論文　鋼管内に配置した孔あき鋼板ジベルのせん断耐力評価に関する検討

福岡　繁[*1]・小林　雄一[*1]・田中　亮一[*2]・網野　貴彦[*3]

要旨：海上桟橋上部工のプレキャスト施工の場合，鋼管杭の打込み誤差等の影響により，プレキャスト製の上部工を所定の位置に設置することが難しい場合がある。そこで著者らは，孔あき鋼板ジベルを鋼管杭内に配置させる杭頭構造に着目し，合理的な施工技術の開発に着手した。本研究では，孔の数や配置，鋼板の板厚，鋼板と鋼管の相対的な配置等を変化させた孔あき鋼板の押抜き試験と非線形 FEM 解析の結果を用いて，鋼管内に配置された孔あき鋼板ジベルのせん断耐力の評価方法を検討した。その結果，鋼板の板厚 40mm の範囲まで，複合構造標準示方書（2014 年）の評価式を適用できる可能性を見出した。

キーワード：プレキャスト施工，孔あき鋼板ジベル，せん断耐力，3 次元非線形 FEM 解析

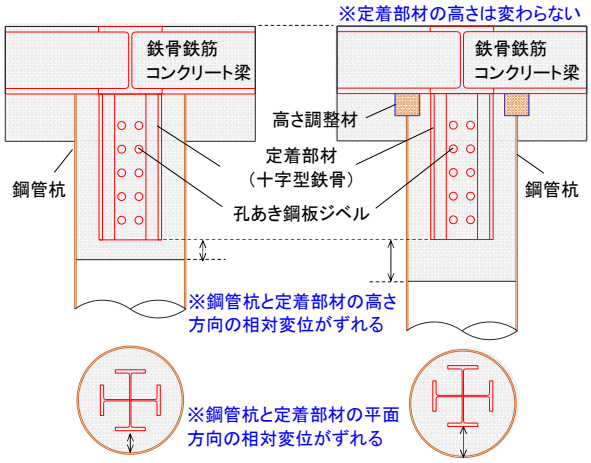
1. はじめに

労働者の不足等を背景に，コンクリート構造物のプレキャスト化が積極的に推進されており，港湾工事においても同様の動きがある。特に海上桟橋の築造では，プレキャスト施工により従来の現場打ちで上部工を構築する場合に必要であった大掛かりな足場や上部工の型枠支保工等を簡略化・省略化できるため，大幅な工期短縮や安全性の向上が期待されている。しかし，上部工と鋼管杭の接合部は，地震力や船舶の接岸力等の外力の影響が集中する部位であるため，鋼管杭と上部工の確実な応力伝達機構を有する接合構造が求められる。

既往の研究では，CFT 柱と鉄骨鉄筋コンクリート梁の接合方法として鉄骨鉄筋差込み接合方式が開発されている [1)]。これは，十字型鉄骨と鉄骨外周に配置した補強鉄筋を鋼管内に挿入し，コンクリートを充填することで接合するものである。しかし，海上桟橋の場合，鋼管杭の打込み誤差等が一般に大きいため，十字型鉄骨の周囲に配置する鉄筋は，プレキャスト部材の設置におけるクリアランスの確保において障害となる。そこで，**図－1** に示すように，孔あき鋼板ジベルを有する十字型の鉄骨のみにより接合する構造に関する検討に着手した。

ここで，孔あき鋼板ジベルのせん断耐力の評価については，これまでに幾つかの評価式が提案されている [2)-8)]。複合構造標準示方書（2014 年）[9)]［以下，示方書(2014)］では， Leonhardt らの提案式 [2)]を基本とした式が掲載されている。この式は，鋼板の板厚 12～22mm，孔径 35～90mm，コンクリートの設計圧縮強度 24～57N/mm^2 の場合に適用できるとされている。しかし，著者らが適用を想定している海上桟橋の鋼管杭の径は 700～1500mm 程度であり，文献 1) における補強鉄筋の省略化を図るためには，挿入する十字型鉄骨のフランジ厚が 40mm 程度になることも想定される。また海上桟橋では，鋼管杭の平面方向および高さ方向の打込み誤差等が一般に大きいため，**図－1** に示すように，鋼管内に対する十字型鉄骨の相対的な位置が設計上の位置から若干ずれた場合でも許容できる構造としておく必要がある。

