

論文 高強度材料を用いたコンクリート接合面におけるせん断耐力評価

河野 進^{*1}・柳田 豊彦^{*2}・長尾 奈宜^{*2}・田中 仁史^{*3}

要旨:接合筋を介して接続したコンクリート接合面におけるせん断力伝達性能を、部材モデルを用いた直接せん断実験により評価した。接合部におけるコンクリートの接合面粗さを4つの指標で評価したが、どの指標もせん断耐力との相関は見られなかった。又、接合面粗さ、接合筋降伏強度、コンクリート圧縮強度等が異なる101体の接合部モデル試験体の直接せん断実験結果から、既往のせん断耐力式は高強度材料には使用できないことを確かめた。又、高強度材料を用いた接合面のせん断耐力を予想するには、耐力到達時の接合筋応力が重要な変数となることに着目し、せん断伝達機構に基づくせん断耐力式の重要性を明らかにした。

キーワード: プレキャストコンクリート、接合面粗さ、せん断力伝達機構、せん断耐力

1. はじめに

プレキャスト部材と場所打ちコンクリートの間は、通常節合筋を介して接続される。こうした接合面におけるせん断力伝達性能は1960年代より研究され、現在までに多くのせん断耐力式が提案されている^{1)~6)}。しかし、コンクリートと接合筋が高強度である場合のせん断伝達は、伝達機構が明らかでなく耐力の定量化もされていない。文献7ではこうした接合面が平滑であればせん断耐力はコンクリート圧縮強度（以後 f_c ）に無関係であることが報告されたが、同時に接合面が粗さを持つれば f_c がせん断耐力に影響すると予想した。そこで、本研究では高強度材料を用いた接合面において、接合面粗さと f_c がせん断伝達性能に与える影響を実験的に確かめること

を第1の目的とした。さらに、接合面粗さ、接合筋降伏強度、 f_c 等が異なる接合面に対して、特に高強度材料を用いた接合面のせん断耐力の予想に必要な変数を抽出する事を第2の目的とした。

試験体の中には滑りとともにせん断耐力が増加するものも見受けられる。しかし、滑りが2mm以内では一体打ち接合面と同等の力学的挙動をすることが報告されている⁵⁾。そこで、本論文でも剛接合と等価な力学的挙動を期待できる最大滑りを2mmに設定し、この範囲でのせん断力最大値を最大せん断耐力、 τ_u 、として取り扱うこととした。又、本論文中の記号・略号の意味は文末にまとめて示した。

2. 実験概要

2.1 試験体の概要

直接せん断試験に用いた試験体の寸法を図-1に示す。接合筋は1本のみで、端部には50mm四方で厚み20mmのアンカーを溶接した。下側のブロックを打設して所定の表面仕上げを行い、1週間後上側のブロックを打設した。表-1に示す通り、実験変

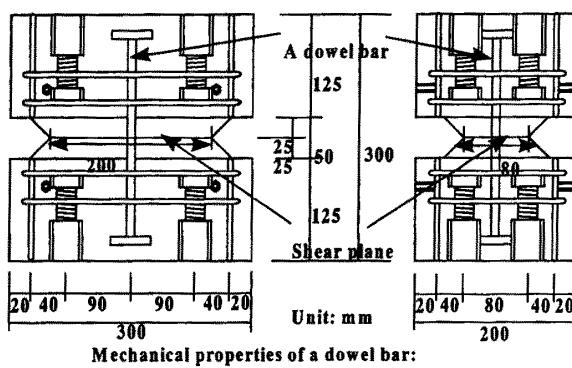


図-1 試験体図

*1 京都大学工学研究科助手
*2 豊橋技術科学大学大学院生
*3 豊橋技術科学大学助教授

建築学専攻 Ph. D. (正会員)
建設工学系
建設工学系 Ph. D. (正会員)

表-1 試験体名と実験変数

Nominal f_c (MPa)	Surface Conditions			
	N	P	R	T
50	H50NC	H50PC	H50RC	H50TC
100	H100NC	H100PC	H100RC	H100TC

表-2 コンクリートの力学的性質

Nominal fc (MPa)	Casting Sequence	fc (MPa)	ft (MPa)	Ec (GPa)	Nominal fc (MPa)	Casting Sequence	fc (MPa)	ft (MPa)	Ec (GPa)
50	1st	49.0	10.7	29.2	100	1st	103.2	15.7	35.4
	2nd	53.8	11.6	27.3		2nd	97.6	17.7	36.2

