(25) 貫通鉄筋のない孔あき鋼板ジベルにおける せん断抵抗メカニズムの検討

中岸 大洋1・大柳 龍人2・古内 仁3

1 学生会員 北海道大学大学院 工学院北方圈環境政策工学専攻(〒060-8628 札幌市北区北 13 条西 8 丁目) E-mail: oceanblue.0612@gmail.com

²学生会員 北海道大学大学院 工学院北方圈環境政策工学専攻(〒060-8628 札幌市北区北 13 条西 8 丁目) E-mail: vryu1659@eis.hokudai.ac.jp

³正会員 北海道大学大学院助教 工学研究院 (〒060-8623 北海道札幌市北区北 13 条西 8 丁目) E-mail: jin@eng.hokudai.ac.jp

孔あき鋼板ジベルは、リブ鋼板等に設けられた孔にコンクリートが充填されることにより、複合構造部 材の一体化を図るものである.本研究は、貫通鉄筋のない孔あき鋼板ジベルについて、せん断抵抗メカニ ズムを把握するため実験的検討を行った.特にジベル孔部に作用する拘束力がせん断強度に与える影響に 着目した.実験では、孔部周辺の鋼板とコンクリートの摩擦力を排除することができ、孔部のみに拘束力 を加えられる要素試験体を用いた.実験結果から、せん断強度は拘束力が大きくなるとともに増加するが、 ある値で頭打ちとなることが判明した.この結果に基づき、摩擦の影響を排除した貫通鉄筋のない孔あき 鋼板のせん断強度式を導出した.さらにせん断方向のずれ変位に関しては、複合構造標準示方書のモデル 式の係数に拘束力の影響を取り入れた.

Key Words: Hybrid structure, Perfobond strip, Shear capacity, Confining force

1. はじめに

孔あき鋼板ジベルのせん断耐力は、拘束力の影響を受 けることが知られており、 拘束力が大きいほど大きくな る. 複合構造レポート)によれば、 孔あき鋼板にせん断 力が作用すれば、鋼板の外面に沿って生じたひび割れ面 でずれとともに側方に押し広げようとする力が生じ、そ れを拘束する力があればひひ割れ面の噛み合わせ等によ って大きな荷重に抵抗できるとされている. 実構造物を 考えた場合,直接 PC などで拘束力を導入される場合を 除き、基本的にはジベル周辺の何らかの拘束因子によっ て受動的に拘束力が生じることが多いと考えられる.先 行研究 23 では、 孔あき鋼板ジベルが埋め込まれている コンクリートブロックの大きさ(あるいはかぶり厚), 貫通鉄筋や補強鉄筋によって受動的に拘束力が生じると いうことが明らかにされており、 合成桁等のずれ止め設 計で比較的容易に用いることができる設計耐力式が提案 されている.

一方,2014年制定の複合構造標準示方書⁴では,貫通 鉄筋の無い孔あき鋼板ジベルの設計せん断耐力式が見直 されるとともに,孔部のせん断耐力と鋼板とコンクリー トの接触面の摩擦の影響を分けて考えることを明確にしている.本研究は、孔部が受け持つせん断耐力を明らかにするために、鋼板とコンクリート面の摩擦力を排除できる試験方法を考案し、さらに孔部のみに作用する拘束力を制御しながら実験を実施した.実験では、孔径、鋼板厚およびコンクリート圧縮強度を主な変数として、拘束力の影響を取り入れたせん断耐力およびずれ変位関係について検討を行った.

2. 実験概要

(1) 実験供試体

本研究で用いた実験供試体の概要を図-1 に示す.供 試体は、円柱状のコンクリートを孔あき鋼板に通し、さ らに円柱と同じ断面の孔を開けたコンクリートブロック で両側を支持した形状である.図-2 は、供試体を載荷 治具に組み込んだ状態をあらわしている.供試体の円柱 コンクリートに拘束力を導入するために両側を鋼板で挟 み込み、拘束用棒鋼で固定した.