そこで本研究では，基礎的な研究として，鋼管内に配置される孔あき鋼板ジベルに対する静的なせん断耐力の評価を行うことを目的に，孔の数や配置，鋼板の板厚，鋼管と鋼板の平面方向の相対的な位置等を変化させた試験体を製作し，押抜き試験を実施した。また，実験結果との比較，ならびに鋼管と鋼板の鉛直方向の相対的な位置のずれに関する検証を行うため，3 次元非線形 FEM 解析を行った。これらの結果から，鋼管内に配置した孔あき鋼板ジベルのせん断耐力の評価を行い，示方書(2014)式 [9)] における適用範囲外の鋼板の板厚においても，この式が適用可能であるかを検証した。なお，孔あき鋼板に十字型形状を用いると孔 1 個のせん断耐力評価が複雑化するため，本実験では，十字型のうち，1 枚のフランジ部のみを模擬することで試験を単純化した．



図－1　杭頭接合構造の例
（左は相対位置のずれがない場合，右はある場合を示す。）

*1 東亜建設工業（株）　技術研究開発センター　新材料・リニューアル技術グループ　研究員　(正会員)
*2 東亜建設工業（株）　技術研究開発センター　新材料・リニューアル技術グループ　主任研究員　(正会員)
*3 東亜建設工業（株）　技術研究開発センター　新材料・リニューアル技術グループ　リーダー　(正会員)

2. 押抜き試験の概要

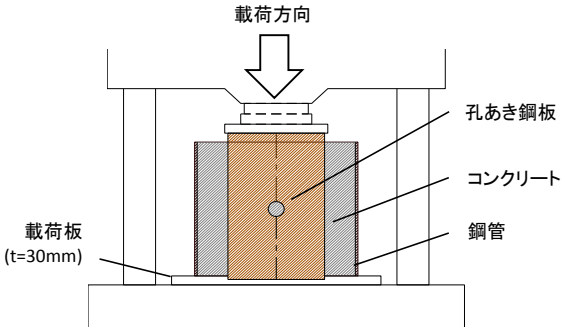
2.1 試験体と検討ケース

試験体形状を**図－2**，検討ケースを**表－1** に示す。試験体は，高さ 450mm のϕ508mm×t7.9mm の鋼管（STK400）の中に，幅 300mm の孔あき鋼板（SS400）を設置し，コンクリートを鋼管内に打設して製作した。なお，孔あき鋼板の表面には剥離剤を塗布し，鋼管の内面は黒皮のままコンクリートを打設した。孔径は全てのケースで直径 50mm とし，孔あき鋼板ジベルの孔数・配置（孔の縦横配置，孔の間隔），鋼板の板厚，鋼板の平面的な相対位置をパラメータとした。なお，基本ケースである 1-30 は 5 体，その他のケースは 3 体製作した。

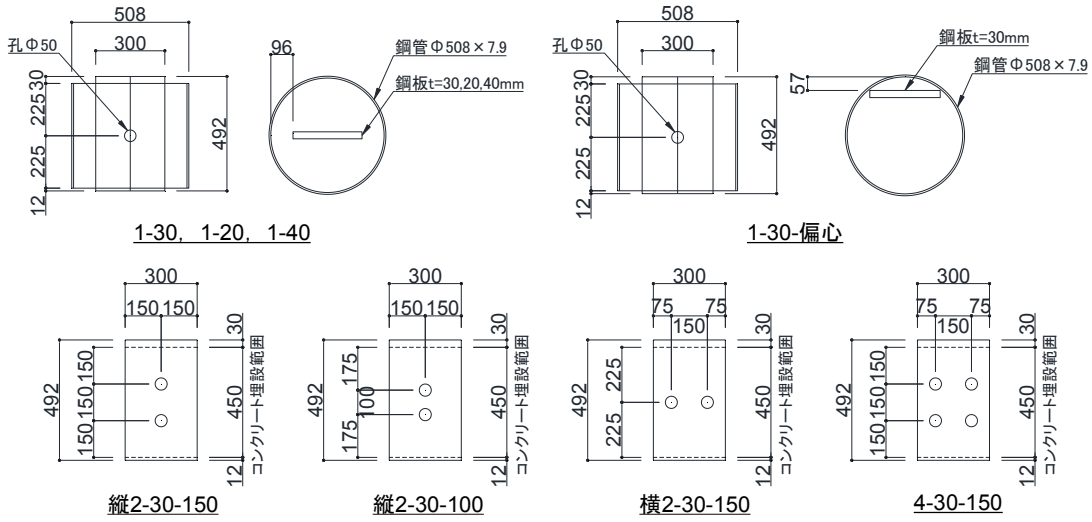
コンクリートの設計基準強度は 30N/mm^2 とし，普通ポルトランドセメント，粗骨材の最大寸法 20mm のコンクリートを使用した。押抜き試験は，全ての試験体に対して材齢 28 日目に実施した。なお，**表－1** に示す圧縮強度は，押抜き試験体と同一環境で養生した円柱供試体（ϕ100×200mm）を用いて，JIS A 1108 に準じて得られた結果である。

