

論文

[1185] 頭つなぎ筋にFRP筋を用いた壁式プレキャスト構造の鉛直接合部の実験

正会員 ○田山 公一 (武蔵工業大学大学院)  
 正会員 望月 重 (武蔵工業大学工学部)  
 正会員 西岡 聖雅 (武蔵工業大学大学院)  
 正会員 藤崎 忠志 (清水建設技術本部)

1. はじめに

壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造の鉛直接合部の耐力・変形履歴特性が、水平つなぎ筋(床スラブ筋と頭つなぎ筋)の面内拘束力によって大きく影響を受けることは、既往の研究<sup>1)</sup>で述べられている。本研究では、頭つなぎ筋に鉄筋より高強度かつ高ヤング率の繊維から成るFRP筋(以下、FRP筋はネフマックであるのでNFMと略す)を用いた場合の鉛直接合部のせん断挙動を、正負交番の繰り返し実験により実験的に解明し、さらに鉄筋とは異なるヤング率を有するNFMを用いる場合の鉛直接合部のせん断耐力を予測した。

2. 実験計画

2.1 試験体

試験体は、壁式プレキャスト構造の壁パネル部と鉛直接合部および床スラブの頭つなぎ部を部分的に取り出し、壁パネル部を打設後、鉛直接合部と頭つなぎ筋が配筋されている頭つなぎ部を同時に、一体打ちとして打設して作製したものである。図1に試験体配筋図を示す。加力装置の都合上、試験体は横置きとしている。パラメータは、頭つなぎ筋の強度とヤング率、コッター(シアキー)形状比(コッター高さ/深さ=0,15),コッター筋比とした。なお、韌性のある荷重-ずれ変位曲線を得るためにコッター形状比を15とした。またFRPの繊維は、異方性であるため、材料の引張強度は高い一方、せん断力に対してその強度は著しく低下することが最近の研究<sup>2)</sup>で指摘されている。そのため頭つなぎ筋にNFMを用いた場合に、せん断力を作用させない目的で、せん断ひび割れの入る鉛直接合部頂部の頭つなぎ筋にシース管を巻いて付着をなくした試験体も作製した。表1に試験体の構造諸元を、表2にNFMの仕様を含めた使用材料の特性を示す。

2.2 加力制御方法および測定方法

加力は試験体の両端に加力用鉄板を介し、

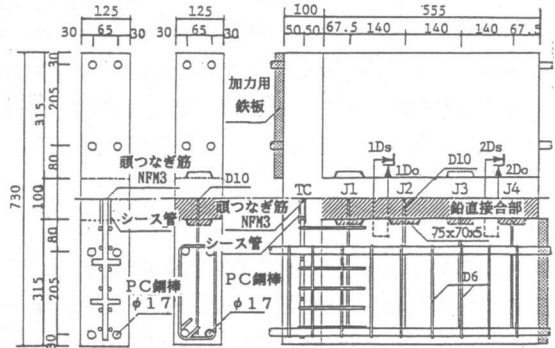


図1 試験体配筋図(S-C5-D10-N3)および測定位置  
 表1 試験体の構造諸元

試験体名	せん断面積 cm <sup>2</sup>	コッター面積 cm <sup>2</sup> (＃比)	コッター筋 (＃比%)	頭つなぎ筋	コッター形状 cmXcmXcm	コッター形状比				
C0-D10-N1	818.75	なし	4-D10 (.35)	NFM1	なし	0				
C0-D10-N2				NFM2						
C0-D10-N3				NFM3						
S-C0-D10-N3				NFM4						
C0-D10-N4			D10							
C0-D10-D10			NFM1							
C5-D10-N1			210 (.28)	なし			4D6(.16)	NFM2	7.5x7x0.5	15
C5-D6-N2								NFM3		
C5-D10-N3								NFM4		
S-C5-D10-N3								D210		
C5-D6-N4	NFM4									
C5-D10-2D10	N24									
C5-D10-2N4										

試験体名の第1ブロックはコッター深さ、第2ブロックはコッター筋種、第3ブロックは頭つなぎ筋種とした。なお、試験体名の最初にSのついた試験体は、頭つなぎ筋にシース管を巻いたものである。

