X線CT法を用いた孔あき鋼板ジベルのせん断抵抗メカニズムの検証

木作 友亮¹・保阪 拓実²・藤山 知加子³

¹正会員 株式会社IHI 基盤技術研究所 (〒235-8501 神奈川県横浜市磯子区新中原町1番地)

E-mail: tomoaki_kisaku@ihi.co.jp

²正会員 ジェイアール東日本コンサルタンツ株式会社 東北支店技術部

(〒983-0853 宮城県仙台市宮城野区東六番丁31番2号)

E-mail: hosaka@jrc.jregroup.ne.jp

³正会員 法政大学准教授 デザイン工学部 (〒162-0843 東京都新宿区市谷田町2丁目33)

E-mail: fujiyama@hosei.ac.jp

本研究では、孔あき鋼板ジベルの孔内に生じるひび割れの進展状況や、粗骨材がせん断抵抗メカニズムに及ぼす影響を把握するため、途中止め試験、X線CT、3Dスキャナを活用した実験的検討を行った。途中止め試験では、ひび割れの進展がせん断破壊面を跨る粗骨材の影響を受けること、最大せん断力を示す際にひび割れ面凸部が破壊されることが明らかとなった。X線CT撮影の結果からは、他の試験体に比べて大きい粗骨材が2つのせん断破壊面を跨っている場合に、高い最大せん断力を示すことを明らかにした。また、せん断破壊面を3Dスキャナで計測し、凹凸の標準偏差や高低差が最大せん断力に影響することを示した。以上の実験結果より、拘束力が作用するPBLの破壊過程とせん断抵抗メカニズムを推定した。

Key Words : *perfobond rib shear connector, shear resistance mechanism, partial loading test, 3D scanner, X-ray computed tomography*

1. はじめに

鋼コンクリート複合構造に用いられるずれ止めの中で、Leonhardtら¹⁾によって提唱された孔あき鋼板ジベル(以下、PBLと略記)は、優れたずれ剛性、施工性、疲労特性^{2,3)}を有しており、各種の複合構造に適用が広がっている。現在、土木学会の複合構造標準示方書⁴⁾には、PBLのせん断耐力推定式やせん断力-ずれ変位関係が提示されており、拘束力の影響^{5,6)}を考慮したせん断耐力推定式も様々な研究者によって構築されつつある^{7,8)}。しかし、PBLのせん断抵抗メカニズムは複雑であることから、未だに理解できていない点もある。

全体的なせん断抵抗メカニズムは、藤井ら⁹⁾によって既に明らかにされている。土木学会複合構造委員会の複合構造レポート¹⁰⁾でも、そのメカニズムが解説されている。これらを参考に、貫通鉄筋を有さないPBLのせん断抵抗メカニズムを示せば、1) PBLにせん断力が作用すると、孔あき鋼板の表面に沿って、孔内コンクリートにひび割れが生じ始める。このひび割れは、孔あき鋼板から直接力を伝達される側から徐々に進展していく、2) ひ

び割れ面は滑らかではなく、荷重が増加するとひび割れ面が孔あき鋼板と直交する方向に広がろうとし(以下、ダイレイタンスーと呼ぶ)、周辺コンクリートを押し広げようとする力(以下、押し広げ力)が生じる、3) 押し広げ力を拘束する力(以下、拘束力と呼ぶ)があれば、さらに大きい荷重に抵抗できる、4) せん断破壊面のずれに伴って、骨材の噛み合わせが徐々に劣化し、せん断抵抗が低下すると整理できる。しかし、孔内コンクリートに生じるひび割れは、これまで直接的に観察されておらず、ひび割れの発生時期や進展経路は明らかになっていない。ただし、載荷の途中でコンクリートブロックが分離するかを確認し、ずれ変位が1~3mm程度でひび割れがジベル全面を貫通していると予測した研究例はある¹¹⁾。

一方、PBLの最大せん断力は大きくばらつく。これは、ジベル孔内に存在する粗骨材の大きさ、種類、配置等が影響を与えるためだと考えられている⁹⁾。粗骨材は、せん断破壊面の凹凸の形状にも影響を及ぼす。よって、せん断抵抗メカニズムを考えるうえで粗骨材の存在が重要となるが、粗骨材に着目した研究例は少ない。これまでに著者らは、粗骨材を孔内へ離散的に配置した解析¹²⁾や人

為的に配置した荷重試験¹³⁾を実施してきた。解析検討¹²⁾からは、孔内上縁に粗骨材を配置すると最大せん断力が上昇すること、また粗骨材を噛み合うように配置するとポストピークのせん断力が上昇することが確認されている。実験検討¹³⁾からは、孔内に粗骨材を配置することで、PBLのせん断剛性が上昇することが分かっている。しかし、最大せん断力に到達する際、孔内がどのような状態になっているのか、また粗骨材がどのように最大せん断力に影響を及ぼすのかは明らかにできていない。

ひび割れの発生時期、進展経路、粗骨材の影響に関する理解が不十分なのは、現象が直接観察できる種類のものではないためである。よって、現象を明らかにするためには、新たなアプローチが必要だと考える。そこで本研究では、孔内コンクリートに生じるひび割れの進展やせん断抵抗メカニズムに及ぼす粗骨材の影響を把握するため、新たな検証方法を取り入れた実験的な検討をシリーズⅠとシリーズⅡに分けて行う。

シリーズⅠは、ひび割れの進展を含むPBLの破壊過程を明らかにすることを目的とし、静的荷重や疲労荷重を途中で止め、その状態のせん断破壊面を観察することにより破壊過程を調べる。同様の試験は、破壊力学の分野等でき裂の進展状況を確認するために行われている¹⁴⁾。本研究では、その際に用いられる「途中止め試験」の名称を用いる。

シリーズⅡは、最大せん断力のばらつきの程度と粗骨材やせん断破壊面の凹凸がせん断抵抗メカニズムに及ぼす影響を明らかにすることを目的とする。可能な範囲で試験条件を揃えた計15体の押抜き試験により、最大せん断力のばらつき程度を把握する。また、荷重試験前に試験体をX線CT装置で撮影しておき、最大せん断力と粗骨材配置の関係を比較する。X線CTは、物体にX線を照射し、検出装置で記録したX線データを再構成処理して、内部構造を可視化する技術である。例えば、炭素繊維複合材^{15), 16)}や地盤・コンクリート^{17), 18), 19), 20)}等の分析に活用されている。さらに、せん断破壊面を3Dスキャナで撮影して凹凸の高さを定量的に把握し、凹凸の高さが最大せん断力に及ぼす影響を検討する。本研究では、単純な構造でせん断抵抗メカニズムを調べるべきだと考え、貫通鉄筋を有さないPBLを対象とする。

2. シリーズⅠ：途中止め試験

(1) 実験方法

a) 試験体

試験体の構造および寸法を図-1に示す。φ150×300mmのコンクリートブロックの内部に、板厚6mm、孔径30mmの孔あき鋼板を配置した。コンクリートの付着を

図-1 試験体の構造および寸法

表-1 試験ケース

荷重方法	試験体名	R/Q	試験の終了条件
静的荷重	押抜き	CY-ST-PUS-1	— $\delta_n=20\text{mm}$
		CY-ST-PUS-2	— 最大せん断力×15%
		CY-ST-PUS-3	— 最大せん断力×25%
		CY-ST-PUS-4	— 最大せん断力×50%
		CY-ST-PUS-5	— 最大せん断力×75%
		CY-ST-PUS-6	— 最大せん断力*
		CY-ST-PUS-7	— $\delta_n=5\text{mm}$
		CY-ST-PUS-8	— $\delta_n=20\text{mm}$ (孔なし)
	正負 交番	CY-ST-REV-1	— 最大せん断力×15%
		CY-ST-REV-2	— 最大せん断力×25%
疲労荷重	片振り	CY-FA-PUS-1	0.60 $N=1$
		CY-FA-PUS-2	0.60 $N=10,000$
		CY-FA-PUS-3	0.60 $N=1,000,000$
		CY-FA-PUS-4	0.60 $N=2,000,000$