実験変数を表-1~表-4 に示す. T12 シリーズは, 孔径 を 50mm とし, コンクリートの圧縮強度およびせん断力





と拘束力の比を実験変数とした. T18 シリーズは, 孔径 60, 75, 90mm の 3 種類に対して, せん断力と拘束力の 比を実験変数とした. T22 シリーズと T15 シリーズは孔 径 60mm として, せん断力と拘束力の比を実験変数とし, 各 3 個ずつ供試体を用意した. 供試体名の末尾に N が 付してある場合は拘束力を作用させていない. PSV が付 してある場合は, 初期拘束応力 1N/mm²を導入した後に 載荷することで受動的に拘束力を発生させたものであり, その他の供試体はせん断力と拘束力の比を 3.5~7.9 の範 囲で一定に保って載荷を行ったものである. なお, T12 シリーズと T18シリーズは既往の実験結果⁵であり,本 論文では供試体名を付け直したものである.

孔あき鋼板は SS400 材を加工して作製し、コンクリートは普通ポルトランドセメントと天然骨材(最大骨材径20mm)を用いて作製した.円柱の端部は支持ブロックの両端から突出させているため、円柱部分に直接拘束力を加えることが可能である.これにより、支持ブロックと鋼板の界面に生じる摩擦力を排除することができる.



なお,孔あき鋼板の上端で1軸変位計を用いて鉛直方向の変位を計測した.

(2) 載荷方法

せん断力(鉛直荷重)はローゼンハウゼン試験機に取 り付けた油圧ジャッキにより作用させた.拘束力は,円 柱コンクリートと拘束用鋼板に間に挟み込んだ小型油圧 ジャッキにより作用させた.せん断力/拘束力比を一定

	孔径	鋼板厚	せん断力	コンクリート	最大	破壊時	最大	破壊時
供試体名	d	t	拘束力	上縮強度	せん断力	拘束力	せん断応力	拘束応力
	(mm)	(mm)	1.3262.3	(N/mm ²)	(kN)	(kN)	(N/mm^2)	(N/mm^2)
T12-D50-C20-PSV	50	12	(受動)	20.7	55.3	10.3	28.14	5.23
T12-D50-C20-67	50	12	6.7	20.7	51.9	7.9	26.46	4.04
T12-D50-C20-58	50	12	5.8	20.7	72.2	12.9	36.77	6.56
T12-D50-C20-45	50	12	4.5	20.7	84.7	19.5	43.11	9.91
T12-D50-C20-35	50	12	3.5	20.7	89.7	26.5	45.66	13.51
T12-D50-C40-PSV	50	12	(受動)	39.5	82.7	9.7	42.12	4.96
T12-D50-C40-68	50	12	6.8	39.5	93.2	14.0	47.47	7.13
T12-D50-C40-59	50	12	5.9	39.5	104.6	19.5	53.27	9.93
T12-D50-C40-45	50	12	4.5	39.5	127.1	29.2	64.71	14.89
T12-D50-C40-35	50	12	3.5	39.5	151.5	43.3	77.13	22.03
T12-D50-C45-PSV	50	12	(受動)	44.3	88.4	8.4	45.00	4.30
T12-D50-C45-79	50	12	7.9	44.3	124.2	16.0	63.23	8.17
T12-D50-C45-69	50	12	6.9	44.3	101.2	15.6	51.52	7.97
T12-D50-C45-60	50	12	6.0	44.3	149.3	25.3	76.04	12.87
T12-D50-C45-45	50	12	4.5	44.3	130.8	29.6	66.62	15.08
T12-D50-C45-35	50	12	3.5	44.3	162.9	47.3	82.99	24.07

表-1 実験変数および実験結果(T12シリーズ)

