

# 論文 孔あき鋼板ジベルを用いた柱 RC・梁 S とする T 字形柱梁接合部の支圧破壊性状の改善

大附 和敬\*1・西川 雄大\*2・西村 泰志\*3

**要旨:** 柱 RC・梁 S とする T 字形柱梁接合部の支圧破壊性状を改善するために孔あき鋼板ジベル(PBL)を用いた接合部ディテールが提案された。このディテールは、PBL を鉄骨フランジ下面に取り付けるものである。また、円孔に鉄筋を挿入することも考える。提案された接合部ディテールの有効性を明らかにするために、3体の試験体を計画した。実験結果から、PBL を取付けることによって、最大耐力が増大しかつすべりを伴う履歴性状が若干改善されることが示された。また、既往の著者らの T 字形柱梁接合部の支圧耐力式に PBL の効果を付加した耐力評価式が提案され、その耐力式によって実験結果を大概評価できることが示された。

**キーワード:** 柱 RC・梁 S, T 字形柱梁接合部, 孔あき鋼板ジベル(PBL), 抵抗機構, 耐力評価

## 1. 序

鋼とコンクリートによる混合構造は、構造の合理性ばかりでなく経済性等の観点から、両者の利点を組み合わせ合わせた構造形式である。その中で、柱は鉄筋コンクリート（以下、RC という）、梁は鉄骨（以下、S という）とした混合構造（以下、RCS という）は、軸力に強い RC を柱に、曲げやせん断に強い S を梁に用いることで部材の特性を活かした構造である。

RCS 柱梁接合部の破壊モードには、せん断破壊と支圧破壊の 2 つが存在する。せん断破壊する場合は安定した履歴性状を示すが、支圧破壊する場合はエネルギー吸収能力に乏しい逆 S 字形の履歴性状を示す。これは、S 梁の回転によって、S フランジ上下面のコンクリートが圧壊し、正負繰り返り载荷に伴って S フランジとコンクリートの間に隙間が生じるためである。このような支圧破壊を抑制するためには、S 梁の回転を拘束し、RC 柱と一体化させることが必要である。

このような観点から、本研究は S 梁が RC 柱を貫通する T 字形柱梁接合部を対象として、S フランジ下面に孔あき鋼板ジベル（以下、PBL という）を取り付けたディテールを用いて、支圧破壊性状の改善に対する有効性を実験的に検討する。

## 2. 対象とする接合部ディテールと抵抗機構

図-1 に提案する接合部ディテールを示す。本ディテールは PBL を S フランジに対して垂直に取り付けるものである。また、その円孔に挿入筋を有するものも考える。これは、図-2 に示すように、S 梁の回転に伴って PBL に圧縮力あるいは引張力を作用させ、S フランジに作用する支圧力の一部を負担させることで支

