

論文 正負繰り返しせん断力を受ける合成梁要素試験体の履歴挙動

鈴木 敦詞^{*1}・木村 祥裕^{*2}

要旨: 本論文では、コンクリートスラブに圧縮応力及び引張応力が作用する合成梁要素試験体に対して正負繰り返し載荷実験を行い、履歴挙動、スタッドのせん断抵抗機構、鉄筋とコンクリートの応力伝達機構を明らかにした。加えて、既往の標準押し抜き試験を対象とした最大耐力、荷重-変位関係の評価式の適用性について検証した。その結果、コンクリートスラブが引張応力を受ける場合、圧縮応力を受ける場合に比べてせん断抵抗力が約 37%となった。また、本合成梁要素試験体より得られた実験結果は、既往のせん断耐力評価式を下回ることが明らかになった。

キーワード: 頭付きスタッド、コンクリートスラブ、合成梁、押し抜き試験、最大せん断耐力、応力再配分

1. はじめに

合成梁において、鉄骨梁とコンクリートスラブ（以降、スラブ）を一体化させるために、頭付きスタッド（以降、スタッド）が広く用いられている。合成梁に設計時に想定する合成効果を発揮させるためには、スタッド-スラブ系のせん断耐力及び荷重-変位関係を把握することは重要であり、その性能は一般に文献 1) に示される標準押し抜き試験（以降、押し抜き試験）により得られている。加えて、日本建築学会、土木学会、Eurocode 4 では、押し抜き試験の最大耐力の評価式が示されており、文献 2), 3) では、既往の押し抜き試験の結果を、スタッド及びスラブの形状、材料特性を変数として整理している。

一方で、文献 1) の標準押し抜き試験体は、スラブに作用する応力として圧縮のみを想定している一方で、実構造物における合成梁の負曲げ時にはスラブに引張応力が作用する。そのため、地震時にスラブは圧縮と引張の繰り返し応力を受け、文献 1) の押し抜き試験より得られる結果は、実建物の力学性状と異なる可能性がある。

以上を踏まえ、本論文では、標準押し抜き試験体¹⁾を基にして、実構造物におけるスラブの応力状態を模擬した合成梁要素試験体を構築し、繰り返し載荷実験を行う。加えて、スタッドのせん断抵抗機構、スラブ及び鉄筋の応力伝達について考察する。さらに、得られたせん断耐力、荷重-変位関係に文献 4), 5), 6) の評価式を適用し、標準押し抜き試験体との差異を明らかにする。

2. 合成梁要素試験体の繰り返し載荷実験概要

2.1 試験体概要

図-1 に合成梁要素試験体を示す。合成梁要素試験体は、2つの H 形鋼、H 形鋼に溶接されたスタッド、鉄筋、スラブで構成されている。本試験体は、スタッド及びスラブの純せん断力に対する挙動に着目するために Z 軸に

