# (51) 孔あき鋼板ジベルによる柱RC・梁Sとする 柱梁接合部の支圧破壊性状の改善

又吉 大輔<sup>1</sup>・西村 泰志<sup>2</sup>・齋藤 啓一<sup>3</sup>・青山 尚樹<sup>3</sup>

<sup>1</sup>正会員 大阪工業大学大学院 工学研究科建築学専攻(〒535-8585大阪府大阪市旭区大宮5丁目16-1) E-mail:matayoshidaisuke@yahoo.co.jp

<sup>2</sup>正会員 大阪工業大学教授 工学部建築学科(〒535-8585大阪府大阪市旭区大宮5丁目16-1) E-mail:nishimura@archi.oit.ac.jp

<sup>3</sup>正会員 大和ハウス工業株式会社 総合技術研究所 新構法研究グループ(〒631-0801 奈良市左京6-6-2) E-mail:n-aoyama@daiwahouse.jp

本研究は、柱RC・梁SとするRCS柱梁接合部の支圧破壊性状の改善を意図して、S梁フランジ上下面に 孔あき鋼板ジベル(以下,PBLという)を取り付けた接合部ディテールの開発を目指している。既往の著者 らの研究において、PBLはRCS柱梁接合部の支圧終局耐力を増大させることが実験的に明らかにされた。 しかしながら、鉄骨フランジ上下面に水平に取り付けられたPBLの内部パネルから外部パネルの応力伝達 および耐力評価に関して疑問点が残されている。本論は,鉄骨フランジ上下面に水平に取り付けられた PBLを有する柱梁接合部に着目し,内部パネルから外部パネルへの応力伝達機構および抵抗機構に基づく 簡便な設計式を提案し,その妥当性を実験的に検討する。提案された設計式は実験値と比較して、若干安 全側の評価を与るもののほぼ評価できることが示されている。

*Key Words :inner panel, outer panel, perfobond plate connectors, design formulae, resistance mechanism,* 

1. 序

既往の研究<sup>1)</sup>において柱RC・梁SとするRCS柱梁接合 部の支圧破壊性状の改善を意図して,図-1に示すよう に,S梁フランジ上下面に水平型PBL,垂直型PBLおよび これらを複合させた複合型PBLを取り付けるディテール が提案され、PBLを有することによって、PBLが無いも のと較べ支圧耐力が増大することが示された。しかしな がら、水平型PBLを有する場合の応力伝達および耐力評 価に関しては疑問が残されている。







(a) 水平型 PBL

(b) 垂直型 PBL

(c) 複合型 PBL

図 - 1 PBL を活用した接合部ディテール



(a) てこ機構

(b) アーチ機構

図-2 支圧抵抗機構

(c) トラス機構







(a) 内部パネルの支圧耐力

(b) 外部パネルの終局耐力

(c) 接合部の支圧終局耐力

図 - 3 支圧終局耐力の評価法

このような観点から,本研究は水平型PBLを有する RCS柱梁接合部の支圧耐力設計式を提案し、その妥当性 を実験的に検討する。

2. 抵抗機構および耐力評価法

図 - 2に,既往の研究で提案されたRCS柱梁接合部の 支圧抵抗機構<sup>2)</sup>を示す。図 - 2(a)は,逆対称荷重を受け る柱梁接合部はS梁フランジ上下面に支圧力および摩擦 力が作用し,S梁の回転を拘束することを示している。

図 - 2 (b) および (c) は内部パネルと外部パネルの間に 生じるねじりモーメントおよびS梁フランジ上下面の水 平圧縮束に作用する圧縮力 C が,内部パネルから外部 パネルに伝達されることにより,外部パネルではアーチ 機構およびトラス機構を形成し,外力に抵抗することを 示している。