* CY-ST-PUS-1の最大せん断力を用いずに試験終了を判断

抑制するため、孔部と試験機で把持する範囲を除き、孔あき鋼板の表面にポリプロピレン製のテープを貼り付けた。孔あき鋼板の下面と側面には、発泡スチロールを配置した。

本研究では、試験体自体が小型であり、かつ補強鉄筋を配置していないため、押し広げ力による早期破壊の抑制を目的に小径のPBLを採用した。また、實田ら²¹⁾によって、PBLでは孔径と板厚の関係が破壊形態に影響を及ぼすことが報告されていることから、小径のジベル孔に合わせ、孔あき鋼板の板厚を一般よりも薄い6mmに設定した。

b) 拘束条件

PBLに作用する拘束力を高めるため、コンクリート硬化後もブリキ製のモールドを残置した。本研究では、図-1に示すように、荷重試験の際に試験機の正面に向いていた側を試験体の前面、その反対側を試験体の背面と呼ぶ。試験体の底面には石こうを敷いた。

図-2 固定治具

図-3 ひずみゲージの貼付位置

c) 試験ケース

試験ケースを表-1に示す。まず、せん断力 V_{ps} かずれ変位 δ_{ps} を試験の終了条件とした 8 体の静的押抜き試験を行った。この際に用いる最大せん断力は、CY-ST-PUS-1 の試験で得た。ただし、CY-ST-PUS-6 だけは、CY-ST-PUS-1 の最大せん断力を用いずに試験の終了を判断した。CY-ST-PUS-6 の試験では、最大荷重に達した後、荷重低下が始まるのを確認して荷重を終了した。このような手法を採用したのは、試験体毎の最大せん断力のばらつきに影響されることなく、最大せん断力に達した直後のせん断破壊面を観察するためである。孔あき鋼板に作用する付着力、摩擦力を把握するため、CY-ST-PUS-8 は孔を有さない鋼板を用いた。さらに、試験終了の荷重をパラメータとした 2 体の静的正負交番試験と、4 体の疲労荷重試験を実施した。疲労荷重試験は、荷重範囲と最大せん断力の比 (以下、 RQ と呼ぶ) を一定とし、試験終了の繰返し回数 N を変化させた。

d) 配合および養生方法

孔あき鋼板の孔径が 30mm と小さいため、粗骨材の最大径を 15mm とした 30-10-15N のコンクリートを打設した。一般に合成床版では、材齢初期の収縮補償を目的として膨張材が用いられる。本研究では、合成床版で孔あき鋼板ジベルを使用することを想定し、コンクリートに石灰系の膨張材を 20kg/m³ 混和した。

図-4 せん断力-ずれ変位関係(CY-ST-PUS-1)

打設が完了した試験体は、7 日間の湿潤養生を行った後、試験まで室温で保管した。

e) 荷重方法

試験体上部に突出している孔あき鋼板を、試験機のチャックで把持して鉛直下向きに荷重した。正負交番荷重では、図-2 に示す固定治具を用いた。この際、試験体の上面とアンカープレートの間にも石こうを敷いた。

本試験は、6mm の孔あき鋼板を用いているため、不測の力が作用して曲げ変形が生じた場合、ジベルコンクリートに均等な力を伝達できない可能性があった。そのため本試験では、孔あき鋼板を把持して試験体を持ち上げてからベースプレートに石こうを敷くことで、試験体の位置や傾きを試験機に合わせた。

f) 計測方法

荷重および変位量は、試験機に内蔵されたロードセルと変位計で計測した。また、図-3 に示す位置にひずみゲージを貼り付け、モールドの周方向ひずみを計測した。この際、脱型用の切込みから 25mm ずらして、ひずみゲージを張り付けた。

g) せん断破壊面の観察方法

せん断破壊面を観察するため、モールドを取り外した後に試験体を 2 つに分離した。しかし、単に分離してしまうと、試験時と分離時に生じたひび割れの判別がつかない。そこで、分離前に孔あき鋼板とコンクリートの隙間からインクを充填し、ひび割れ面を着色した。着色には、油性赤インキとエタノールの混合液を用いた。

(2) 試験結果および評価

a) 強度試験

荷重試験を開始する直前の材齢 57 日目に強度試験を行った。圧縮強度は 38.9N/mm²、静弾性係数は 26.9kN/mm²、割裂引張強度は 2.8N/mm² であった。

b) せん断力-ずれ変位関係

CY-ST-PUS-1 のせん断力-ずれ変位関係を図-4 に示す。荷重初期は線形的な挙動を示し、約 35kN で剛性が低下しはじめ、ずれ変位 2.5mm で最大せん断力 (39.9kN) に

図-5 せん断力-ずれ変位関係 (CY-ST-PUS-8)

図-6 せん断力-ずれ変位関係 (CY-ST-REV-2)

図-7 せん断力-ずれ変位関係 (CY-FA-PUS-2)

達した。その後は、緩やかに荷重が低下した。

孔のない鋼板を用いた CY-ST-PUS-8 のせん断力とずれ変位の関係を図-5 に示す。最大せん断力は 6.6kN (0.5mm) であった。ピーク後は荷重が低下し、10mm を超えた後は約 3.5kN の荷重で安定した。この結果から、最大せん断力を示した時点で付着破壊が生じ、その後は摩擦力が作用したものと推測される。ただし、孔あき鋼板にポリプロピレン製のテープを貼り付けているため、この結果が鋼・コンクリート間の付着力や摩擦力を示しているわけではない。鋼・コンクリート界面の付着強度については、中島ら²²⁾、斉木ら²³⁾の研究から推定は可能だと考える。

図-6 には、正負交番荷重を行った CY-ST-REV-2 のせん断力-ずれ変位関係を示す。先に荷重した押抜き側では、除荷後に約 0.1mm の残留ずれ変位が生じた。引抜

図-8 周方向ひずみ-ずれ変位関係 (CY-ST-PUS-1,5,6,7)

図-9 周方向ひずみ-ずれ変位関係 (CY-FA-PUS-4)

き側は残留ずれ変位が小さくなり、その値は約 0.03mm であった。

図-7 に、CY-FA-PUS-2 のせん断力-ずれ変位関係を示す。既報²⁴⁾に示した疲労試験の結果と同様に、ずれ剛性は大きく変化せず、残留ずれ変位が累積する傾向が認められた。また、最大 $N=2,000,000$ 回までの疲労荷重試験を行ったが、ずれ変位が急増する試験体はなかった。

c) 周方向ひずみ

図-8 に CY-ST-PUS-1 と CY-ST-PUS-5~CY-ST-PUS-7 の周方向ひずみ-ずれ変位関係を示す。荷重初期に着目し、ひずみゲージの貼付位置は区別していない。この結果から、ずれ変位量が 0.2~0.4mm の範囲でダイレイタンスーが始まることが確認された。

図-9 には、CY-FA-PUS-4 の周方向ひずみ-ずれ変位関係を示す。 $N=10,000$ 回まで周方向ひずみが増加するが、その後ひずみが低下する。これは、繰返し回数が少ないうちはダイレイタンスーを示すが、繰返し回数が増えると凹凸が徐々に破壊され、せん断破壊面が平滑化することを示唆している。

(3) せん断破壊面の観察結果

a) ひび割れの進展方向

図-10 にせん断破壊面の観察例 (CY-ST-PUS-4 前面側) を示す。各領域の判別を容易にするため、画像処理でインクを青色に変換した。着色領域が荷重試験で生じたひび割れであり、未着色領域が試験体分離時のひび割れで

ある。

図-10 より、孔内コンクリートの右側は、ジベル孔の上部から下部までひび割れが進展しているが、左側は一部にひび割れが進展していない領域が見られる。コンクリートブロック側と孔あき鋼板側のせん断破壊面を観察したところ、ひび割れが進展していない領域の上側(載荷側)には、複数のせん断破壊面を跨る粗骨材が存在していた。このことから、粗骨材の配置や寸法がひび割れの進展に影響を与え、せん断破壊面を跨っている粗骨材が存在する場合には、その周辺を迂回してひび割れが進展するものと推察された。

なお、本試験では、一枚板の孔あき鋼板に直接荷重を与えているが、実構造の PBL では、孔あき鋼板が他の鋼板に溶接されて用いられる。この場合、大野ら²⁹⁾が指摘している様に、PBL に伝達されるせん断力は、孔あき鋼板の長さ方向に対してある角度を有することになる。

図-10 せん断破壊面の観察例 (CY-ST-PUS-4前面側)