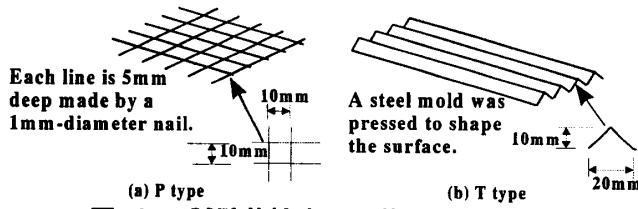


図-2 試験体接合面の仕上げ状態

数はコンクリートの f_c と接合面仕上げ状態の2種類である。表に示す4種類の接合面の仕上げ状態は以下の特徴を持つ。Nはコンクリート表面を全てで平滑に仕上げたもの、P(図-2a参照)は直径1mmの釘で一辺が10mmの格子を深さ5mm程度で描いたもの、Rは粗骨材が完全に露出するまでワイヤーブラシで表面のモルタル分を除去したもの、T(図-2b参照)は三角形の金型を表面に押し付け波型のコッターを作製したものである。表-2にコンクリートの力学的性質を示す。載荷装置は、接合面に直接せん断力が単調載荷で作用するようにしたもので、文献7と同じである。

2.2 コンクリート接合面粗さと τ_u

本研究では表-3に示す4つの指標を用いて接合面粗さと τ_u との相関をみることにした。接合面粗さの測定は、後打部を打設する前の状態(以後載荷前と記載)と載荷試験終了後の2つの状態に対して行った。表-4には、載荷前の粗さ指標と標準偏差の値を示した。標準偏差は4つの指標がかなりのばらつきを持つことを示し、一つの指標で表面の粗さを評価することが大変難しいことが分かった。

上記の4つ指標は τ_u との関係が明らかでないが、

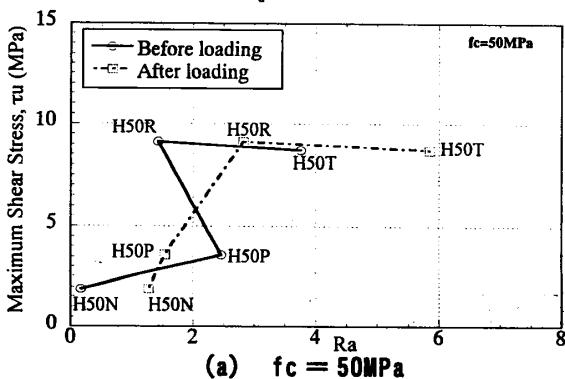
図-2 最大せん断力 τ_u と負荷値 R_a の関係

表-3 本論分における粗さ指標値の説明

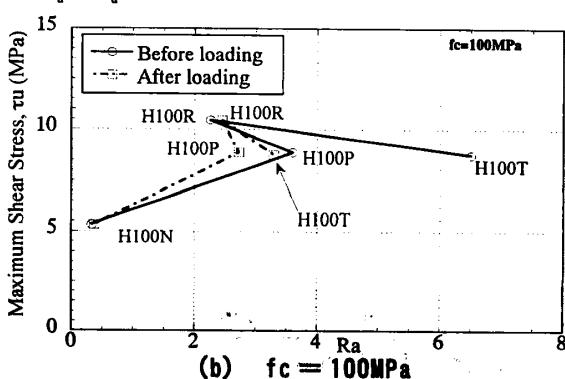
指標	説明
D	フラクタル次元(詳細は文献3参照)。
Hrms	自乗平均荒さ(詳細は文献4参照)。
Have	中心線平均荒さ(JIS B0601, 詳細は文献4参照)。
Ra	負荷値(ISO/DIS13655-2, 詳細は文献4参照)。

参考:Dの算定は、レーザー式3次元デジタイザー(サイバーウェアー社)を用いた測定値から、10x20mmの範囲を33x33の格子に分割して一つのDを計算した。この操作を、一つの接合面に対して27箇所で行い、これらを平均して最終的なDを得た。他の3つの指標についてはレーザー式変位センサー(KEYENCE社)を用いて、100mmの測線に対して1000点の高さ分布を測定し、それぞれの値を計算した。一つの接合面に対して9本の測線を使い、それらの平均値を計算して最終的な値を求めた。

