

論文 モルタル充填式スリーブ継手を持つPCa フレーム壁柱の変形特性

新藤 健太*1・楨谷 栄次*2・謝 爽*1・小曾根茂雄*3

要旨：モルタル充填式鉄筋継手を有するPCa部材では、脚部に軸剛性の大きな鉄筋継手が配されるために、継手を含んだ断面は剛性が增大することが考えられる。本研究は、モルタル充填式鉄筋継手がコンクリート中に含まれることによって生ずる影響を調べるために、曲げ、せん断、回転、すべりの各変形成分をモデル化することによって顕在化させ、実験から得られた結果と比較検討を試みた。その結果、全変形量および各変形成分において実験値とモデル化による算定値はよく対応した。

キーワード：変形特性、モルタル充填式鉄筋継手、プレキャスト、壁式ラーメン壁柱

1. はじめに

プレキャスト鉄筋コンクリート壁式ラーメン構造における壁柱の脚部にモルタル充填式鉄筋継手を用いたPCa壁柱の構造性能を曲げ・せん断実験から調べた。^{(1) (2)} この実験において、モルタル充填式鉄筋継手を含んだ脚部領域は、中の鉄筋が降伏しても外側のスリーブ継手部分の断面が大きいため弾性範囲にあり、曲げひび割れが発生しないことが認められた。これは、この領域が剛体に近い挙動を示したためと考えられる。

本研究は、このモルタル充填式スリーブ鉄筋継手がコンクリート中に含まれることによって生ずる影響を調べるために、曲げ、せん断、回転、すべりの各変形成分をモデル化することによって顕在化させ、実験から得られた結果と比較検討を試みた。以下にその研究成果を報告する。

2. 変形特性

2.1 解析モデル

モルタル充填式スリーブ継手を有するPCa部材では、図-1に示すように脚部に軸剛性の大きな継手が配されるため、スリーブ継手を含んだ断面は、剛性の増大が考えられる。曲げ・せん断を受けたPCa部材の変形性状を解析するため、図-2に示すようにスリーブ継手を含む断面領域をトラス抵抗機構とし、通常の配筋で構成された断面領域を平面保持機構と仮定したモデルをここでは採用した。

このモデルを用いて取り扱った変形成分は、曲げ、せん断、回転、すべりである。以下に、その解析方法を述べる。

2.2 曲げ変形

グラウトモルタル充填式スリーブ継手によって鉄筋が継がれる場合、図-3(a)に示すように、鉄筋に生ずる引張力は、鉄筋の周辺のグラウトモルタルを介してスリーブに伝達され、鉄筋は一体としてのメカニズムを形成する。このスリーブ継手は、鉄筋に生ずる引張力を破断に至るまで

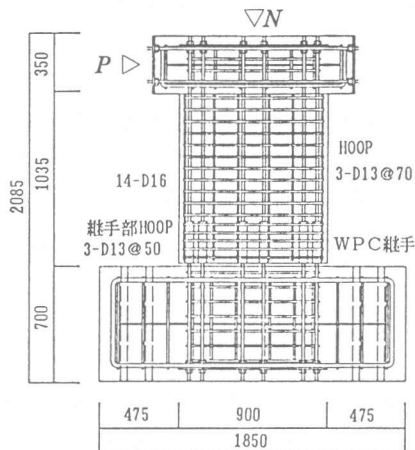


図-1 試験体配筋図

*1 関東学院大学大学院 工修(正会員)

*3 東京鉄鋼(株)(正会員)

*2 関東学院大学教授 工学部建築学科 工博(正会員)

余裕度をもって伝達するために、鉄筋に比して大きな断面性能を有する。したがってスリーブ継手に生ずる引張応力は、鉄筋応力に比して小さな値となり、鉄筋が降伏し、ひずみ硬化域に入っても、継手部は弾性範囲にある。通常PCa部材におけるスリーブ継手領域に曲げひび割れの発生が少ないのはこの理由による。別の表現をすれば、この領域は曲げ剛性が他に比して大きくなっているといえる。このスリーブ継手の特性を取り入れ、図-3(b)に示すようにPCa部材に生ずる曲率分布において、スリーブ継手部の曲率分布を断面積に反比例させて減少させることが適切であると考えられる。