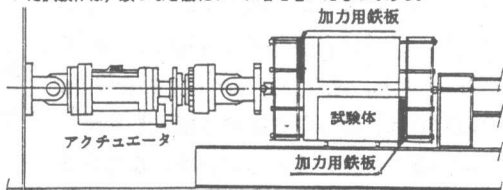


図2 加力装置図

加力治具を取り付け、アクチュエータで接合面にせん断力を作用させるS型加力である。図2に加力装置図を示す。加力用鉄板を入れ換えることによって正負交番の载荷とし、壁パネル同志のずれ変位 ±1,2,3,4,6,~,12mmで制御する。壁パネル同志のずれ(Ds)と目開き(Do)を変位計により測定し、コッター筋(J)と頭つなぎ筋(TC)の鉛直接合部に貼付した鉄筋ひずみゲージによりひずみを測定する。測定位置を図1に示す。

### 3. 実験結果

#### 3.1 破壊経過

試験体の荷重-ずれ変位曲線を図3に、各種強度を表3に示す。いずれの試験体も±1サイクルで鉛直接合部の接合面に沿ったひび割れが発生した。そのひび割れが接合面全体に貫通し、鉛直接合部と床スラブの交差部にせん断ひび割れが生じ、その時点で最大耐力となった。図3(a)はコッターなしで頭つなぎ筋に高強度・低ヤング率のNFM2, 低強度・高ヤング率のNFM4および鉄筋D10を用いた試験体の比較である。正側加力のずれ変位4mmまでについて見ると、NFM4を用いたC0-D10-N4の耐力が最も高かった。D10を用いたC0-D10-D10とNFM2を用いたC0-D10-N2に耐力の差はあまり見られなかった。C0-D10-N4の耐力はずれ変位4mmまで高かったが、4.9mmでNFM4が破断し、耐力低下を示した。NFM4の破断時の荷重は、引張試験の荷重の40.8%であった。図3(b)はコッターありで頭つなぎ筋にNFM2とNFM4を用いた試験体の比較である。正側加力のずれ変位4mmまでは、図3(a)と同様に、NFM4を用いたC5-D6-N4が、NFM2を用いたC5-D6-N2より高い耐力を示した。しかしC5-D6-N4は4.0mmでNFM4の破断により耐力低下を示した。NFM4の破断時の荷重は引張試験の荷重の55.8%であった。以上、図3(a)(b)からずれ変位4mmまでの耐力は、頭つなぎ筋の強度よりもヤング率に影響されていると思われる。また図3(c)はシース管の有無で比較したものである。

表2 使用材料の特性

試験体名	コンクリート					
	壁パネル部			鉛直接合部		
	圧縮強度 kg/cm <sup>2</sup>	引張強度 kg/cm <sup>2</sup>	ヤング率 x10 <sup>5</sup> kg/cm <sup>2</sup>	圧縮強度 kg/cm <sup>2</sup>	引張強度 kg/cm <sup>2</sup>	ヤング率 x10 <sup>5</sup> kg/cm <sup>2</sup>
C0-D10-N1	277	17.7	2.61	270	17.4	2.58
C0-D10-N2						
C0-D10-N3	354	22.1	2.72	272	21.8	2.65
S-C0-D10-N3	408	30.8	2.84	390	34.3	2.77
C0-D10-N4	354	22.1	2.72	272	21.8	2.65
C0-D10-D10	282	17.3	2.22	280	18.7	2.33
C5-D10-N1	295	16.8	2.42			
C5-D6-N2	286	19.7	2.34	344	23.3	2.31
C5-D10-N3	295	16.8	2.42			
S-C5-D10-N3	408	30.8	2.84	390	34.3	2.77
C5-D6-N4	286	19.7	2.34	344	23.3	2.31
C5-D10-2D10	282	17.3	2.22	280	18.7	2.33
C5-D10-2N4	263	20.3	2.14			

材料	鉄筋		
	降伏強度 kg/cm <sup>2</sup>	引張強度 kg/cm <sup>2</sup>	ヤング率(x10 <sup>5</sup> ) kg/cm <sup>2</sup>
D6	3490	5440	1.61
D10	3540	5210	1.77
PC鋼棒(φ17)	8100	9900	2.03

NFM							
材料	繊維名称	繊維引張強度 kg/cm <sup>2</sup>	繊維弾性率(x10 <sup>5</sup> ) kg/cm <sup>2</sup>	繊維含有率 %	断面積 cm <sup>2</sup>	破断強度 kg/cm <sup>2</sup>	ヤング率 (x10 <sup>5</sup> ) kg/cm <sup>2</sup>
NFM1	トカ	35000	2.40	42.4	0.597	10600	0.950
NFM2	300			39.0	0.985	9700	0.899
NFM3	東燃			31.3	0.902	6280	1.520
NFM4	HM50			32.3	1.320	5380	1.560