表-2 破壊面積率と試験終了時のずれ変位

試験体名	試験の終了条件	破壊面積率 A_f (%)		δ_{ps}^{**} (mm)
		前面側	背面側	
1) 静的載荷（押抜き）				
CY-ST-PUS-2	最大せん断力×15%	97.7	0.00	0.05
CY-ST-PUS-3	最大せん断力×25%	0.00	100	0.13
CY-ST-PUS-4	最大せん断力×50%	75.3	100	0.56
CY-ST-PUS-5	最大せん断力×75%	68.2	100	0.68
CY-ST-PUS-6	最大せん断力*	100	100	1.7
CY-ST-PUS-7	δ_{ps} =5mm	100	100	5.0
CY-ST-PUS-1	δ_{ps} =20mm	100	100	22
2) 静的載荷（正負交番）				
CY-ST-REV-1	最大せん断力×15%	0.00	98.1	—
CY-ST-REV-2	最大せん断力×25%	100	0.00	—
3) 疲労載荷（片振り）				
CY-FA-PUS-1	N =1	26.6	4.74	—
CY-FA-PUS-2	N =10,000	100	0.00	—
CY-FA-PUS-3	N =1,000,000	18.0	100	—
CY-FA-PUS-4	N =2,000,000	10.6	100	—

* CY-ST-PUS-1 の最大せん断力を用いずに試験終了を判断

** 試験終了時のずれ変位を記載

したがって、実構造では孔内コンクリートに生じるひび割れ進展方向が本試験とは異なることが予想される。

b) ひび割れが進展する順序

次に前面側と背面側に分けて、着色領域の面積を画像解析で求めた。本研究では、着色領域の面積と元々のジベル孔面積の比率を破壊面積率 A_f と定義する。表-2 に各試験体の破壊面積率と試験終了時のずれ変位を示す。この結果から、片面のひび割れ貫通が先行し、次いでもう一方の面にひび割れが進展することが確認される。この傾向は、正負交番の静的載荷や片振りの疲労載荷でも同様であった。

ジベル孔のひび割れ進展例を図-11 に示す。CY-ST-PUS-2 は、背面側の進展が遅れるが、背面側にはせん断破壊面を跨る粗骨材が存在していることが分かる。同様に、ひび割れ進展が遅れる CY-ST-PUS-5 の前面側には、粗骨材とモルタルペーストによる凸部が存在する。これらのことから、ひび割れはせん断破壊面を跨る大きな粗骨材や凸部を有していない、または少ない脆弱な面から進展すると考えられる。

c) 最大せん断力前後のせん断破壊面

CY-ST-PUS-2~CY-ST-PUS-7 のせん断破壊面を図-12 に示す。CY-ST-PUS-6 のせん断破壊面が白く見えるが、これはひび割れ面の着色が他の試験体よりも薄くなったためであり、試験終了時点でひび割れは貫通していた。

試験体によって形状や大きさが異なるが、最大せん断力に至るまでに載荷を終了した試験体 (CY-ST-PUS-2~5) は、粗骨材やモルタルペーストによる凸部が存在

図-11 ジベル孔のひび割れ進展例

図-12 せん断破壊面の拡大写真 (CY-ST-PUS-2～CY-ST-PUS-7)

し、最大荷重に到達後も载荷を続けた試験体 (CY-ST-PUS-6, 7) には確認されなかった。したがって、PBL が最大せん断力を示す時点でこの凸部が破壊し、これを機にせん断力の低下が始まると考えられる。

(4) シリーズ I のまとめ

シリーズ I の結果から、想定される PBL の破壊過程を図-13 に整理する。せん断抵抗機構の違いをもとに、破壊過程を Stage-1～Stage-4 の 4 段階に区分した。以下に、各段階で生じる現象とせん断抵抗機構の違いを述べる。

a) Stage-1

Stage-1 は、健全な孔内コンクリートの一面にひび割れが貫通するまでの段階である。図-11 より、せん断破壊面を跨る大きい粗骨材を有していない、または少ない脆弱な面からひび割れの貫通が先行する。また、図-10 に示すように、せん断破壊面を跨っている粗骨材の周辺は、ひび割れの進展が遅れる。Stage-1 のせん断抵抗機構は、付着力と孔内コンクリートのせん断抵抗 (二面) である。

b) Stage-2

Stage-2 は、一面のひび割れ貫通から鋼板の付着が切れるまでの段階である。図-8 から、ずれ変位 δ_{ps} が 0.2～0.4mm に達した時にダイレイタンスーが始まる。このずれ変位量を表-2 に照らし合わせると、概ね片面のひび割れが貫通した時点に相当することが分かる。よって、孔内コンクリートの一面にひび割れが貫通した後に、コンクリートブロックのダイレイタンスーが始まると考えられる。Stage-2 のせん断抵抗機構は、付着力、孔内コンクリートのせん断抵抗 (一面)、凹凸の噛み合わせ (一面) である。

c) Stage-3

Stage-3 は、付着破壊が生じた後に、最後まで残った凸部が破壊してひび割れが二面を貫通するまでの段階である。図-5 に示すように、鋼・コンクリート界面の付着破壊が生じた後は、摩擦力が作用する。ただし、ジベル

孔を有する鋼板の場合には、付着破壊が生じる時期が変化する可能性がある。図-12 に示したとおり、本試験の様にモールド等で拘束力を高めた場合には、最後まで残った凸部が破壊した際に最大せん断力を示す。そして、この凸部の破壊を機に荷重が低下する。せん断破壊面を跨る粗骨材が小さい場合には、回転したり、抜け出したりするケースも考えられる。骨材の種類 (碎石、川砂利等) やせん断破壊面からの粗骨材の突出長さが異なれば、回転や抜け出しのしやすさが異なり、また粗骨材の強度も最大せん断力に影響を与える可能性がある。Stage-3 のせん断抵抗機構は、摩擦力、孔内コンクリートのせん断抵抗 (一面)、凹凸の噛み合わせ (一面) である。

d) Stage-4

Stage-4 は、二面のひび割れ貫通から PBL が破壊に至るまでの段階である。PBL の破壊の定義は難しいが、本研究では拘束力が作用する PBL を対象としているため、せん断破壊面が平滑化し、摩擦力だけで抵抗する状態に至った時点を破壊だと考える。PBL に拘束力が作用する場合、ずれ変位が増加しても凹凸の噛み合わせが機能し続ける。ゆえに、最大せん断力に達した後も脆性的な破壊挙動は示さず、ある程度ずれ変位量が大きくなってもせん断抵抗が失われない。さらにずれ変位が増加すると、せん断破壊面が平滑化し、最終的な破壊に至る。Stage-4 のせん断抵抗機構は、摩擦力と凹凸の噛み合わせ (二面) である。

e) 付着と摩擦に関する考察

本研究では、孔あき鋼板にポリプロピレンテープを貼り付けたが、実際には図-5 に示した試験結果に付着と摩擦の影響が現れた。境界面特性の違いが合成床版の疲労破壊機構に影響を及ぼすことが指摘されている²⁰⁾ことから、実構造物の破壊挙動を解析等で評価する場合は、付着と摩擦の影響を考慮した方が高精度の評価が可能になると考えられる。

一方、長期的に供用されている構造物は、環境作用や

Stage-1

■PBLの状態

健全 ($\delta_{ps}=0\text{mm}$) ~ ひび割れが片面を貫通 ($\delta_{ps}=0.13\text{mm}$)

■せん断抵抗機構

付着力, 孔内コンクリートのせん断抵抗 (二面)

Stage-2

■PBLの状態

ひび割れが片面を貫通 ($\delta_{ps}=0.13\text{mm}$) ~ 付着破壊 ($\delta_{ps}=0.50\text{mm}$)

■せん断抵抗機構

付着力, 孔内コンクリートのせん断抵抗 (一面), 凹凸の噛み合わせ (一面)

Stage-3

■PBLの状態

付着破壊 ($\delta_{ps}=0.50\text{mm}$) ~ 最後まで残存した凸部の破断 ($\delta_{ps}=2.5\text{mm}$)

■せん断抵抗機構

摩擦力, 孔内コンクリート (粗骨材含む) のせん断抵抗 (一面), 凹凸の噛み合わせ (一面)