表-4 試験体接合面の載荷前粗さ指標値

Specimen	Indices of Roughness							
	D		Hrms		Have		Ra	
	Mean	SD	Mean	SD	Mean	SD	Mean	SD
H50N	2.003	0.001	0.09	0.05	0.07	0.04	0.16	0.10
H50P	2.271	0.202	1.39	0.38	0.99	0.27	2.46	1.10
H50R	2.019	0.009	0.80	0.23	0.59	0.15	1.42	0.36
H50T	2.032	0.015	1.61	0.24	1.40	0.21	3.76	1.00
H100N	2.003	0.001	0.14	0.04	0.12	0.04	0.33	0.10
H100P	2.234	0.223	1.84	0.66	1.42	0.56	3.60	1.39
H100R	2.050	0.049	1.06	0.36	0.81	0.25	2.26	0.64
H100T	2.031	0.018	2.34	0.14	2.00	0.12	6.50	0.77

中でも最も相関が高かった R_a と τ_u の関係を図-2にプロットした。8体の試験結果をみる限り、 R_a が増加しても最大耐力は増加するとは限らない。この傾向は、載荷試験前と後のどちらの接合面粗さを用いても同様の結果であった。また、同じような R_a をもっていても、 f_c があがれば、 τ_u も上がると考えられたが、図-2ではこの傾向も明らかでない。この理由として、PやTの粗さは釘引きなどによる骨材の含まれないモルタル隆起物が原因であり、これらの隆起物は基部コンクリートに比べ極めて脆弱でせん断抵抗には余り寄与していないかった為と考えられる。又、載荷前後で指標が上下することから、ひび割れ面は接合面仕上げ面と必ずしも一致せず、この為 R_a と τ_u の相関が低かったことも考えられる。そ



ここで、粗さ指標は凹凸の任意の点で同じ力学的性質を持つ材料が存在して初めて意味を持つことが分かった。

3. τ_u の予想

本論文及び文献1, 6, 7から101体の接合面直接せん断実験結果を集め、 τ_u が種々の実験変数で表せないかを確かめた。試験体の諸元は $f_c = 20 \sim 98$ (MPa), $f_y = 309 \sim 1334$ (MPa), $\rho_s = 0.4 \sim 1.95$ (%), $A = 160 \sim 576$ (cm^2)、接合筋直径 = 6~16 (mm)、接合面仕上げは平滑、洗いだし、三角及び矩形コッター、一体打、釘引きであった。また、全ての試験体で単調載荷が行われた。

3.1 接合面仕上げ別にみた τ_u と f_c の関係

図-3に接合面の仕上げ状態別の τ_u と f_c の関係を示した。グラフの中では、 $\rho_s f_y$ の値が同じものを線で結びその値を MPa 単位で示している。三角コッターと洗いだし仕上げのものについては、 f_c や $\rho_s f_y$ の値の上昇に伴い、 τ_u が上昇しているようである。矩形コッターや平滑仕上げでは、この傾向は部分的に確認できる程度であり、全体的な傾向とはい難い。さらに $\rho_s f_y$ の値が 3 MPa より小さい矩形コッターや平滑仕上げの試験体では、 f_c と $\rho_s f_y$ が最大せん断力に与える影響は明らかでなく、図中では $\rho_s f_y$ の範囲を示すに留めた。ここに示す接合面仕上げ状態の範囲では、平滑仕上げを除いて $\rho_s f_y$ が 3.5 MPa より大きければ τ_u について 5 MPa を保証できる。又、 τ_u は最大 15 MPa まで変化する。普通強度材料を用いた場

表-5 解析に用いたせん断耐力予想式

文中の略称 (文献番号)	式	式 番号
AIJ 式(8)	$\tau_u = 0.10\rho_s f_c + \rho_s f_y$ (コッターが有る場合) $\tau_u = 0.7(\rho_s f_y + \sigma_n)$ (コッターが無い場合)	(1)
望月式(6)	$\tau_u = 0.09\rho_s f_c + 1.28\rho_s \sqrt{f_y f_c} + 0.54\rho_s f_y + 0.84\sigma_n$	(2)
大渕式(5)	ダウエル作用及びコッターによる最大せん断力と滑り量をそれぞれ計算し、この点以前及び以降の履歴を定義している。ダウエル作用とコッターの効果の和で接合面における最大せん断力が計算できる。	(3)
Mattock 式(2)	$\tau_u = 0.467 f_c^{0.545} + 0.8(\rho_s f_y + \sigma_n) \leq 0.3 f_c$	(4)
σ_n : 外部圧縮応力 その他の記号の説明は文末参照		