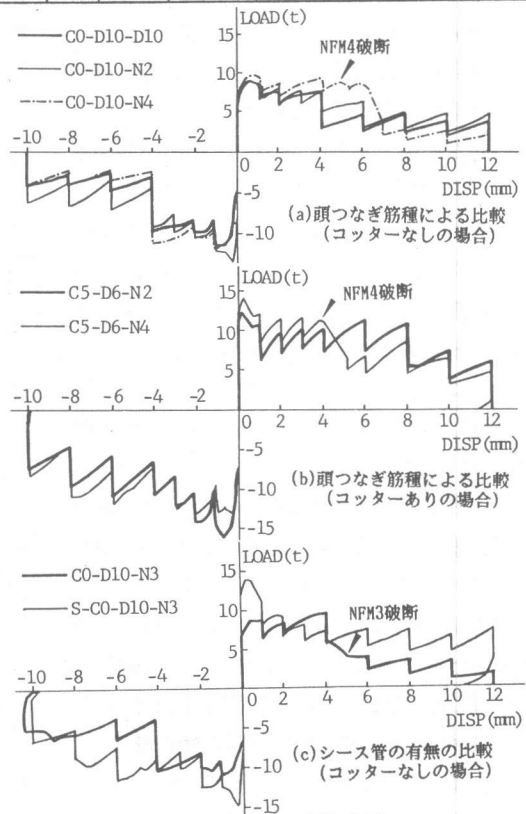


図3 荷重-ずれ変位曲線

正側加力において、シース管のないCO-D10-N3はずれ変位4.3mmでNFM3が破断し、耐力は大きく低下した。シース管を巻いたS-CO-D10-N3では、最大耐力13.92t直後にスラブ部のせん断破壊で耐力低下を示したものの、NFM3の破断はなく、ずれ変位1mm以降、耐力は緩やかな低下をするに留まった。CO-D10-N3のNFM3破断時の荷重は、引張試験の荷重の24.2%であった。

### 3.2 ひずみと変位

頭つなぎ筋とコッター筋の最大耐力時の有効率分布を図4に示す。縦軸は、有効率Cを示し、NFMについては破断まで弾性性状を示すので、引張試験の破断ひずみに対する、また鉄筋については降伏ひずみに対するひずみの比として定義した。図4(a)はコッターなしで、頭つなぎ筋の強度・ヤング率の異なる試験体の比較である。鉄筋に比してヤング率の低いNFM1,NFM2を頭つなぎ筋に用いた試験体は、頭つなぎ筋の抵抗が小さく、コッター筋の有効率の分布は4本とも一様な値を示した。一方、ヤング率が鉄筋とほぼ同等のNFM3,NFM4を用いた試験体は、頭つなぎ筋とそれに近いコッター筋の有効率が大きくなり、効果的に抵抗した。図4(b)のコッターありの試験体は、コッターにより頭つなぎ筋の抵抗が顕著な分布とは言えないが、コッターなしの試験体の場合と同様な性質を示した。図4(c)はシース管の有無による比較である。シース管を巻いた試験体のTCのひずみは、シース管のない試験体のそれより小さかった。その理由としてシース管を巻いた試験体は、スラブ部のせん断破壊による影響が少なかったからだと思う。次に、パネル同志のずれ目開き曲線を図5に示す。(a)はコッターなし、(b)はコッター深さ5mmの試験体についてである。コッターの有無により目開きの絶対量が異なるが、(a)(b)ともにヤング率の高いNFM3を用いた試験体の方がNFM1のそれより、ずれに対する目開きの量が少なく、鉛直接合部全体を拘束しているのが判る。

### 4. 最大耐力の検討

接合部の最大せん断耐力の算定は、第1項にコッターのせん断効果を、第2項に鉄筋のだぼ効果を、第3項に鉄筋の摩擦効果を考慮した既往の提案式<sup>1)</sup>に準じた。ただし、第3項におけるコ

表3 各種強度

試験体名	Q <sub>cr</sub>	vD <sub>cr</sub>	Q <sub>max</sub>		vD <sub>max</sub>	
			正側	負側	正側	負側
CO-D10-N1	9.292	0.010	9.85	-15.39	0.41	-0.42
CO-D10-N2	5.295	0.015	8.86	-13.32	0.44	-0.25
CO-D10-N3	5.480	0.065	8.88	-10.92	0.98	-1.05
S-CO-D10-N3	10.623	0.008	13.92	-14.66	0.42	-0.26
CO-D10-N4	6.061	0.034	9.82	-11.83	0.88	-1.08
CO-D10-D10	4.563	0.015	8.95	-11.45	0.65	-0.74
C5-D10-N1	5.242	0.034	15.74	-16.76	0.48	-0.50
C5-D6-N2	3.258	0.010	12.35	-16.04	0.20	-0.81
C5-D10-N3	8.089	0.006	16.42	-19.28	0.38	-0.66
S-C5-D10-N3	14.980	0.020	19.76	-19.61	0.15	-0.51
C5-D6-N4	11.100	0.027	14.23	-12.97	0.24	-1.00
C5-D10-2D10	8.722	0.008	15.47	-16.82	0.94	-0.86
C5-D10-2N4	9.908	0.025	18.16	-19.39	0.86	-0.94