圧力を軽減させる効果を期待している。また、円孔に挿入筋を配置することで、挿入筋のだぼ作用によってせん断耐力を増大し、最大耐力以降の耐力低下を防ぐ

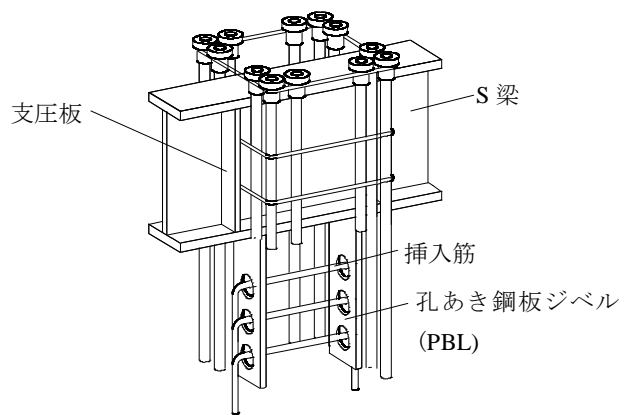


図-1 提案する接合部ディテール

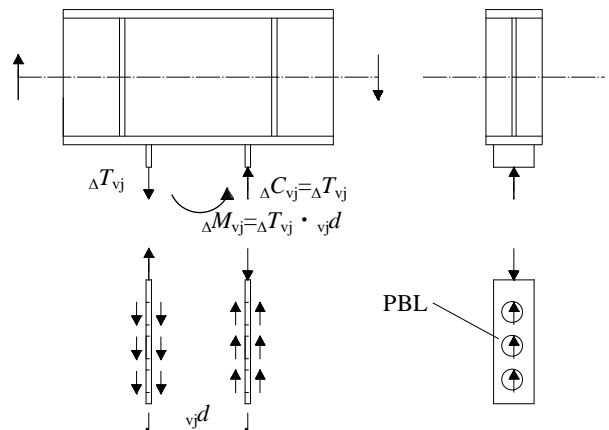
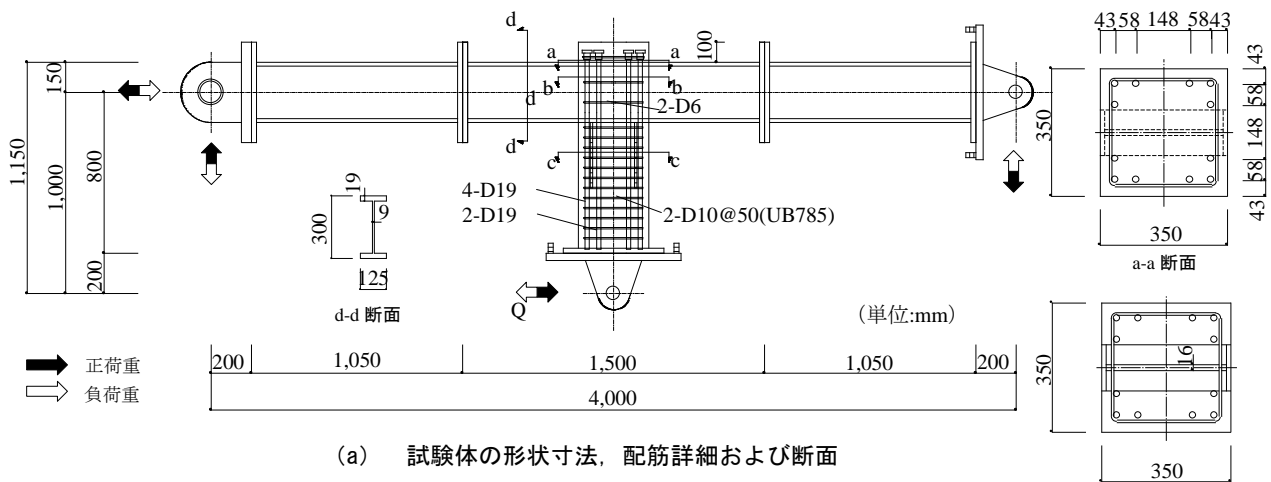


図-2 PBL の支圧抵抗機構

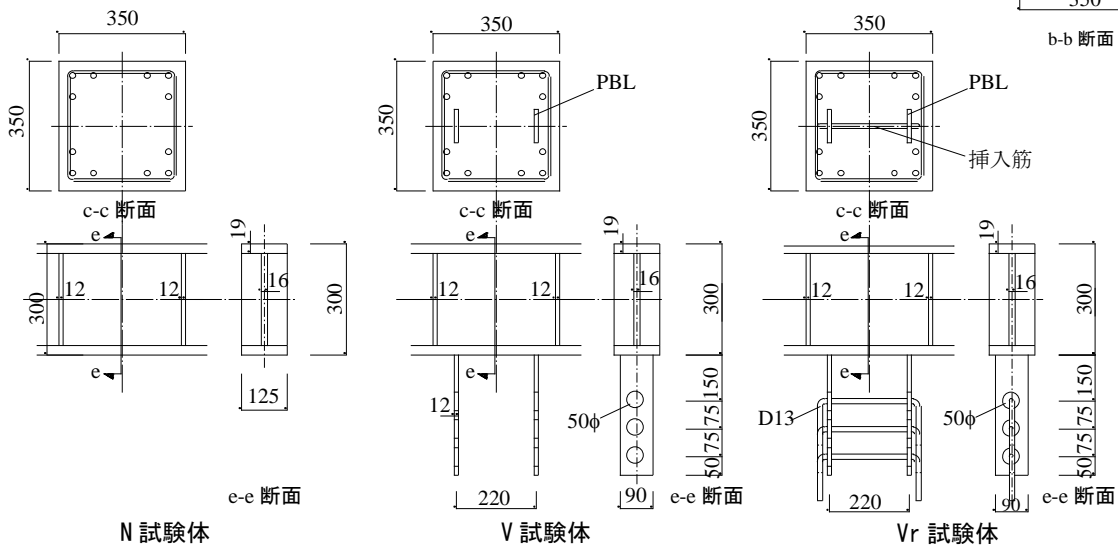
\*1 大阪工業大学大学院工学研究科 (正会員)