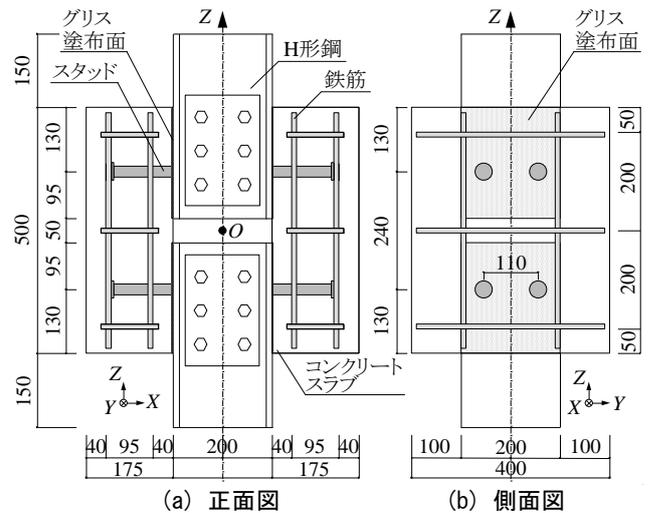


図-1 合成梁要素試験体図面

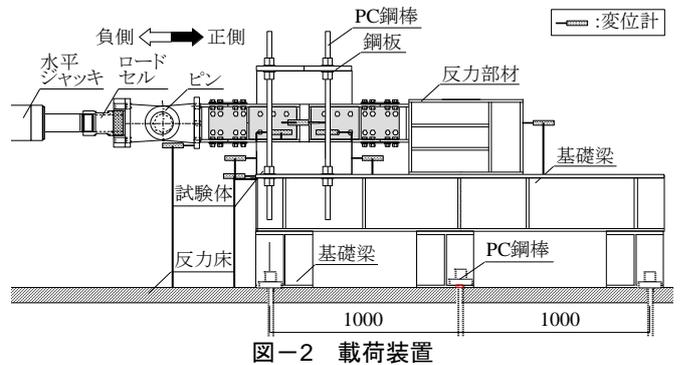


図-2 載荷装置

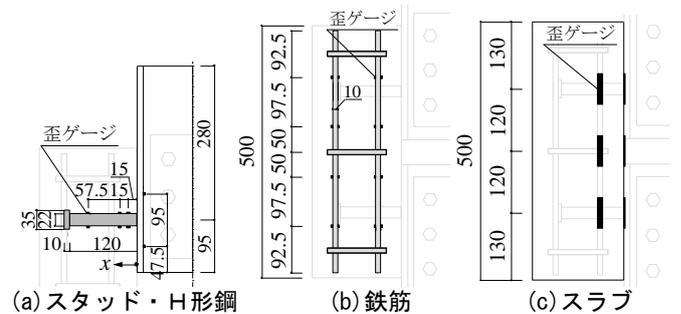


図-3 歪ゲージ貼付位置

*1 東北大学大学院 工学研究科都市・建築学専攻 修士 (学術) (学生会員)
日本学術振興会 特別研究員 (DC)

*2 東北大学未来科学技術共同研究センター 教授 博士 (工学)

対して対称としている。

コンクリートは、スタッド頭部を上としてスタッド軸が鉛直となる状態（正立¹⁾）で打設し、載荷実験時に H 形鋼のウェブ同士を添板及びボルトで接合している。

試験体形状は、文献 1) に準じてスタッド位置、配筋、鉄筋径、スラブ厚を決定した。本試験体において、スタッド径は 22mm、スタッド長は 130mm、鉄筋径は D10、鉄筋の鋼種は SD295、H 形鋼の鋼種は SS400 である。本合成梁要素試験体の形状では、圧縮応力作用下でスラブ破壊もしくはスタッド破断、引張応力作用下でスラブ引張破壊することを想定している。なお、本論文の試験体において、最大せん断耐力はスラブの引張破壊により決定される。コンクリートと接する H 形鋼フランジ面には、文献 1) において剥離剤などの塗布が原則となっていることから、打設前にグリスを塗り、コンクリートとの付着及び摩擦を小さくしている。これは、スタッドスラブ間のせん断力の伝達のみに着目するためである。

図-2 に載荷装置を示す。試験体は、基礎梁上に横向きに設置され、水平荷重は水平ジャッキ（最大荷重：1000kN）により与えられる。また、スラブの反りを鋼板及び PC 鋼棒により拘束している。これは、本合成梁要素試験体が実際の合成梁の一部を取り出した状況を想定しており、実建物において隣接するスラブの拘束を考慮するためである。

試験体数は 2 体で、何れも図-1 に示す形状である。本実験では、鉄筋の有無をパラメータとしており、以降鉄筋を有さない試験体を 22-130-N、鉄筋を有する試験体を 22-130-R と呼ぶ。スタッド、H 形鋼、鉄筋、スラブの歪ゲージ貼付位置は、図-3 に示すとおりである。

2.2 載荷履歴

繰り返し載荷振幅の制御値は、図-1 において $Z=120\text{mm}$ 及び $Z=-120\text{mm}$ におけるスタッドの相対距離（以降、スタッド相対変位）とし、正負漸増繰り返しで、文献 1) の載荷振幅刻みと同様に、スタッド相対距離が 1.0mm までは各サイクルの増分を 0.2mm、1.0mm 以降は増分を 0.5mm とする。載荷の向きは、正側載荷でスラブに圧縮応力、負側載荷でスラブに引張応力が作用する方向とする。なお、スタッド相対変位 -4.0mm に達した後は、単調引張載荷とする。

2.3 材料特性

表-1 にコンクリート調査表を示す。呼び強度は 33、水セメント比を 41.5% とした。コンクリートの圧縮強度は 38.7N/mm^2 、引張強度は 4.2N/mm^2 、ヤング係数は $24,051\text{N/mm}^2$ （表-2）、スタッドの降伏応力度は 384N/mm^2 、引張強さは 464N/mm^2 （表-3）、鉄筋の降伏

表-1 コンクリート調査表

骨材の最大寸法	スラブ	空気量	水セメント比	細骨材率	単位質量 [kg/m ³]				
					水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤
mm	cm	%	%	%					
20	15.1	3.1	41.5	45.5	170	410	775	960	4.71