2.2 載荷方法

載荷試験の概要を**図－3** に示す。鋼板はコンクリート天端から 30mm 突出させ，油圧式万能試験機を用いて，この突出部を鉛直下向きに押し込むことで載荷を行った。なお，載荷試験中に試験体に埋設した孔あき鋼板がずれを生じる際に，載荷板と接触しないように，載荷板の中央には孔あき鋼板の形状に相当する開口部を設けた。



図－3　載荷試験概要



図－2　試験体形状（図中の寸法の単位は mm）

表－1　検討ケースおよび試験結果一覧

試験体名※1	孔数 (個)	板厚 (mm)	圧縮強度 (N/mm^2)	最大荷重(kN)※2					
				①	②	③	④	⑤	平均
1-30	1	30	37.7	230(179)	202(152)	203(153)	197(147)	191(140)	205(154)
縦 2-30-150	2	30	30.9	267(255)	255(244)	253(241)	－	－	258(247)
縦 2-30-100	2	30	30.9	248(237)	284(272)	238(226)	－	－	257(245)
横 2-30-150	2	30	29.5	303(310)	316(322)	318(324)	－	－	312(319)
4-30-150	4	30	29.5	521(534)	471(484)	461(474)	－	－	484(497)
1-20	1	20	37.7	192(151)	212(171)	164(123)	－	－	190(148)
1-40	1	40	30.9	206(199)	236(229)	211(204)	－	－	217(211)
1-30-偏心	1	30	30.9	162(156)	150(145)	157(151)	－	－	157(151)

※1 試験体名：「孔の配置（孔数 2 個の場合）」-「孔数」-「鋼板の板厚」-「孔の間隔」-「偏心（相対位置のずれ）」

※2 表中の括弧内の数値は，**3 章**に示す方法で算出した換算せん断耐力を示す。

3. 押抜き試験の結果と考察

本章では，載荷試験で得られた最大荷重を最大せん断耐力として，結果および考察を行う。**表－1** に最大せん断耐力結果を示す。なお，試験結果は，示方書(2014)[9]の評価式(1)および板厚も考慮できる複合構造標準示方書（2009 年）[10]［以下，示方書(2014)］の評価式(2)による計算値と比較した。

$$V_{psud} = (1.60 \cdot d^2 \cdot f'_{cd} \cdot 10^{-3})/\gamma_b \quad (1)$$

$$V_{psud} = \left\{4.31 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \cdot \left(\frac{t}{d}\right)^{0.5} \cdot f'_{cd} - 39\right\}/\gamma_b \quad (2)$$

ここで，V_{psud}：孔あき鋼板ジベルの孔 1 個当たりの設計せん断耐力(kN)，d：孔径(mm)，t：鋼板の板厚(mm)，f'_{cd}：コンクリートの設計圧縮強度(N/mm^2)，γ_b：部材係数である。なお，比較の計算値は γ_b=1.0 とした。

また，ケース毎でコンクリートの圧縮強度が異なるため，圧縮強度 30N/mm^2 に相当するせん断耐力（以下，換算せん断耐力）を，式(2)を変形させた式(3)により求めた。換算せん断耐力を**表－1** 中の括弧内に示す。

$$V'_{psud} = \{V_{psexp} + (30 - f'_{cdexp}) \cdot a \cdot n\} \quad (3)$$

ここに，V'_{psud}：換算せん断耐力(kN)，V_{psexp}：せん断耐力の実験値，f'_{cdexp}：載荷材齢時におけるコンクリートの圧縮強度の実測値，a：**図－4** に示す式(2)における直線勾配［5.35(t=20mm)，6.55(t=30mm)，7.56(t=40mm)］，n：孔数である。