\*2 大本組 (元大阪工業大学生)

\*3 大阪工業大学工学部建築学科 教授・博(工) (正会員)



(a) 試験体の形状寸法、配筋詳細および断面



(b) 接合部詳細

図-3 試験体

表-1 使用材料の力学的特性

使用材料		圧縮強度 $\sigma_B$ (N/mm <sup>2</sup> )	割裂強度 $\sigma_t$ (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 $E_c$ (N/mm <sup>2</sup> )
コンクリート		33.6	2.91	$2.49 \times 10^4$
使用材料		降伏応力度 $\sigma_v$ (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 $\sigma_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 $E_s$ (N/mm <sup>2</sup> )
鉄筋	D6 (SD295)	378 <sup>)</sup>	526	$1.92 \times 10^5$
	D10 (UB785)	966 <sup>)</sup>	1029	$2.13 \times 10^5$
	D13 (SD295)	346	490	$1.95 \times 10^5$
	D19 (SD295)	373	554	$1.82 \times 10^5$
鉄骨	PL9 (SM490)	421	563	$2.26 \times 10^5$
	PL12 (SS400)	292	438	$2.11 \times 10^5$
	PL16 (SS400)	322	460	$2.09 \times 10^5$
	PL19 (SM490)	427	537	$2.22 \times 10^5$

