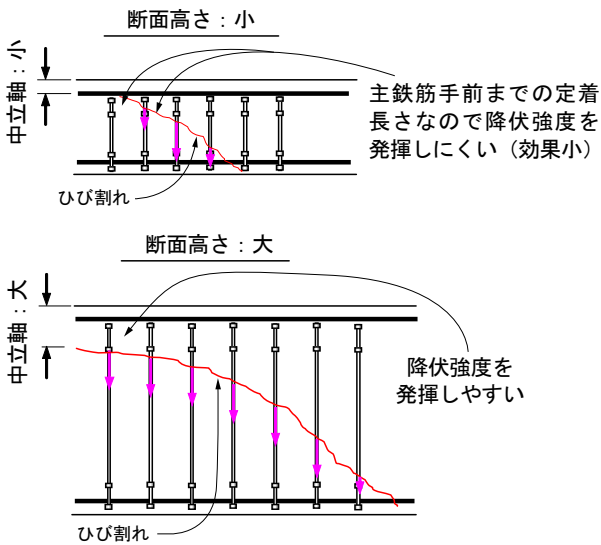


Fig. 8 あと施工せん断補強における断面高さがせん断補強効果に与える影響

Influence that Section Depth gives for Shear Strength in case of Post Shear Reinforcing

用した。硬練りとした理由は、削孔ヘグラウトした後にモルタルが流れ出さないようにするためである。モルタルを充てんする前に、削孔内部を目粗せずにプライマー処理を行った「プライマーあり」と、削孔内部をワイヤーブラシにより目粗して入念にグラウトした「プライマーなし」の2種類とした。プライマー処理にはアクリル系の材料を使用した。従来から打継部の旧コンクリート側には入念な打継処理が必要であることが知られている<sup>8)</sup>。近年の打継用材料がこの種のせん断補強に適しているか、すなわち充分吸水された湿式コア削孔した後の打継界面に有効性について確認する。

**3.2.3 試験体形状寸法と配筋** パラメーターは断面高さとしせん断補強筋比である。いずれの試験体も断面幅は1000mmとしたが、断面高さは750mm, 1000mmの2種類とした。削孔深さを主鉄筋より手前としたため、通常のせん断補強筋のようにコンクリートストラット着地点である主鉄筋を取り囲んでいない。特に載荷点近傍では、あと施工せん断補強筋による拘束効果の低下が顕著となることが予想される。この不完全な配筋がせん断耐力へ影響を及ぼすと予想される。しかし、断面高さが大きくなると、Fig.8に示すように機械式定着の位置が中立軸より上方の圧縮領域となる本数が多くなり、せん断補強効果が大きくなるという仮説を考えた。これは前回の実験結果<sup>7)</sup>でもその傾向が認められたためである。主鉄筋はせん断破壊が先行するように異形PC鋼棒を用いた。また壁状構造物を模擬するため配力筋(D16:SD345)の端部には機械式定着を設け、平面ひずみ状態に近づけた。

**3.2.3 マルチプルナットバーの挿入** マルチプルナットバーの挿入は予めモルタルを削孔部へ注入した後(プレグラウト式)とした。挿入前の試験体のせん断補強

Table 5 コンクリートの配合  
Concrete Mix Proportion

粗骨材最大寸法	W/C (%)	水 (kg/m <sup>3</sup> )	セメント (kg/m <sup>3</sup> )	細骨材 (kg/m <sup>3</sup> )	粗骨材 (kg/m <sup>3</sup> )
20mm	61	168	276	813	1026

\*空気量:4.5% \*\*セメントの種類:H

Table 6 コンクリートとモルタルの材料試験結果  
Mechanical Properties of Concrete and Mortar

試験体	材料 (日)	コンクリート		モルタル せん断スパン左 (せん断スパン右)	
		材令 (日)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )	材令 (日)
D075PW00	28	32.4	23.2	-	-
D075PW16-M12P	54	26.9	-	32 (25)	86.6 (79.1)
D075PW24-M12P	21	32.2	-	15 (8)	80.7* (73.3)*
D075PW24-M12N	39	37.9	26.6	16	95.7
D075PW10-L14P	20	30.9	27.0	14 (8)	80.7 (73.3)
D075PW10-L14N	38	36.9	-	32 (20)	102.6 (92.6)
D075PW20-L14P	55	27.8	-	13 (7)	80.7* (73.3)*
D075PW20-L14N	37	32.5	27.0	31 (19)	104.8 (93.5)
D100PW16-M12P	46	26.3	23.2	24 (17)	85.0 (77.0)
D100PW16-M12N	41	36.9	-	25 (15)	89.5 (80.9)
D100PW20-L14P	49	27.1	-	25 (18)	85.0** (77.0)**
D100PW20-L14N	42	36.0	-	28 (18)	89.4 (80.8)
D100PW20-L14N2	33	32.0	23.6	15	93.4