3.1 鋼板の板厚および相対位置の影響

図－4 には，鋼板の板厚および鋼板の平面的な相対位置の影響を比較するため，孔数が 1 個のケースにおけるせん断耐力と圧縮強度の関係を示した。図中には式(1)による計算値を実線で，板厚を考慮した式(2)による計算値を点線で示している。

これによれば，実験値は式(1)による計算値よりも大きな値を示しており，式(1)はせん断耐力を安全側に評価することがわかる。また，板厚を考慮できる式(2)と比較すると，板厚 40mm と大きい場合でも計算値の点線上にプロットされ，適用範囲外の鋼板の板厚 30 および 40mm［示方書(2009）の適用板厚は 8～16mm］においても，板厚の影響は式(2)により評価できる可能性を見出した。

一方，板厚 30mm における鋼板の平面的な相対位置の違い（1-30，1-30-偏心）について着目すると，1-30-偏心のほうが試験時の圧縮強度が小さかったため最大荷重は小さかったが，式(2)の黒点線上にプロットされた。このことから，鋼板の平面的な相対位置の影響はほとんどないと考えられる。

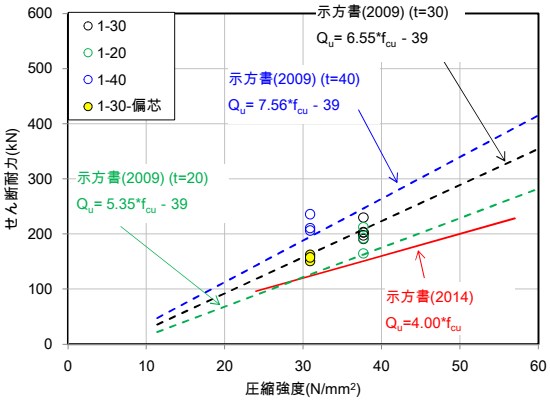
3.2 孔間隔の影響

孔間隔の影響（縦 2-30-150，縦 2-30-100）について比較すると，**表－1** に示すように，孔間隔が 100mm と 150mm では，せん断耐力にほとんど違いはなかった。

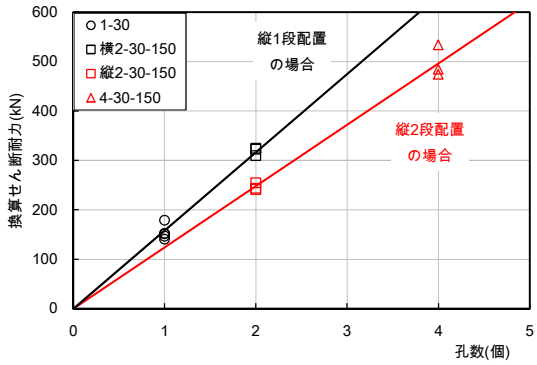
3.3 孔数・孔の縦横配置の影響

図－5 には，孔数，孔の縦横配置の影響（1-30，横 2-30-150，縦 2-30-150，4-30-150）を比較するため，換算せん断耐力と孔数の関係を示した。

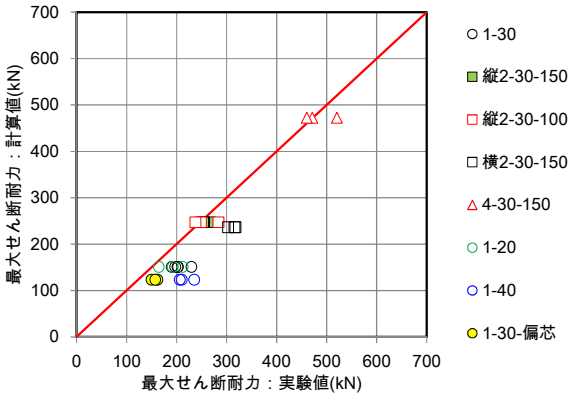
これによれば，孔数の増加に伴って換算せん断耐力は直線的に増加するが，縦方向に 1 段配置した場合（縦 1 段配置）と 2 段配置した場合（縦 2 段配置）で，換算せん断耐力と孔数の関係における直線勾配が異なる様子が伺えた。また，孔数 2 個の場合において横配置よりも縦