PCa部材における主筋が降伏するとき、片持ち材の先端に生ずる曲げ変形は、図-3(a)から次式で与えられる。

$$U_{my} = \frac{\phi y}{3} H^2 - \phi j (hj - lp) \times \left[H - \frac{1}{2} (hj + lp) \right] \quad (1)$$

また終局時の曲率 ϕu は通常、圧縮側コンクリートの圧縮ひずみで規定されるが、ヒンジ領域では引張鉄筋の降伏ひずみより終局時を定めている研究報告もある。⁽³⁾ これより本研究では、主筋の端部ひずみが降伏ひずみの15倍になり、スリーブ継手頂部の主筋のひずみが降伏したときの曲率 ϕu を終局時と定義した。このときの曲げ変形は、図-3(b)の曲率分布より、次式のように書き表される。

$$U_{mu} = \frac{\phi y}{3} \cdot \frac{H^3}{H-hj} + (\phi u \frac{\phi y \cdot H}{H-hj}) (H - \frac{lp}{2}) - \phi j (hj - lp) \left[H - \frac{1}{2} (hj + lp) \right] \quad (2)$$

ここで lp は、主筋がダウエル効果によって形成される塑性ヒンジから、接合モルタル下端までの距離を示す。

2.3 せん断変形

(1) ひび割れ発生以前のせん断荷重

コンクリートのポアソン比の平均値 $\nu c = 0.2$ と仮定すると、せん断剛性はせん断弾性係数 $Gc = Ec / 2(1 + \nu c)$ から、次式のように書き表される。

$$Ks^I = Gc \cdot As = 0.42 Ec \cdot As \quad (3)$$

ここで、 Ec はコンクリートのヤング係数、 As は形状係数で、矩形断面の場合 $As = 5/6 Ac = 0.83 Ac$

($Ac =$ コンクリートの断面積) である。鉄筋の影響はここでは無視する。図-4に示されるように長さ dx を持つ要素のせん断変形量は、せん断ひずみ $\gamma_2 = Q / Ks^II = Q / Gs \cdot As$ を用いると、せん断力 Q に対して次のように書き表される。

$$dus_2 = \gamma_2 dx = \frac{Q}{Ks^I} dx \quad (4a)$$

これより、任意点 X におけるせん断変形のみによる部材の変形量は、次式で与えられる。

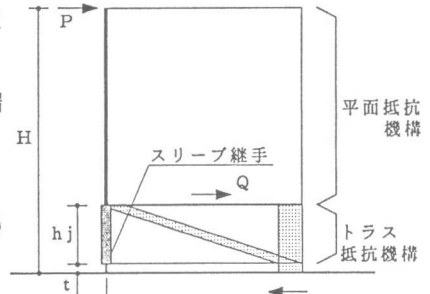


図-2 PCa部材の変形特性を求めするための解析モデル

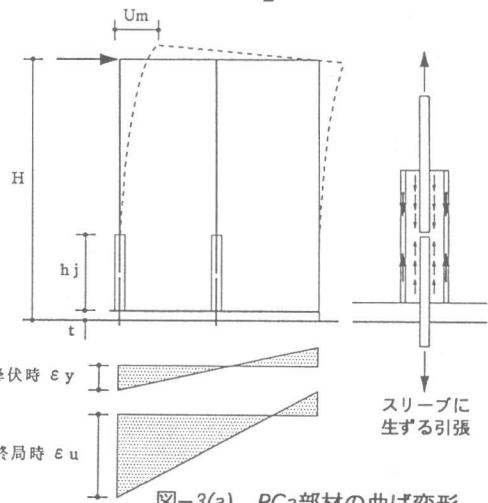


図-3(a) PCa部材の曲げ変形

$$Us_2 = \int_0^x \frac{Q(x)}{K_S} dx \quad (4b)$$

(2).ひび割れ発生以後のせん断変形

スリーブ領域においてせん断ひび割れが発生すると、そのひび割れに垂直方向に作用する応力は、すべてせん断補強筋が負担しなければならなくなる。したがって部材のせん断変形は、鉄筋の伸び剛性に依存する。これより、ひび割れ以降のせん断変形を求めるために、トラスモデルを使用し、ウェブ筋の変形を計算する。

