

論文

[2048] 壁式プレキャスト構造における鉛直接合部のせん断伝達

正会員 榎谷 栄次(関東学院大学工学部)

正会員○油田 憲二(久米建築事務所)

1. はじめに

壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造(以下PCa構造と略す)における鉛直接合部のせん断伝達については、今までに多数の報告があるが、その抵抗メカニズムに関しては未だ説明されていない。本論文は、せん断抵抗メカニズムとしてダウエル効果を考慮し、修正Mohr-Coulombのコンクリート破壊基準を用いて、極限解析によって得られたせん断耐力式⁽³⁾とS型試験体による直接せん断実験結果と比較し、その妥当性について検証した。また、コンクリートの軟化とダウエル効果も考慮したトラスモデルを用いて弾塑性解析を行い、得られたせん断応力-すべり変位曲線が実験結果と最大荷重時まで良く近似することが認められた。以下に、PCa構造の鉛直接合部のせん断伝達に関して理論解析と実験の双方から得られた研究成果を報告する。

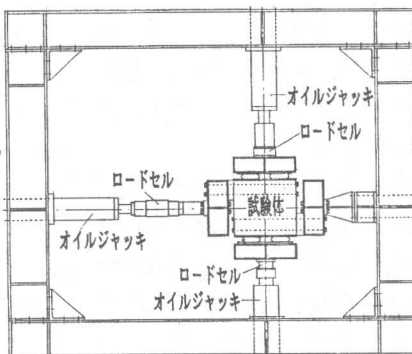
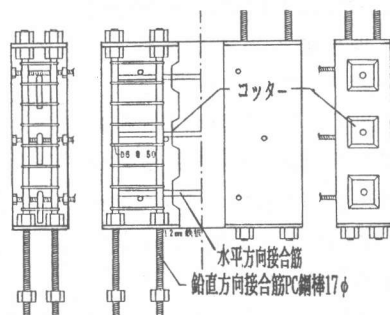