Stage-4

■PBLの状態

最後まで残存した凸部の破断 ($\delta_{ps}=2.5\text{mm}$) ~ PBLの破壊

■せん断抵抗機構

摩擦力, 凹凸の噛み合わせ (二面)

図-13 拘束力が作用するPBLの破壊過程とせん断抵抗メカニズム

荷重作用の繰返しによって付着力や摩擦係数が経年変化していると考えられるが, 変化の程度を定量的に評価することは困難である。よって, 実務上は, 境界面の付着・摩擦を無視するのが合理的な場合が多いであろう。

ただし, 付着や摩擦の影響を考慮するか否かは, 評価の目的に応じて判断する必要があると考える。

3. シリーズ II : 15 体の押抜き試験

(1) 実験方法

a) 試験体および拘束条件

図-14 に試験体の構造および寸法を示す。シリーズ I と同様に, $\phi 150 \times 300\text{mm}$ のコンクリートブロックに 1 枚の孔あき鋼板を埋め込んだ試験体である。ただし, 孔径 60mm, 板厚 9mm の PBL である点がシリーズ I と異なる。シリーズ II では, 孔径が大きいために, 押し広げ力

でモールドが破断する恐れがあった。そこで, シリーズ II の試験体は, ブリキ製モールドの代わりに外径 190.7mm, 板厚 5.3mm の SGP 管 (SS400) で囲った。コンクリート部と SGP 管の隙間には, 石こうを充填した。試験体の水平性確保と底面の拘束を目的に, 試験体の下には石こうを敷いた。

b) 試験ケース

シリーズ II の試験ケースを表-3 に示す。ばらつきを把握する観点からは, 全試験体で同一バッチのコンクリートを用いることが望ましい。しかし, 実験設備の都合から, 本試験は A~C の 3 シリーズに分けて実施した。試験体名に F がつくケース以外は, 孔あき鋼板に作用する付着力や摩擦力を低減させた。図-5 に示したように, シリーズ I の実験では, 付着力の影響がせん断力-ずれ変位関係に現れていた。そこでシリーズ II では, さらに付着の影響を小さくすることを目的に, 孔あき鋼板に厚さ 1mm のテフロンシートを貼り付けた。

c) 配合および養生方法

試験体には、 20kg/m^3 の膨張剤を混和した 30-10-20N のコンクリートを打設した。打設後は、試験体上面をラップで覆い、材齢 28 日まで 20°C 、60%RH の環境で保管した。その後に脱型して、SGP 管を取り付けた。

d) 荷重方法および計測方法

荷重の際には、球座と載荷板を介して孔あき鋼板の突出部を鉛直下向きに押した。荷重はロードセルで計測し、棒変位計で載荷板の 2 箇所の鉛直変位を計測した。試験は、ずれ変位が約 20mm に達した時点で終了した。

e) X線 CT 法による撮影方法

孔内の粗骨材配置を把握するため、荷重試験を行う前に図-15 に示す範囲を X 線 CT で撮影した。本研究では、X 線管電圧 440kV、X 線管電流 3.3mA、スライス厚 0.5mm、表示画素数 2048×2048 ピクセルの条件で撮影した。装置の焦点-検出器間距離 (SID) は 1300mm、焦点-回転中心間距離 (SOD) は 580mm である²⁷⁾。

f) セン断破壊面の観察方法

荷重後、SGP 管を取り外してジベル孔を目視観察した。また、セン断破壊面の凹凸を把握するため、コンクリートブロック側のジベル孔部を 3D スキャナーで計測した。

(2) 強度試験および荷重試験の結果

a) 強度試験

圧縮強度は、A シリーズが 35.8N/mm^2 (材齢 39 日)、

図-14 試験体の構造および寸法

表-3 試験ケース

シリーズ名	試験体名	テフロンシート
A シリーズ	A-1~A-4	有り
	A-F	無し
B シリーズ	B-1~B-4	有り
	B-F	無し
C シリーズ	C-1~C-4	有り
	C-F	無し

図-15 X線 CT の撮影範囲

B シリーズが 38.3N/mm^2 (材齢 47 日)、C シリーズが 37.7N/mm^2 (材齢 42 日) であり、各シリーズで大きな差は見られなかった。

b) セン断力-ずれ変位関係

各シリーズのセン断力-ずれ変位関係を図-16 に示す。最大セン断力を示した位置に丸印を付した。同じ孔径、板厚の PBL であっても、最大セン断力が 2 倍近く異なるケースが見受けられた。また、セン断力-ずれ変位関係も個体毎にばらつくことが確認された。

c) 最大セン断力と荷重低下量の関係

既報²⁴⁾において、拘束条件を変えた 3 体の押抜き荷重試験の結果から、除荷・再荷重を繰り返した場合、最大セン断力が大きいほどピーク後のセン断力が低下することを報告した。このことを改めて確認するため、最大セン断力からずれ変位 15mm 時点のセン断力を引いた値を荷重低下量 Q_d と定義して比較を行った。

(a) A シリーズ

(b) B シリーズ

(c) C シリーズ

図-16 セン断力-ずれ変位関係

図-17に最大せん断力 V_{psul} と荷重低下量 Q_{ld} の関係を示す。図中の近似線は、B-1, B-F, C-2, C-3 のデータを除いて線形回帰したものである。B-1, B-F, C-2, C-3 は相関が見られないが、全体的に、最大せん断力が大きくなるほど荷重低下量も増加する傾向を有する。このことから、除荷・再載荷を繰り返さない場合も、同様の傾向を示すことが分かった。B-1, B-F, C-2, C-3 の傾向が異なる理由は分かっていない。

また、テフロンシートの有無と最大せん断力との間に関係性は見られず、孔あき鋼板の付着力や摩擦力が最大せん断力に与える影響は小さいことが示唆された。

d) ずれ剛性

ずれ剛性は、頭付きスタッドの標準試験法(案)²⁸⁾に基づき、最大せん断力の 1/3 荷重点における初期割線勾配とした。図-18に最大せん断力 V_{psul} とずれ剛性 K_s の関係を示す。ずれ剛性は試験体毎にばらつき、最大せん断力 V_{psul} との相関性は見られない。また、テフロンシートを有する試験体のずれ剛性が小さいという傾向も確認されなかった。ずれ剛性が最も大きいのは A-3 の 110.4kN/mm、最も小さいのは C-F の 40.5kN/mm であった。

個体毎のずれ剛性が最大で約 3 倍程度異なったことは、要素実験による PBL の性能評価の難しさの一端を示しているであろう。しかし、実構造物では、複数の PBL を並べて配置する場合が多いため、ずれ剛性のばらつきの影響は緩和されると考えられる。

e) 最大せん断力のばらつき

シリーズ毎と全体について、最大せん断力の標準偏差と変動係数を整理した。その結果を表-4 に示す。シリ

ーズ毎の変動係数は 8.4~21.7% の範囲にあり、全体の変動係数は 16.7% であることが分かった。材齢 28 日におけるコンクリート圧縮強度の変動係数は、1.9% であったと報告された例がある²⁹⁾。これ比べて PBL の最大せん断力は、大きくばらついていることが分かる。

図-17 最大せん断力 V_{psul} と荷重低下量 Q_{ld} の関係

図-18 最大せん断力 V_{psul} とずれ剛性 K_s の関係

表-4 荷重試験の結果

No.	圧縮強度 f_c (N/mm ²)	載荷試験結果				破壊形態 の確認	最大せん断力の標準偏差および変動係数					
							シリーズ毎			全体		
		V_{psul} (kN)	δ_{ps0} (mm)	ずれ剛性 K_s (kN/mm)	荷重 低下量 Q_{ld} (kN)		V_{psul} 平均 (kN)	標準 偏差 (kN)	変動 係数 (%)	V_{psul} 平均 (kN)	標準 偏差 (kN)	変動 係数 (%)
A-1	35.8	135.7	10.09	48.1	22.8	○	145.7	31.7	21.7	152.8	25.5	16.7
A-2		198.3	8.52	63.4	77.0	○						
A-3		147.0	8.04	110.4	21.7	○						
A-4		133.3	12.13	75.5	20.0	○						
A-F		114.3	7.07	49.9	3.7	○						
B-1	38.3	177.7	12.32	54.4	4.3	○	173.3	17.9	10.3			
B-2		167.0	6.42	61.9	25.3	○						
B-3		155.0	9.02	55.4	16.3	×						
B-4		202.0	6.21	74.6	67.7	○						
B-F		165.0	6.80	55.3	5.0	○						
C-1	37.7	153.0	5.02	71.8	21.3	○	139.4	11.7	8.4			
C-2		131.0	3.00	85.9	46.3	○						
C-3		151.3	5.28	99.5	54.0	×						
C-4		132.3	5.72	55.8	12.0	×						
C-F		129.3	5.43	40.5	5.7	×						