表-2 コンクリート材料試験結果

材齢	圧縮強度	引張強度	ヤング係数
日	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²
55	38.7	4.2	24,051

表-3 スタッド材料試験結果

降伏応力度	引張強さ	伸び
N/mm ²	N/mm ²	%
384	464	26.7

表-4 鉄筋材料試験結果

降伏応力度	引張強さ	伸び
N/mm ²	N/mm ²	%
375	529	19.3

表-5 H 形鋼材料試験結果

降伏応力度	引張強さ	伸び
N/mm ²	N/mm ²	%
291	427	44.1

応力度は 375N/mm^2 、引張強さは 529N/mm^2 （表-4）、スタッドが溶接される H 形鋼梁の降伏応力度は 291N/mm^2 、引張強さは 427N/mm^2 である（表-5）。なお、後述するが、H 形鋼は本載荷実験において降伏していない。

2.4 養生条件

試験体は打設後 3 日で脱型し、その後所定の材齢まで気中養生とした。なお、材料試験用のコンクリート供試体についても、試験体と同様の温度履歴となるよう同室で気中養生としている。

3. 実験結果

3.1 荷重-変位関係

図-4 に荷重-変位関係を示す。(a) は 22-130-N、(b) は 22-130-R である。図-4 (a) において、無筋の 22-130-N は、スタッド相対変位が -0.53mm で、写真-1 (a) に示すようにスラブが引張破壊し、瞬時に耐力を喪失した。また、スラブ引張破壊以前においても、負側載荷時のせん断力は、正側載荷時のせん断力に比べて半分程度であり、小振幅であっても正側・負側載荷における非対称性が見られる。

図-4 (b) に示す 22-130-R では、スタッド相対変位が 4.0mm に達しても、顕著な耐力低下を生じていない。一方で、スタッド相対変位が増加するにしたがって、スタッドとスラブの隙間が広がるため、ピンチング履歴を示している。また、スタッド相対変位 4.0mm におけるせん断力は、正側で 378kN 、負側で 138kN と正側の方が 2.7 倍程度大きくなっている。最大振幅後の単調引張載荷に

おいてもせん断力は安定して上昇し、スタッド相対変位が -5.9mm でせん断力は -153kN となった。主筋本数に降伏軸力を乗じた N_y ($=236\text{kN}$) を図-4(b)に併記しているが、スタッド相対変位 -5.9mm においてせん断力は N_y の65%程度まで達している。22-130-Rの負側の最大せん断耐力は、22-130-Nの1.5倍程度となっており、鉄筋の引張耐力が単純累加された値とならない。これは、後述するが、応力が下端筋、上端筋に様に伝達されず、主としてスタッド溶接部付近の下端筋に伝達されるためである。また、負側の最大せん断耐力は、文献7)より得られる鉄筋の短期許容付着強度 (190kN) に対して小さく、鉄筋とコンクリートの付着喪失が最大せん断耐力に与える影響は小さいと考えられる。なお、スラブの反り拘束を設けていたものの、スタッド相対変位 -5.9mm においてスラブの反りが大きくなったため载荷を中断した。このときのH形鋼フランジ部の最大軸歪は降伏歪の44%程度である。

図-5にスラブのひび割れ図を示す。(a)、(b)は、それぞれ22-130-N、22-130-Rの結果で、(a)はコンクリートスラブ引張破壊時、(b)はスタッド相対変位が -4.0mm に達した時である。図-5(a)より、コンクリート引張破壊は、スタッド埋込部で発生している。コンクリート破壊面からはスタッドが視認できたことから、スタッド真横から亀裂が発生し、最終的に引張破壊したことが分かる。図-5(b)においても、スタッド埋込部でひび割れが発生する傾向は、歪ゲージのケーブルが集中する箇所を除いて変わらない。また、スタッド根元におけるスラブひび割れは、H形鋼とスタッド溶接部から若干離れた箇所から発生するが、ひび割れはスタッド頭部に向けて進行する。ひび割れ幅もスタッド埋込深さまでは比較的大きくなるのに対して、スタッドせい以上ではひび割れ幅は微小となる。これは、スタッドせい以上ではスラブへスタッドから応力が伝達されないことに加えて、スタッド頭部の高さの主筋が配置されていることによるものと考えられる。なお、図-5においてスラブのひび割れがウェブ中心軸に対して非対称になっているが、これはコンクリート材料自体のばらつきに加えて、下部の試験体のみ歪ゲージを貼付しているため、コンクリートの密実性に相対的な差が生じたためと考えられる。