	孔径	鋼板厚	北く断力	コンクリート	最大	破壞時	最大	破壞時
供試体名	d	t	<u>世代時月</u> 	圧縮強度	せん断力	拘束力	せん断応力	拘束応力
	(mm)	(mm)	刊来八	(N/mm^2)	(kN)	(kN)	(N/mm^2)	(N/mm^2)
T18-D60-C40-N	60	18		39.0	35.2	0.0	12.44	0.00
T18-D60-C40-70	60	18	7.0	39.0	95.3	13.7	33.70	4.86
T18-D60-C40-55	60	18	5.5	39.0	95.9	17.6	33.92	6.22
T18-D60-C40-40	60	18	4.0	39.0	170.1	41.4	60.15	14.64
T18-D75-C40-N	75	18	_	39.0	59.8	0.0	13.53	0.00
T18-D75-C40-70	75	18	7.0	39.0	130.1	18.6	29.45	4.22
T18-D75-C40-55	75	18	5.5	39.0	230.5	42.3	52.18	9.57
T18-D75-C40-40	75	18	4.0	39.0	213.9	52.9	48.41	11.97
T18-D90-40-N	90	18	_	39.0	149.9	0.0	23.57	0.00
T18-D90-C40-70	90	18	7.0	39.0	250.0	35.9	39.30	5.64
T18-D90-C40-55	90	18	5.5	39.0	283.9	49.9	44.63	7.84
T18-D90-C40-40	90	18	4.0	39.0	215.2	53.6	33.82	8.43

表-2 実験変数および実験結果(T18シリーズ)

表-3 実験変数および実験結果(T22シリーズ)

	孔径	鋼板厚	井ノ断力	コンクリート	最大	破壞時	最大	破壞時
供試体名	d	t	したのり <u>し</u> 均正力	圧縮強度	せん断力	拘束力	せん断応力	拘束応力
	(mm)	(mm)	刊术八	(N/mm^2)	(kN)	(kN)	(N/mm^2)	(N/mm^2)
T22-D60-C40-N-1	60	22	_	39.8	39.6	0.0	14.02	0.00
T22-D60-C40-N-2	60	22	_	39.8	49.2	0.0	17.41	0.00
T22-D60-C40-70-1	60	22	7.0	41.5	160.2	24.2	56.65	8.56
T22-D60-C40-70-2	60	22	7.0	41.5	145.1	21.3	51.33	7.55
T22-D60-C40-70-3	60	22	7.0	41.5	162.4	23.8	57.44	8.40
T22-D60-C40-55-1	60	22	5.5	41.5	115.7	21.9	40.93	7.75
T22-D60-C40-55-2	60	22	5.5	41.5	208.4	30.5	73.72	10.79
T22-D60-C40-55-3	60	22	5.5	41.5	185.8	33.8	65.69	11.95
T22-D60-C40-40-1	60	22	4.0	41.5	159.5	40.7	56.42	14.41
T22-D60-C40-40-2	60	22	4.0	41.5	155.1	39.2	54.84	13.86
T22-D60-C40-40-3	60	22	4.0	41.5	200.5	50.1	70.90	17.71

表-4 実験変数および実験結果(T15シリーズ)

	孔径	鋼板厚	サノ版力	コンクリート	最大	破壞時	最大	破壞時
供試体名	d	t	<u>しんめり</u> 均市力	圧縮強度	せん断力	拘束力	せん断応力	拘束応力
	(mm)	(mm)	刊水八	(N/mm^2)	(kN)	(kN)	(N/mm^2)	(N/mm^2)
T15-D60-C40-N-1	60	15		41.5	35.5	0.0	12.55	0.00
T15-D60-C40-N-2	60	15		41.5	36.1	0.0	12.78	0.00
T15-D60-C40-70-1	60	15	7.0	41.5	150.9	22.0	53.37	7.77
T15-D60-C40-70-2	60	15	7.0	41.5	127.2	18.7	45.00	6.60
T15-D60-C40-70-3	60	15	7.0	41.5	180.9	26.1	64.00	9.22
T15-D60-C40-55-1	60	15	5.5	41.5	169.1	30.4	59.81	10.75
T15-D60-C40-55-2	60	15	5.5	41.5	140.3	26.0	49.64	9.20
T15-D60-C40-55-3	60	15	5.5	41.5	189.9	34.3	67.16	12.13
T15-D60-C40-40-1	60	15	4.0	41.5	188.6	46.3	66.71	16.36
T15-D60-C40-40-2	60	15	4.0	41.5	144.8	36.4	51.22	12.87
T15-D60-C40-40-3	60	15	4.0	41.5	190.2	46.9	67.28	16.59

とした供試体では、手動にて小刻みに油圧を上昇させな がら制御を行った.