合には滑りが 2 mm 時において文献 8 の提唱する 8 割の耐力値しか得られないという報告⁵⁾もあるが、今回のように高強度材料を用いた場合には更に低い値しか保証できない結果となった。

3.2 τ_u と既往の耐力式との比較

せん断接合面における 4 種類の既往のせん断耐力式の適合性を検証する。耐力算定式は表-5 に示す 4 種類である。各式の適用範囲をはずれた試験体に対しても、式に値を代入して計算が行われたことを記しておく。尚、大渕式⁵⁾では変位が 2 mm までの最大せん断力を実験値と比較した。

実験結果、 τ_u をそれぞれの予想耐力、 τ_{cal} 、で除した値と f_c の関係を図-4 にまとめて示す。図では

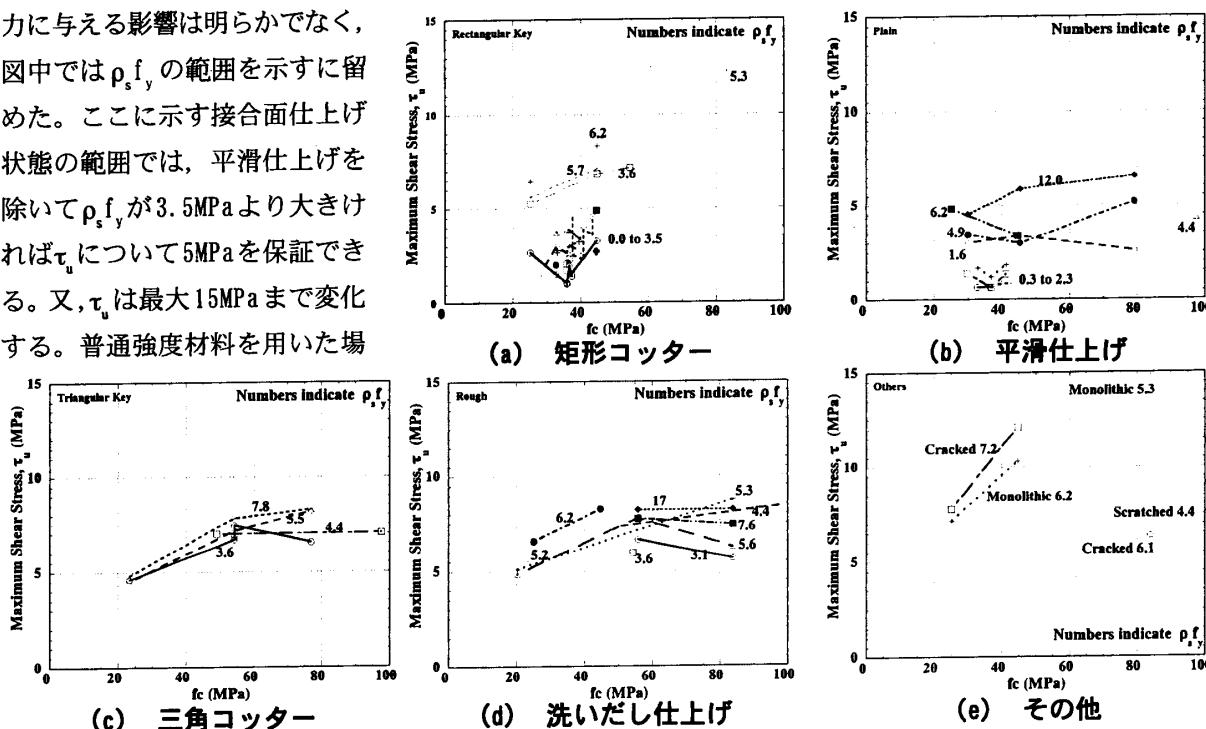


図-3 接合面仕上げ状態別に見る最大せん断力とコンクリート圧縮強度の関係

接合筋を $f_y = 500 \text{ MPa}$ で分け、用いた接合筋によって試験体を 2 つに分類している。全体的に見て、 f_y が 500 MPa 以上・ f_c が 50 MPa 以上の高強度材料を用いた試験体についてはどの予想式も結果が悪く、高強度材料に適用できる耐力式の必要性を感じた。