図-6にスタッドずれ変位とスタッド相対変位の関係を示す。スタッドずれ変位は、スタッド溶接位置におけるフランジ内側に配置した変位計によりコンクリートスラブ端点との距離を計測したものであり、スラブにひび割れが生じた場合、スタッドの移動にスラブ変位が追随するため、スタッドずれ変位の変化量は小さくなる。図-6(a)は22-130-N、(b)は22-130-Rである。図-6(a)より、22-130-Nでは、スタッド相対変位の正負によらず、

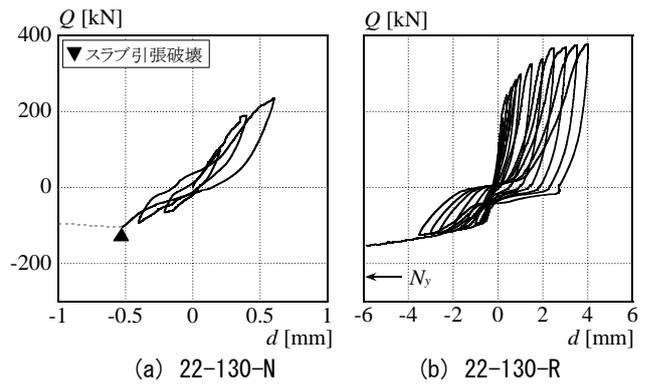


図-4 荷重 Q -スタッド相対変位 d 関係



写真-1 載荷実験後の試験体

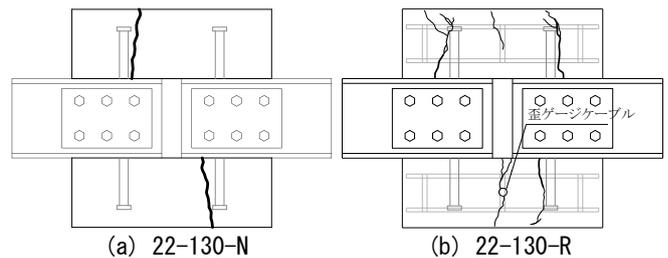


図-5 ひび割れ図

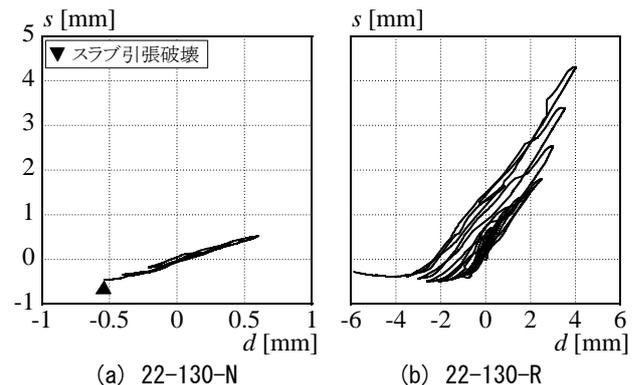


図-6 スタッドずれ変位 s -スタッド相対変位 d 関係

スタッド相対変位とスタッドずれ変位は概ね比例関係を有している。また、正側、負側におけるスタッドずれ変位の大きさも概ね一致しており、スラブ引張破壊時まで大きくひび割れが進展していない。図-6(b)の22-130-Rでは、スタッド相対距離が -0.6mm 以上となると、スタッドずれ変位が頭打ちとなり、以降のサイクルにおいても -0.5mm を上回らない。一方で、正側ではスタッド相対変位とスタッドずれ変位が線形関係を載荷

振幅 4.0mm まで保持する。また、負側で生じたスラブの変形が残留するため、スタッド相対変位が 0 となる時点でのずれ変位は、各サイクルで正側へ推移していく。

以上より、スタッドよりもスラブ端部に存在するコンクリートは、ひび割れ発生後にスタッドの移動に追随するため、スタッドの支圧力を十分に負担しないことが示唆される。

3.2 頭付きスタッドのせん断抵抗機構

図-7 に最大振幅 (0.2mm, 1.0mm, 2.0mm) 到達時のスタッド曲げ歪分布を示す。横軸はスタッド位置を示しており、図-3(a) に示すとおり、スタッド頭部を $x=0\text{mm}$ として $x=30\sim 130\text{mm}$ の範囲について示す。スタッド曲げ歪は、スタッド両面に貼り付けた歪ゲージの値の差を 2 で除すことで算出している。なお、図-7 にはスタッドの降伏曲げ歪、鉄筋位置を併記している。図-7(a) に 22-130-N の正側荷重時のスタッド曲げ歪分布を示す。スタッドは $x=115\text{mm}$ で曲げ歪が正值となっているのに対し、 $x=42.5\text{mm}$ では負値となっており、曲げモーメントが反転している。これは、スタッド溶接側に水平変位が生じた場合でも、スタッド頭部の水平移動が拘束されていることによる。また、 $x=100\text{mm}$ で曲げ歪が概ね 0 となっており、この近傍が反曲点位置である。図-7(b) は 22-130-N の負側荷重のスタッド曲げ歪分布である。図-7(b) では、 $x=115\text{mm}$ におけるスタッド曲げ歪が、図-7(a) と比べて小さく、スタッドがせん断力を負担していない。これは、図-4(a) において負側のせん断力が正側に比べて小さくなる傾向と対応する。

