

論文 バーリングシアコネクタと高力ボルトを併用した鋼・コンクリート 接合分離要素のせん断耐力評価に関する実験的研究

楠本 彩七^{*1}・田中 照久^{*2}・堺 純一^{*3}

要旨：著者らは、機械的ずれ止めのバーリングシアコネクタに高力ボルトを併用した新たな鋼とコンクリートの接合分離技術を開発し、それを用いた合成梁のリユースシステムの構築を進めている。本論では、鋼とコンクリートの応力伝達に着目した接合要素の押抜き試験を実施し、各応力伝達要素の抵抗割合を明らかにした。各伝達要素をバーリングシアコネクタのせん断抵抗、接合用鋼板小口の支圧抵抗、高力六角ボルト頭部の支圧抵抗に分類し、終局せん断耐力評価法を検討し、計算値は実験値と良い対応を示すことを確認した。

キーワード：リユース、易解体接合法、合成梁、機械的ずれ止め、応力伝達要素、終局耐力

1. 序論

建築鉄骨構造において部材リユースの実現は、鋼材のリサイクルよりも環境負荷を低減できることが期待されている¹⁾。しかし、鉄骨梁とコンクリート床スラブが一体化された合成梁は、耐震性・経済性・居住性の向上に不可欠である反面、解体時に梁と床の丁寧な分別解体が困難であることが課題となる。

著者らは、図-1のようにバーリングシアコネクタ（以下、BSC）鋼板²⁾の高性能な機械的ずれ止めに高力ボルトを併用した鋼とコンクリートの接合分離技術を考案し、鉄骨梁と床スラブの強固な一体化と容易な分別解体を可能にする合成梁のリユースシステムとその合理的な構造設計法の構築を進めている。既往研究で、接合分離要素であるボルト接合型シアコネクタの特徴を示すとともに、本合成梁の梁-床の分解と再度組立による繰返し曲げ試験およびそれに伴う押抜き試験を行い、提案する要素技術によって部材リユースを実現できる可能性が高いことを実証してきた³⁾。

現状では、図-2に示すコンクリートに埋設されている接合用鋼板小口および高力六角ボルト頭部によるコンクリートの支圧強度（以下、それぞれ PL 支圧と HB 支圧と呼ぶ）は設計耐力に見込んでいないが、それらの抵抗機構が応力伝達性能に与える影響を定量的に明らかにす

ることで、さらに合理的な設計が可能になることが期待される。また、高力ボルト摩擦接合面は黒皮のまま未処理を基本としているため、ボルトは 2-M22 (F10T) を使用しているが、摩擦面に赤さびやショットブラスト処理を施すことでボルトの呼び径を小さくすることも可能であり、施工性・解体性の向上が図れると思われる。

そこで本論では、鋼とコンクリートの応力伝達に着目した接合要素の押抜き試験を実施し、各応力伝達要素の抵抗割合を把握することを 1 つ目の目的とする。さらに、合成梁の弾性剛性を算出するうえで必要な接合要素 1 個あたりの終局せん断耐力の評価方法を検討し、実験結果との対応について示すことを 2 つ目の目的とする。

2. 接合分離要素の抵抗機構

図-2に、接合分離要素の抵抗機構を示す。接合分離要素は、ずれ止めの BSC 鋼板をボルト孔があいた接合用鋼板に隅肉溶接で垂直に取り付け、それを梁上フランジにボルト接合する T 形状（図-3(a)）を基本とし、梁直上で床スラブを切断する場合に対応する L 形状の接合分離要素を図-3(b)に示す。

接合要素の短期許容せん断耐力 j_q は、式 (1) によることを想定し、BSC 鋼板部の降伏せん断耐力 q_y と高力ボルト摩擦接合面のすべり耐力 $_{hb}q_y$ が同程度になるように設計する。