図-3 に示すようにすべての供試体で, せん断力が 50kN, 100kN, 150kN に達したときに除荷を行い, 鉛直 方向の残留変位を計測した.

3. 実験結果および考察

(1) 破壊荷重および破壊状況

破壊時のせん断力および拘束力を表-1~表-4 に記した. 最大せん断応力および破壊時拘束応力は、それぞれの供 試体の孔面積で除した値である.実験は、写真-1 に示



写真-1 実験終了後の破壊状況

すように基本的には孔部で二面せん断によって破壊して おり,所定のせん断力/拘束力比が保てなくなったとき に載荷を終了した.

(2) 最大せん断応力

以下では、各影響因子と最大せん断応力の関係につい て考察し、それらの影響因子を取り入れた最大せん断応 力の予測式の構築を試みる.

a) 鋼板厚を変化させた場合

図-4 は、孔径 60mm でコンクリート圧縮強度が 40 N/mm²程度(平均値 39.5N/mm²)の供試体について、鋼 板厚を変化させた場合の最大せん断応力を示したもので ある.図より、破壊時拘束応力と最大せん断応力の関係 は、鋼板厚 15 mm、18 mm、22 mmともにほとんど差がない ことがわかる.よって、15~22 mmの間では、鋼板厚が 変化しても孔あき鋼板ジベルのせん断耐力には影響がな いと言える.また、この図から拘束応力を大きくすると 最大せん断応力は大きくなるが、ある程度の値で上限値 が存在することが明らかとなった.

ここで、最大せん断応力と拘束応力の関係において、 モール・クーロンの破壊基準式が適用できるものとして、 以下に示す式中の粘着力と内部摩擦角を実験値から求め てみた. なお、最大せん断応力の上限値は、拘束応力が 10N/mm²のデータの平均値をとった.





$$\tau_{max} = c + \sigma \tan \varphi$$

(1)

ここに、
$$\tau_{max}$$
 :最大せん断応力 (N/mm²)
 σ :拘束応力 (N/mm²)
 c :粘着力 (= 13.07 N/mm²)
 $\tan \varphi$:内部摩擦角 (= 4.58)
ただし、 $\tau_{max} \leq 60.36 \text{ N/mm2}$

b) 孔径を変化させた場合

図-5~図-7 は、それぞれ孔径が 50mm、75mm、90mm の供試体について、最大せん断応力と拘束応力の関係を 示したものである.図には(1)式による計算値を示した. 図より、(1)式の適用範囲は孔径ごとに異なっている. すなわち、孔径が大きくなるにつれて最大せん断応力の 上限値が小さくなっていることがわかる.このことから、 孔径は孔あき鋼板ジベルの最大せん断応力の上限値を決 定する要因であるということが分かった.本研究で用い たコンクリートの最大粗骨材径は 20mm であるが、孔径 が大きくなると上限値が低下していくのは相対的に破壊 面が滑らかとなるためであると考えられる.孔径と上限 値の関係は、図-8 に示すようにほぼ反比例となること がわかる.近似によって得られた式を以下に示す.

$$\tau_{max} \le 3606.7/d \tag{2}$$

ここに, d: 孔径 (mm)

c) コンクリート圧縮強度を変化させた場合

図-9 および図-10 は、それぞれ圧縮強度が低い場合と 高い場合の最大せん断応力を示したものである. 図には 圧縮強度が 39.5 N/mm²のときに得られた(1)式と(2)式によ る計算値を破線で示した. 圧縮強度が 20.7 N/mm²のとき は 39.5 N/mm²のときに比べて最大せん断応力が全体的に 低下している. また、44.3 N/mm²のときは 39.5 N/mm²に 比べて若干大きくなっている. そこで、最大せん断応力 が圧縮強度に関係すると仮定して、以下の式に示すよう に圧縮強度の影響を取り入れた係数を乗ずることとした.