水平型PBLは,図-2(b)に示されたS梁フランジ上下面

の水平圧縮束に作用する圧縮力 C を増大させる働きを 有すると考える。

図 - 3にRCS柱梁接合部の支圧終局耐力の評価法を示

す。図 - 3(a) は内部パネルの支圧耐力,*il*, を示している。 図 - 3(b) に示された,*al*, はアーチ機構による耐力,*al*, とト ラス機構による耐力,*il*, を一般化累加することにより求 められた外部パネルへの応力伝達は内部パネルと外部パネ ルから外部パネルへの応力伝達は内部パネルと外部パネ ルの間に生じるねじりモーメント*M*, およびS梁フランジ 上下面の水平圧縮束に作用する圧縮力*C* によって伝達 される。したがって,内部パネルから外部パネルへの応 力伝達に伴う耐力を,*al*, とすると,*al*, のうち,*l*, で区切ら れたABCD部分が外部パネルの終局耐力となる。図 - 3 (c) は内部パネルの支圧耐力,*il*, と,*al*, で区切られた ABCD部分の外部パネルの終局耐力,*al*, を一般化累加す ることにより求められた接合部の終局支圧耐力*l*, を示し ている。



図-4 提案された設計式

### 3. 抵抗機構に基づく設計式の提案

S梁フランジ上下面に取り付けられた水平型PBLは図 -2(b)に示すS梁フランジ上下面の水平圧縮束に作用す る圧縮力 Cを増大させる働きがあると考える。したが って,図-4に示すように,水平型PBLのせん断耐力の 増大分<sub>△</sub>Q<sub>PBL</sub>は内部パネルと外部パネルの間に生じるね じり耐力 M<sub>t</sub>と外部パネルの耐力<sub>。</sub>Mとの大小関係によっ て,内部パネルあるいは外部パネルに寄与するかの場合 わけが必要となる。

支圧終局耐力PMbは

i)  $M_t \ge_o M$  のとき

$${}_{P}M_{b} = \left({}_{i}M_{b} + {}_{\Delta}Q_{PBL} \cdot {}_{hj}d\right) + {}_{o}M \tag{1}$$

ii)  $M_{i} <_{o}M$  かつ  $_{\Delta}Q_{PBL} \cdot_{hj} d < (_{o}M - M_{i})$  のとき

$${}_{P}M_{b} = {}_{i}M_{b} + \left(M_{t} + {}_{\Delta}Q_{PBL} \cdot {}_{hj} d\right)$$

$$\tag{2}$$

iii)  $M_t <_o M$  かつ  $_{\Delta}Q_{PBL} \cdot_{hj} d > (_o M - M_t)$  のとき

$${}_{P}M_{b} = \left\{ {}_{i}M_{b} + {}_{\Delta}Q_{PBL} \cdot {}_{hj} d - \left( {}_{o}M - M_{l} \right) \right\} + {}_{o}M$$

$$\Box \Box \Box \downarrow , \qquad (3)$$

 $_{i}M_{b}$ :内部パネルの支圧耐力

 $= 0.21 \cdot D^2 \cdot b \cdot \lambda F_c$ 

。M:外部パネルのアーチ機構による耐力

$$= 0.6 \cdot D_c \cdot (B_c - b) \cdot F_c \cdot j_b \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha$$

#### *M<sub>t</sub>*:内部パネルと外部パネルの間のねじり耐力

$$= \left(0.26 + 3.22 \cdot p_{w} \cdot \sigma_{wy} \cdot \frac{B_{c}}{D_{c}} \cdot \frac{1}{F_{c}}\right)$$
$$\cdot \left(\frac{s d^{2} \cdot (3 \cdot D_{c} - s d) \cdot F_{C}}{6}\right)$$

PBLの耐力<sub>ム</sub>Q<sub>PBL</sub>は,

$${}_{\Delta}Q_{PBL} = \min \left( {}_{\Delta}Q_{PBL1}, {}_{\Delta}Q_{PBL2}, {}_{\Delta}Q_{PBL3} \right)$$

