

(21) 鉄骨部材と鉄筋コンクリート部材による 複合構造接合部のせん断伝達強度に 関する実験検証

伊藤 嘉則¹・楨谷 榮次²

¹正会員 一般財団法人建材試験センター 中央試験所（〒340-0003 埼玉県草加市稲荷5丁目21番地20）
E-mail:itou@jtccm.or.jp

²正会員 関東学院大学工学部 名誉教授（〒236-8501 横浜市金沢区六浦東1丁目50番地1）
E-mail:Makitani_a@m.jcnnet.jp

本研究は、鉄骨部材と鉄筋コンクリート部材による複合構造接合部を想定し、2つの要素間に充填する充填材にグラウトモルタル及びエポキシ系樹脂を使用した際のせん断伝達機構を実験的に調べたものである。実験は二面せん断による直接せん断実験とし、接合幅及びコンクリート圧縮強度を主な変動要因とした。その結果、全ての試験体で最大耐力に達するとともに鉄骨部との接合界面で滑りが生じたが、充填材のせん断破壊が混在した複合破壊もみられた。最大せん断強度は接合幅の因子に影響を受け、それが大きくなるにつれ低下する傾向にあった。ただし、充填材がグラウトモルタルで接合幅40mm、エポキシ系樹脂で接合幅20mm以降は、最大せん断強度がほぼ一定値となる傾向を示した。

Key Words : direct shear test, connection width, shear transfer strength, hybrid connection

1. はじめに

鉄筋コンクリート造（以下、RC 造とする）部材同士の接合方法に接合鉄筋及びシアキーなどを設けたプレキャスト RC 造（以下、PCa・RC 造とする）がある。同接合部のせん断伝達挙動を把握するための直接せん断実験は古くから数多く行われ、理論的な検証を含めた様々なせん断伝達強度式が提案¹⁾されている。他方、鉄骨造（以下、S 造とする）部材と RC 造部材による接合部に関しても、梁を S 造、柱を RC 造とする際の圧着接合部^{2) 3)}、露出柱脚における S 造柱と RC 造基礎間の接合部^{4) 5)}などを対象とした直接せん断実験が幾つか行われている。いずれにせよ、部材種別によらずこれら部材間の接合部分にはグラウトモルタルなどが充填されるので、その充填材の厚み（本論文では、これを接合幅 L_j とする）が存在し二面せん断となる。そのうちの PCa・RC 造接合部に関しては、筆者らの直接せん断実験⁶⁾でせん断伝達強度が接合幅の違いに影響を受けることが明らかとなっている。故に、S 造部材と RC 造部材の接合部についても、接合幅の影響を含めた検証が必要と思われる。構造種別によらず施工時に設けられる接合部は設計上の問題点であり、地震力に対して最も重要な検証事項はせ

ん断力となる。近年、建築物の大スパン化、設計・施工の合理化などから S 造部材と RC 造部材による複合構造接合部の開発が盛んに行われており、この種の構造物に関する接合部のせん断伝達挙動の把握は重要と考える。

以上の背景に対して、本論文は S 造部材と RC 造部材による複合構造接合部において、接合幅の違いに着目した上での直接せん断実験を行ったものである。部材間は充填材のみで接合され、接合鉄筋及びシアキーなどを有さない平滑な接合界面を取り上げている。なお、本論文で対象とする複合構造接合部は、上述の接合部^{2) 3) 4) 5)}のほかに近年多様化する耐震補強時の接合部^{7) 8)}も視野に入れており、これら接合部のせん断伝達強度に関する基礎実験資料の取得も目的の1つとしている。

2. 実験概要

(1) 試験体

表-1 に試験体一覧を、図-1 に試験体の代表例を示す。試験体は、圧縮力が作用する S 造部材と RC 造部材による複合構造接合部の一部分を想定した。試験体の形状は、H 形鋼による鉄骨部（幅・長さ：200×450mm）と RC 造部