図-7(c) に 22-130-R の正側荷重のスタッド曲げ歪分布を示す。 $x=115\text{mm}$ におけるスタッド曲げ歪は、各サイクルで前サイクルの値を更新し、荷重振幅 1.0mm において降伏曲げ歪を上回った後、荷重振幅 2.0mm では降伏曲げ歪の 4 倍程度に達する。また、スタッドの反曲点は、荷重振幅が増加した場合であっても、 $x=100\text{mm}$ 付近で一定となっており、 $x=42.5\text{mm}$ でも荷重振幅 1.0mm のときに降伏曲げ歪に達している。対して、負側荷重となる図-7(d) では荷重振幅が大きくなるにつれて、反曲点が $x=75\text{mm}$ 付近まで下降する。また、 $x=115\text{mm}$ では、正側荷重における曲げ歪が残留しており、 $x=100\text{mm}$ における曲げ歪が負へと増加している。この負側荷重における現象は、負側荷重においてスタッドと接触するコンクリートが、スタッド溶接部近傍では損傷し反力を負担しない一方で、鉄筋近傍では損傷が進展しにくく反力を保持するため、小振幅時とは異なる曲げ歪分布が形成されることによると考えられる。

以上より、スタッドのせん断抵抗機構は、正側、負側

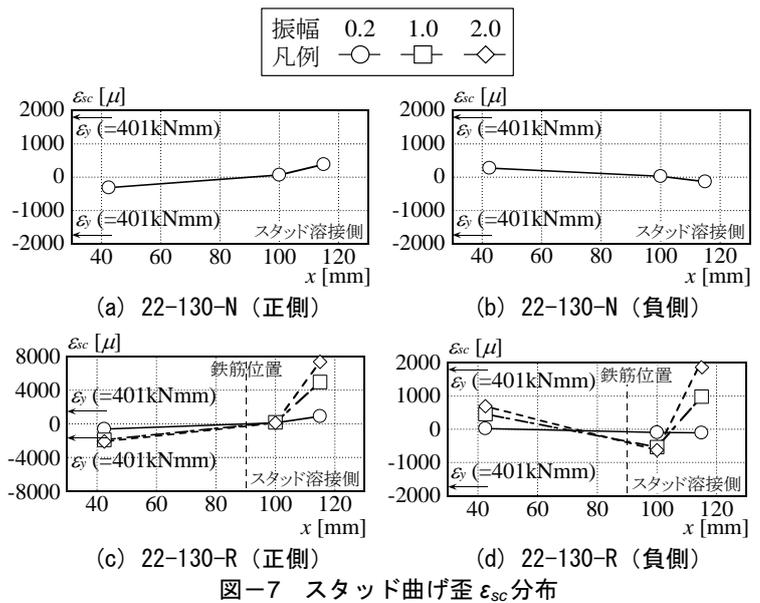


図-7 スタッド曲げ歪 ϵ_{sc} 分布

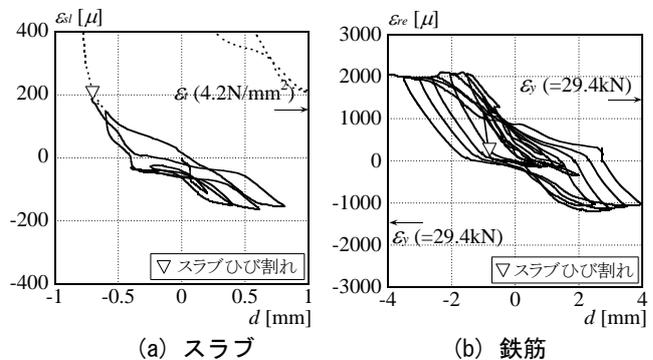


図-8 スラブ歪 ϵ_{sl} ・鉄筋歪 ϵ_{re} ・スタッド相対変位 d 関係

で異なり、特にスラブに引張応力が作用するときは、スタッドと鉄筋の位置関係を考慮して、最大せん断耐力を検討する必要があることが示されている。

3.3 コンクリートと鉄筋の応力伝達機構

図-8(a), (b) に、22-130-R より得られたコンクリート及び鉄筋の軸歪とスタッド相対変位の関係を示す。歪ゲージの貼付位置について、コンクリートはスラブ中央、鉄筋は中央から 50mm での計測値である。なお、鉄筋の軸歪は、両面に貼り付けた歪値を平均し、曲げの影響を除去している。図-8(a) より、スラブは、スタッド相対変位が -0.6mm 程度に達した時に歪が急増しており、スラブひび割れが生じていることが分かる。ひび割れ発生時の歪は、表-2 に示す材料実験より得られた引張強度をヤング係数で除したひび割れ歪と概ね対応している。図-8(b) に示す鉄筋の軸歪は、図-8(a) においてスラブの歪が急増すると同時に増加しており、コンクリートひび割れ後に鉄筋に応力が配分されたことが確認できる。また、鉄筋の軸歪は、正側荷重では降伏歪に達していないのに対して、負側荷重では降伏歪を上回っている。スラブひび割れ発生後、中央から 50mm における鉄筋の歪より算出される鉄筋軸力の合計は、負側荷重時のせん断