図1 試験体および実験装置図

2. 鉛直接合部のせん断実験

2.1 実験概要

壁式プレキャスト造の鉛直接合部では、コッターや

水平方向に配されたコッター筋がその耐力や破壊性状を大きく左右すると考えられる。ここではそれらを変動要因としたS型加力方式を用いた鉛直接合部の直接せん

表1 試験体緒元および結果一覧

試験体名	コッター断面積 kgf/cm ²	コッター筋断面積 kgf/cm ²	コッター断面積比 %	接合筋比 %	コンクリート強度 kgf/cm ²	鉄筋引張強度 kgf/cm ²	水平拘束力 kgf/cm ²	接合面摩擦力 kgf/cm ²	最大せん断耐力		
									実験値	計算値	求/計
JPC 00-06-1	-	0.96 (3-D6)	-	0.17	373	3556	無	有	6.9	5.9	1.17
JPC 00-06-2	-	0.96 (3-D6)	-	0.38	324	3578	有	有	6.8	6.0	1.11
JPC 00-10-1	-	2.14 (3-D10)	-	0.38	366	3578	有	有	12.1	12.4	0.96
JPC 00-10-2	-	2.14 (3-D10)	-	0.38	366	3578	有	有	10.3	14.0	0.96
JPC 00-10-3	-	2.14 (3-D10)	-	0.38	375	3578	有	有	6.6	-	-
JPC 00-13-1	-	3.81 (3-D13)	-	0.68	334	3422	有	有	16.9	21.9	0.77
JPC 00-13-2	-	3.81 (3-D13)	-	0.68	366	3422	有	有	18.7	23.1	0.81
JPC 00-13-3	-	3.81 (3-D13)	-	0.68	375	3422	有	有	12.1	-	-
JPC 01-00-1	-	-	-	-	365	-	無	有	10.8	16.4	0.66
JPC 01-00-2	-	-	-	-	366	-	有	有	10.0	16.5	0.60
JPC 01-06-1	157.5	0.96 (3-D6)	0.28	0.17	365	3556	無	有	16.2	22.0	0.79
JPC 01-06-2	157.5	0.96 (3-D6)	0.28	0.17	366	3556	有	有	21.0	23.8	0.88
JPC 01-10-1	7.0x7.5	2.14 (3-D10)	0.28	0.38	406	3578	無	有	27.7	31.5	0.88
JPC 01-10-2	7.0x7.5	2.14 (3-D10)	0.28	0.38	366	3578	有	有	26.7	29.5	0.91
JPC 01-13-1	x3	3.81 (3-D13)	0.28	0.68	406	3422	有	有	34.3	41.1	0.83
JPC 01-13-2	x3	3.81 (3-D13)	0.28	0.68	366	3422	有	有	30.4	39.5	0.99
JPC 02-00-1	-	-	-	-	333	-	無	有	15.1	26.5	0.57
JPC 02-00-2	-	-	-	-	373	-	有	有	19.7	30.2	0.65
JPC 02-06-1	281.25	0.96 (3-D6)	0.5	0.17	333	3556	有	有	20.3	32.4	0.63
JPC 02-06-2	281.25	0.96 (3-D6)	0.5	0.17	373	3556	有	有	28.3	36.6	0.64
JPC 02-10-1	7.0x125	2.14 (3-D10)	0.5	0.38	333	3578	無	有	30.2	39.3	0.77
JPC 02-10-2	7.0x125	2.14 (3-D10)	0.5	0.38	373	3578	有	有	30.8	43.2	0.71
JPC 02-13-1	x3	3.81 (3-D13)	0.5	0.68	333	3422	有	有	38.9	48.4	0.78
JPC 02-13-2	x3	3.81 (3-D13)	0.5	0.68	373	3422	有	有	39.1	52.3	0.75
JPC 00-1	-	-	-	-	415	0	0	有	23.1	32.4	0.71
JPC 05-1	-	-	-	-	415	17.8	有	有	39.3	47.3	0.83
JPC 10-1	157.5	2.14 (3-D10)	0.28	0.17	382	3737	有	有	35.6	60.8	0.74
JPC 00-2	7.0x7.5	2.14 (3-D10)	0.28	0.17	382	3737	0	有	25.8	30.6	0.84
JPC 05-2	7.0x7.5	2.14 (3-D10)	0.28	0.17	443	443	有	有	36.3	48.7	0.74
JPC 10-2	7.0x7.5	2.14 (3-D10)	0.28	0.17	443	443	有	有	46.4	63.6	0.73

Qu=0.09Acfc+1.48ds√Tcσy+0.54dsσy+0.84σnA (文献3)
Ac:コッター断面積, ds:コッター筋断面積, fc:コンクリート圧縮強度, σy:コッター筋の降伏点, σn:外部圧縮応力, A:接合面断面積

断実験を行った。

鉛直接合部のせん断実験に用いた試験体は、壁式プレキャスト造の鉛直接合部の一部を切り取ったもので、その形状は図1に示すように、長さ×幅×高さが450×175×125mmの2枚の壁パネルを幅100mmのジョイントコンクリートによって接合し、接合部の3ヶ所にコッターおよびコッター筋を配した。変動要因は、表1に示すように、コッターの形状を3種類、コッター筋を4種類用意し、そこに水平方向の接合面の垂直方向に対する拘束の有無による24体、外部圧縮応力によるせん断摩擦効果を検証するために、8体の試験体を製作した。

加力方法は図1に示すように、2枚の壁パネルの相対ずれ変位の変位制御によって、正負交番繰返し载荷を相対変位12mmまで加力し、軸方向力は17.78, 35.56 kg/cm²を左右の壁パネルに加力した。測定方法は、パネル間の相対ずれ変位、相対すべり変位等の変形をピストン型変位計で、接合筋のひずみをワイヤーストレインゲージによって測定した。

2.2 実験結果と考察

本実験結果として得られた代表的な履歴曲線と破壊性状を図2に示す。これらの実験結果より鉛直接合部のせん断実験における破壊パターンはその変動要因によって、次に挙げる3つのパターンに大別されると考えられる。先ずコッターのみを有する接合部の試験体では、その履