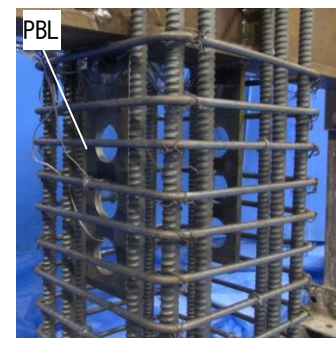
\*)0.2%オフセット法によって求められた値

ことを意図している。

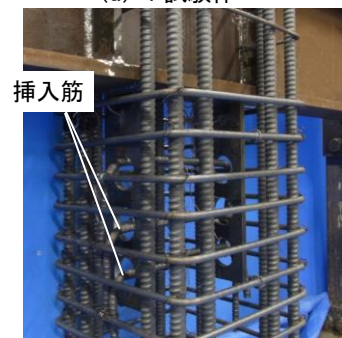
### 3. 実験計画

提案された接合部ディテールの有効性を検討するために、計3体の試験体が計画された。

図-3 に試験体の形状寸法、配筋詳細、断面および接合部詳細を示す。各試験体とも形状寸法は同じであり、梁に交換可能な補助ビームを取り付けることによ



(a) V 試験体



(b) Vr 試験体

写真-1 接合部詳細

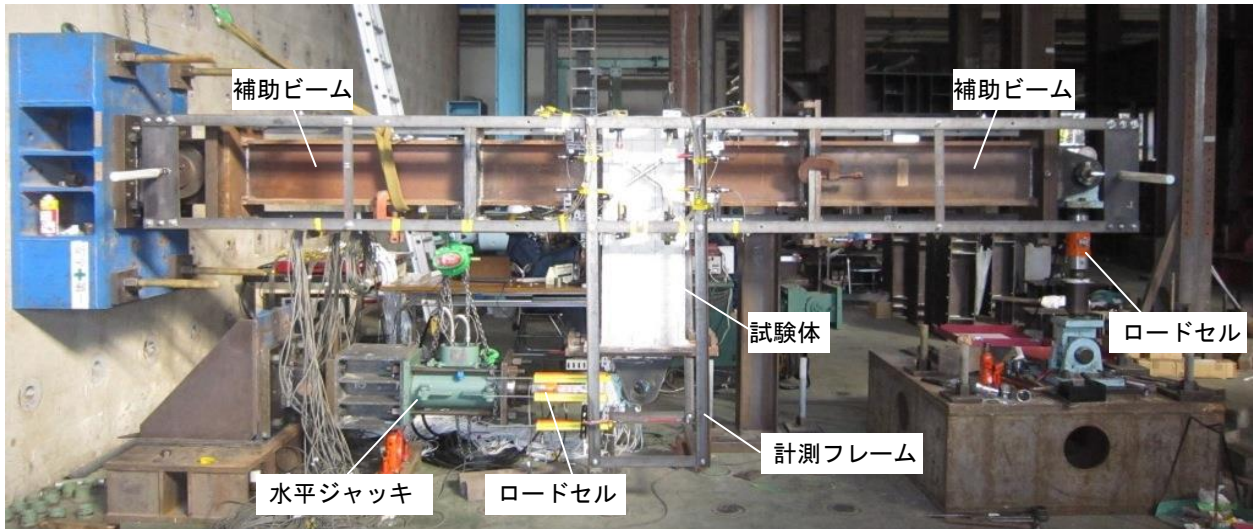


写真-2 実験装置

って、所定の寸法になるようにしている。

柱断面は  $350 \times 350 \text{mm}$ 、主筋は隅角部に D19 (SD295) を 3 本ずつ計 12 本が配置され、せん断補強筋は 2-D10@50 (UB785) である。接合部のせん断補強筋は 2-D6 (SD295)、挿入筋は D13 (SD295) である。S 梁の公称寸法は BH-300×125×9×19 (SM490)、支圧板の厚さは 12mm (SS400) である。PBL は板厚 12mm (SS400)、孔径 50φ、孔間隔 75mm である。なお、各試験体とも接合部のせん断破壊が先行しないように鉄骨ウェブパネル厚を 16mm (SS400) としている。

表-1 に使用材料の力学的特性を示す。

N 試験体は PBL が取り付けられていない試験体である。V 試験体は PBL が取り付けられた試験体、Vr 試験体は PBL の円孔に挿入筋を有する試験体である。写真-1 に接合部詳細を示す。

実験は、写真-2 に示すように、梁両端を単純支持し、柱端部に正負漸増繰り返し载荷を行った。

#### 4. 実験結果

図-4 に、部材変位角  $R=1/50$  (rad.) 時のひび割れおよび最終破壊状況を示す。

V 試験体および Vr 試験体は PBL によって鉄骨梁の回転が拘束されるため、N 試験体よりもひび割れは多い。しかしながら、各試験体とも最大耐力発揮後、S フランジ上面にパンチングシア破壊が生じ、フランジ上面のコンクリートが剥離した。また、S フランジ外側の外部パネルと S フランジ幅内の内部パネルの境界が分断される状況が観察された。

図-5 に荷重変形関係を示す。縦軸は柱端部に負荷した荷重  $Q$  (kN)、横軸は部材変位角  $R$  (rad.) である。また、図中の▼印は最大荷重を示している。実線は柱の曲げ耐力から求められた荷重  ${}_bQ_0$  である。N 試験体

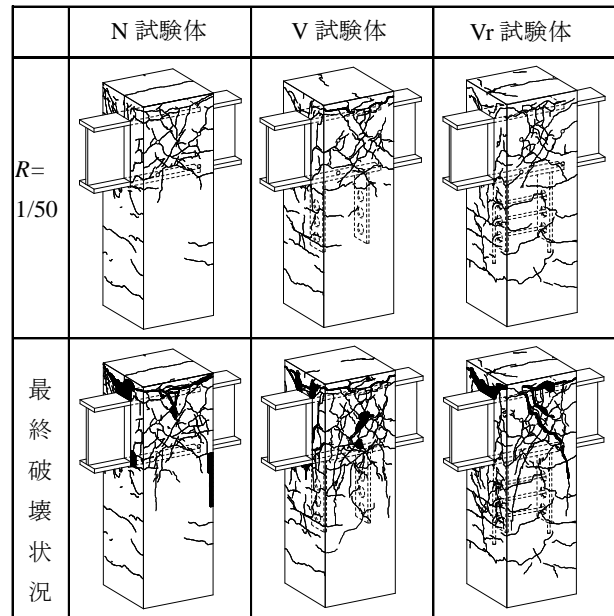


図-4 破壊状況

は、エネルギー吸収能力の小さな逆 S 字形の履歴性状を示し、最大耐力発揮後、急激に耐力が低下している。これは、破壊状況で示されたように、S フランジ上面がパンチングシア破壊したことおよび内部パネルと外部パネルの境界がねじり破壊したためである。V、Vr 試験体は、PBL がコンクリートと一体となって支圧力に抵抗するため、N 試験体より最大耐力が大きい。また、Vr 試験体は、挿入筋の効果で、V 試験体よりも最大耐力が大きい。