図-5に示すように、2本の弦材と圧縮ストラットを有するトラスモデルを考える。圧縮ストラットCsにひずみ ϵ_s が生じ、引張弦材Tsにひずみ ϵ_t が生ずる。各部材の長さは、Csに対して $l_c = Dt/\cos\alpha$ 、Tsに対して $h_j = Dt \tan\alpha$ である。これよりCsの縮みは $\Delta l_c = \epsilon_c Dt/\cos\alpha$ で、Tsの伸びは $\Delta h_j = \epsilon_t Dt \tan\alpha$ で与えられる。

以上の結果を用いると、B点の水平方向変位 Us_1 は次式で書き表される。

$$Us_1 = (\Delta l_c + \Delta h_j / \sin\alpha) \cos\alpha \quad (5)$$

トラス抵抗要素において、圧縮ストラット及びスリーブ継手に生じるひずみをそれぞれ ϵ_c 、 ϵ_t とすると、次式で与えられる。

$$\epsilon_c = \frac{Q}{Ec \cdot Ac \cdot \cos\alpha} = \frac{Q}{Ec \cdot b \cdot (Xn \sin\alpha) \cos\alpha}$$

$$\epsilon_t = \frac{Q \tan\alpha}{Et \cdot at}$$

ここで、 b は部材厚さ、 Xn は中立軸距離、 at は主筋の断面積、 Ec はコンクリートのヤング係数、 Et は鉄筋のヤング係数である。

上式の ϵ_c 、 ϵ_t を用いると、(5)式は次式のように書き表される。

$$Us_1 = Q \cdot Dt \left(\frac{1}{Ec \cdot b \cdot Xn \cdot \sin\alpha \cos\alpha} + \frac{\tan\alpha}{Et \cdot at} \right) \quad (6)$$

これよりせん断ひずみは、次式で与えられる。

$$\gamma_1 = \frac{Q \cdot Dt}{h_j} \left(\frac{1}{Ec \cdot b \cdot Xn \cdot \sin\alpha \cos\alpha} + \frac{\tan\alpha}{Et \cdot at} \right) \quad (7)$$

またせん断剛性は、次式で与えられる。

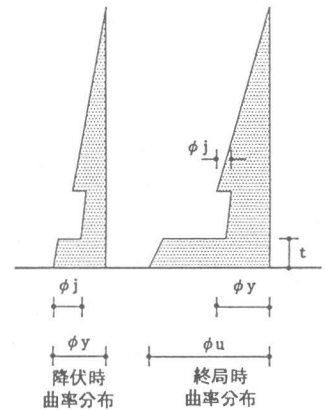


図-3(b) モルタル充填式スリーブ継手を有するPCa部材の曲率分布

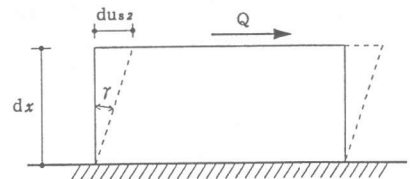


図-4 平面抵抗要素のせん断変形

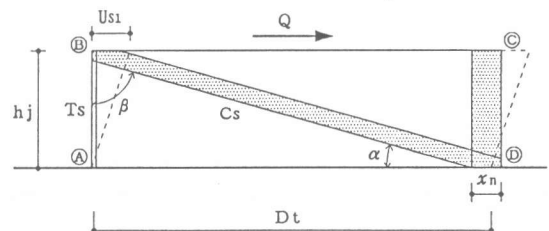
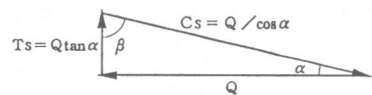


図-5 せん断変形を求めるためのトラスモデル

$$K_S^I = \frac{hj}{Dt} \cdot \frac{Et \cdot at \cdot b \cdot Xn \cdot \sin \alpha \cos \alpha}{(n at + b \cdot Xn \cdot \sin^2 \alpha)} \quad (8)$$

ここで、 $n = Et / Ec$

以上の結果より、全せん断変形は、次式のように(4b)と(6)式の累加で書き表される。

$$U_S = Q \left[\frac{hj}{K_S^I} + \frac{H - (hj + t)}{K_S^{II}} \right] \quad (9)$$