$$j_q = \min ({}_sq_y, {}_{hb}q_y) \quad (1)$$

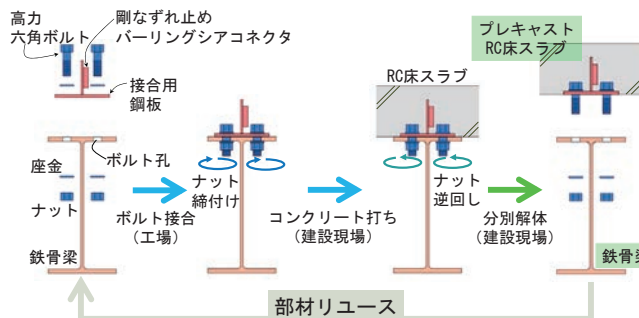


図-1 鉄骨梁と床スラブの接合方法と分別解体方法³⁾

*1 福岡大学 工学部建築学科助手・学士（工学）（正会員）

*2 福岡大学 工学部建築学科准教授・博士（工学）（正会員）

*3 福岡大学 工学部建築学科教授・博士（工学）（正会員）

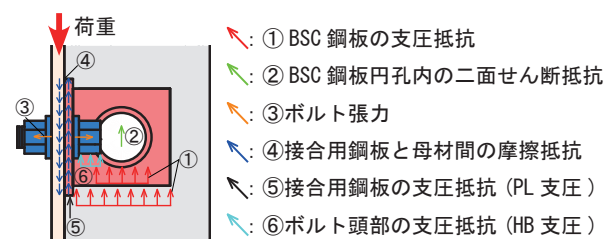
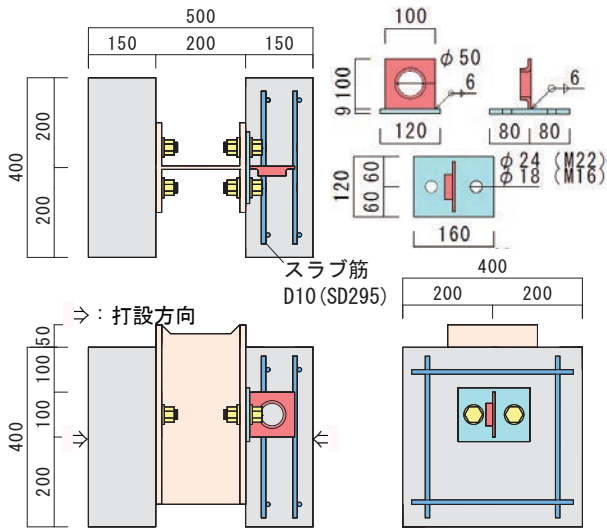
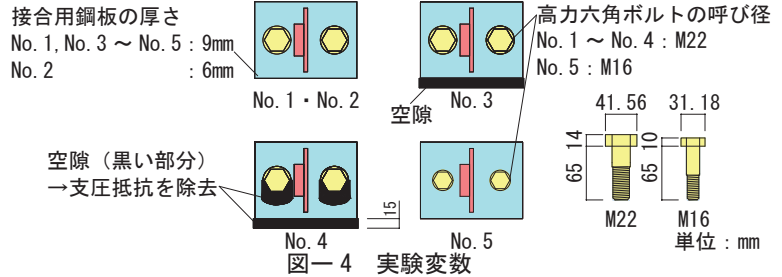
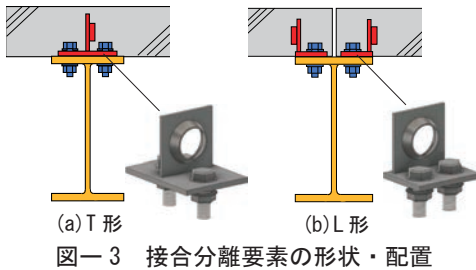


図-2 接合分離要素の抵抗機構

- ① BSC 鋼板の支圧抵抗
- ② BSC 鋼板円孔内の二面せん断抵抗
- ③ ボルト張力
- ④ 接合用鋼板と母材間の摩擦抵抗
- ⑤ 接合用鋼板の支圧抵抗 (PL 支圧)
- ⑥ ボルト頭部の支圧抵抗 (HB 支圧)

表－1 試験体一覧

No.	試験体名	F10T ねじの呼び	表面処理	HB 支圧抵抗	PL 支圧抵抗	接合用鋼板 板厚	備考
1	M22N-HB-PL9	M22	黒皮未処理	○	○	9mm	基準試験体
2	M22N-HB-PL6			○	○	6mm	接合用鋼板の厚さによる影響
3	M22N-HB			○	—	—	接合用鋼板小口の支圧抵抗による影響
4	M22N			—	—	—	ボルト頭部と接合用鋼板小口の支圧抵抗による影響
5	M16R-HB-PL9	M16	赤さび	○	○	9mm	ボルトの呼び径と表面処理による影響



図－5 押抜き試験体および接合要素の形状寸法

$$q_y = {}_{bs}A_s \cdot \sigma_y / \sqrt{3} \quad (2)$$

$${}_{hb}q_y = n \cdot m \cdot \mu \cdot N_0 \quad (3)$$

ここに、 ${}_{bs}A_s$: BSC 鋼板部の断面積 (=6mm×100mm), σ_y : BSC 鋼板の降伏応力度, n : ボルト本数, m : 摩擦面の数 (=1), μ : すべり係数⁴⁾ (黒皮の場合 $\mu=0.23$, 赤さびの場合 $\mu=0.45$ ⁴⁾), N_0 : 設計ボルト張力⁴⁾ (F10T・M22 の場合 $N_0=205\text{kN}$, M16 の場合 $N_0=106\text{kN}$)

3. 接合分離要素の押抜き試験

3.1 実験計画

試験体一覧は表－1 に示すとおりで、実験変数は、高力ボルトのねじの呼び (M22・M16)、表面処理 (黒皮未処理・赤さび)、接合用鋼板の板厚 (9mm・6mm)、PL 支圧抵抗の有無および HB 支圧抵抗の有無 (図－4 参照) とし、試験体数は計 6 体である。