表-1 試験体一覧

試験体		既存RC部			鉄骨部	変動要因			コンクリート(既存RC部)			充填材(接合部)		
シリーズ	記号	幅Bc × 長さh [mm]	高さ H [mm]	鉄筋		接合幅 Lj [mm]	コンクリート設計強度 Fc [N/mm ²]	充填材	圧縮強度 σ cb [N/mm ²]	ヤング係数 Ecb [kN/mm ²]	引張強度 σ tb [N/mm ²]	圧縮強度 σ cj [N/mm ²]	ヤング係数 Ecj [kN/mm ²]	引張強度 σ tj [N/mm ²]
1	020-13-G	225 × 450	430	・主 筋: 6-D16 ・補強筋: D10@70	H－ 200 × 200 × 7.5 × 9	20	13	グラウト モルタル	20.5	20.3	2.17	64.9	27.1	2.67
	020-21-G						21		29.9	23.9	2.80	62.6	25.0	3.61
	020-30-G						30		48.4	28.7	2.52	57.1	24.0	4.57
	040-13-G		410			13	20.5		20.3	2.17	64.9	27.1	2.67	
	040-21-G					21	29.9		23.9	2.80	62.6	25.0	3.61	
	040-30-G					30	48.4		28.7	2.52	57.1	24.0	4.57	
	120-13-G		330			13	19.7		21.3	1.96	55.1	30.3	2.45	
	120-21-G					21	29.2		23.5	2.48	53.5	26.5	3.97	
	120-30-G					30	47.8		28.6	2.40	59.6	29.1	2.47	
	200-13-G		250	13		19.7	21.3		1.96	55.1	30.3	2.45		
	200-21-G			21		29.2	23.5		2.48	53.5	26.5	3.97		
	200-30-G			30		47.8	28.6		2.40	59.6	29.1	2.47		
2	010-21-G		440	・主 筋: 4-D16 ・補強筋: D10@70		10	10	33.7	24.7	2.48	55.9	22.8	3.46	
	015-21-G		435				15	21	33.7	24.7	2.48	55.9	22.8	3.46
	030-21-G		420				30	34.7	24.9	2.32	51.6	22.6	2.67	
	010-13-R		440				13	22.5	2.2	1.58	79.0	—	39.5	
010-21-R	21					30.2	2.4	2.33	81.3	—	42.6			
010-30-R	30					53.7	3.0	2.08	77.6	—	38.5			
3	020-13-R		430			・主 筋: 6-D16 ・補強筋: D10@70	20	13	22.5	2.2	1.58	79.0	—	39.5
	020-21-R							21	30.2	2.4	2.33	81.3	—	42.6
	020-30-R							30	53.7	3.0	2.08	77.6	—	38.5
	040-13-R		410				13	22.5	2.2	1.58	79.0	—	39.5	
	040-21-R						21	30.2	2.4	2.33	81.3	—	42.6	
	040-30-R						30	53.7	3.0	2.08	77.6	—	38.5	

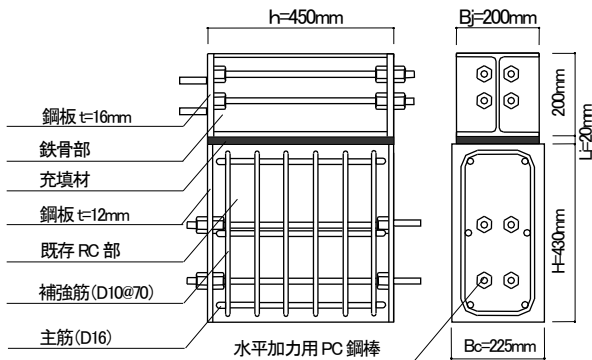


図-1 試験体 (接合幅: 20mm の場合)

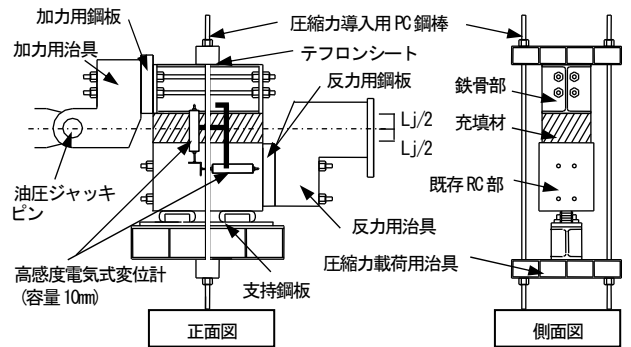
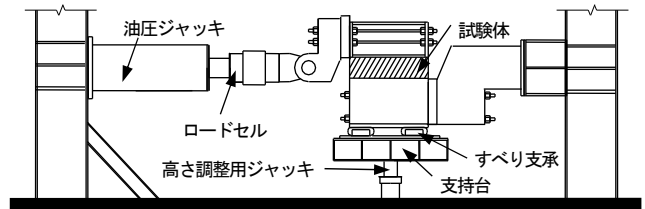


図-2 加力方法

(幅・長さ: 225×450mm) による 2 個の要素から構成した S 型試験体である。2 つの要素間の充填材には、無収縮性グラウトモルタル及びエポキシ系樹脂の 2 種類を使用し、その厚みが接合幅 (L_j) である。なお、充填材にエポキシ系樹脂を採用した理由は、既存 RC 造架構を枠付き鉄骨ブレースで耐震補強する際の接合部に関する事例^{8) 9)}を考慮したためである。