力と概ね等しくなることから、スラブに引張応力が作用する場合の合成梁要素試験体の負担せん断力は、鉄筋の引張力によるものと考えられる。なお、降伏歪以上となる場合については、完全弾塑性型の履歴を仮定し、降伏応力度に鉄筋の断面積を乗じることで鉄筋軸力を算出している。なお、図-7においてスタッド曲げ歪が大きくなる溶接部付近の下端筋では降伏軸歪を上回る一方で、スタッド頭部付近に配置される上端筋の軸歪は弾性範囲となる。そのため、負側における最大せん断耐力は、全鉄筋降伏軸力の65%に留まったと考えられる。

4. 既往の標準押し抜き試験の評価式との比較

4.1 各種合成構造設計指針・同解説⁴⁾との比較

各種合成構造設計指針・同解説⁴⁾では、(1)式によりスタッド1本あたりのせん断耐力 q_s を定めている。

$$q_s = 0.5_{sc} a \sqrt{F_c \cdot E_c} \quad (1)$$

ここで、 $_{sc}a$ はスタッドの軸断面積、 E_c はコンクリートのヤング係数、 F_c はコンクリートの設計基準強度である。なお、 $\sqrt{F_c \cdot E_c}$ の値は 500N/mm^2 以上かつ 900N/mm^2 以下で、 900N/mm^2 を超える場合は 900N/mm^2 としてスタッド1本あたりのせん断耐力を計算する。

図-9(a), (b)に $\sqrt{F_c \cdot E_c}$ と合成梁要素試験体より得られた実験結果の関係を示す。図中には(1)式を併記している。また、文献2)では、既往のスタッド押し抜き試験結果のデータベースを構築しており、本研究の合成梁要素試験体の実験結果と比較する。なお、文献2)のデータベースは標準押し抜き試験方法が定められた1996年以前、以後で整理されており、本論文でも図-9(a), (b)にそれぞれ年代別に示している。22-130-Rでは正側、負側ともに耐力低下は確認されなかったが、各サイクルにおける最大耐力が概ね頭打ちとなっていたことを踏まえて比較対象とする。図-9(a), (b)より、本論文の合成梁要素試験体より得られる最大せん断耐力は、標準押し抜き試験体より得られる結果と比べて正側、負側ともに小さい。これは、標準押し抜き試験では、スラブ反力はスラブ下面すべてで十分に剛な条件で支持されるため、スタッド移動によるせん断力がスラブに直接伝達されるのに対して、本合成梁要素試験体ジャッキ側スタッドの作用せん断力は、反力部材側スタッドを介して反力部材により支持されるため、せん断力が伝達されにくいことによると考えられる。また、文献8)ではスタッド-スラブ系に対して、スラブ圧縮応力作用下で正負繰り返し載荷実験を行っており、スラブの累積損傷の影響により最大せん断耐力が一方向載荷に比べて60%程度となることを明らかにしている。加えて、本合成梁要素試験体では、負側載荷時にスラブがひび割れを生じるため、正側におけるスタッド-スラブ間の応力伝達量の低下が顕著と