参考に、中島ら³⁰⁾の試験結果($\phi 30$, 60 , 90mm)を抽出し、同様に変動係数を算出した。その結果を表-5に示す。中島ら³⁰⁾が報告しているように、 $\phi 30\text{mm}$ や $\phi 90\text{mm}$ に比べ、 $\phi 60\text{mm}$ のばらつき(変動係数)が大きい。これは、 $\phi 30\text{mm}$ では殆ど孔内に粗骨材が入らず、 $\phi 90\text{mm}$ であれば多量に入るため、個体毎の粗骨材量の差が現れにくいと考えられる。

以上の結果から、PBLの最大せん断力は大きなばらつきを有することが再確認され、それが粗骨材の影響であることが示唆された。

f) 破壊形態

表-4には、孔内コンクリートの破壊形態も示した。破壊形態が明らかであった試験体は、表内に○を記したものであり、いずれも上側二面下側一面せん断破壊²⁰⁾を呈していた。他の試験体も同様の破壊形態であったと思われるが、試験体を分解する際に不手際があり、孔内コンクリートが崩れた可能性があるため、破壊形態が不明であると分類した。

表-5 中島ら³⁰⁾の標準偏差および変動係数

PBL 諸元	No.	V_{psul} (kN)	平均 (kN)	標準 偏差 (kN)	変動 係数 (%)
$\phi 30\text{mm}$ $t=12\text{mm}$	D3-1	57.8	51.6	8.9	17.3
	D3-2	48.7			
	D3-3	40.2			
	D3-4	59.5			
$\phi 60\text{mm}$ $t=12\text{mm}$	D6-1	275.4	209.5	46.7	22.3
	D6-2	176.4			
	D6-3	210.1			
	D6-4	176.1			
$\phi 90\text{mm}$ $t=12\text{mm}$	D9-1	365.9	388.3	16.6	4.3
	D9-2	405.1			
	D9-3	387.1			
	D9-4	395.0			

(3) X線 CT 撮影の結果

a) 撮影ケース

前述した粗骨材の影響を評価するため、表-6に示す5体をX線CTで撮影し、粗骨材の分布状況を把握した。撮影した5体の特徴を以下に述べる。最大せん断力 V_{psul} はA-2が最も大きく、次いでB-1が大きい値を示す。A-1とB-1は、最大せん断力に到達するのが遅く、最大せん断力時のずれ変位 δ_{ps0} が 10mm 以上である。また、A-3のずれ剛性 K_s は、他の試験体よりも2倍程度大きいという特徴を有する。

b) 撮影結果

撮影結果の例(A-1)を図-19に示す。発泡スチロールはX線を透過するため、空洞として認識される。

X線CT画像の座標系は図-19に示す通りである。今後の議論において、孔あき鋼板の厚さ方向の位置が重要となる。そこで以後は、図-19(c)に示すように、孔あき鋼板の厚さ中央を 0mm とし、前面側の孔あき鋼板表面を $y=4.5\text{mm}$ 、背面側の表面を $y=-4.5\text{mm}$ と表現する。

図-20に5体の孔内の粗骨材配置を示す。図-20 1)の3次元画像は、孔あき鋼板の板厚の範囲内を描画したものである。図-20 2)および 3)には、せん断破壊面が形成される孔あき鋼板表面(前面側、背面側)の断面図を示した。断面図からは、せん断破壊面を跨る粗骨材の断面積を把握することができる。

表-6 X線CTの撮影ケース

No.	V_{psul} (kN)	δ_{ps0} (mm)	ずれ剛性 K_s (kN/mm)	荷重低下量 Q_{ul} (kN)
A-1	135.7	10.09	48.1	22.8
A-2	198.3	8.52	63.4	77.0
A-3	147.0	8.04	110.4	21.7
B-1	177.7	12.32	54.4	4.3
B-3	155.0	9.02	55.4	16.3

(a) 外観

(b) 断面

(c) 孔部拡大

図-19 X線CTによる撮影の例 (A-1)

図-20 孔内の粗骨材配置 (2次元の断面図はいずれも前面側から観察したもの)

図-21 粗骨材面積率 R_{ca} の算定方法 図-22 最大せん断力 V_{psd} と粗骨材面積率 R_{ca} の関係

c) 粗骨材の面積率

せん断破壊面を跨る粗骨材面積の影響を評価するため、図-21 に示すように粗骨材面積率 R_{ca} を定義する。まず、ジベル孔断面の画像を二値化処理し、円形換算で直径が5mm 以上となる粗骨材の面積を計測した。そして、粗骨材面積の合計をジベル孔の面積で除して粗骨材面積率 R_{ca} を求めた。粗骨材面積率 R_{ca} は、前面側のせん断破壊面 ($y=4.5\text{mm}$) と背面側 ($y=-4.5\text{mm}$) で算定した。

図-22 に最大せん断力 V_{psd} と粗骨材面積率 R_{ca} の関係を示す。最大せん断力が最も大きい A-2 を除き、 R_{ca} が大きくなるほど V_{psd} が減少する傾向を示すことが分かる。A-2 については、他の試験体とは異なる抵抗メカニズムを有する可能性が示唆される。

d) 粗骨材の最大断面積

シリーズ I と上記の結果を踏まえ、せん断破壊面を跨る粗骨材のうち、最も断面積の大きいものが最大せん断力に支配的な影響を与えていると考えた。これを検証するため、図-23 に示すように粗骨材の最大断面積を整理した。

図-23 (a) は、前面側と背面側毎に最大の粗骨材断面積 (A_{ca1}) を算定した結果である。 A_{ca1} は最大せん断力と関係が見られない。そこで図-23 (b) では、前面側や背面側の区別なく、断面積が最大となる1つの粗骨材の断面積 (A_{ca2}) に着目して整理した。ここで、粗骨材が孔内を

(a) 粗骨材の最大断面積 A_{ca1} (b) 粗骨材の最大断面積 A_{ca2}

図-23 粗骨材の最大断面積

図-24 A-2 の孔内拡大画像

貫通して、前面側と背面側に断面が現れる場合には、それらの断面積を合計した。その結果、A-2 は他の試験体に比べて A_{ca2} が大きいという特徴を有していることが分かった。

図-24 は、A-2 の孔内を詳細に観察した結果である。図-24 より、A-2 は他の試験体と比べて大きい粗骨材が2つのせん断破壊面を跨っていることが確認された。この影響により、他の試験体よりも大きい最大せん断力 ($V_{psd}=198.3\text{kN}$) を示し、ピーク後にせん断力が急激に低下する挙動を示すのだと考えられる。

A-2 に次いで大きい最大せん断力 ($V_{psd}=177.7\text{kN}$) を示す B-1 は、他よりも A_{ca2} が大きいわけではない。このことは、B-1 のせん断抵抗メカニズムが A-2 とは異なることを意味する。この点は、3D スキャナの計測結果を用

図-25 粗骨材の分布

図-26 A-3孔内の粗骨材配置

いて、後ほど分析することにする。

e) 粗骨材が最大せん断力時のずれ変位に及ぼす影響

A-1 と B-1 は、最大せん断力時のずれ変位 δ_{ps0} が 10mm を超えている。粗骨材の位置が δ_{ps0} に影響を与えている可能性が考えられたため、ジベル孔の中心を境に上部と下部に分けて粗骨材の面積を算出した。図-25 にその結果を示す。断面積が 100mm^2 以上の粗骨材に着目し、前面側と背面側の断面積は合計した。中心線を跨る粗骨材は、断面積を上部と下部に振り分けた。また、下部の合計断面積を上部の合計断面積で除したものを面積比率と定義した。図-25 の結果から、A-1 と B-1 は、他の試験体よりも大きい面積比率を示すことが分かる。この結果は、孔内上部に比して下部の粗骨材量が多いと、最大せん断力時のずれ変位 δ_{ps0} が大きくなる可能性があることを示唆している。この点については、後で改めて考察する。

f) 粗骨材配置がずれ剛性に及ぼす影響

表-6 に示したように、X 線 CT 撮影を行った 5 体のうち、A-3 は他よりもずれ剛性が 1.74~2.30 倍大きい。そこで、ずれ剛性と孔内の粗骨材配置の関係を検討した。図-26 に A-3 前面側の粗骨材配置を示す。粗骨材を見やすくするため、3 次元画像は $y=0\sim4.5\text{mm}$ の範囲を描画している。図-26 から、A-3 の前面側には、最大径 15mm 以上の粗骨材が縦に 4 つ並んでいることが分かる。これらの粗骨材が、せん断力に抵抗することで载荷初期のずれ剛性を高めている可能性が示された。