試験体は、シリーズ 1～シリーズ 3 から構成されている。シリーズ 1 及びシリーズ 2 では、充填材にグラウトモルタルを使用した。シリーズ 1 の変動要因は、接合幅 ($L_j=20, 40, 120, 200\text{mm}$) 及び RC 造部のコンクリート設計基準強度 ($F_c=13, 21, 30\text{N/mm}^2$) である。シリーズ 2 では RC 造部の F_c を 21N/mm^2 とし、接合幅 40mm 以下の検討として、変動要因を接合幅 ($L_j=10, 15, 30\text{mm}$) としている。シリーズ 3 では充填材にエポキシ系樹脂を使用し、変動要因が RC 造部のコンクリート設計基準強度 ($F_c=13, 21, 30\text{N/mm}^2$) 及び接合幅 ($L_j=10, 20, 40\text{mm}$) となっている。

試験体の製作は、RC 造部に主筋 D16 (SD390) と補強筋 D10 (SD295A) @70mm を配し、所定強度のコンクリートを打込んだ。7 日間養生した後、接合界面をグラインダー及びプライマー処理し充填材を打設した。打設方向は、いずれも横打ち方向となっている。鉄骨部の表面処理は黒皮の剥離及び脱脂処理を行ったが、シリーズ 3 に関しては黒皮の状態としている。

(2) 実験方法

図-2 に示すように、試験体を支持台上に垂直に設置し、RC 造部の一端を高さ (H) に応じた反力用鋼板を介して反力用治具に固定支持した。このとき、油圧ジャッキピン位置は接合幅の高さ中心位置とした。加力は、接合界面にせん断力が加わるよう S 造部側面に設けた加力用鋼板を介して一方向単調載荷のせん断力を接合界面上に与えた。接合部の垂直方向には $\sigma_n=0.45\text{N/mm}^2$ なる軸力

($\sigma_n = N/A_j$ で図-1 より $A_j = B_j \cdot h$) を接合界面中心部で圧縮力導入用 PC 鋼棒により与えている。PC 鋼棒は、試験体上下端に設けた圧縮力载荷用治具を介して試験体外部から 2 本の PC 鋼棒で挟み込んでおり、载荷治具と試験体間にはテフロンシートを設けている。測定は、S 造部材と RC 造部材間の滑り変位 δ_s 及び開き変位 δ_v を高感度電気式変位計（読み取り精度 1/1000）により測定した。荷重（せん断力 Q ）は油圧ジャッキに取り付けたロードセルにより、外部圧縮力は PC 鋼棒に貼付したひずみゲージ（各 PC 鋼棒表裏 2 箇所、計 4 箇所）によって軸ひずみを測定し、これを軸力 N に換算した。

3. 実験結果

(1) 破壊性状

図-3 に代表的な試験体の破壊性状を示すが、図中白抜き部分は充填材を表す。全ての試験体で S 造部との接合界面で滑りが生じた。ただし、後述するように接合幅

の違いにより滑り破壊長さは異なっている。RC 造部の表面はグラインダー及びプライマー処理を施したため、付着力が S 造部との接合界面に比べて増加したと思われる。せん断抵抗要素としては、充填材による付着力及び外部圧縮力による摩擦力が挙げられるが、RC 造部と充填材との接合界面に比して、付着力が乏しい S 造部との接合界面で滑りを生じたことになる。

一方、接合幅の違いにより 2 種類の破壊モードが確認された。1 つは、鉄骨部との接合界面で見られた滑りのほかに充填材のせん断破壊が混在した複合破壊である。これは、接合幅がグラウトモルタルは $L_j < 40\text{mm}$ 、エポキシ系樹脂は $L_j < 20\text{mm}$ の全ての試験体で見られた。なお、滑り長さは、試験体の全長 $h=450\text{mm}$ のうちの 300mm 程度で、残り部分には充填材が鉄骨下面に接着されている状態にあった。もう 1 つは、S 造部との接合界面上で生じた滑りのみの破壊で、上述した接合幅以上の試験体で見られた。同破壊モードにおける滑り破壊長さは、試験体の全長となる。なお、これら破壊モードには、 F_c による違いは見られなかった。