\*:D075PW10-L14Pより推定した値。\*\*:D100PW20-L14Pより推定した値。

Table 7 鋼材の材料試験結果  
Mechanical Properties of Steel Bars

材料	降伏強度 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kN/mm <sup>2</sup> )
主鉄筋: D32 (SBPD1080/1230)	1169	1299	197
せん断補強筋: φ17 (SBPR1080/1230)	1201	1286	205
せん断補強筋: φ19 (SBPR1080/1230)	1206	1285	205

筋比は0%である。これを所定のせん断補強筋比となるようにマルチプルナットバーを挿入した。

**3.2.4 使用材料** 試験体に用いたコンクリートの配合をTable 5に示す。削孔のグラウトに用いたモルタルはプレミックスモルタルとした。コンクリートとモルタルの材料試験結果をTable 6に、使用した各種鋼材の材料試験結果をTable 7に示す。



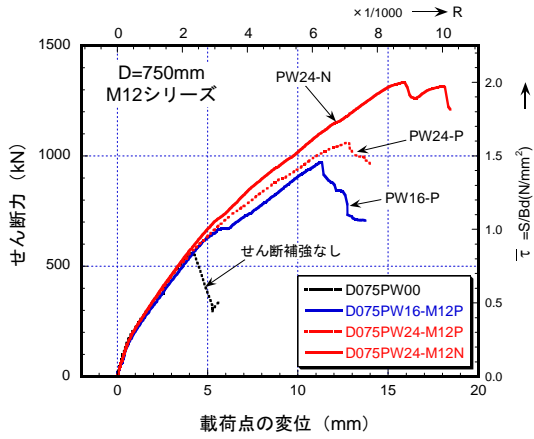


Fig. 9 せん断力-変位関係 (D=750mm, φ17)  
Relationship between Shear Force and Displacement at Loading Point (D=750mm, φ17)

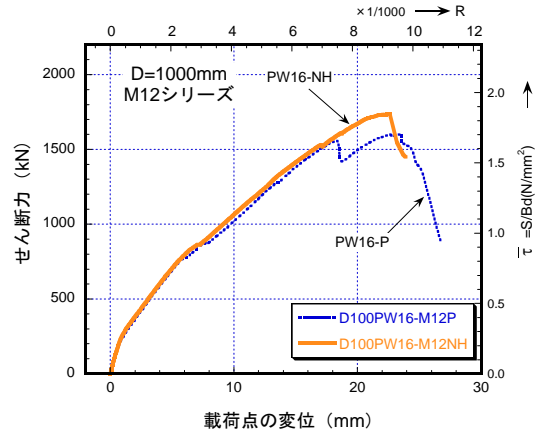


Fig. 11 せん断力-変位関係 (D=1000mm, φ17)  
Relationship between Shear Force and Displacement at Loading Point (D=1000mm, φ17)

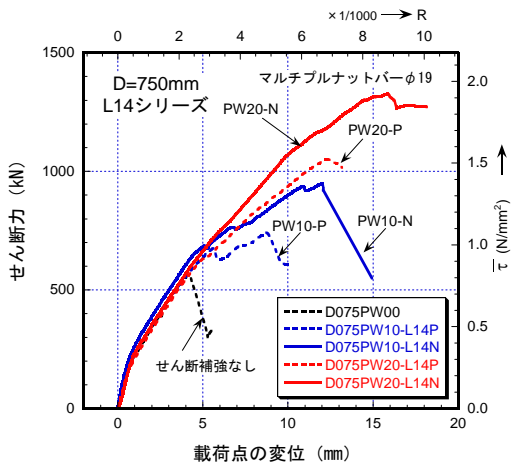


Fig. 10 せん断力-変位関係 (D=750mm, φ19)  
Relationship between Shear Force and Displacement at Loading Point (D=750mm, φ19)