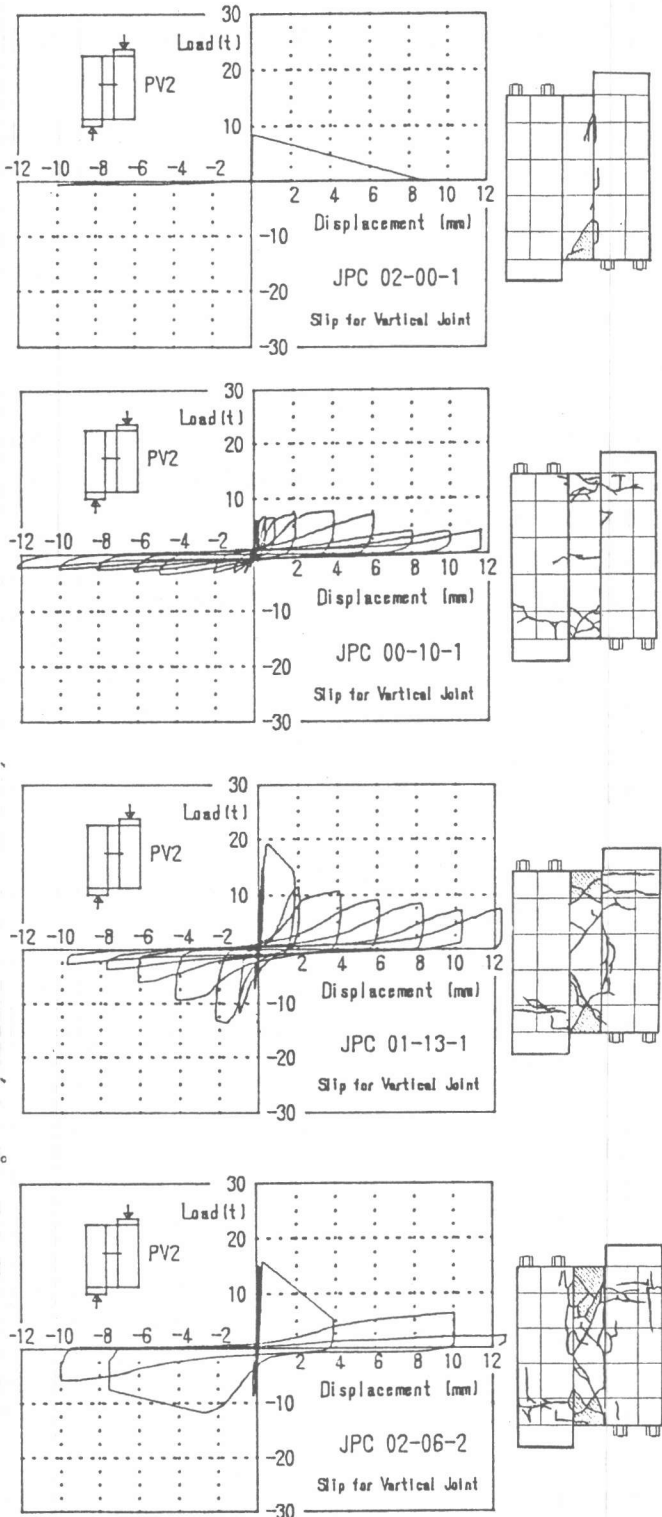


図2 履歴曲線と破壊性状

歴曲線が全ての試験体の第1サイクルで最大荷重に達して破壊している。破壊性状からも接合面に沿ったひび割れだけが発生していることから、コッターのみを有する接合部は、コッターの支圧破壊によって破壊することが分かる。また、コッター筋のみを有する平目地タイプの接

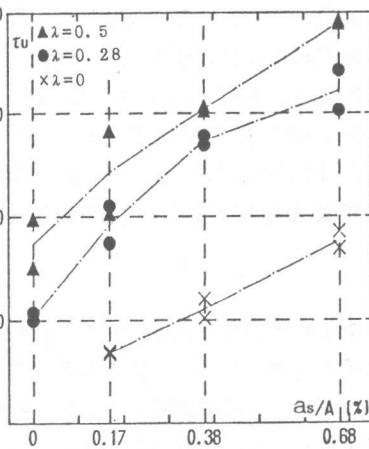


図3 最大せん断耐力とコッター筋比の関係

合部の試験体では、履歴曲線が滑らかな曲線を示している。破壊性状ではコッター筋に沿った水平方向のひび割れが多く見られることから、平目地タイプの接合部の耐力は、コッター筋によるダウエル効果とせん断摩擦効果に依存しているものと考えられる。次に、コッターとコッター筋を共に有する接合部の試験体では、履歴曲線が最大荷重に達した後に、急激な変位の進展と耐力の低下を示し、その後は耐力が安定する曲線を示している。破壊性状では、ジョイント