 $\tau_{max} = k(13.07 + 4.58\,\sigma) \tag{3}$

 $\tau_{max} \le k(3606.7/d) \tag{4}$

ここに、k: 圧縮強度の影響をあらわす係数

圧縮強度が 20.7 N/mm² と 44.3 N/mm²のときの最大せん 断応力に適合する *k*を求め, 圧縮強度との関係を示した のが図-11 である. 図より, 係数は圧縮強度の平方根に 比例していることがわかる. 近似した結果を次式に示す.

$$k = 0.159\sqrt{f_c}$$
 (5)

ここに、
$$f_c'$$
: コンクリート圧縮強度 (N/mm²)



d) せん断強度の推定式

以上のことから、最大せん断応力をせん断強度 τ_u に置き換えて、以下にその推定式を示す.

$$\tau_u = \tau_{max} = \sqrt{f_c'} (2.08 + 0.73 \sigma)$$
(6)
tetel, $\tau_u \le 573.5 (\sqrt{f_c'}/d)$

e) 推定式の精度の検証

(6)式とによって求められた各供試体のせん断強度の 計算値と実験値との比較を図-12 に示す.実験値/計算 値の平均値は 1.03 で相関係数は 0.904 であることから, 導出した推定式は、せん断強度を比較的良い精度で推定 することができていると思われる.

(3) ずれ変位モデル

a) せん断カーずれ変位関係

複合構造標準示方書では、孔あき鋼板ジベルのせん断 力とずれ変位の関係を次式であらわしている.

$$V_{ps} = V_{psud} \left(1 - e^{-\alpha \delta_{ps}/d} \right)^{\beta} \tag{7}$$







α, β:係数



図-13 T18シリーズのせん断力ーずれ変位関係



図-14 係数 *a* と 拘束比の 関係

貫通鉄筋の無い孔あき鋼板の場合には、係数αとβは 以下のように与えられている.

$$\alpha = 500/(d/t)$$
, $\beta = 1/3$

また,終局ずれ変位は、以下の式で与えられている.

$$\delta_{psu} = 0.006 \left(d/t \right) d \tag{8}$$

図-13 に本研究の T18 シリーズのせん断カーずれ変位 関係の包絡線を例として示す. 図には示方書式による計 算値を破線で示した.示方書式によるずれ変位は,せん 断力がある程度大きくならないと増加しないが,実験値 のずれ変位はせん断力が作用し始めるとすぐに増加し始 めている.これは,示方書式が既往の実験データに基づ いており, 孔部だけでなくコンクリートと鋼板の摩擦力 が含まれているためであると考えられる.

そこで、本研究の実験値に適合する係数 α , β を修正 することによって摩擦力を排除した式の導出を試みた. β は主に曲線の形状を決める係数であるが、本実験結果 に対しては β =1.6 が適していた. α は供試体ごとにデ ータに最も適合する値を探索した.なお、(7)式中の V_{psud} は実測の最大せん断力を用いた.図中の点線が試 行よって得られた近似値である.