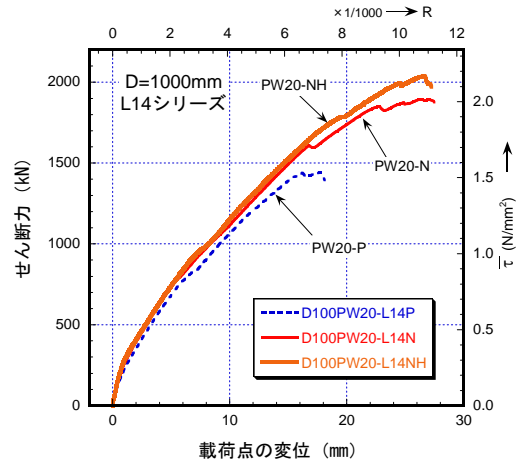


Fig. 12 せん断力-変位関係 (D=1000mm, φ19)  
Relationship between Shear Force and Displacement at Loading Point (D=1000mm, φ19)

Table 8 せん断実験の結果一覧  
Experimental Results about Shear Strength and Reduction Factor

試験体	断面幅 B (mm)	断面高さ D (mm)	せん断補強筋比 $p_w$ (%)	せん断スパン比 $a/d$	挿入した PC鋼棒	グラウト		せん断耐力		計算値 (内訳)		低減係数 $\frac{V_u - V_c^{cal}}{V_s^{cal}}$
						方向 鉛直: ↓ 水平: →	プライマー 処理	(実験値) $V_u$ (kN)	(計算値) $V_u^{cal}$ (kN)	$V_c^{cal}$ (kN)	$V_s^{cal}$ (kN)	
D075PW00	1000	750	0.00	2.61	—	—	—	561	530	530	0	—
D075PW16-M12P	1000	750	0.16	2.61	2-φ17 @280	↓	○	969	1514	498	1016	0.46
D075PW24-M12P	1000	750	0.24	2.61	3-φ17 @280	↓	○	1057	2052	529	1523	0.35
D075PW24-M12N	1000	750	0.24	2.61	3-φ17 @280	↓	—	1343	2081	558	1523	0.52
D075PW10-L14P	1000	750	0.10	2.61	1-φ19 @280	↓	○	745	1156	522	634	0.35
D075PW10-L14N	1000	750	0.10	2.61	1-φ19 @280	↓	—	957	1187	553	634	0.64
D075PW20-L14P	1000	750	0.20	2.61	2-φ19 @280	↓	○	1050	1772	504	1268	0.43
D075PW20-L14N	1000	750	0.20	2.61	2-φ19 @280	↓	—	1327	1798	530	1268	0.63
D100PW16-M12P	1000	1000	0.16	2.61	2-φ17 @280	↓	○	1601	1996	618	1378	0.71
D100PW16-M12NH	1000	1000	0.16	2.61	2-φ17 @280	→	—	1749	2070	692	1378	0.77
D100PW20-L14P	1000	1000	0.20	2.61	2-φ19 @280	↓	○	1444	2345	624	1721	0.48
D100PW20-L14N	1000	1000	0.20	2.61	2-φ19 @280	↓	—	1908	2407	686	1721	0.71
D100PW20-L14NH	1000	1000	0.20	2.61	2-φ19 @280	→	—	2053	2381	660	1721	0.81

### 3.3 荷重方法

Fig.7に示すように、いずれの荷重においてもアーチ機構よりトラス機構を卓越させるため、せん断スパン比を2.5以上<sup>9)</sup>である2.61とし、2点集中単調荷重とした。

### 3.4 実験結果

#### 3.4.1 せん断耐力とせん断力-変位関係

実験で得られたせん断力-変位関係をFig.9~Fig.12に、せん断耐力をTable 8に示す。D075シリーズの結果から、PC鋼棒を挿入するとせん断耐力は増加し、せん断補強効果があることがわかる。同一条件で、かつ同一のせん断補強

筋比にもかかわらず、プライマーありのほうがせん断耐力は低い。このことから、プライマー処理は、この工法においては使用しないほうが良いと言える。

#### 3.4.2 PC鋼棒のひずみ分布

せん断破壊した荷重におけるPC鋼棒のひずみ分布の一例をFig.13~Fig.14に示す。ゲージ位置は図中に示すようにナット近傍と補強筋中央である。いずれの場合もPC鋼棒の深さ方向でひずみにバラツキがない。このことから内側ナット間のPC鋼棒はアンボンド状態といえる。φ17の場合、断面高さが750mmではPC鋼棒のひずみは降伏ひずみに達していないが、断面高さが1000mmになるとPC鋼棒のひ