図-6 に  $R=1/100$  (rad.) および  $R=1/33$  (rad.) 時の固有ループを示す。縦軸は負荷された荷重  $Q$  (kN) をその振幅の最大荷重  $Q_{\max}$  (kN) で無次元化した値  $Q/Q_{\max}$ 、横軸は部材変位角  $R$  (rad.) をその振幅の最大部材変位角  $R_{\max}$  (rad.) で無次元化した値  $R/R_{\max}$  である。 $R=1/100$  (rad.) では、Vr 試験体は、N および V 試

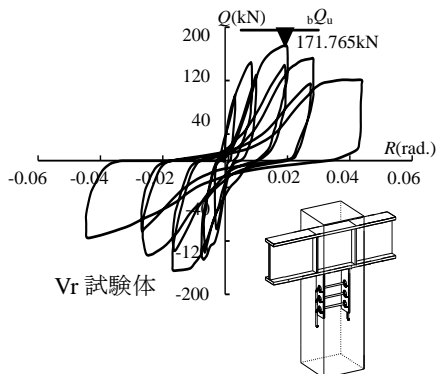
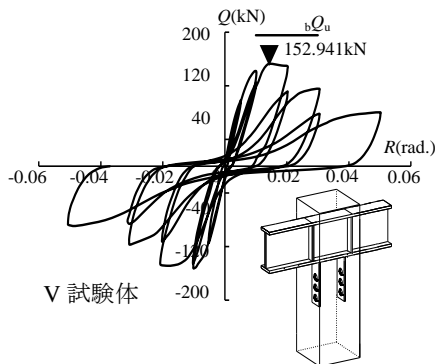
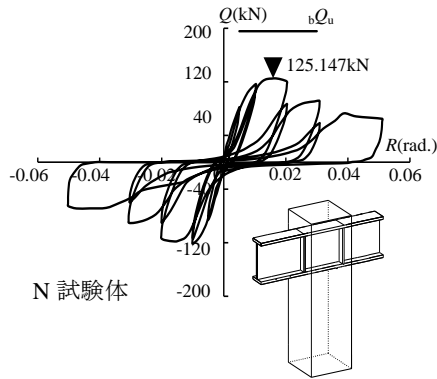
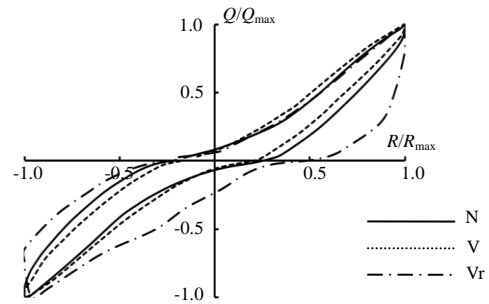


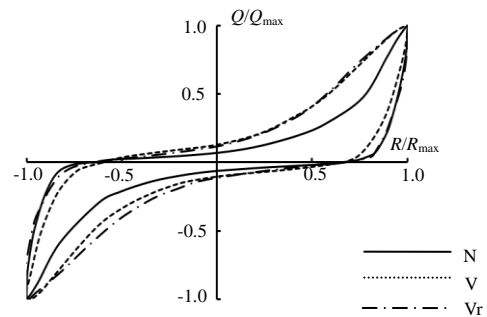
図-5 荷重変形関係

験体と比べてすべり性状が改善されていることがわかる。 $R=1/33$  (rad.) では、PBL が取り付けられたことで、N 試験体と比べすべり性状が改善されていることがわかる。しかしながら、V 試験体と Vr 試験体に大きな相違はみられない。これは、内部パネルと外部パネルがねじれ破壊したことから、両者の試験体の破壊モードが同じになったことが一因ではないかと考えられる。

図-7 に正荷重時の履歴曲線の包絡線を示す。縦軸は柱端部に負荷された荷重  $Q$  (kN)、横軸は部材変位角  $R$  (rad.) である。V および Vr 試験体は PBL が取り付けられていることで N 試験体よりも初期剛性および最大耐力が大きくなっている。しかしながら、N、V および Vr 試験体は、コンクリートとフランジ上面にパンチングシア破壊が生じるため  $R=1/50$  (rad.) で最大荷重を發揮している。V、Vr 試験体とも最大耐力發揮後、