トコンクリート部に斜めせん断ひび割れが多く見られ、接合部のせん断破壊によって終局に至っていることが分かる。また、コッター断面積が異なると、急激に進展する変位と耐力の低下も異なる。破壊性状でも斜めひび割れが生ずる角度に違いが生ずることが認められる。図3に水平拘束を与えた試験体を除いた全ての試験体について、最大せん断耐力 τ_u を縦軸にコッター筋比 $p_s (=a_s/A)$ を横軸にして要因別にプロットした。これより、各要因の断面積の増加が接合部のせん断耐力に比例して寄与していることが分かり、またコッターとコッター筋はせん断耐力に累加した形で寄与することが分かる。

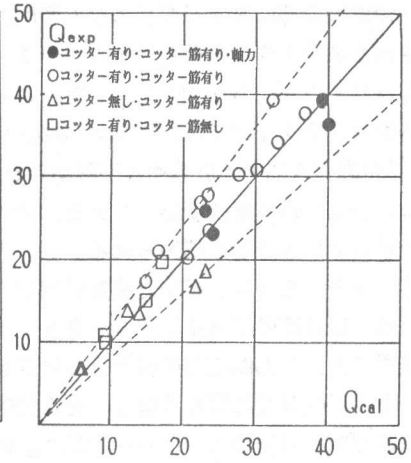


図5 計算値と実験値の関係

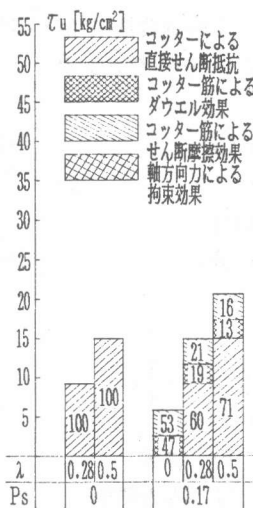


図4 せん断抵抗の負担率

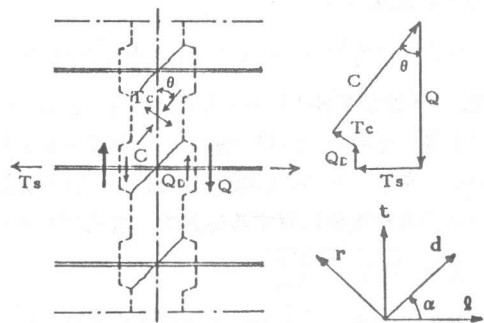


図6 トラスモデル

鉛直接合部に対する既往のせん断耐力式 $Q_u^{(3)}$ を用いて、実験に用いた試験体に対して計算された各せん断抵抗の負担率をコッター断面積比 λ およびコッター筋比 p_s をパラメーターとしたヒストグラムを図4に描いた。この図より、 p_s が0.38以上になると、コッターとコッター筋を有するタイプでは、ダウエル効果が約20~30%にもなり、若干過大に評価されている。またこの耐力式による計算値と実験結果を図5にプロットした。これより、実験値と計算値の比率は±20%以内にほぼ満足している。その相関係数は0.964となり、実験値と計算値が比較的良く一致していることが認められる。

3. トラスモデルを用いた弾塑性解析

鉛直接合部のジョイントコンクリートがせん断応力を受け、いくつかの短い斜めひび割れを生ずると、せん断応力の増加と共にジョイントコンクリートにおける主引張応力は、コンクリートの引張強度に等しくなる。せん断応力がさらに増加すると、短く平行に入った斜めせん断ひび割れの間コンクリート部に圧縮ストラットが形成される。このストラットにおける圧縮力、この圧縮力に直交する引張力、接合筋の引張力、ダウエル効果、せん断面に平行に作用するせん断力が図6に示すようにトラスを構成する。ここでは、このトラスモデルを用いて鉛直接合部のせん断伝達を弾塑性解析し、その適合性について検討した。

コンクリート要素での応力状態をT.C.Hsuの鉄筋コンクリートに対するせん断伝達の理論⁽²⁾を基にダウエル効果を考慮すると、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_l &= \sigma_d \cos^2 \alpha + \sigma_r \sin^2 \alpha + \rho l f_l \\ \sigma_t &= \sigma_d \sin^2 \alpha + \sigma_r \cos^2 \alpha + \rho t f_t \\ \tau_{lt} &= (\sigma_d - \sigma_r) \sin \alpha \cos \alpha + \rho t \tau_t \end{aligned} \right\} (1)$$