図－4　せん断耐力と圧縮強度の関係（孔数 1 個）



図－5　換算せん断耐力と孔数の関係



図－6　示方書(2014)評価式と実験値の関係

配置のほうが小さな値を示しており，孔数が 4 個のケースは縦 2 段配置の直線上にプロットされていたことから，縦配置の影響が支配的であったと考えられる。この考察の妥当性については，後述の 4.2(2)における FEM 解析の結果を用いて検討する。

3.4 示方書(2014)の評価式と実験結果の比較

全ケースにおけるせん断耐力の実測値と示方書(2014)の評価式の計算値の関係を**図－6** に示す。

この結果から，本実験では，鋼板の板厚 40mm まで示方書(2014)の評価式で安全側にせん断耐力を推定できることがわかった。

4. 3 次元非線形 FEM 解析

FEM 解析では，**3 章**で述べた押抜き試験の実験結果の検証と，**3.3** で確認された縦配置と横配置の違いの影響について検討を行った。また，孔の位置が鋼管に対して鉛直方向にずれた場合の影響についても検討を行った。

表－2 に FEM 解析における検討ケースを，**図－7** に押抜き試験で実施していない孔配置の概要を示す。1-30，縦 2-30-150，横 2-30-150，4-30-150 では縦配置と横配置の違いの影響を，1-30，1-30-上，1-30-下では孔 1 個の場合における高さ方向の相対位置の影響を，横 2-30-150，横 2-30-150-上，横 2-30-150-下では孔 2 個の場合の影響を検討した。

4.1 解析条件

(1) 解析モデル

解析は，汎用 FEM 解析プログラム DIANA version.10.2 により行った。1-30 の解析モデルを**図－8** に示す。鋼管の有無がコンクリートの拘束に及ぼす影響については押抜き試験では検討していないため，解析では押抜き試験を再現して鋼管もモデル化した。解析に用いた要素は，ソリッド要素とした。載荷方法は，鋼板の天端を鉛直下向きに単調に載荷した。なお，載荷点直下の鋼板の突出範囲は剛体要素とした。また，コンクリートおよび鋼管の下端は鉛直方向に拘束した。

表－2　解析ケースおよび解析結果

ケース	孔数 (個)	解析値(kN)			実験値 (kN)
		解析① c=0.7 ϕ=20	解析② c=0 ϕ=20	解析③ c=0 ϕ=0	
1-30	1	151	123	100	154
縦 2-30-150	2	254	－	－	247
横 2-30-150	2	274	－	－	319
4-30-150	4	513	－	－	497
1-30-上	1	137	－	－	－
1-30-下	1	146	－	－	－
横 2-30-150-上	2	267	－	－	－
横 2-30-150-下	2	278	－	－	－

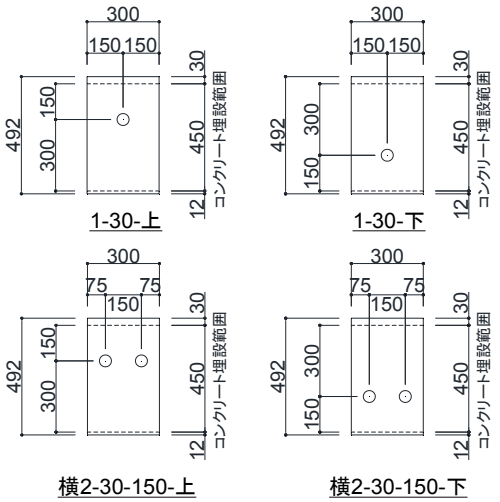
(2) 異種材料間の界面モデル

鋼板の表面とコンクリートの界面に対しては，面インターフェイス要素として，付着力 c，内部摩擦角 ϕ を変えた 3 パターンのクーロン摩擦モデルを用いた。ただし，押抜き試験では鋼板の表面に剥離剤を塗布したが，剥離剤塗布による付着・摩擦の性状が，通常の塗布をしていない状態と異なっている可能性が考えられた。そこで，**表－1** に示すように，基本ケース 1-30 に対して，3 パターンのパラメータにより解析を行い，解析値と実験値を比較し，実験値に近い最大せん断耐力を示したパラメータを採用して他ケースの解析を行った。なお，解析①は示方書(2014)に記載の一般的な値のクーロン摩擦モデルであり，解析②は粘着力を考慮しないモデル，解析③は粘着力および摩擦力の両方を考慮しないモデルである。なお，鋼管の内面とコンクリートの界面には，剥離剤を塗布していないため，全ケースにおいて解析①の一般的な値のクーロン摩擦モデルを設定した。