(a)  $R=1/100$  (rad.) 時



(b)  $R=1/33$  (rad.) 時

図-6 固有ループ

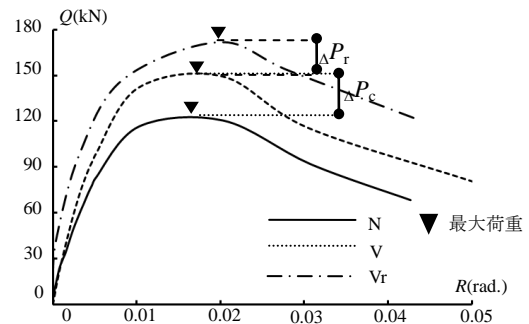


図-7 履歴曲線の包絡線

耐力低下が生じているが、耐力低下の状況は N 試験体とほぼ同じである。

図-7 に示すように N 試験体と V 試験体、V 試験体と Vr 試験体の耐力差をそれぞれ PBL のコンクリートによる二面せん断耐力  $\Delta P_c$  および挿入筋の二面せん断耐力  $\Delta P_r$  とみなし、各孔にせん断力が様に分布すると仮定して、コンクリートの孔一個あたりの二面せん断強度  $\tau_{cu}$  を求めると  $0.66\sigma_B$  となる。 $\sigma_B$  はコンクリートの圧縮強度である。既往の著者らの十字形試験体<sup>1)</sup>では、 $0.80\sigma_B$  となった。十字形試験体では、S フランジ上下面に PBL が取り付けられているので、圧縮側の PBL が働いている為と考えられる。一方、挿入筋の二面せん断強度  $\tau_{ru}$  は、 $1.25\sigma_y/\sqrt{3}$  なる。 $\sigma_y$  は挿入筋の降伏応力度である。挿入筋がせん断降伏すると考えると、 $2\sigma_y/\sqrt{3}$  であるので、挿入筋は降伏していない結果となる。

なお、コンクリートの二面せん断強度  $\tau_{cu}$  は、

$$\tau_{cu} = \frac{\Delta P_c \cdot l_c}{d \cdot n_v \cdot a_p} \quad (1)$$

挿入鉄筋の二面せん断強度  $\tau_{ru}$  は、挿入鉄筋が純せん断力を受けると仮定すると

$$\tau_{ru} = \frac{\Delta P_r \cdot l_c}{d \cdot n_r \cdot a_r} \quad (2)$$

として求められる。なお、式 (1) および式 (2) は柱端部に負荷した荷重の差から PBL に作用する引張力および圧縮力の偶力モーメントとの釣り合いより求められている。

ここに

$n_v$  : PBL の孔数

$n_r$  : 挿入筋の本数

${}_v d$  : S フランジに垂直に取り付けた PBL の中心間距離(mm)

$\Delta P_c$  : N 試験体と V 試験体との耐力差(kN)

$\Delta P_r$  : V 試験体と Vr 試験体との耐力差(kN)

$l_c$  : 柱端部から梁材軸までの距離(mm)

$a_p$  : PBL の孔一個の断面積(mm<sup>2</sup>)

$a_r$  : 挿入筋一本の断面積(mm<sup>2</sup>)

である。

## 5. 柱梁接合部の耐力評価法

柱梁接合部の耐力評価法は、既往の研究より求められた T 字形柱梁接合部の耐力評価式<sup>2)</sup>に PBL の耐力を累加することによって求める。

図-8 および図-9 に既往の著者らの研究によって提案されたパンチングシアの効果および外部パネルの抵抗機構を示す。なお、図中の矢印は載荷状態を示している。

柱梁接合部の耐力  ${}_p M$  は、内部パネルの耐力  ${}_i M$  および外部パネルの耐力  ${}_o M$  から、

$${}_p M = {}_i M + {}_o M \quad (3)$$

によって評価する。

内部パネルの耐力はパンチングシア耐力によって決定されることから、図-8 に示すように支圧力が  $0.3 \cdot D_c \cdot b$  の領域に作用するとして<sup>2)</sup>、支圧力が S フランジ上面から角度  $\phi$  で拡散したときの投影面積  $A_p$  を用いて評価する。