とする。  

$$_{\Delta}Q_{PBL1} = 0.8 \cdot n \cdot F_c \cdot \pi d^2 / 4$$

$$_{\Delta}Q_{PBL2} = 7.2 \cdot n \cdot F_c \cdot d \cdot t$$

$$_{\Delta}Q_{PBL3} = 2.5 \cdot \frac{s \sigma_y}{\sqrt{3}} \cdot d \cdot t$$

 $\Delta Q_{PBL1}$ はPBLの2面せん断耐力で,コンクリートの2面 せん断強度を既往の実験結果<sup>1)</sup>に基づいて,08 $F_c$ として いる。 $\Delta Q_{PBL2}$ および $\Delta Q_{PBL3}$ はPBLの円孔の支圧耐力およ びPBLの円孔間の鋼材のせん断耐力である。これらの式 は Leonhardt 式に基づいている。

ここに,  $p_w$ :接合部のせん断補強筋比  $\sigma_{wy}$ :せん断補強筋の降伏応力度  $B_c$ :柱幅  $D_c$ :柱せい  $F_c$ :コンクリートの圧縮強度 sd:梁せい sb:梁幅  $\lambda$ :支圧効果係数で1.5とする

	RC柱	S梁	接合部			のひび割れ荷重	のひび割れ荷重	最大荷重	
			ウェブ厚	せん断補強筋	集中補強筋	PBL	P <sub>s</sub> (kN)	P <sub>b</sub> (kN)	P <sub>max</sub> (kN)
N試験体	350×350 主筋:12-D19 帯筋:2-D10@50	H-300×125×9×25	16mm	2-D10@200	2-D10(UB785)	無	51.1 (45.9)	32.2 (34.9)	78.1 (82.1)
ST試験体						有	34.4 (23.6)	24.9 (15.8)	90.3 (81.8)
S試験体				無			25.9 (28.9)	20.4 (20.9)	68.8 (64.0)

表 - 1 試験体概要および実験結果

および のひび割れ荷重は図-7に示された および のひび割れと対応している。()は負荷重時の値を示している。



図-5 試験体の形状寸法および配筋詳細



<sub>s</sub>j<sub>b</sub>:S梁フランジの中心間距離

α : 圧縮束の角度

$$\alpha = \cos^{-1} \frac{0.4 \cdot D_c}{\sqrt{0.16 \cdot D_c^2 + {}_s j_b^2}}$$

jid :上下の水平型PBLの円孔の中心間距離

n : PBLの孔数

- d:円孔の直径
- t : PBLの鋼板の板厚
- $s\sigma_y$ : PBLの鋼板の降伏応力度
- jd:円孔の中心間距離



図 - 7 ひび割れ状況 (R=1/50 rad. 時)

表 - 2	使用材料の力学的特性

使用材料		降伏応力度	引張強度	ヤング係数	
		$\sigma_y (\text{N/mm}^2)$	$\sigma_u (\text{N/mm}^2)$	$E_s$ (N/mm <sup>2</sup> )	
鉄骨	PL 9	421	563	$2.26 \times 10^{5}$	
	PL 16	271	465	$2.07 \times 10^5$	
	PL 25	328	521	2.16 ×10 <sup>5</sup>	
	PL 12	265	428	$1.90 \times 10^{5}$	
鉄 筋	D19	361	561	$1.75 \times 10^{5}$	
	UD10	981	1009	$2.05 \times 10^{5}$	
	D10	356	500	$1.81 \times 10^{5}$	
使用材料		圧縮強度	割裂強度	ヤング係数	
		$\sigma_B$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_t$ (N/mm $^2$ )	$E_c (\text{N/mm}^2)$	
コンクート		25.3	2.77	2.46 ×10 <sup>4</sup>	

なお,(2)式が成立するためには水平型PBLの近傍に ΔQPBL/2xσyに相当する断面積の集中補強筋を配置する必 要がある。ここで、<sub>α</sub> σ<sub>ν</sub> は集中補強筋の降伏応力度で ある。

## 4. 実験計画

提案された水平型PBLを有するRCS柱梁接合部の設計 式の妥当性を検討するために,計3体の試験体が計画さ れた。

図 - 5および図 - 6に試験体の形状寸法および接合部の 鉄骨詳細を示す。各試験体とも形状寸法は同じであり, S梁フランジ上下面から45mmの位置に集中補強筋D10が 1組配筋されている。