図-27 3D スキャナによる計測の例 (A-1 前面側)

図-28 凹凸高さの標準偏差 σ

図-29 最大せん断力 V_{psud} と凹凸高さの標準偏差 σ の関係

(4) せん断破壊面の観察結果

a) 3D スキャナによる計測例

中島ら¹⁰⁾は、3 次元レーザー変位計を用いたジベル孔部の計測により、算術平均高さが低い試験体ほど、最大せん断力が小さくなる傾向を示すと報告している。そこで、せん断破壊面に形成された凹凸を把握するため、コンクリートブロック側のジベル孔部を解像度 130 万画素の 3D スキャナーで計測した。3D スキャナーによる計測の例を図-27 に示す。凹凸のコンター図からは、孔あき鋼板との接触によって平坦になった領域やえぐられて凹部を形成している領域を判別することができる。

b) せん断破壊面の凹凸の影響

図-28 に各試験体の凹凸高さの標準偏差 σ を示す。最大せん断力が最も大きい A-2 は、特に高い標準偏差 σ を示すわけではないが、最大せん断力が A-2 に次いで大きい B-1 は、背面側の標準偏差 σ が他の試験体よりも大きい。

図-30 最大の高低差 H_d の定義 図-31 試験体毎の最大の高低差 H_d

いことが分かる。図-29 には、最大せん断力 V_{psud} と凹凸の標準偏差 σ の関係を示す。標準偏差 σ は、前面側と背面側の最大値をプロットしている。他の試験体と比べて大きい粗骨材が孔内を貫通してせん断抵抗を発揮している A-2 を除き、最大せん断力 V_{psud} と凹凸の標準偏差 σ の間には相関性が見られる。

次に、図-30 に示すように最大の高低差 H_d を定義し、試験体毎の最大の高低差 H_d を整理した（図-31）。全体的な傾向は、図-28 から変化が見られない。しかし H_d で評価した場合、B-1 背面側の特徴がさらに際立ち、他に比べて2倍程度大きい H_d を示すことが分かった。

B-1 背面側のジベル孔観察結果を図-32 に示す。B-1 背面側は、ジベル孔の下部が大きくえぐられて凹部を形成している。y = -4.5mm の X 線 CT 画像を確認すると、ジベル孔の下部にせん断破壊面を跨る粗骨材が集中しているという特徴が確認された。このことが凹部の形成に寄与し、最大せん断力 V_{psud} に影響を与えている可能性が考えられた。

そこで、X 線 CT の撮影結果を用い、B-1 背面側のジベル孔下部に集中している粗骨材の形状を調べた。その結果を図-33 に示す。ジベル孔下部にある円形換算で直径 10mm 以上の粗骨材に着目し、せん断破壊面を基点に試験体中心方向と外表面方向の突出長さを計測した。その結果、これらの粗骨材は、いずれもせん断破壊面からそれぞれの方向に 3.7~8.9mm 突出していた。この結果から、これらの粗骨材が引きずられてモルタルマトリクスを破壊したり、抜け出したりすることによって、コンクリートブロック側に凹部を形成したと考えられる。そ

図-32 B-1 (背面側) のジベル孔観察結果

図-33 B-1 (背面側) の粗骨材の位置および形状

の過程で、粗骨材が破壊している可能性も考えられる。

以上の結果から、B-1 の最大せん断力が A-2 に次いで大きいのは、せん断破壊面を跨る複数の粗骨材が凹部に引っかかって支圧抵抗が働くことや、モルタルマトリクスや粗骨材の破壊にエネルギーを要することが影響していると推察される。ここで、片方の突出長さが短い場合、粗骨材が容易に抜け出したり、ひび割れが粗骨材を迂回すると考えられる。よって、十分なせん断抵抗を発揮するためには、両方向にある程度の突出長さを有している必要があると推察される。粗骨材の突出長さは、図-13 に示した破壊メカニズムにおいて、孔内コンクリートのせん断抵抗、凹凸の噛み合わせによるせん断抵抗のいずれにも影響を与えると推察される。

(5) せん断力-ずれ変位関係の分類

図-16 に示したせん断力-ずれ変位関係は、最大せん断力 V_{psub} 、ポストピーク挙動、最大せん断力時のずれ変位 δ_{ps0} から、以下に示す3種類のパターンに分類することも可能である。

まず、最大せん断力が 200kN 前後あり、ピーク後にせん断力が急激に低下するものをタイプ α と分類する。次に、比較的早い段階（ずれ変位 10mm 未満）で最大せん断力に到達し、緩やかにせん断力が低下するものをタイプ β とし、ずれ変位 10mm 以上で最大せん断力に到達し

図-34 タイプごとのせん断力-ずれ変位関係

表-7 PBLの諸元と破壊形態

	孔径 d (mm)	板厚 t (mm)	t/d (-)	せん断破壊形態 (観察された孔数)			備考
				二面	上側二面下側一面	一面	
本研究	30	6	0.200	3	0	0	最大せん断力後も載荷を続けた押抜き載荷試験3体 (3孔)
	60	9	0.150	0	11	0	破壊形態が明らかな11体 (11孔)
既報 ²⁴⁾	60	6.5	0.108	0	4	0	破壊形態が明らかな4孔
田中・堺 ³¹⁾	50	6	0.120	0	0	6	孔内がコンクリートの2体 (6孔)
實田ら ²¹⁾	200	12	0.060	0	1	1	破壊形態が明記されている1体 (2孔)

て、タイプ β と同様に緩やかにせん断力が低下するものをタイプ γ と分類する。

タイプ毎に整理しなおしたせん断力-ずれ変位関係を図-34に示す。図-16に比べて、せん断力-ずれ変位関係の特徴がより理解しやすい。本研究の範囲では、タイプ β の発生確率が 66.7% と最も高く、次にタイプ γ の 20.0%、最も低いのはタイプ α の 13.3% であった。

タイプ α は、A-2 の様に他の試験体と比べて大きい粗骨材がせん断破壊面を跨っていると推測される。また図-25より、タイプ β とタイプ γ の分類は、孔内の上部と下部の粗骨材面積が影響している可能性がある。

(6) 孔内コンクリートの破壊形態

a) 孔径および板厚の影響

本研究で用いた孔あき鋼板の板厚は 6mm と 9mm であり、一般的な PBL に比べて薄い傾向にある。田中・堺³¹⁾ は 6mm の孔あき鋼板を用いた押抜き載荷試験を行った際、孔内コンクリートが粉状に支圧破壊 (一面せん断破壊) したと報告している。そこで、孔あき鋼板の板厚が PBL の破壊形態に及ぼす影響を本研究、既報²⁴⁾、田中・堺³¹⁾、實田ら²¹⁾ の試験結果を用いて検討する。表-7 に各試験の PBL 諸元と破壊形態を示す。

シリーズ I (孔径 30mm, 板厚 6mm) は、最大せん断力に達した後も載荷を続けた 3 体の観察結果を整理した。3 体の試験体 (3 孔) は、いずれも二面せん断で破壊していた。シリーズ II (孔径 60mm, 板厚 9mm) は、全 15

図-35 上側二面下側一面破壊の例 (A-4)

体のうち破壊形態が明らかな 11 体をまとめた。11 体の試験体 (11 孔) は、図-35 に示すように、全て孔内上部のみにコンクリートが残留する上側二面下側一面せん断破壊²⁴⁾が生じていた。