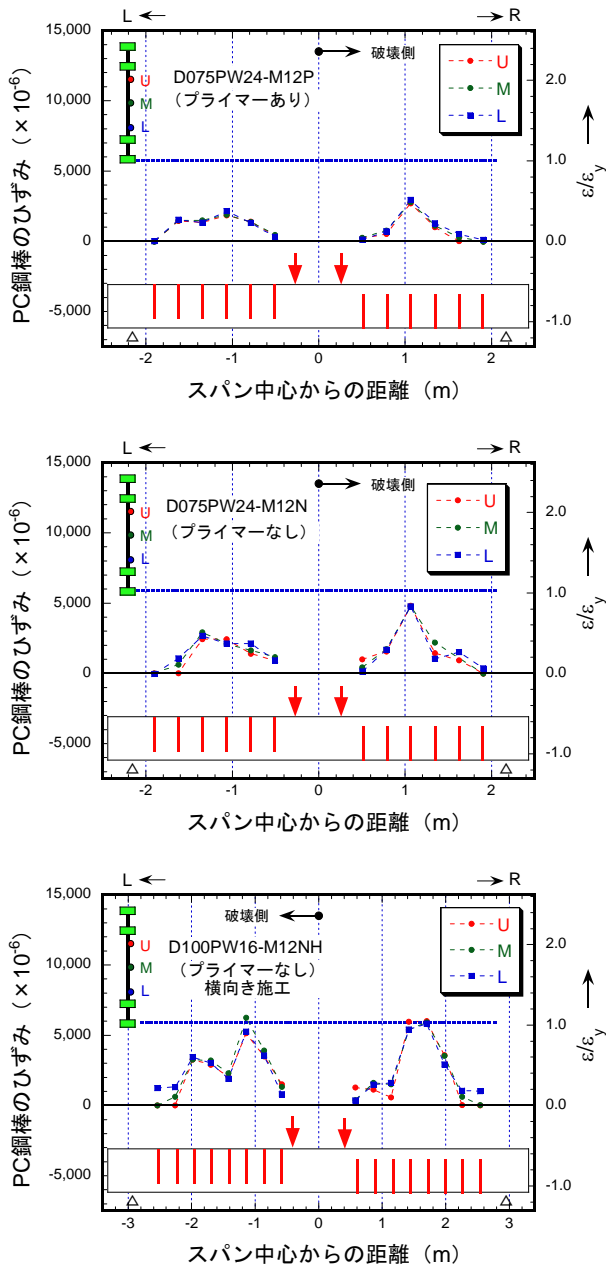


Fig.13 マルチプルナットバー φ17のひずみ分布  
Strain Distribution of φ17 Multiple Nuts Bars

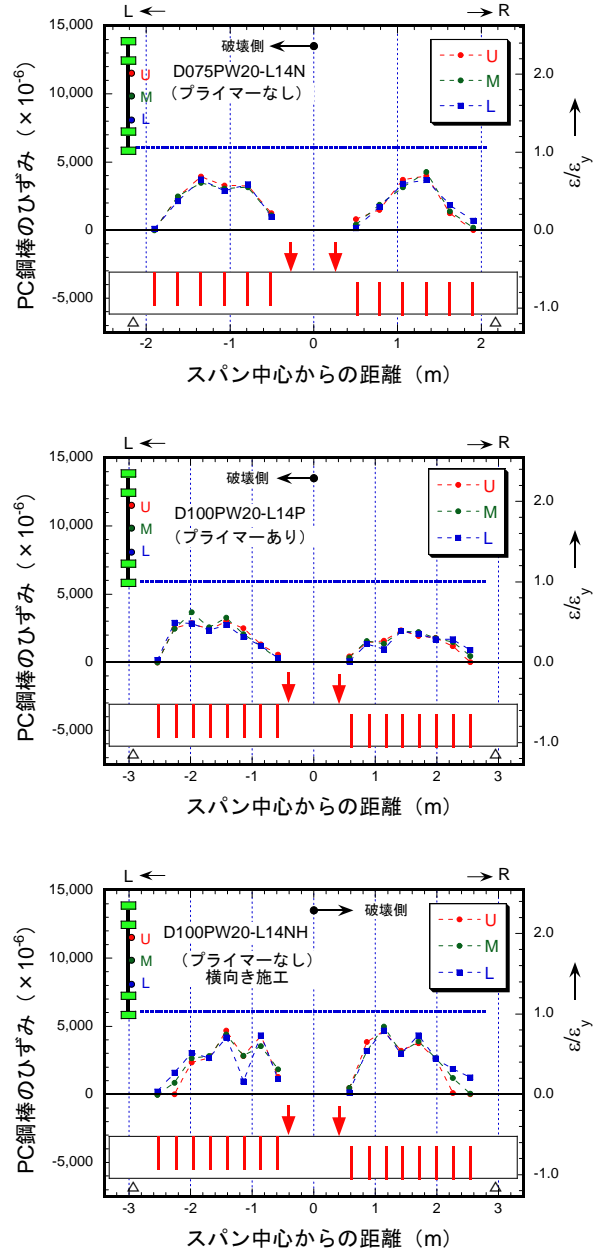


Fig.14 マルチプルナットバー φ19のひずみ分布  
Strain Distribution of φ19 Multiple Nuts Bars

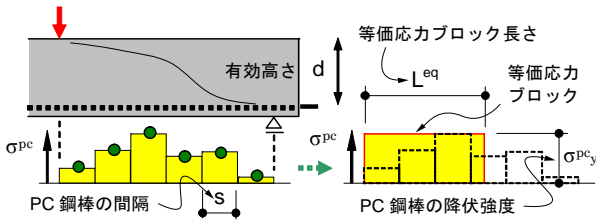


Fig. 15 マルチプルナットバーの等価応力ブロックとその長さ  
Equivalent Stress Block Length of Multiple Nuts Bar

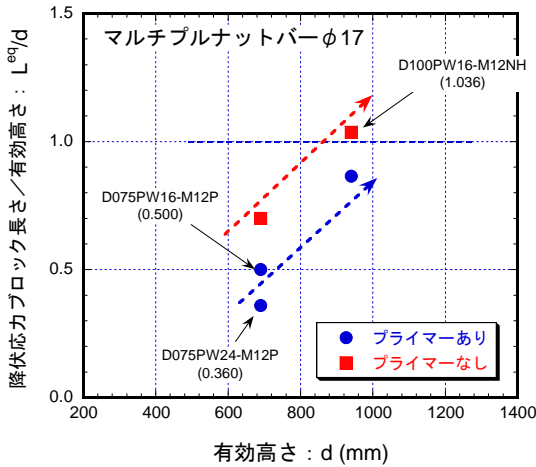


Fig. 16 マルチプルナットバー(φ17)の応力ブロックと有効高さの関係  
Relationship between Stress Block Length and Section Depth in case of φ17 multiple Nuts bar using

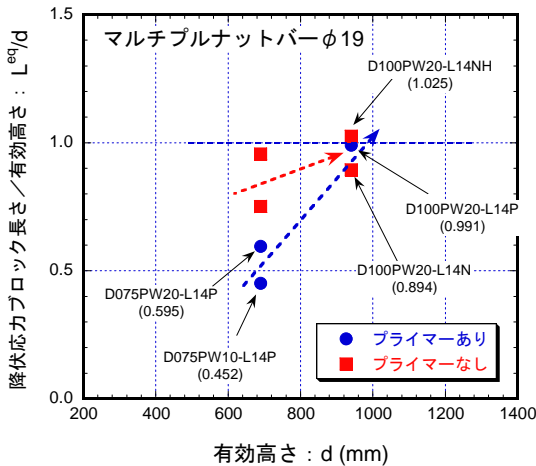


Fig. 17 マルチプルナットバー(φ19)の応力ブロックと有効高さの関係  
Relationship between Stress Block Length and Section Depth in case of φ19 multiple Nuts bar using

ずみは、左右のせん断スパンとも降伏ひずみ近傍に達する。一方、φ19の場合でも同様に、プライマーなしのほうがひずみは大きくなる傾向があるものの、断面高さが1000mmとなってもPC鋼棒のひずみは降伏ひずみを超