図－5 に押抜き試験体および接合要素の形状寸法を、表－2、表－3 にそれぞれ試験体を使用した鋼材の機械的性質およびコンクリートの材料特性を、図－6 に試験

表－2 鋼材の機械的性質

使用材料	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	σ_y/σ_u	E_s (N/mm ²)
BSC 鋼板 PL-6	290	437	0.66	215000
接合用鋼板 PL-9	338	469	0.72	204000
接合用鋼板 PL-6	327	438	0.75	206000
異形鉄筋D10	360	514	0.70	197000

σ_y : 降伏点, σ_u : 引張強さ, σ_y/σ_u : 降伏比, E_s : ヤング係数

表－3 コンクリートの材料特性

使用材料	σ_b (N/mm ²)	E_c (N/mm ²)	ϵ_c (μ)
コンクリート	25.8	24600	2116

σ_b : 圧縮強度, E_c : ヤング係数, ϵ_c : σ_b 時のひずみ

体の構成および載荷方法を示す。押抜き試験体は H 形鋼の両フランジにコンクリートスラブを取り付けた形式である。H 形鋼は H-200×200×8×12 (SS400) を用いた。床スラブの形状は等厚な断面とし、スラブの厚さは 150mm、幅は 400mm とした。スラブ筋は D10 (SD295) を用いた二段配筋とした。床スラブのコンクリート打込み方向は実際の条件と合わせて製作し、型枠を脱型した後に、床スラブと H 形鋼をボルト接合型シアコネクタを介して高力ボルト摩擦接合した。BSC 鋼板は板厚 6mm に孔径 50 φ のパーリング加工を施した 1 辺 100mm の正方形とした。使用ボルトは高力六角ボルト (F10T) とし、M22 と M16 のボルト首下長さは 65mm を用いた。PL 支圧抵抗および HB 支圧抵抗を除去する際には、それぞれ接合用鋼板小口と高力六角ボルト頭部 (座金を含む) 下部に発泡材を配置して空隙を設けた (図－4 参照)。摩擦接合面の H 形鋼フランジと接合用鋼板は黒皮未処理を基本とし、高力ボルト M16 使用時のみ、摩擦接合面のすべり係数を増大させるために赤さび処理を施した。

3.2 実験方法

載荷方法は図－6 のとおりで、試験体の上部に圧縮力

を載荷して接合要素にせん断力を加える。鋼とコンクリートとの間の相対的なずれ変位は、接合要素中心高さで計測した4箇所の平均値とした。

載荷手順は、高力ボルト摩擦接合における長期相当の許容せん断力まで、短期許容せん断力（すべり耐力）まで、BSC 鋼板部の降伏せん断耐力計算値まで、それぞれ載荷・除荷、その後変位制御に移行し、相対ずれが1.0mmまでは0.2mm増すごとに、それ以降4.0mmまでは0.5mm増すごとに、載荷・除荷の漸増繰返し載荷を行い、最後は相対ずれ9.0mmまで載荷した。

なお、高力ボルトの締付け軸力は、軸部に貼付したひずみゲージ2枚の平均値で評価した。標準ボルト張力までナットを締付けた後、時間経過によるボルト軸力減少を考慮して、最低12時間以上経過したことを確認し、実験を開始した。H形鋼とコンクリートブロックの分離を防ぐため、開き止め治具を取り付けた（図－6 参照）。

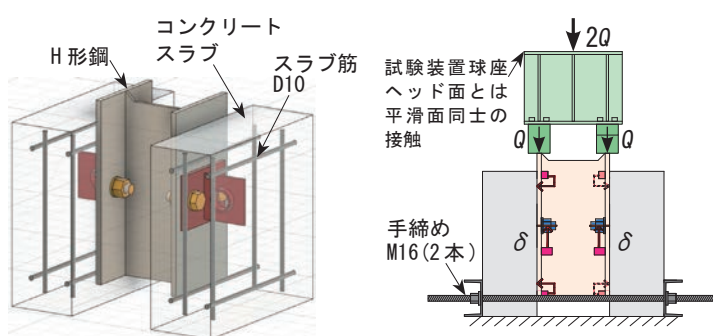
4. 実験結果

押抜き試験で得られた各試験体のずれ止め特性を表－4に示す。ずれ止め特性の各特性値は図－7によって読み取った結果である。

4.1 せん断力－相対ずれ変位関係

各試験体の接合要素1個あたりのせん断力－相対ずれ変位関係を図－8に示し、図中の黒の実線はBSC 鋼板の降伏せん断耐力 q_y を、破線は高力ボルトの摩擦接合面のすべり耐力 $h_b q_y$ （M22:黒皮未処理,M16:赤さび処理）を示す。