Q<sub>cr</sub>,vD<sub>cr</sub>; ひび割れ発生時の荷重 (t) および変位 (mm)

Q<sub>max</sub>,vD<sub>max</sub>; 最大荷重時の荷重 (t) および変位 (mm)

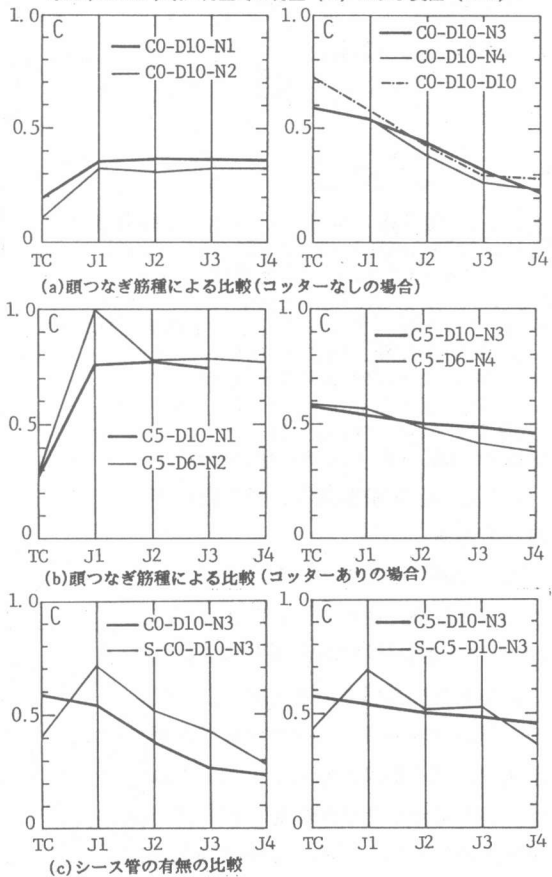


図4 有効率の分布 (最大耐力時)

ッター筋の有効率( $C_c$ )は、本実験の結果に基づき、最大耐力時のコッター筋のひずみから0.53、頭つなぎ筋の有効率( $C_b$ )はD10を用いた試験体のひずみから0.71とした。

頭つなぎ筋にNFMを用いる場合、 $C_b$ は図6に示すように、ヤング率-有効率関係にはほぼ比例的な関係が認められるので、最小自乗法によりヤング率に関するNFMの有効率の回帰式を求めた。

鉛直接接部の最大せん断耐力は、式(1)で与えられる接合部耐力と式(2)で与えられる床スラブ耐力との累加により予測した。

$$Q_{JS} = 0.09F_{jc}A_{sc} + 1.48a_c\sqrt{\sigma_{cy}F_{jc}} + \mu(C_c a_c \sigma_{cy} + C_b \frac{E_N - 0.688}{E_S - 0.688} a_b \sigma_{by}) \dots (1)$$

$$Q_{SS} = \left\{ \frac{0.0679P_t^{0.23}(F_{jc} + 180)}{\sqrt{a/d + 0.12}} \right\} bj \dots (2)$$

- $Q_{JS}(Q_{SS})$ :接合部(床スラブ)のせん断耐力(kg)
- $E_N(E_S)$ :NFM(鉄筋)のヤング率( $\times 10^6$ kg/cm<sup>2</sup>)
- $F_{jc}$ :ジョイントコンクリートの圧縮強度(kg/cm<sup>2</sup>)
- $A_{sc}$ :コッターの全せん断面積(cm<sup>2</sup>)
- $a_c(a_b)$ :コッター筋(頭つなぎ筋)の全断面積(cm<sup>2</sup>)
- $\sigma_{cy}$ :コッター筋の降伏強度(kg/cm<sup>2</sup>)
- $\sigma_{by}$ :頭つなぎ筋の破断強度(kg/cm<sup>2</sup>)
- $\mu=0.84$ :摩擦係数  $a/d$ :ツアースパン比(=1.3)
- $P_t$ :床スラブの引張鉄筋比(%)
- $b$ :床スラブ幅(cm)  $j$ :床スラブせい(cm)