表-7 より、板厚 6mm で二面せん断破壊、板厚 12mm で一面せん断破壊となる例があり、板厚だけでは破壊形態を判断できないことが分かる。實田らは、孔径が 200mm と大きければ、板厚 12mm でも一面せん断破壊となると述べているため、孔径も破壊形態に影響を及ぼすと考えられる。そこで表-7 には、板厚と孔径の比 (t/d) も整理した。田中・堺の結果を除けば、 t/d が 0.200 で二面せん断破壊、 t/d が 0.150-0.108 の範囲で上側二面下側一面せん断破壊となり、 t/d が 0.060 まで低下すると一面せん断破壊が生じることが分かる。田中・堺の実験は、 t/d が 0.120 で一面せん断破壊が生じている。各実験の試験条件を比較すると、田中・堺の実験は、他の実験より

図-36 孔内コンクリートの破壊状況 (A-3背面側)

図-37 上側二面下側一面せん断破壊の破壊過程

図-38 孔内コンクリートの拡大写真 (B-1)

も試験体の拘束度が小さい。このことは、板厚や孔径だけではなく、試験体の拘束度が PBL の破壊形態に影響を及ぼすことを示している。

b) 上側二面下側一面せん断破壊の破壊過程

ここでは、上側二面下側一面せん断破壊の破壊過程について検討する。表-7 の結果から、 td が破壊形態に影響を及ぼすことが分かっている。このことから、始めに2つのひび割れ面が発生・進展し、その後ひび割れ面が交わって1つになるというメカニズムが想起される。しかし、上記とは異なる破壊過程をたどる可能性が本研究で確認された。

図-36 に A-3 背面側の孔内コンクリートの破壊状況を

示す。理解を助けるため、ジベル孔の上端位置で左右の写真の高さを合わせ、コンクリートブロック側の写真は左右を反転している。ジベル孔に特徴的な黒い骨材が存在しているが、左右の写真で高さが異なり、孔あき鋼板側ではジベル孔の上端に骨材が移動している。これは、二面せん断破壊が生じた後に、孔内コンクリートの上部が損傷したことを意味していると考えられる。また、孔内コンクリートの下部が綺麗な円形となっていることも、これを示唆している。実験条件は異なるが、既報²⁴⁾の実験でも付録に示すように同様の現象が確認された。

以上の結果から推測される上側二面下側一面せん断破壊の破壊過程を図-37 に示す。

c) 最大せん断力時のずれ変位に関する考察

上側二面下側一面せん断破壊の破壊過程が分かったところで、粗骨材の配置が最大せん断力時のずれ変位 δ_{p0} に及ぼす影響について再考したい。

図-38 に X 線 CT 撮影をした試験体の中で、最も δ_{p0} が大きい B-1 の孔内コンクリートの拡大写真を示す。この写真から、試験時に生じた 20mm のずれ変位のうち、12mm が孔内コンクリートの損傷によるもので、残りの 8mm がコンクリートブロックに対して孔内コンクリート自体の位置がずれた影響によることが分かる。ゆえに、孔内コンクリートの損傷が、ずれ変位に及ぼす影響は大きいと考えられる。

上記の結果と本研究の知見より、上側二面下側一面せん断破壊の破壊メカニズムは、以下のように推定される。

1) 粗骨材を迂回して孔内コンクリートにひび割れが貫通する、2) この時点で断面積の大きな粗骨材は破壊しておらず、コンクリートブロックと孔内コンクリートを跨っている、3) ずれ変位が増加すると、粗骨材よりも強度が小さいモルタルペースト部から損傷していく、4) ジベル孔上部の鋼板が直接的に残存する粗骨材に接触する、または締め固められたモルタルペーストや複数の粗骨材を介して、残存する粗骨材が破壊に至るだけのせん断力が伝達されて粗骨材が破断する、5) 孔内コンクリートとコンクリートブロックを架橋している粗骨材が破断すると、せん断破壊面の凹凸が徐々に破壊されながら、孔内コンクリートの位置がずれていく。

よって、ジベル孔の上部に粗骨材が多く存在すれば、すぐにこれらの粗骨材にもせん断力が伝達され、粗骨材の破壊に至るために δ_{p0} が小さくなる。逆に、孔の上部にあまり粗骨材が存在せず、下部に多くの粗骨材が配置されていれば δ_{p0} は大きくなる傾向を示すと考えられる。しかし、粗骨材が δ_{p0} に影響を及ぼすメカニズムは実験的に明らかにできたわけではなく今後の課題である。これらの現象は、X 線 CT で観察しながら載荷試験を行えば直接的に観察できる可能性がある。

(7) シリーズ II のまとめ

シリーズ II では、計 15 体の押抜き載荷試験、X 線 CT 撮影、3D スキャナ計測によって、粗骨材およびせん断破壊面の凹凸が PBL のせん断抵抗メカニズムに及ぼす影響を検討した。以下にシリーズ II で得た知見をまとめる。

PBL の最大せん断力は、粗骨材の影響でばらつくことが再確認された。本研究で得た最大せん断力の変動係数は 16.7% であり、コンクリートの圧縮強度の変動係数 1.9% に比べて遥かに大きい (表-4)。

図-22 に示すように PBL の最大せん断力は、せん断破壊面を跨る粗骨材の合計断面積が大きいだけでは向上しない。しかし、図-24 に示すように他の試験体に比べて大きい粗骨材が 2 つのせん断破壊面を跨っている場合や、図-31 に示すようにせん断破壊面の凹凸が大きい場合には、PBL の最大せん断力が増加する。

孔内コンクリートの破壊形態は、表-7 に示すように板厚だけではなく孔径の影響を受ける。そして、上側二面下側一面せん断破壊は、二面せん断破壊を生じた後に、孔内コンクリートの上部が損傷することで起こる可能性がある (図-36)。

本研究では、最大せん断力 V_{peak} 、ポストピーク挙動、最大せん断力時のずれ変位 δ_{p0} を基準としたせん断力-ずれ変位関係の分類例を示した。また本研究を通じて、X 線 CT や 3D スキャナが PBL のせん断抵抗メカニズムの分析に有用であることが確認された。

4. おわりに

本研究では、ひび割れの進展を含む PBL の破壊過程と、せん断抵抗メカニズムに及ぼす粗骨材やせん断破壊面の凹凸の影響を把握するため、途中止め試験、X 線 CT、3D スキャナを活用した実験的検討を行った。本研究の範囲で得られた主な知見を以下に示す。

- 1) 孔内コンクリートの破壊は、まず片面のひび割れが貫通し、次いでもう一方の面にひび割れが進展するという過程をたどることが分かった。また、貫通ひび割れが生じる順序は、せん断破壊面を跨る粗骨材の大きさや量の影響を受けることが示唆された。
- 2) 高い拘束力が作用する PBL は、最後まで残った凸部 (粗骨材やモルタルペーストで形成) が破壊する際に最大せん断力を示すことが確認された。
- 3) 本研究で得た知見より、拘束力が作用する PBL のせん断抵抗メカニズムを 4 段階に区分して提示した。
- 4) 同じ孔径、板厚の PBL であっても、最大せん断力

が 2 倍近く異なる場合があった。また、粗骨材の影響で最大せん断力がばらつくことが示唆された。本研究における最大せん断力の変動係数は 16.7% であった。

- 5) 他の試験体に比べて大きい粗骨材が 2 つのせん断破壊面を貫通している場合、そうでない場合に比べて最大せん断力とピーク後の荷重低下量が大きくなることを明らかにした。また、孔内の上部に比して下部の粗骨材量が多い場合、最大せん断力時のずれ変位 δ_{p0} が大きくなる可能性が示唆された。
- 6) 孔内コンクリートの破壊形態は、板厚だけではなく、孔径や拘束力の影響を受けることが示された。また、二面せん断破壊が生じた後に孔内コンクリートの上部が損傷することで、上側二面下側一面せん断破壊に至る可能性が示唆された。

付録 孔内コンクリートの破壊状況

図-39 に、既報²⁴⁾の実験で観察された孔内コンクリートの破壊状況を示す。図-39 (1) より、複数の粗骨材がジベル孔の上部に向けて移動していることが明らかである。

図-39 (2) は、元々のジベル孔の外形線を写真上に示したものである。写真より、元々のジベル孔の範囲外に付着物が存在していることが分かる。これは、せん断破壊面の凹凸が削れて粉化したものが、孔内コンクリートの