図－8より、各試験体のずれ挙動に明確な違いが見られることから、それぞれの抵抗機構は異なるといえる。



図－6 試験体の構成および載荷方法

(1) 接合用鋼板小口の PL 支圧抵抗による影響

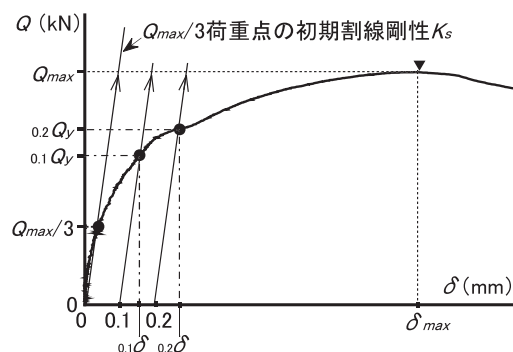
図－8(a)の試験体 No.1と No.2を比較すると、PL 支圧抵抗における接合用鋼板の板厚を9mmから6mmに変えてもずれ変位1.5mmまでの耐力差はほとんど見られなかった。次に、接合用鋼板小口のPL 支圧抵抗を除いた試験体 No.3は、試験体 No.1と比べ、最大荷重 Q_{max} が約1割程度低下することが確認できた。接合用鋼板の板厚を3mm小さくしても力学的特性に及ぼす影響は少なく、鋼材料を削減できる可能性を示した。

(2) 高力六角ボルト頭部の HB 支圧抵抗による影響

図－8(a)より、ボルト頭部のHB 支圧抵抗を除いた試験体 No.4は、試験体 No.3と比べ、ずれ挙動に顕著な差が見られた。また、表－4より、BSC 鋼板降伏時の荷重 Q_y に着目すると、試験体 No.3は $Q_y=214\text{kN}$ ($\delta_y=1.16\text{mm}$)であるのに対し、試験体 No.4は $Q_y=118\text{kN}$ ($\delta_y=0.54\text{mm}$)であった。この結果より、HB 支圧抵抗は、BSC 鋼板のせん断降伏を抑制していることが示唆される。

(3) 高力六角ボルトの呼び径の違いによる影響

表－4の試験体 No.1と No.5の比較より、高力ボルトをM22からM16に変えると、ずれ変位0.2mm時の荷重 $_{0.2}Q_s$ に差がないこと、最大荷重 Q_{max} はM22よりM16の方が1割程度減少することが確認できた。図－8(b)より、M16のNo.5は、ずれ変位1mmまではM22のNo.1と同様の挙動を示しているが、ずれ変位1mm～2mmの間は荷重が横ばいになり、ずれ変位2mmを超えると荷重の上昇が確認できる。これは、図－9のボルト軸力－ずれ変位関係より、M22のNo.1（図－9(a)）に対してM16のNo.5（図－9(b)）は、ずれ変位1.5mm程度で軸力が急激に低下し



図－7 ずれ止め特性の求め方

表－4 実験結果

No.	試験体名	K_s (kN/mm)	$_{0.1}Q_y$ (kN)	$_{0.1}\delta$ (mm)	$_{0.2}Q_y$ (kN)	$_{0.2}\delta$ (mm)	$_{0.2}Q_s$ (kN)	N_0 (kN)	μ_0	Q_y (kN)	δ_y (mm)	Q_{max} (kN)	δ_{max} (mm)
1	M22N-HB-PL9	1481	139	0.19	165	0.31	141	228	0.31	240	1.18	316	4.80
2	M22N-HB-PL6	1047	142	0.23	165	0.36	139	227	0.31	265	2.09	311	4.74
3	M22N-HB	1242	123	0.20	141	0.31	124	226	0.27	214	1.16	285	3.06
4	M22N	732	87	0.22	96	0.34	88	227	0.19	118	0.54	191	8.98
5	M16R-HB-PL9	2206	133	0.17	154	0.28	144	120	0.60	195	2.19	283	6.89

$K_s, _{0.1}Q_y, _{0.2}Q_y, Q_{max}, _{0.1}\delta, _{0.2}\delta, \delta_{max}$: 図－7 参照, $_{0.2}Q_s$: ずれ変位0.2mm時の耐力, N_0 : ボルト導入時軸力, μ_0 : すべり係数 ($=_{0.2}Q_s/2N_0$), Q_y : BSC 鋼板降伏時のせん断耐力, δ_y : Q_y 時のずれ変位, Q_{max} : 最大せん断耐力, δ_{max} : Q_{max} 時のずれ変位

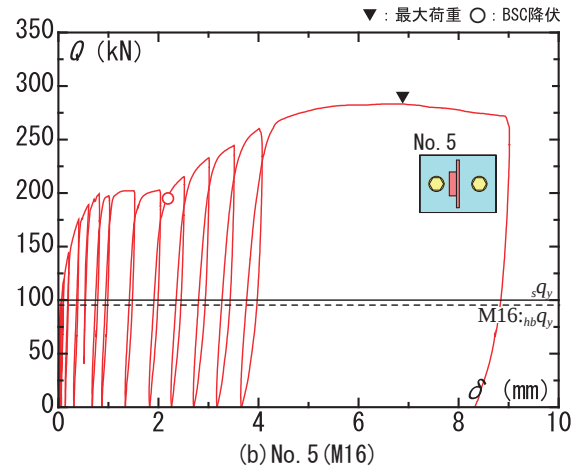
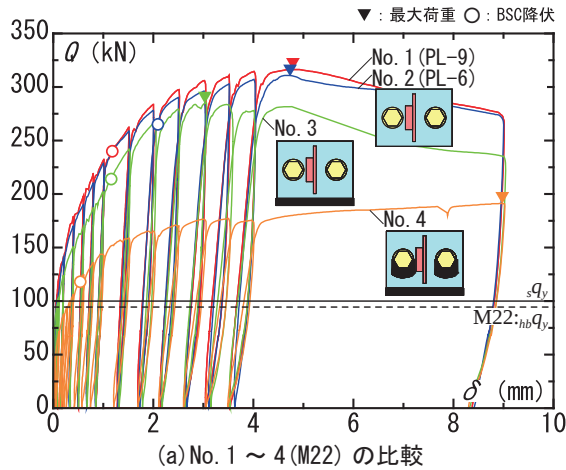