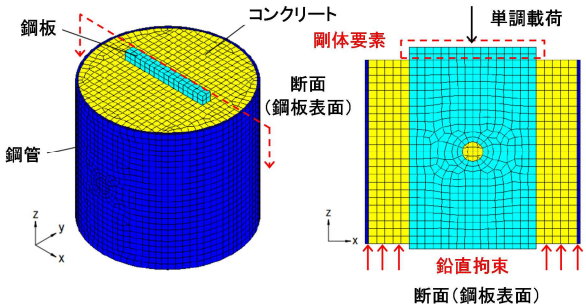
(3) 材料物性値および材料構成則

材料物性値を**表－3** に，コンクリートの圧縮および引張－ひずみ関係，および鋼材の応力－ひずみ関係を**図－9** に示す。

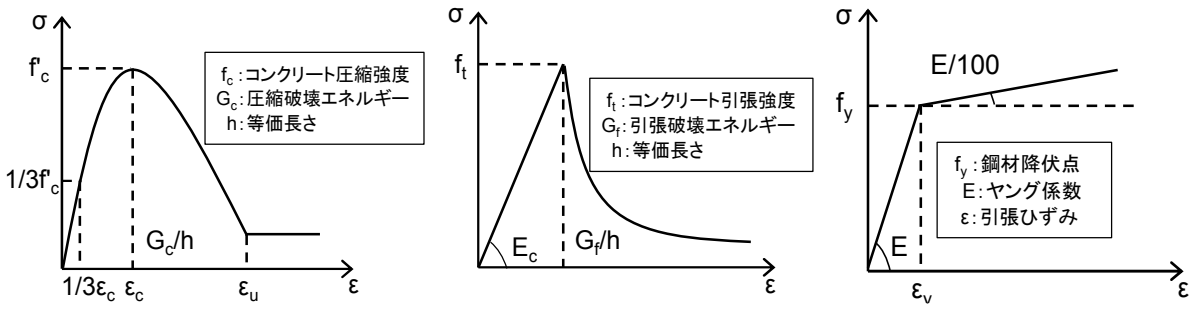
コンクリートの圧縮特性は圧縮破壊エネルギー G_{fc} を考慮した Parabolic モデル [11]を用いた。ここで，圧縮破壊



図－7　解析における追加検討ケース



図－8　解析モデル(1-30)



図－9　応力－ひずみの関係（コンクリートの圧縮および引張，鋼材）

表－3　材料物性値一覧

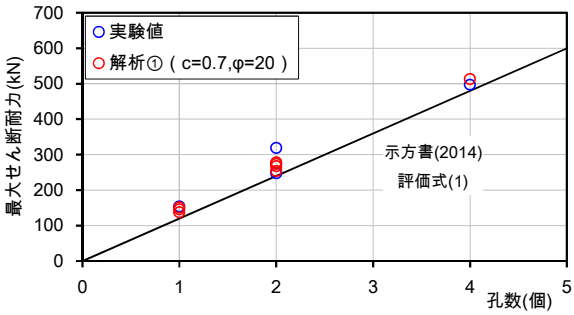
項目	記号	単位	入力値
・コンクリート			
圧縮強度	f'_c	N/mm^2	30
圧縮破壊エネルギー	G_c	N/mm	48
引張強度	f_t	N/mm^2	2.2
引張破壊エネルギー	G_t	N/mm	0.084
ヤング係数	E	N/mm^2	28,000
ポアソン比	ν	－	0.2
最大粗骨材寸法	d_{max}	mm	20
・鋼板（t=30mm，SS400）			
ヤング係数	E	N/mm^2	205,000
ポアソン比	ν	－	0.3
降伏強度	f_y	N/mm^2	263
・鋼管（t=7.9mm，SS400）			
ヤング係数	E	N/mm^2	205,000
ポアソン比	ν	－	0.3
降伏強度	f_y	N/mm^2	314