$${}_i M = Q_p \cdot 0.7 D_c \quad (4)$$

$$Q_p = A_p \cdot \sqrt{F_c} \quad (5)$$

$$A_p = 2 \cdot h_c \cdot \tan \phi \cdot 0.3 D_c \quad (6)$$

S フランジ下面に PBL を取り付けた場合、内部パネルの耐力に、

$${}_i M = {}_{\Delta} T_c \cdot d \quad (7)$$

の耐力を付加することができる。 ${}_{\Delta} T_c$  (kN) は、PBL

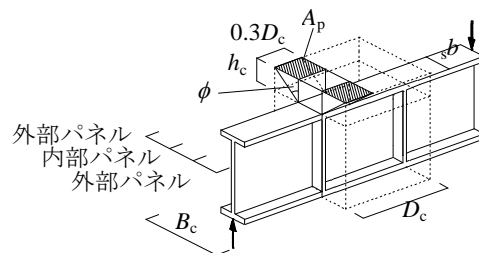


図-8 パンチングシアの効果

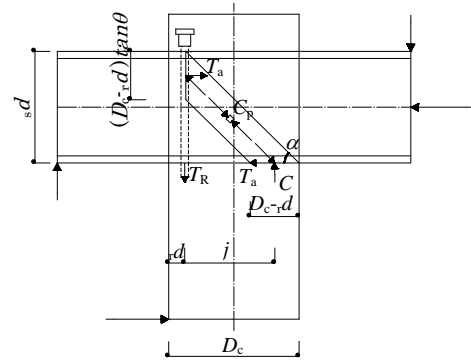


図-9 外部パネルの抵抗機構

の円孔に充填されたコンクリートのせん断耐力で、

$${}_{\Delta} T_c = n_v \cdot \tau_{cu} \cdot \pi \cdot d^2 / 4 \quad (8)$$

として評価する。なお、コンクリートの二面せん断強度  $\tau_{cu}$  (N/mm<sup>2</sup>) は、本実験結果から  $0.66 \sigma_B$  とする。

挿入筋を PBL の孔に通した場合、

$${}_{\Delta} M_r = {}_{\Delta} T_r \cdot d \quad (9)$$

を内部パネルの耐力に更に付加する。 ${}_{\Delta} T_r$  (kN) は挿入筋のせん断耐力で、

$${}_{\Delta} T_r = n_r \cdot \tau_{ru} \cdot a_r \quad (10)$$

として求められる。なお、挿入鉄筋の二面せん断強度  $\tau_{ru}$  (N/mm<sup>2</sup>) は、本実験結果より  $1.25 \sigma_y / \sqrt{3}$  とする。

外部パネルの耐力は接合部に圧縮力のみ抵抗するコンクリート圧縮束が形成されると考えることによって評価する。圧縮束に作用する圧縮力の鉛直成分は主筋の付着耐力によって、水平成分は内部パネルと外部パネルとの間に作用するねじりモーメントを偶力に置換した力  $T_a$  によって抵抗すると考える。

外部パネルの耐力  ${}_o M$  は、ねじり耐力  ${}_o M_T$  とコンクリート圧縮束の耐力  ${}_o M_a$  によって、

$${}_o M = \min({}_o M_T, {}_o M_a) \quad (11)$$

となる。

ねじり耐力  ${}_o M_T$  は、

$${}_o M_T = \left( 0.25 + 1.26 \cdot p_w \cdot \sigma_s \cdot \frac{B_c}{D_c} \cdot \frac{1}{F_c} \right) \cdot \frac{d^2 (3D_c - d) F_c}{6} \quad (12)$$

とする<sup>2)</sup>。

${}_o M_a$  は、圧縮束の圧縮耐力  ${}_o M_p$  および主筋の降伏耐

表-2 実験値と計算値の対応

	試験体名		
	N	V	Vr
実験値 $M_{exp.}$ (kN・m)	125.1	152.9	171.8
計算値 $M_{cal.}$ (kN・m)	137.8	166.5	186.8
$M_{exp.}/M_{cal.}$	0.91	0.92	0.92