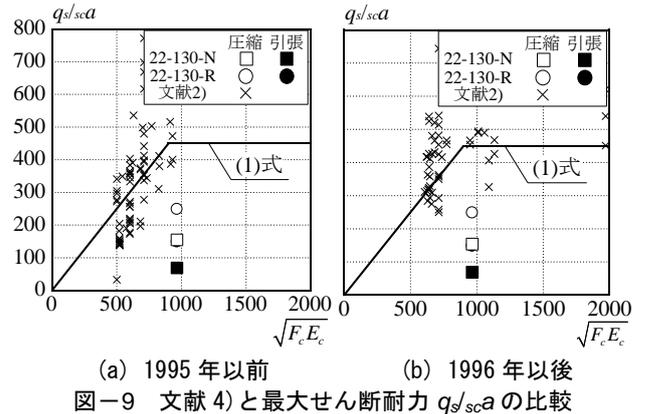


図-9 文献4)と最大せん断耐力 $q_s/sc a$ の比較

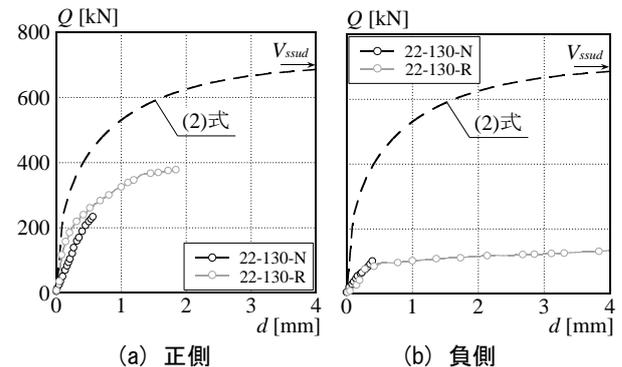


図-10 文献5)と荷重 Q -スタッド相対変位 d 関係の比較

なる。そのため、本合成梁要素試験体より得られる最大耐力が(1)式及び文献2)のデータベースによるプロット群を下回ったと考えられる。

4.2 複合構造標準示方書⁵⁾との比較

複合構造標準示方書⁵⁾では、標準押し抜き試験体の荷重-ずれ変位関係について、非線形領域までを考慮した評価式が示されている。評価式を(2)~(5)式に示す。なお、式中の記号は文献5)のままとしている。

$$V_{ss} = V_{ssud} \left(1 - e^{-\alpha \delta_{ss} / d_{ss}}\right)^\beta \quad (2)$$

$$\delta_{ssu} = 0.3 d_{ss} \quad (3)$$

$$\alpha = 11.5 (f'_{cd} / 30) \left[1.1 (\eta - 1)^2 + 1\right] \quad (4)$$

$$\beta = 0.4 \quad (5)$$

ここで、 V_{ss} は頭付きスタッド1本あたりのせん断力、 V_{ssud} は頭付きスタッド1本の設計せん断耐力、 δ_{ssu} は終局ずれ変位、 δ_{ss} は頭付きスタッド位置における鋼板とコンクリートの相対ずれ変位、 d_{ss} は頭付きスタッドの軸径、 α 、 β は係数、 f'_{c0} は文献9)中の標準コンクリート強度($=30\text{N/mm}^2$)、 η は破壊モードに関する係数である。

図-10(a), (b)に、それぞれ正側、負側における骨格曲線と(2)式の比較を示す。図-10(a)より、正側載荷において、本要素試験体から得られる剛性及び耐力は、(2)式に比べて低い。特に、スタッド相対変位が増加するにつれて、(2)式との差が大きくなる。これは、前節で述べたとおり、標準押し抜き試験体とのスラブの境界条件の違い及び負側載荷におけるスラブのひび割れの影響と

考えられる。図-10(b)より、負側荷重における合成梁要素試験体の剛性及び耐力は、文献5)の評価式を大幅に下回っており、スラブが引張応力を受ける場合、別途荷重-変位関係を定式化する必要性が示されている。

4.3 Eurocode 4 との比較

Eurocode 4 では、スタッド押し抜き試験の最大耐力について、スタッド破断を対象とした(6)式、コンクリート破壊を対象とした(7)式が示されており、(6)式、(7)式の小さい方をせん断耐力としている。

$$P_{RD} = 0.8f_u \left(\pi d^2 / 4 \right) / \gamma_v \quad (6)$$

$$P_{RD} = 0.29\alpha d^2 \sqrt{f_{ck} E_{cm}} / \gamma_v \quad (7)$$

$$\alpha = 0.2 \left[\left(h_{sc} / d \right) + 1 \right] \quad (3 \leq h_{sc} / d \leq 4) \quad (8)$$

$$\alpha = 1.0 \quad (4 > h_{sc} / d) \quad (9)$$

ここで、 d は頭付きスタッドの軸径、 h_{sc} はスタッドの高さ、 f_u はスタッドの引張強度、 f_{ck} はコンクリートの圧縮強度、 E_{cm} はコンクリートのヤング係数、 γ_v は部分係数であり、Eurocode 4 では $\gamma_v=1.25$ を推奨している。なお、Eurocode 4 に示される標準的な試験体形状は、文献1)と形状及び配筋が異なるが、既存の評価式との対応の把握は重要であると考え、評価値と実験結果を比較する。