図-8 接合要素1個あたりのせん断力-相対ずれ変位関係

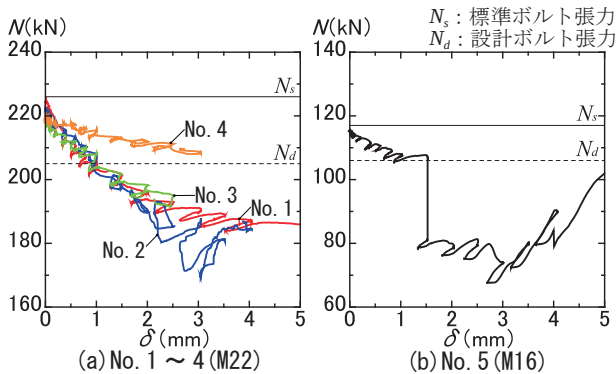


図-9 ボルト軸力(4本の平均) - ずれ変位関係

ていることから、高力ボルト摩擦接合からボルト軸部とH形鋼ボルト孔内壁の接触による支圧状態に移行したことによるものと考えられる。

5. 応力伝達要素の抵抗力の割合

接合要素1個あたりの終局せん断耐力を適切に評価するため、接合要素に作用するBSCせん断抵抗 $_{bs}Q$ 、PL支圧抵抗 $_{pl}Q$ 、HB支圧抵抗 $_{hb}Q$ の応力を分類する必要がある。

図-10に、試験体No.1, No.3およびNo.4の各ずれ変位時(5.0mmまで)のせん断力を骨格曲線で示す。図-10に示す各ずれ変位時ごとのせん断力を足し引きして各伝達要素の抵抗力を算出した骨格曲線を図-11に示す。図-11中の試験体No.1における各伝達要素($_{bs}Q$, $_{pl}Q$, $_{hb}Q$)の各ずれ変位時ごとの抵抗力の割合を図-12に示す。基準試験体No.1の各伝達要素の抵抗力の割合は、BSCのせん断抵抗 $_{bs}Q$ が約6割、HB支圧抵抗 $_{hb}Q$ が約3割、PL支圧抵抗 $_{pl}Q$ が約1割であり、抵抗機構は3つの複合型であることが示された。

図-11より、BSCのせん断抵抗 $_{bs}Q$ しか作用しない試験体No.4の最大荷重 Q_{max} は、既往の押抜き試験で提案されたBSCの終局せん断耐力 $_{su}Q_u^{(5)}$ で評価できるといえる。 $_{su}Q_u$ は文献(5)に基づき、せん断応力度の上昇を考慮した式(4)で表すことができる。

$$_{su}Q_u = _{bs}A_s \cdot \tau_u = 0.71 _{bs}A_s \cdot \sigma_u \quad (4)$$

ここに、 $_{bs}A_s$: BSC鋼板平板部の断面積(=6mm×100mm), τ_u : BSC鋼板の最大せん断応力度, σ_u : BSC鋼板の引張強さ

図-11より、試験体No.1の耐力は、BSCの計算耐力 $_{su}Q_u$ を示す実線に対してかなり余裕があることが確認できる。このことから、基準試験体No.1の最大荷重 Q_{max} は、 $_{su}Q_u$ と六角ボルト頭部および接合用鋼板小口それぞれのコンクリート支圧強度 $_{hb}q_u$, $_{pl}q_u$ を足し合わせて評価できると考えられる。

基準試験体No.1の最大耐力を評価するにあたり、高力六角ボルト頭部の $_{hb}q_u$ および接合用鋼板小口の $_{pl}q_u$ を検討するため、式(5)より、コンクリートの圧縮強度に乗ずる支圧係数 η_b を求める。

$$\eta_b = _{exp}Q_c / A_p \cdot \sigma_b \quad (5)$$

ここに、 A_p : 支圧部の投影面積($_{hb}q_u$ のM22ボルト頭部: $A_p=14\text{mm} \times 41.56\text{mm} \times 2$, $_{pl}q_u$ の接合用鋼板PL-9の小口: $A_p=9\text{mm} \times 160\text{mm}$), $_{exp}Q_c$: 図-11から得られた $_{pl}Q$, $_{hb}Q$ 実験値から逆算して求めた $_{hb}q_u$ および $_{pl}q_u$ それぞれの支圧係数 η_b は、3.50, 0.94であった。