エネルギーG_{fc} は中村らの式 [12]から算出した。コンクリートの引張特性は引張破壊エネルギーおよび要素寸法を考慮した Hordijk モデル [13]を用いた。ここで，引張強度 f_t および引張破壊エネルギーG_{ft} はコンクリート標準示方書［設計編］[14]に従い算出した。鋼材は，降伏後の剛性を初期剛性の 1/100 とするバイリニアモデルとした。降伏条件には Von Mises 基準を用いた。

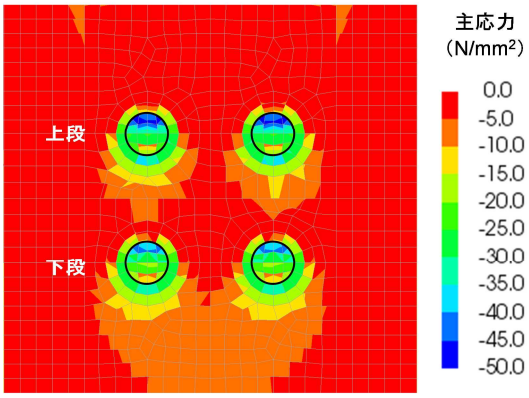
4.2 解析結果

(1) 解析パラメータの検証

表－2 には，鋼板の表面とコンクリートの界面のクーロン摩擦モデルを変えた 3 パターンの解析結果と押抜き試験で得られた換算せん断耐力の結果を示した。1-30 の結果より，解析①のクーロン摩擦モデルが実験値と同等の値を示した。このことから，解析①のパラメータを用いて，他ケースの解析を行ったところ，横 2-30-150 のケースにおいて 40kN 程度のせん断耐力の乖離が見られたものの，その他のケースでは，押抜き試験で得られた換算せん断耐力とほぼ同等の値を示した。このことから，押抜き試験において，鋼板の表面に塗布した剥離剤による影響はほとんどなかったと考えられ，解析①のパラメータで得られた解析結果を用いて，以降の考察を行った。



図－10　最大せん断耐力と孔数の関係



図－11　コンクリートに発生する主応力図

(2) 縦配置・横配置の違いによる影響

解析で得られた最大せん断耐力と孔数の関係を，**図－10** に示す。なお，図中には示方書(2014)の評価式で求めた孔 1 個あたりのせん断耐力に単純に孔数を乗じた計算値を実線で示した。この結果，全ケースにおいて，実験値および解析値は，実線より上方にプロットされた。

図－11 には，4-30-150 の最大せん断耐力時においてコンクリートに発生した主応力図を示す。なお，表示している断面は**図－8** に示す鋼板表面であり，図中の色が濃い青になるほど主応力が大きいことを表している。

上段の 2 個の孔内部のコンクリートの主応力を比較すると，応力はほぼ同等で均等にせん断力を分担している様子が伺えた。この傾向は，下段の 2 個で見ても同様であった。一方，上段と下段の孔内部のコンクリートの主応力を比較すると，下段よりも上段で大きい主応力が発

生しており，せん断力の分担が上段で大きくなっている様子が確認された。前述の**図－5** では，縦 1 段配置と縦 2 段配置の場合で，せん断耐力と孔数の関係における勾配が異なっていたことを示したが，この解析結果に基づけば, 上段の孔あき鋼板ジベルがせん断力を多く分担し，先行して上段側の孔あき鋼板ジベルが破壊したことで，縦 2 段配置のケースにおいてせん断耐力が小さくなったものと考えられる。

なお，**図－10** によれば，本研究の検討範囲である縦 2 段配置までであれば，式(1)により求めた孔 1 個あたりの孔あき鋼板ジベルのせん断耐力に孔数を乗じた計算値により安全側に評価できることが確認された。ただし，3 段以上の縦配置とする場合には，特に上段に位置する孔において負担するせん断力が大きくなり，単純に孔数に比例しない可能性も考えられるため，解析等でせん断耐力を確認する必要があると考えている。