えなかった。

3.4.3 PC鋼棒の応力ブロック 前述のひずみ分布を定量的に比較するため、Fig.15に示すように、破壊したせん断スパン側のマルチプルナットバーの応力ブロックを求めて、その総和を材料試験より得たマルチプルナットバー母材のPC鋼棒降伏強度で除すと応力ブロックの長さ(以下、等価応力ブロック長さ)になる。この値を有効高さで除した値と有効高さとの関係をFig.16, Fig.17に示す。なお、分子の値はせん断スパン全長にわたるマルチプルナットバー応力を積分した値なので、コンクリートストラット角度を45度としたトラス理論値<sup>5)</sup>におけるせん断負担とは少し異なるが、これを有効高さで除すことでマルチプルナットバーのせん断寄与を異なる有効高さと同列に比較することができる。マルチプルナットバーがφ17, φ19のいずれの場合も、有効高さが大きくなるとこの値も大きくなる傾向がある。またプライマー処理の有無を比較すると、プライマーを用いないほうが大きい。特にせん断補強筋比が0.24%と高い場合ではこの傾向が顕著であった。このことから、本工法においてプライマー処理を用いるとせん断補強効果が低下し、前述したとおり、せん断耐力を低くしていると思われる。したがって、削孔内部の処理は、ワイヤーブラシで入念に目粗した後にグラウトするほうがモルタルとコンクリートとの一体化が良いと言える。プライマー処理では、モルタルとコンクリートとの間に薄いアクリル被膜が形成されるため、旧コンクリートの吸水による打継強度低下は防止できるものの、コアドリルによる削孔面のように凹凸が少ないコンクリート表面ではモルタルとコンクリートとの本来有するセメント結合による打継せん断強度<sup>8)</sup>は阻害されているといえる。

