

論文 [2203] プレキャスト・プレストレスト耐震壁の強度と変形

望月 洵^{*1}・小野里憲一^{*2}・中村 勝^{*3}・倉持春夫^{*4}

1. はじめに

筆者らは、さきにプレキャスト・プレストレストフレームにプレキャストパネルを組み込んだ耐震壁(以下、PCa・PC耐震壁)が十分な構造性能を有し、その最大強度がマクロモデルによる方法で評価できることを示したが[1]、対象としたのは、最大強度に達するまでに滑りが生じていないものであった。一般には、このような条件は満たされない。また、施工性と激震後の破壊したPCaパネルの取替を考慮すると、PCaパネルを圧着接合するPC鋼棒のシースのグラウトはないのがよい。このような場合、接合目地に沿う滑りによって、最大強度と変形は大きく影響をうける。

本研究は、施工性と激震後の修復を意図して、PCaパネルのシースへのグラウトを省略したPCa・PC耐震壁について実験を行い、その破壊性状の把握、およびこれをもとに滑りを考慮した弾塑性解析のためのマクロモデルの構築を試みたものである。

2. 実験計画

2.1 試験体

図1に試験体の寸法、配筋、およびPCaパネルの圧着方法を示す。試験体92PCWbは、PCフレームに図2(a)のPCaパネルを組み込み、PC鋼棒の手締め(導入張力 $N=4.6tf$ /本程度)で圧着接合している。このとき目地にはグラウトしているが、水平・鉛直目地とも接合筋を用いていない。また、PCaパネルのシースにはグラウトしていない。試験体92PCWcは、同様に、図2(b)の2枚に分割されたPCaパネルを組み込んでいる。このとき、中央目地にはコッターと溶接された接合筋がある。これら試験体の寸法、配筋、および組立ての手順は、PCaパネルパネルの手締めによる圧着接合、シースのグラウトの省略を除いて、前年度91PCWB, Cと同様である。表1に試験体の諸性質を示す。

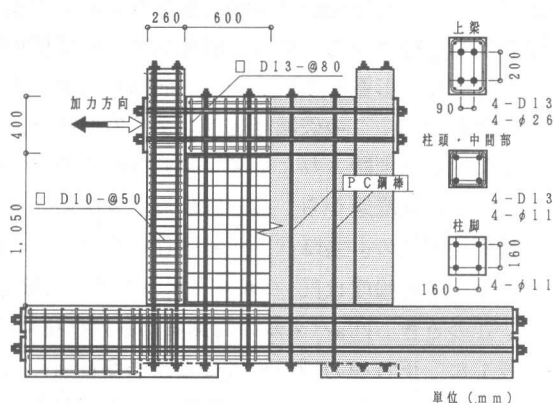


図-1 試験体

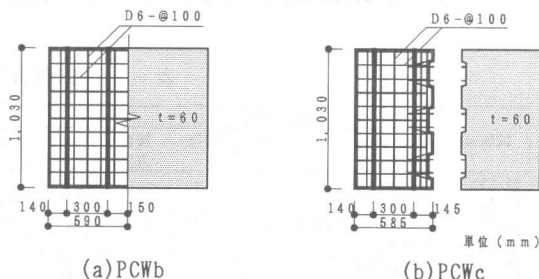


図-2 試験体

*1 工学院大学教授 工学部建築学科、工博(正会員)

*2 O. R. S事務所、工修(正会員)

*3 工学院大学大学院 工学研究科建築学専攻

*4 ドーピー建設工業(株)、(正会員)

表1には解析の際に引用するため、前年度の試験体PCWB-1,2とPCWC-1,2を掲げてある。

2.2 加力と計測の方法

加力は変位制御の方法とし、アクチュエータを用いた上梁位置に作用する正負交番加力とした。加力のサイクルは、最大強度までは層間変形角 $R=1.0 \times 10^{-3}$ rad. ごとに2回、それ以降は1回とした。計測は、変位計による層間相対水平変位、歪ゲージによる上・下梁の内端位置におけるPC鋼棒の歪である。