表-6に、Eurocode 4における評価値と本合成梁要素試験体より得られる最大耐力の比較を示す。表-6より、Eurocode 4より得られる最大耐力は433.3kNと、22-130-Rの正側荷重時に得られる378.2kNに対して13%の差となっており、各種合成構造設計指針・同解説⁴⁾、複合構造標準示方書⁵⁾と比較して、本実験結果との対応は良い。一方で、コンクリートが引張応力を受ける負側荷重については、実験結果が評価値の35%程度に留まっている。これより、スラブに引張応力が作用する場合の最大耐力について、新たに評価式を構築する必要があるといえる。

5. まとめ

本論文では、コンクリートスラブにスタッドを介して圧縮、引張応力が作用する合成梁要素試験体に対する繰り返し荷重実験を行い、履歴特性、スタッドのせん断抵抗機構、コンクリートと鉄筋の応力伝達機構について検討した。加えて、既存の標準押し抜き試験を対象とした評価式の適用性を検証した。以下に得られた知見を記す。

- 1) コンクリートスラブが引張応力を受ける場合、無筋の合成梁要素試験体ではコンクリートひび割れ後、瞬時に耐力を喪失するのに対し、スラブ内に鉄筋が配筋された場合は、鉄筋降伏まで耐力を保持する。
- 2) コンクリートスラブが引張応力を受ける場合、合成梁要素試験体より得られるせん断力は、圧縮応力作用下と比べて、同一の荷重振幅においても約40%程度となる場合もある。

表-6 文献6)と最大せん断耐力の比較 [kN]

	圧縮	引張
Eurocode 4	433.3	
22-130-N	234.7	-104.7
22-130-R	378.2	-152.6

- 3) スタッド相対変位が大きくなると、スタッド溶接側において圧縮荷重時に生じた残留歪が、引張荷重時においても解消されず、鉄筋のかぶり厚さよりスラブ内側で反曲点が形成されるようになる。
- 4) 各種合成構造設計指針・同解説、複合構造標準示方書、Eurocode 4の押し抜き試験の最大せん断耐力評価式及び荷重-変位関係の評価式は、合成梁要素試験体より得られる実験結果を過大評価する。特に、引張荷重時における最大荷重は評価値の20%程度となる場合もある。

今後は、スタッド径、スタッド長、コンクリートスラブ幅、鉄筋配置、鉄筋径を変数とした荷重実験を行う予定である。加えて、有限要素解析により数値解析で網羅できない変数について補完し、履歴挙動、最大せん断耐力、荷重-変位関係の定式化を行う。

謝辞

本論文は日本鉄鋼連盟鋼構造研究・教育助成事業、文部科学省科学研究費（特別研究員奨励費）「制振鋼構造骨組における梁軸力を考慮した鉄骨梁の損傷制御設計法の構築：17J03340」による研究成果である。深く感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 日本鋼構造協会：頭付きスタッドの押し抜き試験方法（案）とスタッドに関する研究の現状、JSSCテクニカルレポート、No.35、1996.11
- 2) 島田侑子 他：頭付きスタッドの設計式に関する考察、鋼構造年次論文報告集、第24巻、pp.103-110、2016.11
- 3) 平間ちひろ 他：頭付きスタッドを用いた押し抜き試験のせん断耐力に関する文献研究-スラブ形状・破壊種別とスタッド軸径に着目した包括的かつ俯瞰的分析、日本建築学会構造系論文集、第82巻、第735号、pp.745-751、2017.5
- 4) 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説、2010.11
- 5) 土木学会：複合構造標準示方書 2009年制定、2009.12
- 6) Eurocode 4., “Design of composite steel and concrete structures Part1-1: General rules for buildings”, 2004
- 7) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、2010
- 8) Scott A. Civjan and Prahjeet Singh, “Behavior of Shear Studs Subjected to Fully Reversed Cyclic Loading”, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 129, pp.1466-1474, 2003.11
- 9) 島弘、渡部誠二：頭付きスタッドのせん断力-ずれ関係の定式化、土木学会論文集 A, Vol. 64, No. 4, pp.935-947, 2008.1