3.4.4 PC鋼棒のせん断寄与 せん断耐力の実験値とせん断補強筋比との関係について整理したものがFig.18である。せん断補強筋比とせん断耐力の実験値は比例関係がある。しかしながら、PC鋼棒の降伏強度を仮定した計算値<sup>5)</sup>のような勾配ではなく、断面高さが厚いほうが上記の計算値に近くなる傾向がある。また、プライマーありのほうがせん断耐力は低い傾向にある。コンクリートのせん断負担分( $V_c$ )はあと施工でせん断補強筋を挿入しても変化しないと考えると、マルチプルナットバーのせん断寄与が変化したことになる。

### 3.5 せん断耐力評価式

せん断耐力実験値とせん断補強筋比は比例関係があるので、マルチプルナットバーの母材であるPC鋼棒が降伏強度を發揮したと仮定したせん断負担( $V_s$ )に、実際の耐力がかけはなれる程度を、低減係数( $\alpha$ )を乗じて表す。すなわち $V_s$ の一次式( $\alpha \times V_s$ ,  $\alpha$ :低減係数)でマルチプルナットバーのせん断負担を表す。この低減係数を次式で求めて、Table 5に示した。



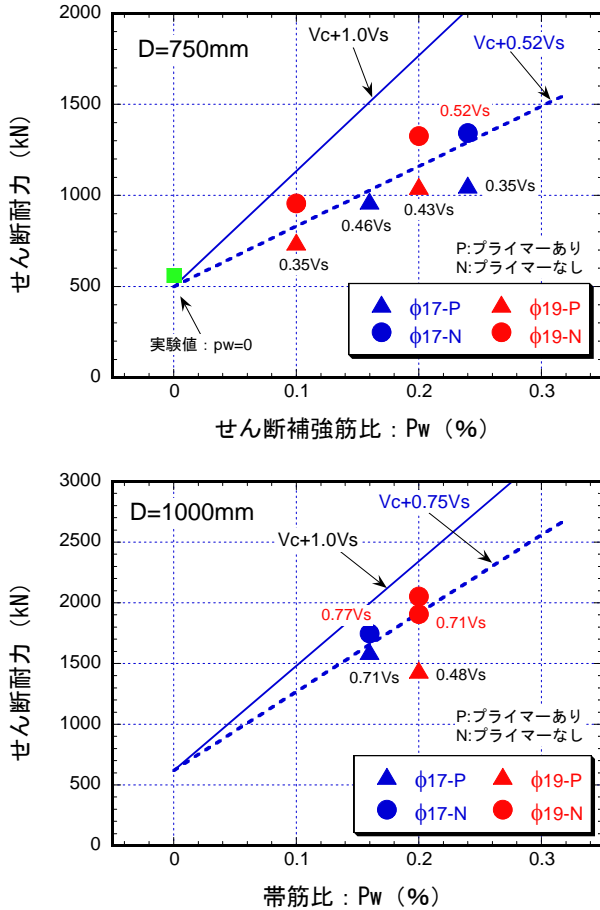


Fig. 18 せん断耐力とせん断補強筋比の関係  
(上: D=750mm, 下: D=1000mm)  
Shear Strength -Shear Reinforcement Ratio Relationship  
(Upper: D=750mm, Lower: D=1000mm)