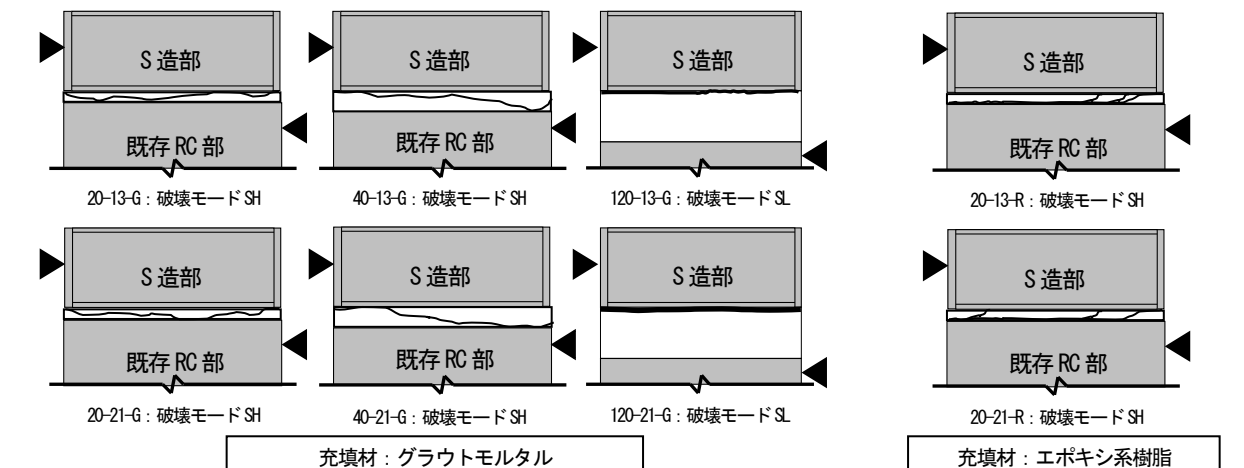


図-3 代表的な試験体の破壊性状

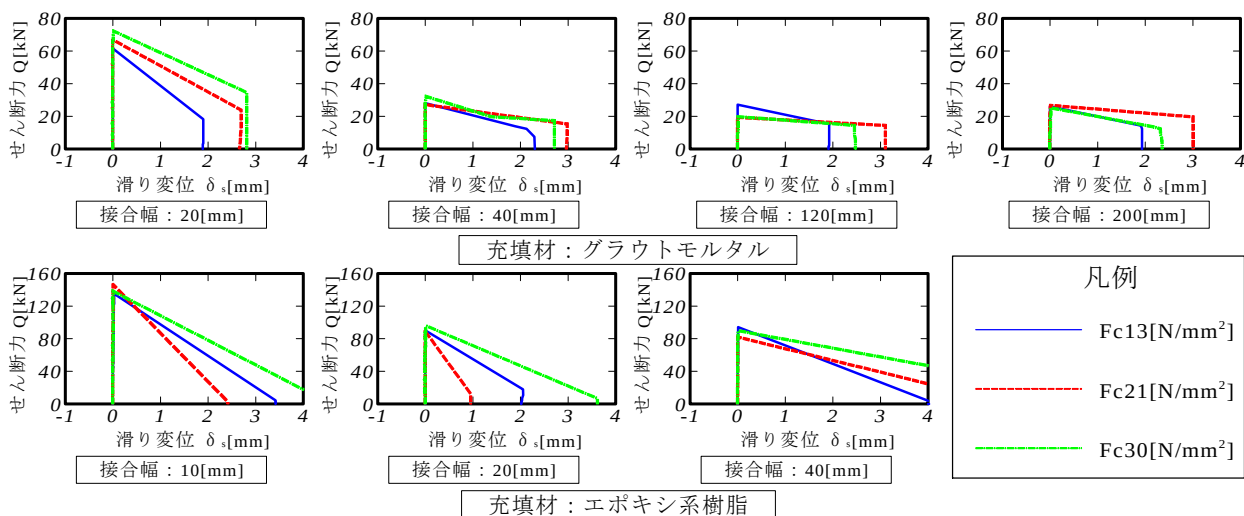


図-4 せん断力-滑り変位曲線

(2) せん断力-滑り変位曲線

図-4 に、せん断力 Q と滑り変位 δ_s の関係を示す。全ての試験体で滑り発生時までせん断力が荷重軸に沿って増加し、滑り変位が殆んど発生していなかった。これが、滑りの発生と同時に急激な耐力低下を生じ、滑り変位が増大する脆性的な挙動を示した。いずれの試験体も滑り発生時が最大耐力であり、この時の滑り変位は 0.03mm 以内の微小変位であった。また、接合部間の開き変位 δ_v も殆ど認められず、载荷中の PC 鋼棒張力による軸力 N の変動も見られなかった。

これら曲線形状において、下り勾配は試験体ごとで異なるが、微小変位で最大耐力を迎えその後は脆性的となる傾向は、接合幅、RC 部の Fc、充填材種類及び破壊モードによる違いが見られなかった。