計算結果と実験結果を比較したのが表4である。

両者の結果は比較的一致しており、予測式の妥当性を示しているが、NFM1,2を用いた試験体ではC5-D10-N1を除いて実験値が計算値を若干上回り、NFM3,4を用いた試験体では逆に計算値が実験値を上回る結果となっている。これは、図6に示した有効率を、NFM1,2で多少過小評価し、NFM3,4でやや過大評価したことによるものである。

### 5. 結論

(1)NFMを用いることで、鉛直接接部の最大耐力は上昇した。(2)頭つなぎ筋のヤング率の違いから、鉛直接接部の挙動に違いが見られた。(3)NFMの有効率をヤング率により変化させた鉛直接接部のせん断耐力を予測した。

参考文献(1)望月 重:水平つなぎ筋の拘束を考慮した壁式プレキャスト構面実験  
コンクリート工学年次論文報告集, 1988, Vol.10-3, pp.427~432  
2)丸山武彦 本間雅人 岡村 甫:各種FRPロッドの斜め引張特性に関する実験的研究  
コンクリート工学年次論文報告集, 1989, Vol.11-1, pp.771~776

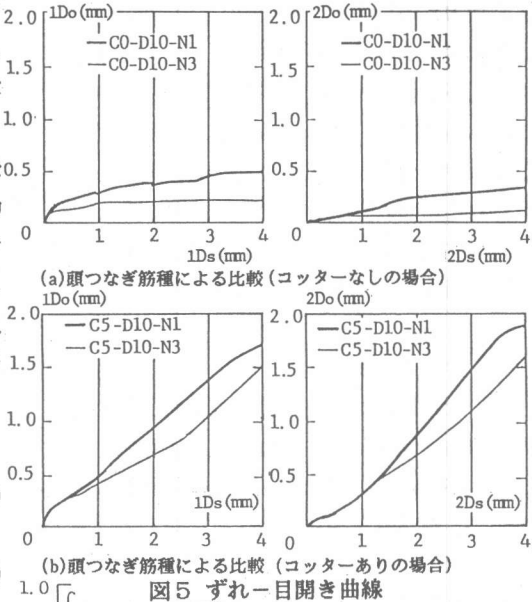


図5 ずれ-目開き曲線

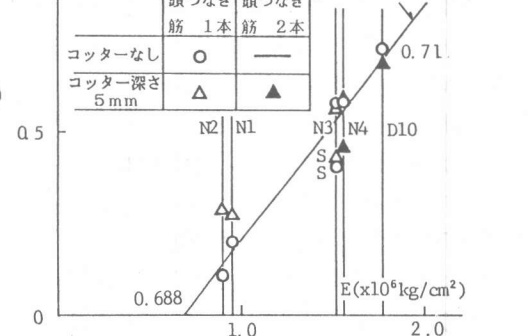


図6 ヤング率-有効率関係(最大耐力時)

表4 実験値と計算値の比較

試験体名	①式			②式		計算値 (Qcal) ①+②	実験値 (Qexp)	Qexp/Qcal
	第1項 コッターのせん断効果	第2項 コッター筋だぼ効果	第3項 コッター筋摩擦効果	頭つなぎ筋摩擦効果	床スラブせん断耐力			
C0-D10-N1	-	4.11	5.40	1.29	1.18	12.00	15.39	1.28
C0-D10-N2	-	4.11	5.40	1.56	1.33	12.41	13.32	1.07
C0-D10-N3	-	4.12	5.40	3.66	1.31	14.49	10.92	0.75
S-C0-D10-N3	-	4.95	5.40	3.66	1.65	15.67	14.66	0.94
C0-D10-N4	-	4.12	5.40	4.80	1.43	15.75	11.83	0.75
C0-D10-D10	-	4.18	5.40	2.11	1.26	12.96	11.45	0.88
C5-D10-N1	6.50	4.64	5.40	1.29	1.38	19.21	18.76	0.87
C5-D6-N2	6.50	2.08	2.40	1.56	1.55	14.09	16.04	1.14
C5-D10-N3	6.50	4.64	5.40	3.66	1.51	21.72	19.28	0.89
S-C5-D10-N3	7.41	4.95	5.40	3.66	1.65	23.07	19.76	0.86
C5-D6-N4	6.50	2.07	2.40	4.80	1.65	17.43	14.23	0.82
C5-D10-2D10	5.29	4.18	5.40	4.22	1.48	20.58	16.82	0.82
C5-D10-2N4	5.29	4.18	5.40	6.60	1.70	26.18	19.39	0.74