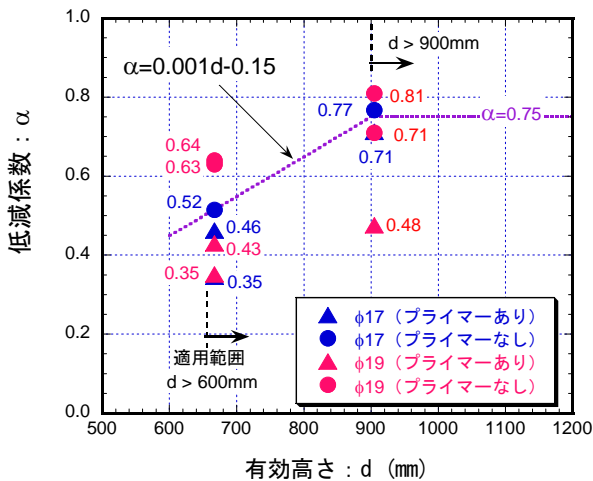


Fig. 19 低減係数と有効高さの関係  
Reduction Factor -Section Depth Relationship

$$\alpha = \frac{V_u^{\text{exp}} - V_c^{\text{cal}}}{V_s^{\text{cal}}} \quad (1)$$

ここに,

$V_u^{\text{exp}}$ : せん断耐力の実験値

$V_c^{\text{cal}}$ : コンクリートが負担するせん断力の計算値

$V_s^{\text{cal}}$ : マルチプルナットバーが降伏するとして算定したせん断負担(降伏強度: 1080N/mm<sup>2</sup>)

この低減係数と断面の有効高さ(d)との関係をFig.19に示す。有効高さとともに低減係数が大きくなる傾向がある。また、プライマー処理の有無により大きくバラつき、同一断面高さでもプライマーありのほうが低減係数は小さい傾向がある。そこでプライマーなしの場合を代表点として直線で近似すると以下の(2)式で表すことができる。今回の実験パラメーター以上の有効高さについては、断面高さが大きくなるほど低減係数が大きくなることから、実験で確認できたことから、現状では(3)式のように観察された最大値で一定で評価すれば安全側になると著者は考えている。

$$\alpha = 0.001 \cdot d - 0.15 \quad (600\text{mm} \leq d \leq 900\text{mm}) \quad (2)$$

$$\alpha = 0.75 \quad (900\text{mm} < d) \quad (3)$$

これを用いて、マルチプルナットバーφ17およびφ19をあと施工せん断補強に用いた場合のせん断耐力( $V_u$ )は(4)式で評価できる。

$$V_u = V_c^{\text{cal}} + \alpha \cdot V_s^{\text{cal}} \quad (4)$$

(4)式を用いてマルチプルナットバーのせん断負担を求め、コンクリート寄与分を土木学会コンクリート標準示方書<sup>5)</sup>に基づき、部材係数をすべて1.0としてせん断耐力を計算した。これと実験値とを比較したものがFig.20である。提案した低減係数を用いて算定したせん断耐力はプライマー処理を行った場合には危険側の評価となるものの、概ね中央値を近似できている。

そこで、コンクリートおよび鋼材の部材係数をそれぞれ1.3, 1.1としてせん断耐力を算定したものがFig.21である。部材係数を与えることにより、プライマーなしのせん断耐力を安全側に評価していることがわかる。

したがって、本工法では削孔内部のプライマー処理をしない前提ならば、この評価式を用いてせん断耐力を評価してよいと考えている。

#### 4. まとめ

地下構造物における外壁の面外せん断補強を目的に開発したマルチプルナットバーにより、せん断破壊から曲げ破壊に移行した場合の変形性能を繰返し載荷実験によ

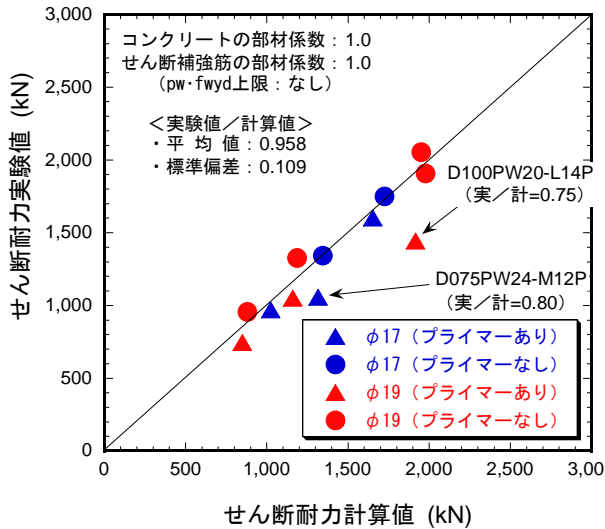


Fig. 20 せん断耐力の計算値と実験値  
(部材係数:  $\gamma=1.0$ ,  $\gamma=1.0$ )

Comparison between Experimental and Calculated Shear Strength (member coefficient:  $\gamma_b^c=1.0$ ,  $\gamma_b^s=1.0$ )