となる。また、ひずみが要素内に均等に分布していると仮定すると、

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_l &= \epsilon_d \cos^2 \alpha + \epsilon_r \sin^2 \alpha \\ \epsilon_t &= \epsilon_d \sin^2 \alpha + \epsilon_r \cos^2 \alpha \\ \gamma_{lt} &= (\epsilon_d - \epsilon_r) \sin \alpha \cos \alpha + \gamma_{ts} \end{aligned} \right\} (2)$$

となる。一方、材料特性のモデル化については図7 aに示すように、圧縮コンクリートの応力とひずみの関係は、最大応力度以前では、

$$\sigma_d = -f_c \left[2 \left(\frac{\epsilon_d}{\epsilon_0} \right) - \lambda \left(\frac{\epsilon_d}{\epsilon_0} \right)^2 \right] \quad (3a)$$

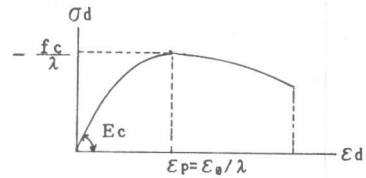
最大応力度以降では、

$$\sigma_d = -\frac{f_c}{\lambda} \left[1 - \left(\frac{\epsilon_d / \epsilon_0 - 1 / \lambda}{2 - 1 / \lambda} \right)^2 \right] \quad (3b)$$

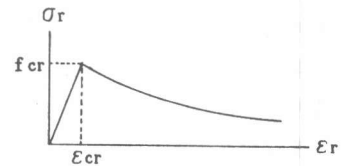
ここで、 ϵ_p はひずみのピーク位置を示し、 $\epsilon_p = \epsilon_0 / \lambda$ によって与えられる。 ϵ_0 は一般のコンクリートの圧縮ひずみのピークで、 $\epsilon_0 = -0.002$ と定める。また、 λ はコンクリートの軟化現象に対する係数で、次式で与えられる。

$$\lambda = \sqrt{0.7 - \frac{\epsilon_r}{\epsilon_d}} \quad (4)$$

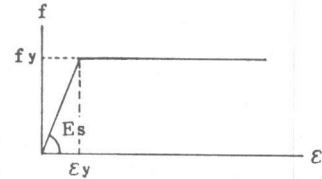
引張方向のコンクリートの応力とひずみの関係を図7 bに示す。最大耐力以前では、



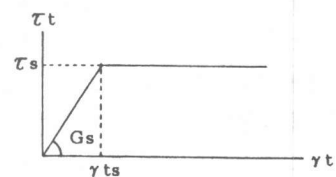
(a) 圧縮方向のコンクリート



(b) 引張方向のコンクリート



(c) 引張方向のコッター筋



(d) せん断方向のコッター筋

図7 材料特性のモデル化

$$\sigma_r = E_c \varepsilon_r \quad (5a)$$

最大応力度以降では、

$$\sigma_r = \frac{f_{cr}}{1 + \frac{\varepsilon_r - \varepsilon_{cr}}{0.005}} \quad (5b)$$

と仮定できる。ここで、 f_{cr} はコンクリートにひび割れが入った時の応力で、 $f_{cr} = 1.03\sqrt{f_c}$ と仮定する。 E_c は初期の弾性係数で f_{cr}/ε_{cr} である。また、 ε_{cr} はコンクリートにひび割れが入った時のひずみで、 $\varepsilon_{cr} = 0.0001$ と定める。

次の解析手順を用いて繰り返し計算を行うと、応力とひずみが得られる。

- (1) ε_d を選択する。
- (2) ε_r を仮定する。
- (3) (5)式から σ_r を求める。
- (4) (4)式から λ を算出する。
- (5) (3)式から σ_d を算出する。
- (6) (1)式から α を解く。

$$\varepsilon_l \geq \varepsilon_{ly} \quad \cos^2 \alpha = \frac{\sigma_d - \sigma_r - \rho l f_{ly}}{\sigma_d - \sigma_r}$$

$$\varepsilon_l < \varepsilon_{ly} \quad \cos^2 \alpha = \frac{\sigma_d - \sigma_r - \rho l E_s \varepsilon_r}{\sigma_d - \sigma_r + \rho l E_s (\varepsilon_d - \varepsilon_r)}$$