6. 短期許容せん断耐力の確認

6.1 せん断力-残留ずれ変位関係

図-13に、図-8と対応したせん断力-残留ずれ変位関係の1mmまでを示す。横軸の残留ずれは図中の荷重が0の時の値であり、対応する縦軸のせん断力は除荷寸前の作用せん断力としている。

図-13より、応力伝達要素が一番少ないNo.4以外の試験体は、残留ずれが0.1mm以下で短期許容せん断耐力 $_{sy}Q_y$ を発揮している。試験体No.4を含めても、短期許容せん断耐力 $_{sy}Q_y$ 時までの残留ずれは、0.3mm以下に抑制できることが確認できた。

6.2 高力ボルト摩擦接合面のすべり係数

高力ボルト摩擦接合面のすべり係数を図-14に示す。本実験では、明瞭な主すべりが生じなかったため高力ボル

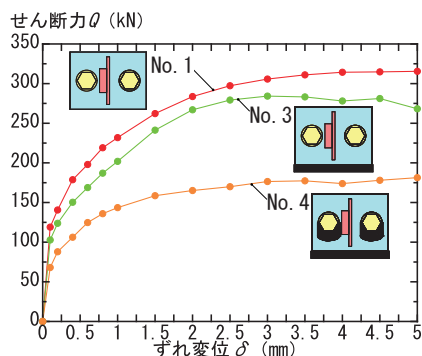


図-10 骨格曲線の比較

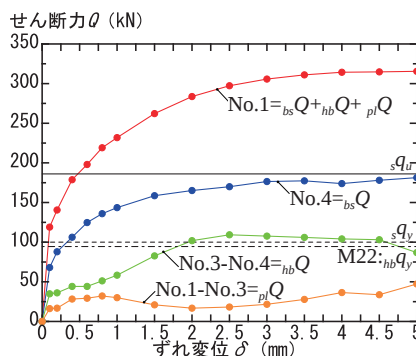


図-11 各抵抗力とずれ変位の関係

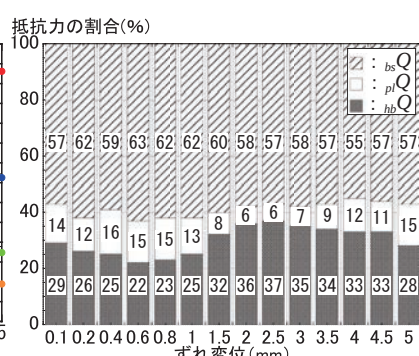


図-12 各伝達要素の抵抗力の割合 (No. 1 基準試験体)

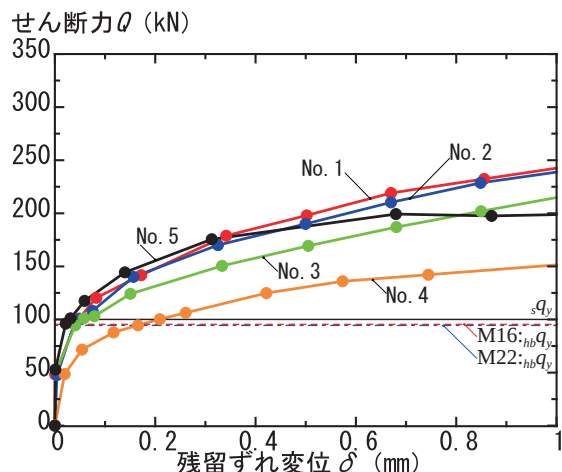


図-13 接合要素1個あたりのせん断力-残留ずれ変位関係

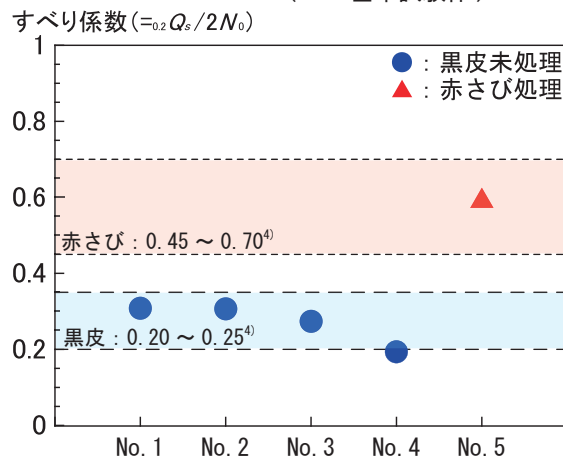


図-14 高力ボルト摩擦接合面のすべり係数

ト接合設計施工ガイドブック⁴⁾ にならって、高力ボルト摩擦接合面 (M22: 黒皮未処理, M16: 赤さび) におけるずれ変位 0.2mm 時の荷重 $0.2Q_s$ をすべり耐力とし、ボルト導入時軸力との関係から求めたすべり係数を μ_0 とした。M22 のすべり係数 μ_0 の平均値は 0.27 (変動係数 0.168), M16 のすべり係数 μ_0 は 0.60 であった。図中の破線は、文献 4) に対応するすべり係数 0.45 ~ 0.70 (赤さび) および 0.20 ~ 0.35 (黒皮) の範囲を示しており、いずれの試験体も同程度のすべり係数を示すことが確認できた。このことから、接合要素の摩擦接合面のすべり係数は高力ボルト接合設計施工ガイドブックに示されるすべり係数⁴⁾ を用いることで適切に評価できることが確認された。また、ボルトの呼び径を M22 (摩擦接合面: 黒皮未処理) から M16 (摩擦接合面: 赤さび) に変えても、現行式のすべり耐力 (短期許容せん断力) を用いれば問題ないことがわかった。