2.4 回転変形

PCa部材の脚部は、図-6に示すように、曲げによってスリーブ継手内に埋め込まれた主筋の伸びと引き抜き変形によって引張領域の縁で目開き量 ΔR_I を生ずる。一方圧縮領域ではめり込み、PCa部材は脚部において回転角 θ_I を生じ、次式で与えられる。

$$\theta_I = \frac{\Delta R_I}{d - Xn} \quad (10)$$

ここで脚部の目開き量 ΔR_I は、次式で与えられる。

$$\Delta R_I = \frac{\sigma_y \cdot C_R}{dr^{2/3} \cdot \sigma_B}$$

上式において、 dr は鉄筋径、 σ_y は鉄筋の降伏点強度、 σ_B はPCa部材コンクリートの圧縮強度である。(10)式を用いるとスリーブ頂部の水平方向変形 UR_I は、次式のように得られる。

$$UR_I = \frac{\Delta R_I \cdot hj}{d - Xn} \quad (11)$$

スリーブ継手頂部における回転角は、脚部の回転角 θ_I に鉄筋のスリーブ頂部での降伏による回転角 θ_2 が累加される。後者は、次のように計算される。

$$\theta_2 = \frac{1}{d - Xn} \int_0^{(H-hj-t)} \left(\epsilon y - \frac{\epsilon y}{H-hj-t} Z \right) dz = \frac{\epsilon y (H-hj-t)}{2 (d-xn)} \quad (12)$$

以上の結果を用いると、片持ち部材頂部における水平変位は(11)式と(12)式から得られる水平方向変形の累加式として、次式のように書き表される。

$$U_R = \frac{1}{d - x_n} \left[\Delta R_I (H - t) + \frac{1}{2} \epsilon y (H - hj - t)^2 \right] \quad (13)$$

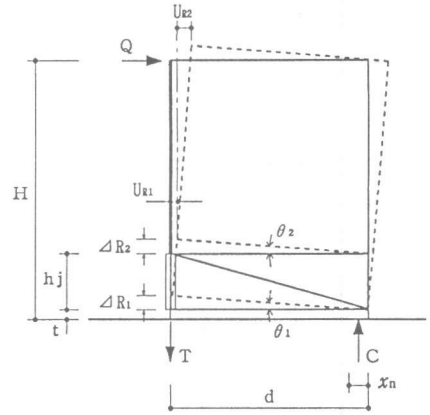


図-6 PCa部材の回転変形

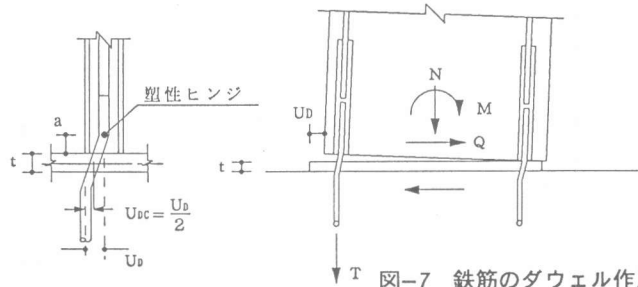


図-7 鉄筋のダウエル作用によるすべり変形

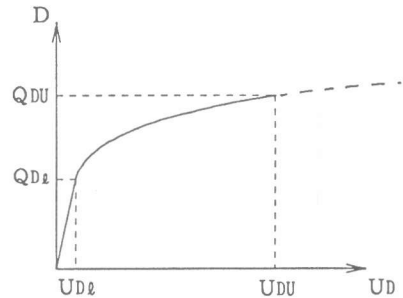


図-8 ダウエル荷重とすべり変位の関係

2.5 すべり変形

PCa部材は、図-7に示すようにせん断力を受けると脚部の界面に沿ってすべり変形（あるいはずれ変位）が生じる。この変形は、界面における摩擦と鉄筋のダウエル作用に依存するが、ここでは鉄筋のダウエル作用による変形のみを考える。

コンクリート中における鉄筋のダウエル作用は、鉄筋とコンクリートのカップリング効果によってせん断伝達を行い、PCa部材相互の界面においてすべり変形を生ずる。鉄筋が弾性限界に達したときは、はり部材の弾性支承理論によって、界面におけるすべり変形量 $U_{D\ell}$ が次式のように導かれる。⁽⁴⁾

$$U_{D\ell} = \frac{2 Qd \cdot \beta (1 + \beta \cdot t / 2)}{Ec} \quad (14)$$

ここで、 $\beta = (k / 4 Es Is)^{1/4}$ であり、コンクリートの支承係数 $k = Ec$ （コンクリートのヤング係数）と仮定した。また t は接合モルタルの厚さ、 Es, Is はそれぞれ鉄筋のヤング係数および断面2次モーメントを示す。