- (7) (1)式から σ_r を解く。

$$\varepsilon_t \geq \varepsilon_{ty} \quad \sigma_r = \frac{\sigma_d (\sin \alpha \cos \alpha - \sin^2 \alpha) - \rho t f_{ty}}{\sin \alpha \cos \alpha + \cos^2 \alpha}$$

$$\varepsilon_t < \varepsilon_{ty} \quad \sigma_r = \frac{\sigma_d (\sin \alpha \cos \alpha - \sin^2 \alpha) - \rho t E_s (\varepsilon_d \sin^2 \alpha + \varepsilon_r \cos^2 \alpha)}{\sin \alpha \cos \alpha + \cos^2 \alpha}$$

- (8) もし、 σ_r の計算値が σ_r の仮定値に十分近づけば、 $\sigma_d, \sigma_r, \varepsilon_r, \alpha$ の解は、選択された ε_d によって得られる。

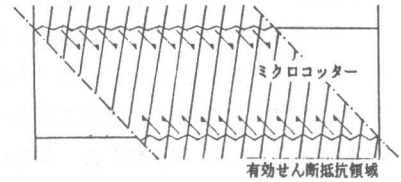
- (9) 得られた解を用いると、(1)、(2)式から、せん断応力 τ_{lt} およびせん断ひずみ ε_{lt} が算出される。

トラスモデルを用いたせん断伝達を鉛直接合部へ適応するために、鉛直接合部に対して、コッターのない界面をマイクロコッター、コッターのある界面をマクロコッターとして、図8に示すように、有効せん断面積を導入する。この時のせん断耐力 Q は、次式で与えられる。

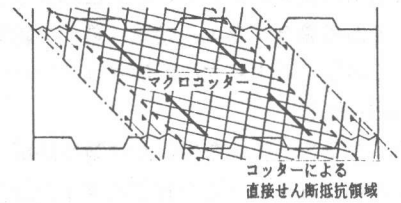
$$Q = (\chi_1 \cdot (A - A_c') + A_c') \cdot \tau_{lt} \quad (6)$$

ここで、 χ_1 はコッターのない平目地タイプの試験体に対する低減係数で $\chi_1 = 0.31$ と仮定し、またストラットの角度 $\alpha = 60^\circ$ として、コッターによる有効断面積 A_c' を求めた。これよりコッター断面積比 $\lambda = 0.28$ のとき $A_c' = 193.5 \text{ cm}^2$ 、 $\lambda = 0.5$ のとき $A_c' = 268.75 \text{ cm}^2$ として考える。

以上の仮定をもとに解析を行い、図9に解析結果より得られた荷重-すべり変位曲線に実験結果を重ね合わせてプロットした。このトラスモデルを用いた鉄筋コンクリートの鉛直接合部におけるせん断伝達は、弾塑性解析から、平目地タイプの接合部の場合、接合面に存在する不確定な摩擦抵抗を考慮することが不十分ではあるが、解析から得られた荷重-すべり変位曲線は実験結果に良く近似していると言える。また、コッターを有する接合部では、コッターの支圧破壊による急激な変形の進展と耐力の低下は、せん断伝達による解析では考慮していない



(a) 平目地タイプの接合部



(b) コッターを有する接合部

図8 界面を有するせん断伝達のメカニズム

ので、荷重-すべり変位曲線は最大荷重以降で、実験結果を上回っているが、最大荷重まででは、概ね近似していると言える。したがって、トラスモデルによる本解析法は、初ひび割れから最大耐力までの挙動において、その適合性が得られていると言える。本解析から得られた最大せん断耐力と実験結果の比較を表2に示す。

4. まとめ

本研究から、以下の事柄が示唆される。

- (1) S型試験体による正負交番繰返し加力実験では、コッターおよびコッター筋の断面積の増大はせん断耐力の増加に比例的に寄与する。また両者は累加的にも寄与することが認められる。
- (2) ダウエル効果を考慮したせん断耐力式は実験結果に良く対応している。これより、コッターのある場合ダウエル効果は最大で約30%を占めており、若干過大に評価されているケースも認められる。
- (3) トラスモデルを用いた弾塑性解析では、コッターとコッター筋を有するタイプおよび平地タイプタイプの荷重-すべり変位曲線は、最大荷重時まで実験結果と良く近似する傾向を示している。

【参考文献】

[1] 榎谷 栄次；降伏線理論によるシャコッターのせん断抵抗，壁式プレキャスト構造の鉛直接合部の挙動と設計法，日本建築学会，1989(P191-203)。

[2] T.C.Hsu, S.T.Mau and Bin Chen ; "Shear Transfer Strength of Rein-forced Concrete ", ACI Structural Journal, PP149-160, March-April, 1987.