7. 終局せん断耐力評価法の検討

7.1 接合要素1個あたりの終局せん断耐力評価

接合要素1個あたりの終局せん断耐力 Q_u は、式 (6) によることとし、第5章で分類した3つの抵抗機構が作用したときの終局せん断耐力 ${}_1Q_u$ の式 (7) と高力六角ボルト (F10T) の最大耐力 ${}_2Q_u$ ⁴⁾ のいずれか小さい方で評価できるとする。

$$Q_u = \min ({}_1Q_u, {}_2Q_u)$$

(6)

$${}_1Q_u = {}_{bs}Q_u + {}_{hb}Q_u + {}_{pl}Q_u \quad (7)$$

ここに、 ${}_{bs}Q_u$: BSC の終局せん断耐力 (式 (8)), ${}_{hb}Q_u$: 高力六角ボルト頭部のコンクリート支圧耐力 (式 (9)), ${}_{pl}Q_u$: 接合用鋼板小孔のコンクリート支圧耐力 (式 (10))

$${}_{bs}Q_u = \min ({}_sQ_u, {}_cQ_u) \quad (8)$$

ここに、 ${}_sQ_u$: BSC 鋼板部の終局せん断耐力⁶⁾ (式 (4)), ${}_cQ_u$: BSC のパーリング突起部のコンクリート支圧耐力 q_c と円孔コンクリートの二面せん断耐力 q_s の単純和²⁾

$${}_{hb}Q_u = {}_{hb}A_p \cdot {}_{hb}f_b \quad (9)$$

$${}_{pl}Q_u = {}_{pl}A_p \cdot {}_{pl}f_b \quad (10)$$

ここに、 ${}_{hb}A_p$: ${}_{hb}Q_u$ の M22 ボルト頭部の投影面積 (=14mm×41.56mm×2), ${}_{pl}A_p$: ${}_{pl}Q_u$ の接合用鋼板 PL-9 小孔の投影面積 (=9mm×160mm), f_b : ${}_{hb}Q_u$ および ${}_{pl}Q_u$ におけるコンクリートの支圧強度 ($f_b = \beta \cdot \sqrt{A_c/A_p} \cdot \sigma_b^\alpha$)⁷⁾, A_c : コンクリートの支承面積 (= $B_c \cdot t_c$), B_c : コンクリートブロックの有効幅 (= $\beta \cdot t_c$), β : コンクリートの有効幅係数 (複合示方書⁸⁾ の場合: $\beta=2.0$), t_c : コンクリートスラブの厚さ, β, α : 実験によって決定される係数 (ここでは、 $\beta=1, \alpha=1$)

なお、高力六角ボルト (F10T) の最大せん断耐力 ${}_2Q_u$ は、文献 4) にある高力ボルト1本あたりの最大耐力 R_{su} (一面摩擦) の評価式 (11) を用いて求めた。

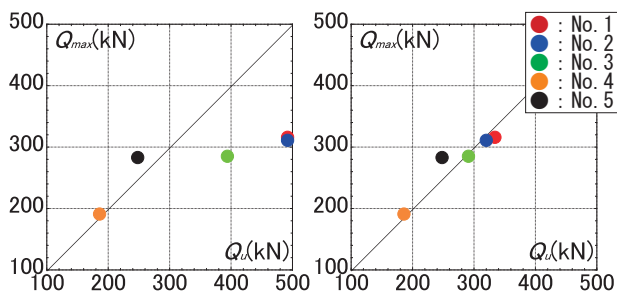
$${}_2Q_u = n \cdot R_{su} = n \cdot 0.60m \cdot A_{bs} \cdot F_{bu} \quad (11)$$

ここに、 n : ボルト本数 (=2), m : せん断断面数 (=1), A_{be} : 高力ボルトの軸部断面積 (M22: 380mm², M16:

表－5 計算耐力と実験耐力

No.	試験体名	Q_{max} (kN)	δ_{max} (mm)	$s q_u$ (kN)	$c q_u$ (kN)	$bs q_u$ (kN)	$bb q_u$ (kN)	$pl q_u$ (kN)	$1Q_u$ (kN)	$2Q_u$ (kN)	Q_u (kN)	Q_{max}/Q_u
1	T-M22N-HB-PL9	316	4.80	186	323	186	208	208	602	492	492	0.64
2	T-M22N-HB-PL6	311	4.74	186	323	186	208	172	566	492	492	0.63
3	T-M22N-HB	285	3.06	186	323	186	208	0	394	492	394	0.72
4	T-M22N	191	8.98	186	323	186	0	0	186	492	186	1.03
5	T-M16R-HB-PL9	283	6.89	186	323	186	137	208	531	248	248	1.14