鉄筋の弾性限界以降は、鉄筋の塑性ヒンジと界面の間のコンクリートによる支圧作用がダウエル荷重 Qd となり、すべり変形が大きくなれば、ダウエル荷重も増大する。この支圧によるダウエル荷重は、局部圧縮を受ける界面近傍のコンクリートが圧壊するとき最大となる。このときの荷重を Q_{DU} とし、すべり変位を U_{DU} とすると、ダウエル作用によって生ずる Q_D とすべり変形 U_D の関係は、図-8に示すように次式で書き表される。⁽⁵⁾

$$U_D = U_{D\ell} + 2 \cdot U_{DU} \left[\left(\frac{Q_D}{Q_{DU}} \right)^4 - 0.5 \left(\frac{Q_D}{Q_{DU}} \right)^3 \right] \quad (15)$$

ここで、 U_{DU} は次式で定義する。

$$U_{DU} = 0.18 a \quad (16)$$

上式において、 a は界面から鉄筋の塑性ヒンジまでの距離を示し、次式で与えられる。⁽⁴⁾

$$a = \frac{l}{\beta} \tan^{-1} \left(\frac{l}{l + \beta \cdot t} \right) \quad (17)$$

2.6 全変形量

以上の結果より、PCa部材が水平荷重を受けると、その水平方向の全変形は次式のごとく曲げ、せん断、回転、すべりの変形成分の累加で与えられる。

$$U = U_m + U_s + U_R + U_D \quad (18)$$

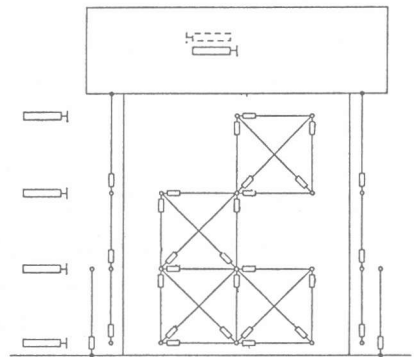


図-9 高感度変位計取付位置

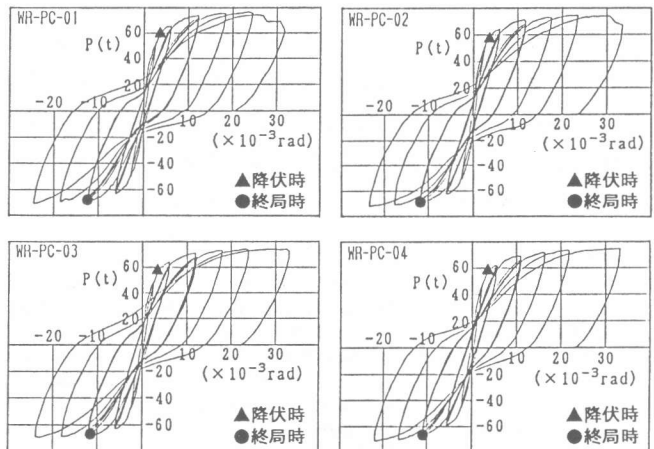


図-10 各試験体の荷重-部材角曲線

2.7 解析値と実験値の比較

実験時における各変形量は、図-9に示すように試験体正面および側面に取り付けた高感度変位計によって相対変位を測定し、これより曲げ・せん断・回転・すべりの各変形量を算出した。

表-1 降伏時における各変形成分ごとの実験値と計算値

試験体名	全体変形			曲げ変形			せん断変形			回転変形			すべり変形		
	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計
WR-PC-01	4.43	4.46	0.99	0.78	0.52	1.51	0.81	1.55	0.52	2.50	2.08	1.20	0.35	0.32	1.09
WR-PC-02	4.00	3.93	1.02	0.69	0.59	1.16	1.00	1.31	0.76	2.09	1.72	1.21	0.22	0.31	0.71
WR-PC-03	4.48	4.47	1.00	0.92	0.62	1.48	0.46	1.34	0.34	2.56	2.26	1.13	0.54	0.24	2.21
WR-PC-04	4.52	4.83	0.94	0.54	0.76	0.71	1.11	1.11	1.00	2.49	2.64	0.94	0.39	0.33	1.20