(3) 高さ方向の相対位置の影響

表－2 に示す鋼管と鋼板の高さ方向の相対位置を上下に 75mm ずつ変化させたケース（1-30，1-30-上，1-30-下および横 2-30-150，横 2-30-150-上，横 2-30-150-下）の解析結果を見ると，上側に配置した場合のせん断耐力が若干小さくなる傾向が見られるものの，概ね同等のせん断耐力であることが確認できた。このことから，鋼管と鋼板の高さ方向の相対位置のずれが 75mm 程度であれば, 孔あき鋼板ジベルのせん断耐力はほとんど変わらないと考えられる。

5. まとめ

本研究では，鋼管内に配置した孔あき鋼板ジベルのせん断耐力を押抜き試験および 3 次元非線形 FEM 解析により評価検証した。得られた知見を以下に示す。

1) せん断耐力は，鋼板の板厚 40mm まで示方書(2014)の評価式で安全側に推定できることを確認した。
2) 鋼板と鋼管内の平面的および高さ方向の相対位置が変化した場合でも，せん断耐力はほとんど影響されず, 示方書(2014)の評価式を適用できることを示した。
3) 孔 2 個の場合，横方向に配置する場合と縦方向に配置する場合でせん断耐力が異なることを確認した。この理由は，縦方向に配置した場合，上段の孔あき鋼板ジベルのせん断力の負担が大きくなり，先行して破壊するためと考えられた。
4) 本研究の範囲では，縦 2 段配置までであれば，示方書(2014)の評価式で求まる孔 1 個あたりのせん断耐力に孔数を乗じた計算値により，押抜き試験や解析で得られたせん断耐力を安全側に評価できることを確認した。ただし，縦方向に 3 段以上配置する場合については，単純に孔数に比例する考え方の妥当性を検証できていないため，今後も検討を行っていく必要があると考えられる。

参考文献

1) 池田学，福本守，谷口望：鉄骨鉄筋差込み接合方式の耐力算定法の改良，鉄道総研報告，Vol.28，No.1，pp.35-40，2014
2) F. Leonhardt, W. Andrä, H.P. Andrä, W. Harre: Neues, vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbund-Tragwerke mit hoher Dauerfestigkeit, Beton-und Stahlbetonbau, 82 Heft 12, pp.325-331, 1987
3) H.P. Andrä: Economical shear connectors with high fatigue strength IABSE SYMPOSIUM, pp.167-172, 1990
4) 緒方紀夫，村山陽，沖本真之，今西直人：鋼製エレメントとコンクリートとの付着性能に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.16，No.2，pp.1165-1170，1994
5) 新谷英司，蛯名貴之，上平謙二，柳下文夫：波形鋼板とコンクリート床版の結合方法に関する実験的研究，第 9 回シンポジウム論文集，プレストレストコンクリート技術協会，pp.91-96，1999
6) 保坂鐵矢，光木香，平城弘一，牛島祥貴：孔あき鋼板ジベルのせん断強度評価式と設計法に関する研究，構造工学論文集，Vol.48A，pp.1265-1272，2002
7) 味岡史晃，齋藤啓一，青山尚樹，西村泰志：孔あき鋼板ジベルの引張破壊性状，第 8 回複合・合成構造に関するシンポジウム，pp.53-1 – 53-8，2009
8) 中島章典，橋本昌利，小関聡一郎，鈴木康夫：拘束度の高い押し抜き試験に基づく孔あき鋼板ジベルの強度評価，第 9 回複合構造の活用に関するシンポジウム講演集，pp.49-57，2011
9) 土木学会複合構造委員会：複合構造標準示方書［2014 年制定］，pp.74-78，2015
10) 土木学会複合構造委員会：複合構造標準示方書［2009 年制定］，pp.64-67，2009
11) P.H. Feenstra：Computational Aspects of Biaxial Stress in Plain and reinforced Concrete，PhD thesis，Delft University of Technology，1993
12) Hikaru NAKAMURA，Takeshi HIGAI：Compressive Fracture Energy and Fracture Zone Length of Concrete, Modeling of Inelastic Behavior of RC Structures under Seismic Loads，ASCE，pp.471-487，2001
13) D.A. HORDIJK：Local Approach to Fatigue of Concrete, PhD thesis，Delft University of Technology，1991
14) 土木学会：2017 年制定コンクリート標準示方書［設計編］，pp.38-42，2018