表-2 実験結果一覧

試験体		最大耐力時実験値					
シリーズ	記号	耐力 Q_{max} [kN]	滑り変位 δ_s [mm]	開き変位 δ_v [mm]	載荷圧縮応力度 σ_n [N/mm ²]	せん断伝達強度 τ_{max} [N/mm ²]	破壊モード
1	020-13-G	61.6	0.000	0.030	0.40 (0.43)	0.68	SH
	020-21-G	66.5	0.010	0.002	0.52 (0.53)	0.74	SH
	020-30-G	72.0	0.020	0.010	0.45 (0.45)	0.80	SH
	040-13-G	28.1	0.005	0.050	0.46 (0.44)	0.31	SL
	040-21-G	27.1	0.002	0.004	0.45 (0.43)	0.30	SL
	040-30-G	32.0	0.020	0.004	0.48 (0.46)	0.36	SL
	120-13-G	27.1	0.000	0.002	0.42 (0.43)	0.30	SL
	120-21-G	19.2	0.015	0.004	0.42 (0.45)	0.21	SL
	120-30-G	19.7	0.010	0.001	0.46 (0.46)	0.22	SL
	200-13-G	26.1	0.002	0.010	0.45 (0.46)	0.29	SL
	200-21-G	26.7	0.010	0.010	0.39 (0.43)	0.30	SL
	200-30-G	25.1	0.020	0.002	0.50 (0.49)	0.28	SL
2	010-21-G	72.9	0.025	0.004	0.51 (0.51)	0.81	SH
	015-21-G	69.5	0.030	0.005	0.49 (0.50)	0.77	SH
	030-21-G	51.2	0.030	0.010	0.54 (0.53)	0.57	SH
3	010-13-R	135.0	0.030	0.020	0.43 (0.45)	1.50	SH
	010-21-R	145.8	0.007	0.002	0.48 (0.47)	1.62	SH
	010-30-R	137.4	0.005	0.006	0.49 (0.47)	1.53	SH
	020-13-R	89.7	0.020	0.005	0.47 (0.46)	1.00	SL
	020-21-R	88.7	0.000	0.004	0.50 (0.48)	0.99	SL
	020-30-R	95.4	0.020	0.070	0.46 (0.46)	1.06	SL
	040-13-R	94.1	0.010	0.001	0.44 (0.45)	1.05	SL
	040-21-R	81.8	0.005	0.002	0.48 (0.48)	0.91	SL
	040-30-R	89.7	0.020	0.007	0.51 (0.51)	1.00	SL
(注) 1. 載荷圧縮応力度は、実際の実験時に載荷された値である。 () 内は、載荷時から最大耐力時までの平均値を示す。							
2. 破壊モードの記号 SH: 滑りせん断破壊(複合破壊)、SL: 滑り破壊							

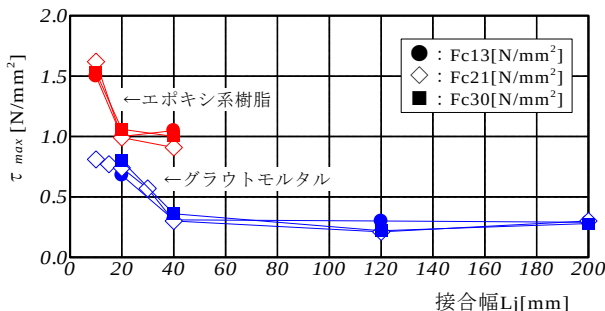


図-5 実験値の最大せん断伝達強度 τ_{max} と接合幅 L_j の関係

(3) 最大せん断伝達強度

表-2 に実験結果一覧を、図-5 に最大せん断伝達強度 ($\tau_{max} = Q_{max} / A_j$, Q_{max} : 最大耐力, A_j : せん断面積) と接合幅 (L_j) の関係を示す。図より、 τ_{max} はどちらの充填材も接合幅が小さくなるにつれ大きくなる傾向にあり接合幅の違いに影響を受けている。ただし、充填材がグラウトモルタルでは $L_j \geq 40\text{mm}$, エポキシ系樹脂では $L_j \geq 20\text{mm}$ の範囲で τ_{max} が横ばいとなっている。この接合幅を境に2つの破壊モードが見られたことから、せん断伝達機構が変化していると推察される。本論文では、この接合幅による境界点を「せん断抵抗遷移点: Rs」と定義する。

ここで充填材をグラウトモルタルとした試験体に着目すると、その τ_{max} は $0.68 \sim 0.81\text{N/mm}^2$ である。文献 10 による打継ぎ面を平滑に仕上げた RC 造部材同士の接合界面における τ_{max} は 0.62N/mm^2 となっており、複合構造接合部も接合幅 $L_j \leq 20\text{mm}$ であれば平滑面を有するコンクリート同士の接合部と同様な強度が得られたと言える。また、既存 RC 造部の接合界面に目粗しなどの表面処理を施せば、複合構造接合部における滑り破壊面は必然的に S 造部との接合界面で生じることも明らかとなった。

同様に充填材にエポキシ系樹脂を用いた試験体の τ_{max} を示すと $0.99 \sim 1.50\text{N/mm}^2$ の範囲にあった。これより τ_{max} は、充填材がエポキシ系樹脂の方がグラウトモルタルより高いことがわかった。