図-39 既報²⁴⁾の孔内コンクリート破壊状況 (C-ST-PUS-1)

下部に圧着されたのだと推測される。

参考文献

- 1) Leonhardt, F., Andrä, W., Andrä, H. P. and Harre, W.: Neues, vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbund-Tragwerke mit hoher Dauerfestigkeit, *Beton- und Stahlbetonbau*, Vol. 82, No. 12, pp. 325-331, 1987.
- 2) 平陽兵, 天野玲子, 大塚一雄: 孔あき鋼板ジベルの疲労特性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 19, No. 2, pp. 1503-1508, 1997.
- 3) 児島哲朗, 鈴木喜弥, 阿部久義, 藤原良憲, 橘吉宏, 平城弘一: 軽量骨材コンクリートを用いたジベル押抜きせん断疲労試験, 土木学会第 59 回年次学術講演会講演概要集, Vol. 59, No. 1, pp. 1357-1358, 2004.
- 4) 土木学会複合構造委員会: 2014 年度制定 複合構造標準示方書 [原則編・設計編], pp. 74-78, 土木学会, 2015.
- 5) 深田和宏, 藤井堅, 豊田正, 岩崎初美: 孔あき鋼板ジベルの終局せん断耐力に影響を及ぼすコンクリート拘束因子, 第 6 回複合構造の活用に関するシンポジウム講演論文集, Vol. 6, pp. 28_1-28_8, 2005.
- 6) 中島章典, 橋本昌利, 小関聡一郎, 鈴木康夫: 拘束度の高い押抜き試験に基づく孔あき鋼板ジベルの強度評価, 第 9 回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム講演集, Vol. 9, pp. 49-57, 2011.
- 7) 藤井堅, 道菅裕一, 岩崎初美, 日向優裕: 孔あき鋼板ジベルのずれ耐力評価式, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 70, No. 5, pp. II_53-II_68, 2014.
- 8) 福元敏之: 拘束応力を考慮した孔あき鋼板ジベルの終局せん断耐力, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 81, No. 722, pp. 803-812, 2016.
- 9) 藤井堅, 岩崎初美, 深田和宏, 豊田正, 藤村伸智: 孔あき鋼板ジベルの終局ずれ挙動とコンクリート拘束因子, 土木学会論文集 A, Vol. 64, No. 2, pp. 502-512, 2008.
- 10) 土木学会複合構造委員会: 複合構造ずれ止めの抵抗機構の解明への挑戦, pp. 94, 土木学会, 2014.
- 11) 中島章典, 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 (構造・地震工学), Vol. 70, No. 5, pp. II_20-II_30, 2014.
- 12) Manabe, Y., Fujiyama, C., Kisaku, T. and Shionaga, R.: Influence of coarse aggregates on the shear resistance of perfbond rib shear connector, *Procedia Engineering*, Vol. 95, pp. 454-464, 2014.
- 13) 藤山知加子, 真部洋大, 木作友亮, 塩永亮介: 孔内粗骨材のせん断抵抗に着目した孔あき鋼板ジベル耐荷機構の基礎的研究, 第 11 回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム講演集, Vol. 11, pp. 1-8, 2015.
- 14) 今井康仁, 本橋裕之, 大畑充: 高圧ガスパイプラインの不安定延性破壊挙動 (第 1 報), 溶接学会全国大会講演概要, pp. 338-339, 2012.
- 15) 平野義鎮, 勝俣慎吾, 岩堀豊, 轟章: 模擬雷撃を加えた CFRP 積層板の損傷挙動, 日本複合材料学会誌, Vol. 35, No. 4, pp. 165-174, 2009.
- 16) 永尾陽典, 木部勢至朗, 醍醐加奈子, 原彩水: 炭素繊維複合材料への超高速衝突による損傷領域と残存強度について, 日本複合材料学会誌, Vol. 35, No. 1, pp. 15-26, 2009.
- 17) 大谷順, 尾原祐三, 菅原勝彦, 棕木俊文: 地盤工学における産業用 X 線 CT スキャナーの適用, 土と基礎, Vol. 48, No. 2, pp. 17-20, 2000.
- 18) 大谷順, 高野大樹, 永谷英基: 無排土シールド工法の一提案-X 線 CT と遠心模型実験の適用, 土木学会論文集 C, Vol. 64, No. 1, pp. 14-29, 2008.
- 19) 麓隆行: 新しい機構の X 線 CT の開発とポリマーコンクリートの圧縮試験への適用, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol. 69, No. 2, pp. 182-191, 2013.
- 20) 天明敏行, 伊藤剛, 濱崎大志, 尾原祐三: X 線 CT 法を用いたコンクリートの材料構成定量化法の提案, コンクリート工学年次論文集, Vol. 30, No. 2, pp. 739-744, 2008.
- 21) 實田雅人, 藤井堅, 民家洋輔: コンクリート拘束力と孔径の変化が孔あき鋼板ジベルに及ぼす影響, 第 11 回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム講演集, Vol. 11, pp. 19-25, 2015.
- 22) 中島章典, 猪股勇希, 齋川幾美, 大江浩一: 付着, 機械的作用を有する鋼・コンクリート接触面の静的・疲労性状に関する実験的検討, 土木学会論文集 A, Vol. 63, No. 4, pp. 758-767, 2007.
- 23) 斉木功, 菊地浩貴, 山田真幸, 岩熊哲夫: 鋼コンクリート界面の付着強度評価法に関する一提案, 土木学会応用力学論文集, Vol. 13, pp. 323-329, 2010.
- 24) 木作友亮, 藤山知加子: 正負交番載荷および疲労載荷を受ける孔あき鋼板ジベルのせん断ずれ挙動と破壊性状, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 72, No. 5, pp. II_56-II_68, 2016.
- 25) 大野将季, 中島章典, Nguyen Minh Hai: T 字型・十字型鋼板押抜き試験による孔あき鋼板ジベルのせん断伝達に関する実験的研究, 第 11 回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム講演集, Vol. 11, pp. 26-33, 2015.
- 26) 藤山知加子, 櫻井信彰, 中山逸人, 前川宏一: 鋼コンクリート境界面特性が合成床版疲労破壊機構に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol. 32, No. 2, pp. 1-6, 2010.
- 27) 日本工業規格: JIS B 7442 産業用 X 線 CT 装置一用語, p. 13, 2013.
- 28) 日本鋼構造協会: 頭付きスタッドの押抜き試験方法 (案), JSSC テクニカルレポート, No. 35, pp. 1-24, 1996.
- 29) 木作友亮, 戸田勝哉, 伊藤祐二: 分割練混ぜが再生骨材コンクリートの強度及びそのバラツキに与える影響, 土木学会第 70 回年次学術講演会概要集, Vol. 70, No. 5, pp. 257-258, 2015.
- 30) 中島章典, 小関聡一郎, 橋本昌利, 鈴木康夫, グエンミンハイ: 単純な押抜き試験に基づく孔あき鋼板ジベルのせん断耐力評価, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 68, No. 2, pp. 495-508, 2012.
- 31) 田中照久, 堺純一: 高強度モルタルを用いた孔あき鋼板ジベルの力学特性に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 32, No. 2, pp. 1243-1248, 2010.

(2016. 6. 28 受付)

VERIFICATION OF SHEAR RESISTANCE MECHANISM OF PERFOBOND RIB SHEAR CONNECTORS WITH X-RAY COMPUTED TOMOGRAPHY

Tomoaki KISAKU, Takumi HOSAKA and Chikako FUJIYAMA

In this study, in order to identify crack developing states in the perforation and effect of coarse aggregate on the shear resistance mechanism of perfobond rib shear connectors (PBL), experimental verifications through partial loading tests and standard static tests using 3D scanner and X-ray computed tomography (X-ray CT) have been carried out. The partial loading tests clarified that the coarse aggregate across shear fracture surfaces affect the progress of the cracks, and convex portion of rough crack surface is broken when the load reaches the maximum shear force. The image of X-ray CT demonstrated that the maximum shear force of the PBL increases when a excessive large coarse aggregate lays across the both shear fracture surfaces. Furthermore, the roughness of shear fracture surfaces of PBL were measured with the 3D scanner. The results showed that the standard deviation and the height difference of the irregularities affect the maximum shear force. These experimental facts suggested the failure process and the shear resistance mechanism of PBL with restraints.