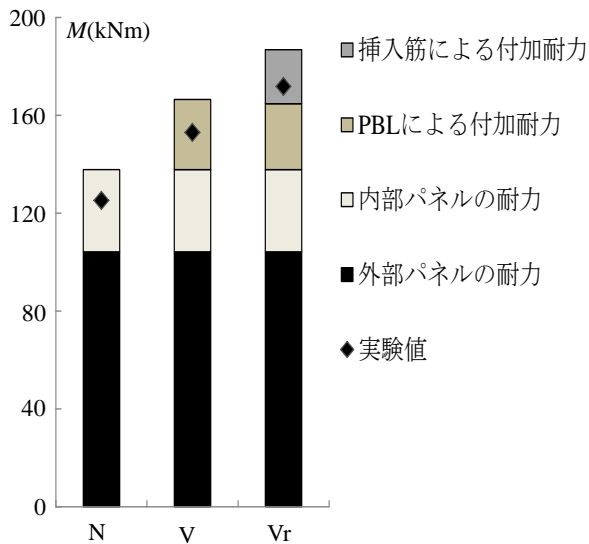


図-10 耐力評価法の妥当性

力 $M_y$ によって、

$$M_a = \min(M_p, M_y) \quad (13)$$

とする。

なお、ここでは主筋は抜け出さないものと仮定している。

$$M_p = \frac{(D_c - r_d)^2}{2} \cdot \sin^2 \alpha (B_c - s_b) F_c \quad (14)$$

$$M_y = \sigma_y \cdot a_t \left( D_c - r_d - \frac{\sigma_y \cdot a_t}{2 \sin^2 \alpha (B_c - s_b) F_c} \right) \quad (15)$$

ここに、

$A_p$  : 投影面積の総和(mm<sup>2</sup>)

$a_t$  : 引張側主筋断面積(mm<sup>2</sup>)

$s_b$  : フランジ幅(mm)

$B_c$  : 柱幅(mm)

$D_c$  : 柱せい(mm)

$r_d$  : 引張側主筋の柱面から引張主筋中心間距離(mm)

$s_d$  : 鉄骨せい(mm)

$F_c$  : コンクリート圧縮強度(N/mm<sup>2</sup>)

$j$  : 応力中心間距離(mm)

$P_w$  : せん断補強筋比

$\sigma_y$  : 主筋の降伏応力度(N/mm<sup>2</sup>)

$w\sigma_y$  : せん断補強筋の降伏応力度(N/mm<sup>2</sup>)

$\phi$  : 支圧力が拡散する角度

$$\phi = \tan^{-1} \frac{B_c - b}{2h_c}$$

$\alpha$  : 圧縮束と梁材軸とのなす角

$$\alpha = \tan^{-1} \frac{s_d}{D_c - r_d}$$

である。

## 6. 耐力評価法の妥当性

図-10 は提案された耐力評価法の妥当性を検討したものである。縦軸は接合部周りのモーメント(kN・m)、横軸は試験体名である。図中の◆印は実験値、■印は挿入筋による付加耐力、■印はPBLによる付加耐力、□印は内部パネルの耐力、■印は外部パネルの耐力を表している。表-2 に提案された耐力評価法を用いて求められた計算結果と実験値との対比を示す。実験値  $M_{exp}$  と本耐力評価法による計算値  $M_{cal}$  との比  $M_{exp}/M_{cal}$  の平均値は0.92となる、計算値は実験値より若干大きな結果となった。これは、N 試験体の計算値が実験値を若干大きく評価していることが一因と考えられる。この点については今後の課題である。

## 7. 結論

- 1) T 字形柱梁接合部の支圧性能を改善するために、PBL を用いた接合部ディテールが提案された。
- 2) PBL によって、最大耐力およびすべりを伴う履歴特性が若干改善されることが示された。
- 3) 既往の著者らの T 字形柱梁接合部の耐力評価式を準用し、PBL の耐力を加味した評価式が提案された。この評価式による計算値は、実験値を若干大きく評価する傾向にある。この点については今後の課題である。

## 謝辞

本研究は、科学研究補助金基盤研究(c) (No. 2356064) によって実施されたものである。

## 参考文献

- 1) 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, vol.75, No.655, pp.1727-1735, 2010.9
- 2) 西村泰志, 堀江耕平, 岡本宗一郎, 永峰頌子: 柱RC・梁Sとする梁貫通形式L字形およびT字形柱梁接合部の応力伝達機構と抵抗機構, 日本建築学会構造系論文集, vol.78, No.688, pp.1167-1174, 2013.6