[3] 望月 重；鉛直接合部の面外拘束効果に関する実験，日本コンクリート工学年次講演会論文集，vol.7, PP373-376, 1985.

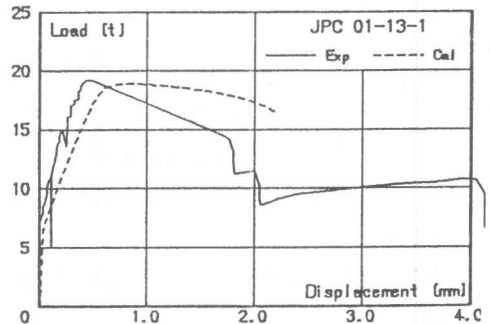
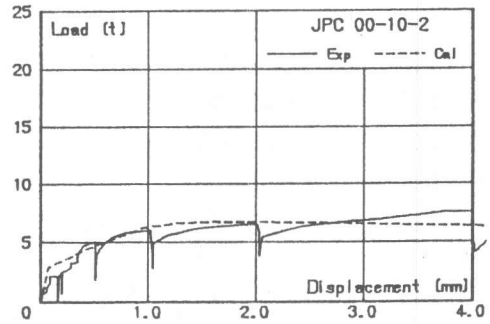
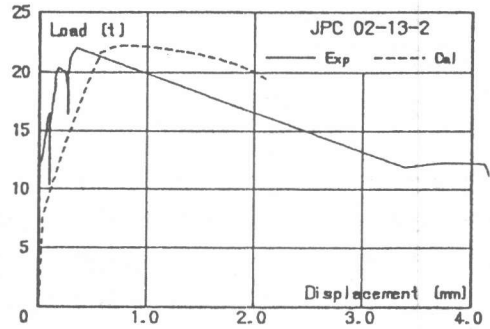


図9 荷重-すべり変位曲線

表2 解析結果と実験結果比較一覧

試験体名	実験結果		極限解析		弾塑性解析		
	初ひび割れ時	最大せん断耐力時	最大せん断耐力時	実/算	初ひび割れ時	最大せん断耐力時	実/算
JPC 00-06-1	2.4	3.9	3.0	1.26	2.7	4.9	0.80
JPC 00-06-2	3.0	3.8	3.2	1.20	2.5	4.7	0.82
JPC 00-10-1	1.8	6.8	6.5	1.20	2.4	5.8	1.17
JPC 00-10-2	1.6	5.8	7.3	1.04	2.9	6.7	0.85
JPC 00-13-1	4.9	9.5	11.4	0.84	2.6	7.6	1.26
JPC 00-13-2	1.8	10.5	12.1	0.87	2.9	8.4	1.25
JPC 01-06-1	6.1	9.1	8.2	1.20	6.1	11.2	0.81
JPC 01-06-2	8.9	11.8	9.0	1.34	6.2	11.2	1.06
JPC 01-10-1	8.5	15.6	12.7	1.24	6.1	15.2	1.03
JPC 01-10-2	7.6	15.0	12.1	1.25	6.2	14.6	1.03
JPC 01-13-1	10.0	19.3	17.6	1.09	6.6	19.0	1.02
JPC 01-13-2	6.0	17.1	17.2	1.28	6.2	18.1	0.94
JPC 02-06-1	6.0	11.4	11.4	1.00	7.1	13.1	0.87
JPC 02-06-2	6.0	15.9	12.9	1.02	7.2	13.8	1.15
JPC 02-10-1	4.5	17.0	15.1	1.13	7.1	17.0	1.00
JPC 02-10-2	4.5	17.3	16.4	1.05	7.6	17.9	0.97
JPC 02-13-1	4.4	21.9	19.8	1.07	7.1	21.2	1.03
JPC 02-13-2	9.0	22.0	21.1	1.04	7.6	22.3	0.99