3.3 τ_u を求めるための回帰解析

表-5 の式中、望月式⁶⁾は抵抗機構を明らかにし、各項を極めて理論的に導出した式である。しかし、各項の係数は普通強度の試験結果から確定されている。そこで、高強度材料を用いてせん断抵抗機構は基本的に変化しないと仮定し、望月式の各項の線形結合で τ_u を表すことができるかを検証した。ただし、垂直応力が働いている試験体は数体しかないので考察から除外し、 σ_n の項は考慮しなかった。また、検証には Mattock 式²⁾に現れるコンクリートの粘性項 $f_c^{0.545}$ を $f_c^{0.5}$ と近似し、更に f_c 等に依存しない粘性項を定数項として付け加えた。つまり、以下に示す式(5)における係数を求めるものとする。

$$\tau_u = a_1 \rho_c f_c + a_2 \rho_s \sqrt{f_y f_c} + a_3 \rho_s f_y + a_4 \sqrt{f_c} + a_5 \quad (5)$$

式(5)の各係数を求める為の重回帰解析は、接合面

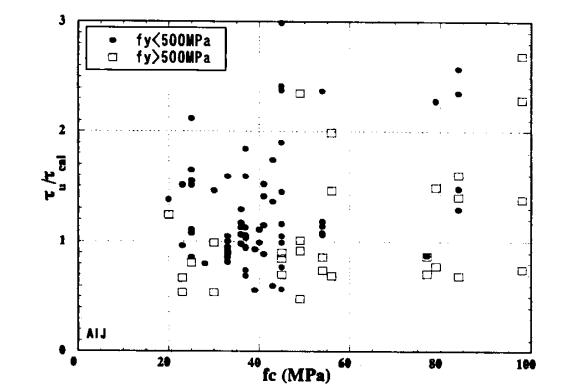
表-6 重回帰解析の結果

接合面の種類 (試験体数)	係数					変動 係数	
	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5		
1 回	矩形コッター (35)	0.107	2.510	0.096	-0.028	0.439	0.243
	平滑 (26)	0	0.568	0.265	0.294	-0.936	0.443
	三角コッター (14)	-0.425	0.239	0.168	3.620	-9.080	0.052
	洗い出し (17)	0	0.445	0.030	0.305	3.650	0.123
2 回	矩形コッター (35)	0.099	2.800	0	0	0.400	0.241
	三角コッター (14)	0	1.170	0	0.463	1.540	0.095
	洗い出し (17)	0	0.587	0	0.284	3.730	0.128

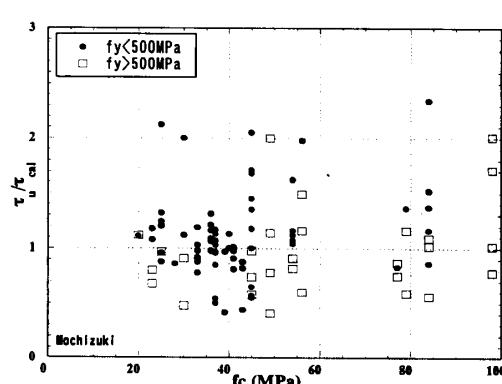
の仕上げ状態でデータ数が 14 体以上の 4 種類、矩形コッター、平滑、三角コッター、洗い出しについてそれぞれ別個に行い、係数と変動係数を求めた。この結果が、表-6 に第 1 回の結果として示されている。この第 1 回解析では係数が負となっていたり、他の項に比較して寄与分がほぼ 0 に近いなど物理的に意味が無い項が見られた。そこで、これらの項を強制的に 0 にして第 2 回目の解析を行った。第 2 回の解析結果は、変動係数のみに注目すれば、変動係数が小さい三角コッターや洗いだし仕上げは、耐力式として使用することも可能である。