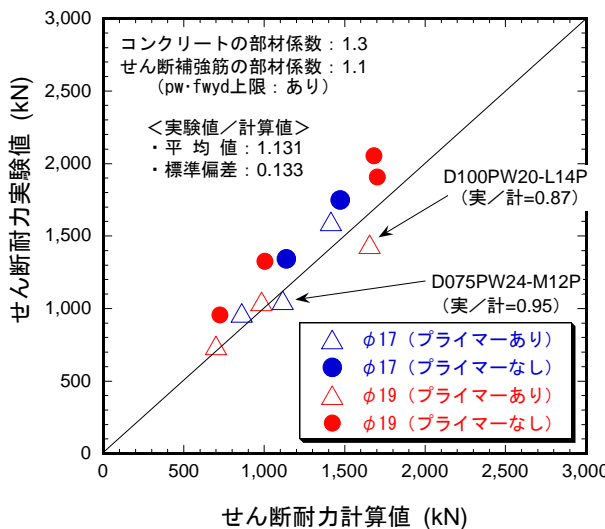


Fig. 21 せん断耐力の計算値と実験値  
(部材係数:  $\gamma=1.3$ ,  $\gamma=1.1$ )

Comparison between Experimental and Calculated Shear Strength (member coefficient:  $\gamma_b^c=1.3$ ,  $\gamma_b^s=1.1$ )

り確認した。また、削孔1箇所あたりのせん断負担をさらに高めるために既往の研究に用いたφ13よりも太い径のφ17およびφ19のマルチプルナットバーによるせん断補強効果を実験により確認した。

その結果、以下のことがわかった。

- 1) マルチプルナットバーによる補強によりせん断破壊を免れて曲げ破壊した後の変形性能は、せん断余裕度を2.0とした場合、降伏荷重を保持する変位塑性率は5~6程度であり、あらかじめせん断補強筋を行った場合とほぼ同じである。

- 2) 変位塑性率が5.0となると、主鉄筋座屈により地盤側のかぶりが剥落し、復旧性能が低下する。したがって、マルチプルナットバーによりせん断余裕度を2.0与えた場合、許容変位塑性率は4.0と考えるのが良い。
- 3) 変位塑性率が4.0を超えるような変形が作用する場合、地盤改良を併用して、地震時の地盤水平変位振幅を抑制する必要がある。
- 4) マルチプルナットバーφ17およびφ19によりせん断補強した場合、せん断補強筋比に比例してせん断耐力は大きくなるが、マルチプルナットバーの母材であるPC鋼棒の降伏強度を仮定したせん断耐力には達しない。
- 5) 削孔内部にプライマー処理を行うと、せん断耐力ならびにマルチプルナットバーのせん断負担が低下する。よって、マルチプルナットバーの施工では削孔内部へのプライマー処理を行わない。
- 6) 削孔内部へのプライマー処理を行わない場合、マルチプルナットバーφ17およびφ19をあと施工した場合のせん断耐力は、有効高さの一次関数で表す低減係数をマルチプルナットバーが母材強度を発揮したと仮定したせん断負担に乘じ、その値とコンクリートのせん断負担の和で評価できる。

#### 参考文献

- 1) 曾良岡宏, 他: 地中ボックスカルバートの変形性能に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.1123-1128, (2001)
- 2) 山村賢輔, 他: 開削トンネル擁壁部のせん断力に対する鉄筋差込による耐震補強効果, 土木学会論文集, No.777/VI-65, pp.47-60, (2004)
- 3) 前川宏一, 他: せん断補強筋の定着不良がRCはりのせん断耐力に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.2, pp.973-978, (2004)
- 4) 岡本晋, 他: 後施工プレート定着型せん断補強鉄筋を使用した部材の性能確認試験(高強度鉄筋の適用), 土木学会年次大会, V-489, pp.973-974, (2009)
- 5) 土木学会: 2007年制定コンクリート標準示方書〔設計編〕, pp.132-135, (2008)
- 6) 土木学会: 鉄筋定着・継手指針〔2007年版〕, p.11, (2007)
- 7) 田中浩一, 他: PC鋼棒を面外方向にあと施工したせん断補強効果, コンクリート工学年次論文集, Vol.33, No.2, pp.1039-1044, (2011)
- 8) 国分正胤: 新旧コンクリートの打継目に関する研究, 国分正胤博士論文選集, pp.7-38, (1950)
- 9) 土木学会: 2007年制定コンクリート標準示方書〔設計編〕, p.139, (2008)