4. 摩擦係数

(1) 修正 Mohr - Coulomb の破壊基準

Coulomb 則によれば、滑りを生じる時の計算値せん断強度 (τ_{cn}) を次式で表現できる。

$$\tau_{cn} = \tau_c + \tau_n \quad (1)$$

ここで、 τ_c : 付着強度、 τ_n : 摩擦強度

上式から τ_{cn} は、 τ_c 及び τ_n との累加で与えられることがわかる。また τ_n は、 $\sigma_n \cdot \tan \phi$ (σ_n : 外部圧縮応力、 ϕ : 内部摩擦角) で与えられ、 $\tan \phi$ が摩擦係数に相当する。本論文では実験値 τ_{max} に対して τ_c を差し引いた $(\tau_{max} - \tau_c) / \sigma_n$ を「真の摩擦係数: μ_p 」と定義する。なお、複合構造接合部に関する既往の研究では摩擦係数を τ_{max} と σ_n の比で与え、 τ_c を含めた見掛けの摩擦係数 ($\mu_a = \tau_{max} / \sigma_n$) を求めている。 τ_c を適切に把握し、それを無視した設計を行うことは安全側の仮定である。しかし、実験結果を見掛けの摩擦係数で評価することは、真の摩擦係数による観点からは過大評価する恐れがあると思われる。

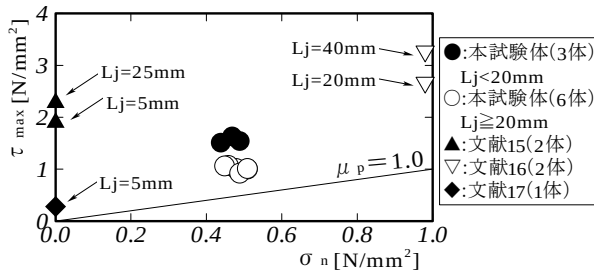


図-9 実験値 τ_{max} と σ_n の関係 (エポキシ系樹脂)

グラウトモルタルと同様な比較検証を図-8と同様にして示した図-9より行う。なお、本試験体での μ_d は $L_j < 20\text{mm}$ で 3.33, $L_j \geq 20\text{mm}$ で 2.08 である。

図-9より、本試験体の実験値 τ_{max} は宮内らの結果と比べてかなり低い値にある。これは破壊性状の違いによるもので、エポキシ系樹脂とコンクリート間との接着破壊と記されている。また、同文献中では鋼材同士の τ_{max} が 4.53N/mm^2 となっており、鋼材への接着強度（鋼表面処理：不明）そのものが高い条件で得られた値と判断される。一方、小宮らの破壊性状は本試験体と同じ様相（鋼との接合界面での滑り破壊）を示しており、その τ_{max} は 0.28N/mm^2 である。この実験では $\sigma_n = 0\text{N/mm}^2$ の条件で行われており、鋼材とエポキシ系樹脂間の付着強度 τ_c に相当すると考えられる。そこで、本試験体に対して $\tau_c = 0.28\text{N/mm}^2$ とした真の摩擦係数を求めると、 $L_j \geq 20\text{mm}$ で $\mu_p = 1.50$ となる。この時の内部摩擦角は、式(2)より $\phi = 56.3$ 度となる。宮内らは外部圧縮応力に対する真の摩擦係数として $\mu_p = 1.0$ を提案しており、内部摩擦角が $\phi = 45$ 度となる。本論文でも内部摩擦角の上限値として $\phi = 45$ 度を採用すると次式が得られる。

$$\tau_{cn} = \frac{Q_j}{b \cdot h} = 0.207 \cdot \sigma_{cj} \cdot \beta_c + 1.0 \sigma_n \quad (3b)$$

ただし、 $L_j \geq 20\text{mm}$ では $\sigma_{cj} = 0$

(3) 考察

本章では修正 Mohr-Coulomb の破壊基準から導かれる式(2)に着目し、文献データとの比較を兼ねた摩擦係数の検証を行った。しかし、その検証から得られた式(3a)及び式(3b)には、本論文で取り上げた接合幅の因子が含まれておらず、 R_s 以下の範囲で得られる強度上昇を表現できていないので下限式の位置付けとなる。

ところで、せん断摩擦抵抗の概念からすれば外部圧縮応力の条件が同じ場合、 τ_{cn} は τ_c が何らかの要因で上昇しない限り接合幅によらず一定値を示すはずである。ま

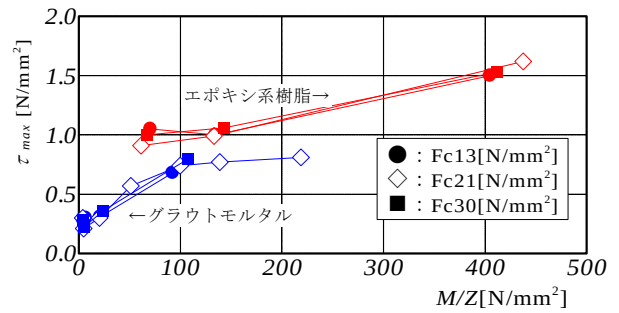


図-10 実験値 τ_{max} と M_j/Z_j の関係

た、式(3a)及び式(3b)の第1項が式(1)の τ_c に相当するならば、それは接合界面表面粗さ及び化学的接着力による条件で与えられることになる。しかし、本実験結果が示す限り R_s 以下では接合幅が小さくなるにつれ τ_{max} が高くなることは事実と捉えている。すなわち、接合幅がせん断伝達に与える影響は、従来からの摩擦係数を評価する際の接合界面の条件（付着力及び摩擦力）のみで把握できないと判断される。従って、別の物理的要因なる抵抗機構を含めて考える必要があると思われる。