3.4 τ_u と $\rho_s f_y$ 間係

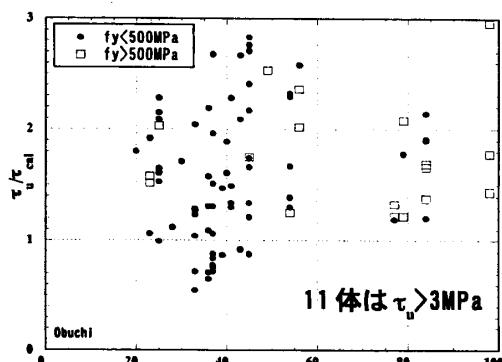
文献 1, 5, 7 では、コンクリートや接合筋は必ずしも全塑性状態で τ_u に達しているわけではないこ



(a) AIJ 式 (平均 = 1.29 標準偏差 = 0.64)



(b) 望月式 (平均 = 1.07 標準偏差 = 0.39)



(c) 大渕式 (平均 = 2.14 標準偏差 = 1.92) (d) Mattock 式 (平均 = 0.67 標準偏差 = 0.27)

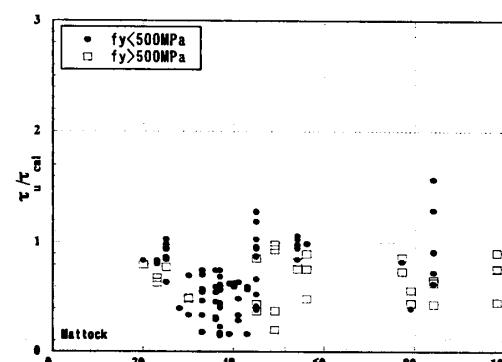


図-4 4 種類の耐力予想式と実験結果の比較

とが報告されている。そこで、実験変数の中で τ_u の値に影響を与えると思われる変数を取り出すことを試みた。比較的相関があると思われたのが接合筋比と最大耐力時の接合筋応力の積、 $\rho_s f_y$ であり、両者の関係を図-5に示す。但し、ここで用いたデータには f_s の値が明らかであった61体のデータのみが使用された。 τ_u と $\rho_s f_y$ の関係はおよそ線形関係にあると考えられるので、最小自乗法を用いて両者の関係を求めると以下の式で表すことができる。ただし、抵抗機構が異なると考えられる一体打ち(図中の黒丸3体)は除外している。

$$\tau_u = 1.01 \rho_s f_y + 2.84 \quad (6)$$

単位はMPa(τ_u 及び f_y)であり、相関係数は0.77であった。式(6)はMattock等の提唱した式と大変類似しており、降伏強度 f_y の変わりに f_s が入っている事と粘性項を定数で表したことが異なる。コンクリート及び鉄筋が高強度になつてもせん断摩擦機構に対する基本的な抵抗機構は変化していないと考えられる。

式(6)には、接合面の粗さやコンクリート強度、鉄筋径や節形状が変数として入っていないことは興味深いが、これらの変数は f_s の値に影響を表す因子となると予想される。ここで f_s を求め、せん断耐力を予想する方法について考察する。図-6に示すのは、接合面の仕上げ状態別にみた $\rho_s f_y / f_c$ と $\rho_s f_y / f_c$ の関係である。図中の数字は、 $\rho_s f_y$ の値をMPa単位で

示す。平滑や洗いだしの一部を除いて $\rho_s f_y / f_c$ と $\rho_s f_y / f_c$ の間には接合面の仕上げ状態別に相関関係が有りそうである。これらの関係は仕上げ状態別に複雑な関数となりそうであるが、設計式を導出する目的で両者の関係を次のように極めて簡単な線形関係で近似してみる。

$$\rho_s f_y / f_c = 2/3 \cdot \rho_s f_y / f_c \text{ つまり } f_y = 2/3 \cdot f_y \quad (7)$$