N試験体はS梁フランジ上下面にPBLが取り付けられて いない試験体である。ST試験体およびS試験体はS梁フ ランジ上下面にPBLが取り付けられた試験体である。ま



#### 図-8 履歴曲線



図-10 履歴曲線の包絡線

た,S試験体は内部パネルと外部パネルの間にスリット が設けられている。スリットを設けることによって内部 パネルから外部パネルへのねじりモーメントの伝達がな くなり,PBLの効果を明確に確認できると考えられる。

試験体は柱梁接合部のせん断破壊が先行しないよう鉄 骨ウェブの板厚を16mmとしている。なお,柱梁接合部 のせん断補強筋量は内部パネルと外部パネルの間のねじ り耐力が外部パネルのせん断耐力を上回らないように計



相対的な空隙量

画された。表 - 1に試験体概要を示す。

実験は柱両端をピン支持し,所定の軸力を負荷した後 梁両端に正負漸増繰り返し荷重を負荷するものである。 表 - 2に使用材料の力学的特性を示す。

- 5. 実験結果
- 5.1 ひび割れ状況

図 - 7に, 各試験体の 1/50 (rad) 時のひび割れ状況を示 す。各試験体とも変形の増大に伴い, 接合部のせん断ひ び割れが進展し, S梁の回転に伴ってS梁フランジ上下 面の支圧力によるコンクリートの圧壊が観察された。な お, S試験体は内部パネルから外部パネルへのねじりモ ーメントの伝達をなくしているため, N試験体およびST 試験体と比較して, 接合部のせん断ひび割れの量が少な い。また, PBLが設けられたST試験体およびS試験体は 柱側面の縦ひび割れが観察された。表 - 1に図 - 7に示さ れた および のひび割れ発生時の荷重を示す。



図 - 13 集中補強筋の軸ひずみ度分布

## 5.2 履歴性状

図 - 8に,各試験体の履歴曲線を示す。縦軸は梁両端 に負荷された荷重の平均値Q(kN),横軸は部材変位角R (rad.)である。各試験体とも逆S字形の履歴性状を示して おり,最大耐力発揮後,荷重が低下している。

図 - 9に, N試験体およびST試験体のR = 1/200 およびR= 1/33 (rad.) 時の固有ループを示す。縦軸は梁両端に負荷 された各振幅の荷重  $_iQ$  をその振幅の最大荷重  $_iQ_{max}$  で無 次元化した値  $_iQ/_iQ_{max}$ , 横軸は各振幅の部材変位角  $_iR$  を その振幅の最大部材変位角  $_iR_{max}$  で無次元化した値  $_iR / _i$  $R_{max}$  である。R = 1/200 (rad.) 時では, PBLの有無による履 歴性状の相違は見られないものの, R = 1/33 (rad.) 時では, N試験体と比較してPBLが設けられたST試験体は若干す べりが小さな履歴性状を示している。

図 - 10に各試験体の履歴曲線の包絡線を示す。縦軸は 梁両端に負荷された荷重の平均値Q(kN),横軸は部材変 位角R(rad)である。各試験体とも最大荷重発揮後,荷重

表-3 計算値と実験値との対応

	試験体名				
	Ν	ST	S		
計算値	61.5	71.9	44.0		
$Q_{theo}$ (kN)					
実験値	78.1	90.3	68.8		
$Q_{exp}$ (kN)	(82.1)	(81.8)	(64.0)		
0 10	1.27	1.26	1.56		
$Q_{exp}/Q_{theo}$	(1.33)	(1.14)	(1.45)		





図 - 14 設計式の妥当性

が低下しているものの,N試験体と比較してPBLが設け られたST試験体では最大荷重が約12(kN)増大している。 最大荷重発揮後,ST試験体はN試験体の包絡線に漸近し ている。

図 - 11に,各試験体の部材変位角 1/200 (rad.)時までの 剛性の推移状況を示す。縦軸は剛性*K*(kN/m),横軸は梁 両端の変位量δ(m)である。N試験体と比較して,PBLが 設けられたST試験体およびS試験体では,載荷初期の段 階で剛性が大きくなっている。