一方、本加力方法において曲げモーメントが0となるのは、油圧ジャッキピンの高さに対応する位置となる。この時、接合幅 L_j に対する偏心距離 $L_j/2$ によって充填材には曲げモーメントが加わることになる。この曲げモーメントは、せん断力 Q の作用とともにモーメントの増分 $\Delta M = Q \cdot L_j$ が生じる。そこで、偶力モーメント $M_j = Q_{max} \cdot L_j$ を充填材の断面係数 $Z_j = B_j \cdot L_j^2 / 6$ で除した値を横軸にとった際の τ_{max} との関係を図-10に示した。図より、接合幅が小さいほど τ_{max} が大きかったのは、 M_j/Z_j が大きい場合であることが判断される。

5. せん断伝達強度式の提案

(1) 実験係数

本論文では、式(3a)及び式(3b)中の有効係数 β_c を利用して、接合幅が τ_{max} に及ぼす影響を評価する。すなわち、 β_c を接合幅の関数で表わした実験係数を導く。図-11に実験結果の逆算から得られた β_c と接合幅 L_j の関係を示す。図の縦軸は実験結果を逆算して求めているので、 τ_{max} と L_j の関係と同様な傾向にあり、これを R_s を境界とした1次式で表すことにした。なお、滑り破壊面はS造部材との接合界面であったため、せん断伝達強度に既存RC造部の F_c は関与していないので、 β_c は F_c の区別をせずに全試験体に対して一様に評価した。

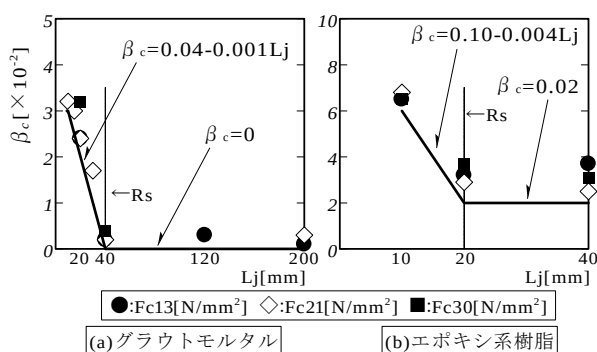


図-11 β_c と L_j の関係

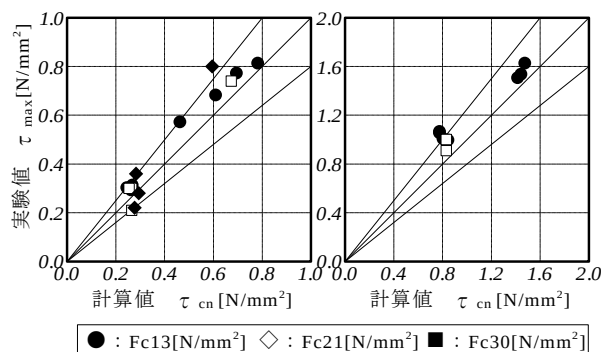


図-12 実験値と計算値の比較

充填材：グラウトモルタル

$$10 < L_j < 40 \text{ mm} : \beta_c = 0.04 - 0.001 \cdot L_j \quad (4a)$$

$$40 \text{ mm} \leq L_j : \beta_c = 0$$

充填材：エポキシ系樹脂

$$10 < L_j < 20 \text{ mm} : \beta_c = 0.1 - 0.004 \cdot L_j \quad (4b)$$

$$20 \text{ mm} \leq L_j : \beta_c = 0.02$$

(2) 実験値と計算値の比較

本章では、式(4a)及び式(4b)の有効係数を式(3a)及び式(3b)に乗じて得られるせん断伝達強度の計算値と実験値の比較検討を行なう。図-12 に、実験値と計算値の関係をプロットした。これより、数体で過大評価となる試験体が見られるが概ね実験値と計算値は一致しており妥当な評価ができていることから、これを複合構造接合部におけるせん断伝達強度式として提案する。なお、提案式は一樣な外部圧縮応力を受ければせん断面積による制限は受けないが、外部圧縮力の作用を前提とし、接合幅は本実験範囲内で適用される。

6. まとめ

S 造部材と RC 造部材による複合構造接合部を対象に、接合幅の違いがせん断伝達強度に及ぼす影響を調べることを目的とした直接せん断実験を行った。実験結果及び考察結果から、以下の事が明らかとなった。