式(7)は殆どの試験体で f_y を安全側に見積もることになる。式(7)を式(6)に代入すると次の関係が得られる。

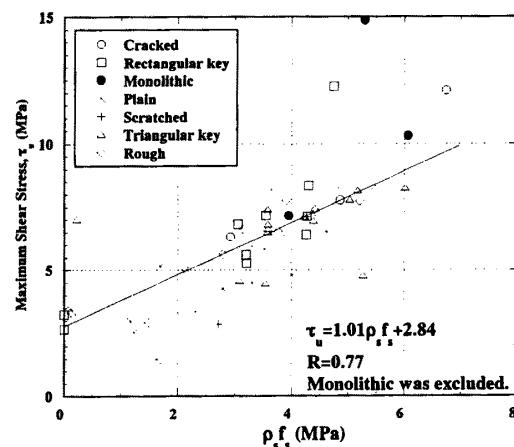
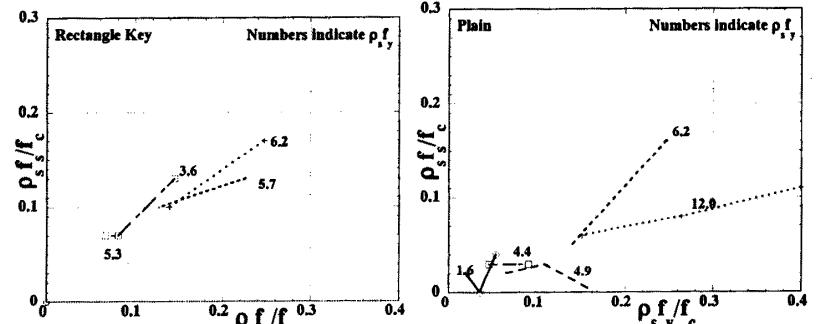
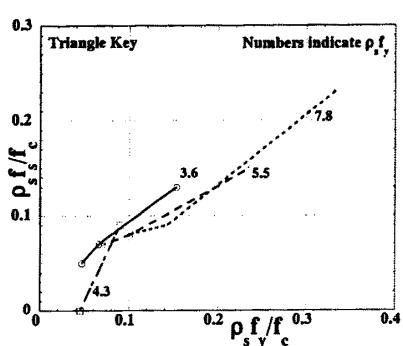


図-5 最大せん断耐力と $\rho_s f_y$ の関係

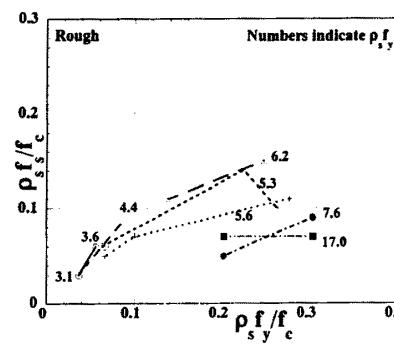


(a) 矩形コッター

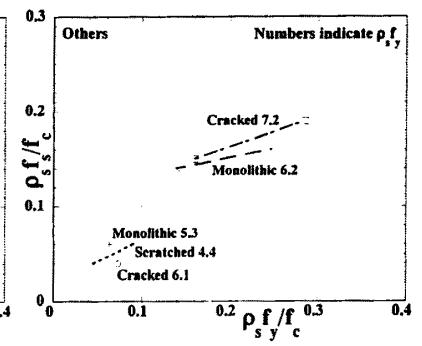
(b) 平滑仕上げ



(c) 三角コッター



(d) 洗いだし仕上げ



(e) その他

図-6 接合面の仕上げ状態別にみた $\rho_s f_y / f_c$ と $\rho_s f_y / f_c$ の関係

$$\tau_u = 0.67 \rho_s f_y + 2.84 \quad (8)$$

式(8)を用いて τ_u を算出した結果を図-7に示す。図中の試験体数は42体であり、図-6に用いた試験体の内で式(7)が当てはまると考えられる矩形コッター・三角コッター・洗いだし仕上げ($\rho_s f_y = 7.6$ と17.0の試験体は除く)、予めひび割れのみを用いた。平均値は1.11、標準偏差は0.25である。図から、コンクリート強度が40MPa以下の試験体については式(8)が危険側の値を示すことが分かる。そこで、図中の下限値を示す点線等を考慮した修正係数kを用いて最終的に式(9)を得る。このとき、 τ_u と実験結果の τ_u の比の平均値は1.23、標準偏差は0.19であった。

$$\tau_u = k (0.67 \rho_s f_y + 2.84) \quad (9)$$

3.5まとめ

3.1, 3.3, 3.4では、せん断機構を余り意識せず実験結果を統計処理することである種の接合面仕上げに対して τ_u が導出できることを示した。実際の設計ではこれらの方法をひとまず使用することも可能である。しかし、高強度材料を用いた接合面において、滑りとともにせん断伝達機構がどのように変化するのかを明らかにした上で、 τ_u の算定式を導出する必要があると考える。文献5は、研究目的としてこの点を指摘しており注目に値するが、残念ながらその耐力式は今回の試験体の中で高強度材料を用いたものに対して精度が良くなかった。