図 - 12に, R= 0.01 (rad.) までの各試験体の支圧破壊部 のコンクリートと鉄骨フランジとの相対的な空隙量を示 す。縦軸は空隙量  $\delta$ (mm),横軸は部材変位角 R (rad.)を 示している。N試験体と比較してPBLが設けられたST試 験体は載荷初期の段階で支圧破壊部の相対的な空隙量が 小さくなっているが大きな相違は見られない。

#### 5.3 ひずみ度分布

図 - 13にN試験体およびST試験体の集中補強筋の軸ひ ずみ度分布を示す。縦軸はS梁材軸に直角方向の軸ひず み度 & (×10<sup>2</sup>),横軸はS梁材軸方向の軸ひずみ度 & (× 10<sup>2</sup>)を示している。図中の点線は,S梁フランジ上下面 の水平圧縮束に作用する圧縮力が主筋隅角部に向かう力 となったと考えた場合の圧縮力の作用方向を示している。 N試験体およびST試験体とも点線上に沿って軸ひずみ度 が分布している。したがって,水平圧縮束に作用する圧 縮力は主筋隅角部に向かう力となり,PBLに作用するせ ん断力は内部パネルから外部パネルへ伝達されていると 考えられる。また,N試験体と比較してPBLが設けられ たST試験体は集中補強筋の軸ひずみ度が大きくなって いることから,水平型PBLはS梁フランジ上下面の水平 圧縮束に作用する圧縮力を増大させていると考えられる。

6. 設計式の妥当性

表 - 3 に提案された耐力設計式を用いて求められた計算 値と実験値の対応を示す。

図 - 14 に計算値と実験値の対応を示す。なお、計算値は 梁部材のせん断力*Q*<sub>b</sub>に置換した値である。

提案された設計式によって求められた計算値  $Q_{theo}$  と実験値  $Q_{exp}$  との比  $Q_{exp}/Q_{theo}$  は126~156となり,若干安全側の結果を与えるがほぼ評価できると考えられる。

- 7. 結語
- 1) S梁フランジ上下面に取り付けられた PBL は

RCS 柱梁接合部の最大耐力を増大させる。

- S 梁フランジ上下面に取り付けられた PBL は RCS 柱梁接合部の変形初期の段階で剛性を増大 させる。
- 3) PBL に作用するせん断力は S 梁フランジ上下 面に形成される水平圧縮束に作用する圧縮力と して主筋隅角部に向かう力となり,集中補強筋 を介して外部パネルに伝達される。
- 4) 提案された水平型 PBL を有する RCS 柱梁接合 部の設計式は実験値と比較して多少安全側の評 価を与えるがほぼ評価できる。

参考文献

- 西村泰志、吉田幹人、齊藤啓一、青山尚樹: 孔あき鋼板ジベルによる柱 RC・梁 S とする柱梁 接合部の支圧破壊性状の改善、日本建築学会構 造系論文集 第655号、pp.1727-1736、2010.9
- 2) 西村泰志、堀江耕平:柱 RC・梁 S とする梁貫通 形式内部柱梁接合部の耐力評価に関する研究、日 本建築学会構造系論文集 第 654 号、pp.1557-1566、 2010.8

## IMPROVEMENT OF BEARING FAILURE BEHAVIOR OF S BEAM-RC COLUMN JOINTS USING PERFOBOND PLATE CONNECTOR

Daisuke MATAYOSHI, Yasushi NISHIMURA, Keiichi SAITO and Naoki AOYAMA

To improve the bearing behavior of S beam-RC column joints, three joint details using perfobond plate connectors were proposed in the author's previous studies. In the horizontal and vertical types, perfobond plates were attached on the top and bottom flanges of the embedded steel beam. In combined type, both perfobond plates were attached.

To clarity the effectiveness of the horizontal perfobond plates attached on the top and bottom flanges of the embedded steel beam, three specimens were tested under reversed cyclic loading. From the test results, it was shown that ultimate strength was increased by perfobond plate connectors.

Based on the test results, design formulae of joints with perfobond plate connectors were proposed. It was shown that the predictions were in good agreement with the test results.