* 各変形成分における降伏時の変位とは、スリーブ直下部の鉛直接合筋が一本でも降伏ひずみに達した時点とした

表-2 終局時における各変形成分ごとの実験値と計算値

試験体名	全体変形			曲げ変形			せん断変形			回転変形			すべり変形		
	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計	実験値 (mm)	計算値 (mm)	実/計
WR-PC-01	14.82	14.66	1.01	0.99	0.63	1.55	1.49	2.05	0.73	9.91	10.09	0.98	2.43	1.88	1.29
WR-PC-02	14.21	12.41	1.14	0.90	0.65	1.38	2.76	1.60	1.72	9.32	8.36	1.12	1.23	1.80	0.68
WR-PC-03	14.37	14.61	0.98	0.69	0.71	0.97	1.73	1.50	1.16	9.81	10.98	0.89	2.14	1.43	1.50
WR-PC-04	13.28	16.91	0.79	0.86	0.66	1.31	1.96	1.53	1.28	9.05	12.81	0.71	1.41	1.91	0.74

* 各変形成分における終局時の変位とは、マイナス側におけるスリーブ頂部の鉛直接合筋が降伏ひずみに達した直後のサイクルの最大荷重時とした

降伏時と終局時における、前述の解析結果と実験結果の比較一覧を表-1、表-2にそれぞれ示す。ここで、降伏時とはスリーブ直下部の鉛直接合筋が一本でも降伏ひずみに達した時点とし、終局時とはスリーブ頂部の鉛直接合筋が降伏ひずみに達した直後のサイクルの最大荷重時とした。図-10に示すように、降伏時はプラス側を、終局時はマイナス側を例にとると、全変形量は降伏時で実験値/計算値が0.94~1.02、終局時で0.79~1.14であった。また、降伏時における各変形成分の変形量の比較を図-11に、各変形成分比を図-12に示す。図-11からわかるように、全変形量および各変形量において実験値と計算値はよく対応している。図-12の変形成分比においては、実験値、計算値とも回転変形が50%程度を占めており、計算値においては曲げ変形の評価が小さくせん断変形の評価が大きくなる傾向がみられた。また終局時においては試験体によって多少のばらつきはみられるものの、総じて実験値と計算値はよく対応していた。

3. まとめ

モルタル充填式スリーブ鉄筋継手がコンクリート中に含まれた試験体において、曲げ・せん断・回転・すべりの各変形成分をモデル化して検討を行った結果、実験値と算定値はよく対応した。また算定値においては、曲げ変形が小さくせん断変形が大きく評価される傾向がみられた。

【参考文献】

- (1) 榎谷栄次・岡田賢一ほか：高層PCa壁式ラーメン柱の力学的挙動に関する研究、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.15, No.2, pp.677-682, 1993.6
- (2) 榎谷栄次・新藤健太ほか：高層PCa壁式ラーメン柱の構造性能に関する研究、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.16, No.2, pp.781-786, 1994.6
- (3) Robert E. Englekirk : An Analytical Approach to Establishing the Seismic Resistance Available in Precast Concrete Frame Structures, PCI JOURNAL, January-February, pp.92-101, 1989
- (4) 榎谷栄次・謝 爽ほか：The Dowel Action of Steel Bars in the Joint Connection of Precast Reinforced Concrete, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.2, pp.817-822, 1994.6
- (5) S.G.Tsoukantas and T.P.Tassios : Shear Reinforce of Connections Between Reinforced Concrete Linear Precast Elements, ACI Structural Journal, May-June, pp.242-249, 1989

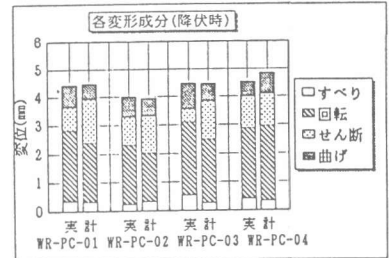


図-11 各変形成分における変形量の比較(降伏時)

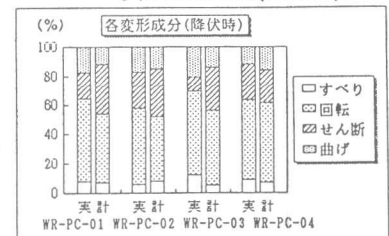


図-12 各変形成分比(降伏時)