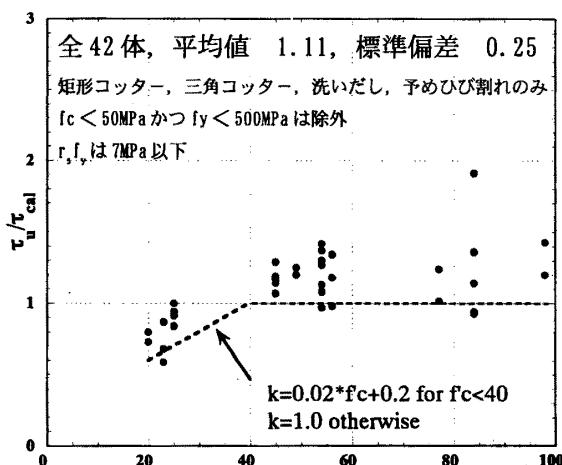


図-7 耐力予想を式(8)を用いて行った結果
(高強度材料を用いた試験体42体)

4. 結論

- (1) 本研究で使用されたせん断接合面の粗さを表す4つの指標は、ばらつきが大きく τ_u との相関も悪いなど指標としては不十分であった。これは、指標を上昇させるものの抵抗力が低いモルタル隆起物の影響であると考えられる。
- (2) 本研究で用いた既往の接合面せん断耐力式は、高強度材料を用いた接合面では、予想値のばらつきが大きすぎて不適切であった。
- (3) 高強度材料を用いた接合面では、特定の条件下で τ_u を予想することが可能であることが示された。
- (4) 高強度材料を用いた接合面で τ_u を予想するには、全塑性状態を仮定した変数のみでなく、その時の接合筋応力等の変数を用いる必要が認められる。

本論文で使用された記号及び略号の意味

τ_u , f_s : 滑り2mm以内での最大せん断耐力とそのときの接合筋応力
 f_c , f_t , E_c : コンクリート圧縮及び引張強度と弾性係数
 A : 接合面面積, A_c : コッター面積, A_s : 接合筋面積
 f_y , f_u , E_s : 接合筋の降伏強度、引張強度、弾性係数
 ρ_s : 接合筋比 (A_s/A), ρ_c : コッター面積比 (A_c/A)
 仕上げ状態は、Cracked=予めひび割れ, Plain=平滑,
 Scratched=釘ひき, Rough=洗いだし

謝辞

本研究は、(社)建築研究振興協会に設けられた共同研究「PC構造設計・施工指針の作成」の研究調整委員会・構造性能評価WG(委員長:岡本伸、主査:渡辺史夫)で行われたものである。又、文部省科学研究費補助金奨励研究(A)から援助の一部を受けた。

参考文献

- 1) 岡本晴彦他:プレキャスト部材と現場打ちコンクリートとの接合面のせん断耐力に関する研究, AIJ講演梗概集, pp. 539-540, 1990, pp. 679-680, 1991, pp. 773-774, 1992
- 2) Mattock, A.H. et al.: Shear Transfer in Reinforced Concrete Recent Research, PCI Journal, pp. 55-75, March-April, 1972
- 3) 三橋博三他:セメント硬化体の破面解析に関する基礎的研究, AIJ構造系論文報告集, No. 445, pp. 19-25, March, 1992
- 4) 香取慶一他:コンクリート接合面の粗さを用いた接合面せん断耐力の推定と滑り変位挙動, AIJ構造系論文報告集, No. 507, pp. 107-116, May, 1998
- 5) 大淵英夫他:ずれ変形を考慮したプレキャスト部材接合面におけるせん断伝達に関する研究, AIJ構造系論文報告集, No. 491, pp. 97-104, Jan, 1997
- 6) 望月重他:壁式プレキャスト構造鉛直接合部のせん断耐力, AIJ構造系論文報告集, No. 424, pp. 11-22, June, 1998
- 7) 河野進他:高強度材料を用いた接合面におけるせん断力伝達性能の評衡, JCI年次論文報告集, Vol. 20, No. 3, pp. 631-636, 1998
- 8) AIJ:壁式プレキャスト鉄筋コンクリート造設計規準・同解説, 1989