- (1) 最大せん断伝達強度は、接合幅の違いに影響を受け、それが大きくなるにつれ低下する。ただし、充填材がグラウトモルタルでは接合幅 40mm、エポキシ系樹脂では接合幅 20mm 以降、最大せん断伝達強度がほぼ一定値となる傾向を示した。
- (2) 実験値最大せん断伝達強度は、いずれの充填材も既存 RC 造部のコンクリート圧縮強度による影響は見られず、接合幅の影響が大きいことが分かった。これは既存 RC 造部の接合界面に目粗しなどの表面処

理をすれば、複合構造接合部における滑り破壊面は、S 造部材との接合界面で生じることによる。

- (3) 修正 Mohr-Coulomb の破壊基準から導かれるせん断伝達強度式を念頭に、実験結果から得られる摩擦係数について文献調査を含めて検証した。その結果、真の摩擦係数 μ_p として充填材がグラウトモルタル及びエポキシ系樹脂に対して、それぞれ 0.577 及び 1.0 で評価された。同係数を用いて得られる評価式は、接合幅の影響を考慮しない場合の下限式となる。
- (4) 上記(3)で得られた強度式に、接合幅が及ぼす影響を考慮した実験係数を求めた。同耐力式を用いると、接合幅の影響を含めたせん断伝達強度を評価できる。

参考文献

- 1) 望月重，槇谷榮次，永坂具也：壁式プレキャスト構造鉛直接接合部のせん断耐カ―ダウエル効果および圧縮拘束力を考慮した場合―，日本建築学会構造系論文報告集，第 424 号，pp.11～22，1991.6
- 2) 石川智章，村井和雄，岡本晴彦，東端泰夫，他 2 名：圧着接合された鉄骨柱と RC 部材との接合面におけるせん断伝達に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-2 構造Ⅳ，pp.1061～1062，1993
- 3) 太田義弘，岡本晴彦，東端泰夫：鋼管コンクリート柱とプレキャストプレストレスコンクリート梁との圧着接合に関する研究―鋼板とコンクリートの圧着接合面におけるせん断力伝達―，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-2 構造Ⅳ，pp.897～898，1996
- 4) 久恒治郎，鷲尾健三，鈴木豊明：鋼構造柱脚の定着効果に関する研究（その 3.鋼板とモルタル面間の滑りについて），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1177～1178，1967
- 5) 長江拓也，池永昌容，中島正愛，吹田啓一郎：鋼構造露出柱脚におけるベースプレートと基礎モルタル間の摩擦抵抗，日本建築学会構造系論文集，第 606 号，pp.217～223，2006.8

- 6) 齋イ, 槇谷榮次, 伊藤嘉則: シアキーと接合幅を持つ PCa 構造接合部のせん断挙動と耐力評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 578 号, pp.99~106, 2004.4
- 7) 野口隆, 北島圭二, 上田英明, 安達洋: 耐震補強のためのダンパーブレースの躯体定着方法に関する実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.19, No.1, pp.345~350, 1997
- 8) 宮内靖昌, 東端泰夫, 毛井崇博, 太田義弘: 鉄骨ブレースの接着接合により耐震補強された RC 架構の力学性状, コンクリート工学年次論文集, Vol.20, No.3, pp.1153~1158, 1998
- 9) 宮内靖昌, 毛井崇博, 東端泰夫: エポキシ樹脂を用いた接着接合部の力学性状に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.1, pp.967~972, 2001
- 10) 武井一夫: コンクリート打継ぎ面の界面粗さの評価方法ー界面粗さの形状とせん断伝達ー, 日本建築学会構造系論文集, 第 455 号, pp.7~16, 1994
- 11) W.F.Chen : Plasticity in Reinforced Concrete , McGraw-Hill International Book Company, pp.210~215, pp.301~306, 1982
- 12) 小宮敏明, 益尾潔: 鉄骨増設ブレース補強用の接着接合部および間接接合部の終局耐力, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.3, pp.1657~1662, 2000

EXPERIMENTAL VERIFICATION OF SHEAR TRANSFER STRENGTH FOR HYBRID CONNECTION BETWEEN STEEL MEMBER AND REINFORCED CONCRETE

Yoshinori ITOU and Eiji MAKITANI

In this paper, the joint connection of steel member and reinforced concrete member is modeled as test specimens which element are adhered together by grout mortar or epoxy resin. This paper presents an investigation on shear transfer mechanism across connection interface of hybrid structures. Direct shear experiments with several parameters are performed in different connection width, concrete compressive strength. As a test result showed that the shear transfer strength had a tendency to decrease with increase of connection width. However, when connection width exceeded the R_s , shear transfer strength showed a constant value. Where $R_s=40\text{mm}$ in case of grout mortar, $R_s=20\text{mm}$ in case of epoxy resin.