Q_{max} : 最大荷重, δ_{max} : Q_{max} 時のずれ変位, $s q_u$: BSC 鋼板部の終局せん断耐力, $c q_u$: BSC のバーリング突起部のコンクリート支圧耐力 q_c と円孔コンクリートの二面せん断耐力 q_s の単純和, $bs q_u$: BSC の終局せん断耐力, $bb q_u$: 高力ボルト頭部のコンクリート支圧耐力, $pl q_u$: 接合用鋼板小口のコンクリート支圧耐力, $1Q_u$: 3つの抵抗機構が作用したときの終局せん断耐力, $2Q_u$: 高力六角ボルト (F10T) の最大耐力, Q_u : 接合要素1個あたりの終局せん断耐力



(a) 支圧強度を低減しない場合 (b) 実験定数 η_b の場合
図－15 実験値と計算値の比較

201mm²), F_{bu} : 高力ボルトの引張強さ (製品検査成績書より, M22 : 1079N/mm², M16 : 1029N/mm²)

7.2 実験値と計算値の比較

表－5 および図－15 に最大せん断耐力実験値 Q_{max} と終局せん断耐力計算値 Q_u の比較を示す。図－15 (a) の計算値に対する実験値の比は, 0.64 ~ 1.14 (平均値 0.83, 変動係数 0.253) となっている。したがって, 式 (9) と式 (10) の支圧強度を低減しない場合の計算値は実験値を過大に評価するため, 支圧係数の低減を適切に設定する必要がある。一方で, 図－15 (b) の Q_u は, 第5章の支圧係数による支圧強度 ($f_b = \eta_b \times \sigma_b$) を用いたもので, 計算値に対する実験値の比は 0.97 ~ 1.14 (平均値 1.02, 変動係数 0.064) であり, 良好な対応関係であることが確認できる。このことから, $bb q_u$ と $pl q_u$ のコンクリート支圧強度 f_b を定量的に評価することで, 接合要素のより力学的に合理的な設計式の提案が期待される。

8. 結論

鋼・コンクリート接合分離要素の各応力伝達要素を変数とした押抜き試験から得られた知見を以下に示す。

- 各応力伝達要素の抵抗力が負担する割合は, BSC のせん断抵抗が約 6 割, HB 支圧抵抗が約 3 割, PL 支圧抵抗が約 1 割であり, 抵抗機構を明らかにした。
- 接合分離要素の短期許容せん断耐力は, 摩擦接合面のすべり係数を高力ボルト接合設計施工ガイドブック⁴⁾にある 0.45 (赤さび) もしくは 0.23 (黒皮未処理) とすることで適切に評価できることを示した。
- 接合分離要素の終局せん断耐力 Q_u は, 各応力伝達要素

のコンクリート支圧強度 f_b を適切に評価することで, 実験値を予測可能であることを示した。

- 高力六角ボルト M22 の摩擦接合面が黒皮未処理の場合に対して, 摩擦面に赤さび処理を施した M16 を用いても設計上問題ないことが確認でき, 施工性・解体性の向上が図れる。

謝辞

本研究は, 「公益財団法人前田記念工学振興財団令和 6 年度研究助成」および「令和 6 年度福岡大学若手研究基盤構築支援事業研究助成」を受けて実施した。実験にあたっては, 福岡大学技術職員の石橋宏一郎氏, 大野敦弘氏, 学部生の倉田拓幸氏, 花山大樹氏にご協力頂いた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 日本建築学会：鋼構造環境配慮設計指針 (案) - 部材リユース -, 第 1 版, 2015.12
- 田中照久, 堺純一, 河野昭彦：バーリング加工を活用した新しい機械的ずれ止めの開発, 日本建築学会構造系論文集, Vol.78, No.694, pp.2237-2246, 2013.12
- 田中照久, 他：鉄骨梁と床スラブの分別解体および部材の再利用を可能とする接合方法の開発 (その 1) ~ (その 6), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.695-698, 2022.9 / pp.787-790, 2023.9 / pp.1053-1056, 2024.8
- 日本建築学会：高力ボルト接合設計施工ガイドブック, pp.23-29, pp.75-78, 第 2 版, 2016.5
- 田中照久, 坂本秀光, 楠本彩七, 吉澤幹夫：機械的ずれ止めと高力ボルトを併用した鋼・コンクリート接合要素の押抜き試験, 第 15 回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム講演集, pp.1-7, 2023.11
- 丸山喜照, 田中照久, 堺純一：鋼板降伏先行型バーリングシアコネクタのせん断耐力に関する実験的研究, コンクリート工学会年次論文集, Vol.46, No.2, pp.595-600, 2024.7
- 日本建築学会：鋼コンクリート構造接合部の応力伝達と抵抗機構, pp.24-30, 第 1 版, 2011.2
- 土木学会：2014 年制定 複合構造標準示方書 設計編, pp.79-80, 2015.5