試行によって得られた α は d/t との関係性は低く,



図-15 終局ずれ変位とNVの関係

むしろ*d* との関係性のほうが高いようであった. 図-14 は*d*ごとに α を示したものである. これらの図の比較よ り、 α は*d* が大きくなるほど大きくなる傾向にある. また、全体的に拘束比 NV(拘束力/せん断力の比)が 大きくなるにつれて α の値が緩やかに減少している傾向 にもある. α について、*d* と NV を説明変数として近似 を行うと次式が得られた. なお、*d* = 75 mm と*d* = 90 mm のデータ数が少ないため、近似式の勾配は全体の データを用いて求め、切片の値は*d* ごとに求めた. 近 似式を以下に示す.

$$\alpha = 3.8 \, d - 401.33 \, N/V \tag{9}$$

図中に上記の近似式による計算値を実線示したが、 d = 60mmのケースでややばらつきが見られた.

b) 終局ずれ変位

実験によって得られた終局ずれ変位 δ_{su} は, d/t, d もしくは t との関係性が見られなかった. 図-15 は例として dごとに終局ずれ変位を示したものである. この図より, 拘束比 NV が大きくなるにしたがい終局ずれ変位は増加する傾向が見られる. したがって,本研究の実験結果に対しては,終局ずれ変位を NV の関数として回帰することにより,以下の式が得られた.

$$\delta_{su} = 0.879 + 4.473 \, N/V \tag{10}$$

ずれ変位のモデルにおける終局ずれ変位 δ_{su} を実験データに基づいて導いたが、 δ_{su} はデータに対して大きなばらつきが見られることから、 $t \sim d$ よりも孔内に配置された粗骨材の配置等の影響が大きいのではないかと推察される.

4. まとめ

貫通鉄筋の無い孔あき鋼板ジベルについて拘束力を制 御しながら載荷実験を行った結果,以下の知見を得た. 1. 拘束応力が大きくなると最大せん断応力も大きくなる が,最大せん断応力に上限値が存在することが明らか となった.

- 2. 貫通鉄筋の無い孔あき鋼板ジベルの最大せん断応力は, ジベル部分の孔径およびコンクリート圧縮強度によっ て決定されるが,さらに拘束力の影響を取り入れた推 定式を構築した.
- 3. 実験結果に基づいて、鋼板とコンクリートの摩擦を含 まない孔部のみに作用するせん断力とずれ変位の関係 を示した.
- 終局ずれ変位は拘束力/せん断力の比が大きくなるほど大きくなることが分かった.

参考文献

- 複合構造ずれ止めの抵抗機構の解明への挑戦,複合 構造レポート10,土木学会,2014.8.
- 藤井堅ほか: 孔あき鋼板ジベルのずれ耐荷力評価式, 土木学会論文集 A1, Vol.70, No.5, pp.II-53-II68, 2014.
- 中嶋章典,橋本昌利, NGUYEN MINH HAI,鈴木康 夫:貫通鉄筋の無い孔あき鋼板ジベルのせん断抵抗 機構とせん断耐力評価,土木学会論文集 A1, Vol.70, No.5, pp.II-20-II30, 2014.
- 4) 2014年制定複合構造標準示方書, 土木学会, 2015.5.
- 5) 中岸大洋,阿部侑磨,古内仁:孔あき鋼板ジベルに おける拘束力がせん断耐力に与える影響,土木学会 年次学術講演会講演概要集,Vol.73,CS6-016,2018.

(Received August 30, 2019)

CONSIDERATION OF SHEAR RESISTING MECHANISM IN PERFOBOND STRIP WITHOUT PENESTRATING REINFORCING BAR

Taiyo NAKAGISHI, Ryuto OYANAGI and Hitoshi FURUUCHI

The perfobond strip is intended to integrate composite structural members by filling the hole put in the rib steel plate with concrete. In this study, an experimental study was conducted to understand the shear resistance mechanism of the perfobond strip without the penetrating rebar. In particular, the influence of the confining force acting the hole part on the shear strength was focused.

In the experiment, the element test specimen that can subject the confining force only to the hole and eliminate the friction force between the steel plate and concrete around was used. From the experimental results, it was clarified that shear strength increases as the confining force increases but has a certain upper limit. Based on this result, the shear strength formula of perfobond strip without the penetrating rebar, which eliminates the effects of friction, was derived. In addition, regarding the slip displacement in the shear direction, the influence of the confining force was incorporated into the coefficient of the model formula in the Standard Specification for Hybrid Structures.