3. 実験結果

各試験体の破壊経過は、大要、次のようである。

92PCWb-1,2 両試験体とも亀裂の発生状態は、一体打ち耐震壁と前年度のPCa・PC耐震壁で観察されたものと、大要、同じであった。まず初めに、引張側柱の下端目地の引張亀裂と圧縮側柱下端目地の曲げ亀裂が生じた。つづいて、PCaパネル対角域の引張亀裂と側柱上端・中間部の曲げ亀裂が生じた。最大強度は、滑りによるPCaパネル下端目地の破損、PCaパネル隅角部の局所的な圧壊に続く圧縮側柱下端の滑りで達し、その後の繰返し加力に耐えたが、PCaパネル隅角部のいちじるしい圧壊で終わった。滑り変形は、PCaパネル水平目地と圧縮側柱下端に、 $R=8.0 (\times 10^{-3} \text{ rad.})$ までにそれぞれ5mm弱と2mm弱観察された。その後も繰返し加力の過程で持続的に滑りが生じた。図3に92PCWb-2の力-変形曲線を示す。前年度のPCWB-1に比べて、グラウトしていないことに起因して滑りの影響をうけ、ループ面積の大きいものになった。

92PCWc-1,2 この破壊経過は、全く92PCWb-1,2と同じものでPCaパネルを2分割した影響はなかったものと判断された。図4に92PCWc-2の力-変形曲線を示す。

以上の破壊経過から、PCa・PC耐震壁は次のような抵抗機構をもつものと観察された。すなわち、引張側柱下端の引張降伏、圧縮側柱の曲げ・せん断、およびPCaパネルのアーチ作用で水平力に抵抗し、最大強度はPCaパネルに滑りが生じた後、圧縮側柱の滑り抵抗力によって限界づけられる。このとき、PCaパネルのPC鋼棒は曲げ抵抗に寄与している。

表1に、正負加力域の最大せん断強度 Q_{exp} 、および水平線 $0.8 Q_{exp}$ と包絡線の2つの交点のうち、大きいほうの値として定義される正負加力域の最大層間変形角 R_b を示す。ただし、試験体の最大強度と最大層間変形角としては、正負加力域の2つの値のうち、小さいほうの値を採用する。

表-1 試験体諸性質

試験体	PCaパネル				接合方法	側柱				モルタル σ_s	実験結果			
	p s	σ_y	σ_s	ΣNi		p g	σ_y	σ_s	ΣNi		Q_{exp}		R_b	
											+	-	+	-
92PCWb-1			300		アン ボンド	柱頭 1.31 4-φ11 4-D13	φ11 12167	585	26.0	534	57.2	60.2	12.0	10.7
92PCWb-2		φ11	289	18.5				547	23.9	403	59.1	59.5	12.1	12.3
92PCWc-1	0.53	12167	348					444	23.8	405	53.2	62.2	14.2	9.2
92PCWc-2	D6φ100		351		371	23.6	515	56.9	59.3	13.5	9.5			
92PCWbr-1	PC鋼棒		305	アン ボンド	柱脚 0.56 4-φ11	φ11 12167	585	26.0	281	54.6	55.8	20.0	以上	
92PCWbr-2	4-φ11	φ11	315				547	23.9	281	46.9	54.7	10.0	8.6	
92PCWcr-1		12167	327				444	23.8	281	51.4	51.9			
92PCWcr-2			433		371	23.6	281	47.0	46.9	20.0	以上			

【共通】 PCaパネル内法寸法: $l' \times h' = 120(\text{cm}) \times 105(\text{cm})$ 側柱主筋 : $\sigma_y = 3568(\text{kgf/cm}^2)$, D13
 側柱寸法 : $b \times D = 26(\text{cm}) \times 26(\text{cm})$ 側柱帯筋 : $\sigma_y = 3792(\text{kgf/cm}^2)$, p w = 1.09(%)
 PCaパネルの厚さ : $t = 6(\text{cm})$ PCaパネル補強筋 : $\sigma_y = 3568(\text{kgf/cm}^2)$, D6
 上梁 : $\Sigma Ni = 164.4(\text{tf})$, 4-φ26 下梁 : $\Sigma Ni = 240.0(\text{tf})$, 4-φ32 反曲点高さ: $h' \cdot \gamma = 125(\text{cm})$
 【記号】 p g(%) : 側柱主筋比 $\sigma_s(\text{kgf/cm}^2)$: コンクリート圧縮強度 $\Sigma Ni(\text{tf})$: 部材の全着着力
 p s(%) : PCaパネル補強筋比 $\sigma_y(\text{kgf/cm}^2)$: 鉄筋、PC鋼棒の降伏点強度
 $Q_{exp}(\text{tf})$: 実験の最大せん断強度 $R_b (\times 10^{-3} \text{ rad.})$: $0.8 Q_{exp}$ と包絡線の交点に対する層間変形角

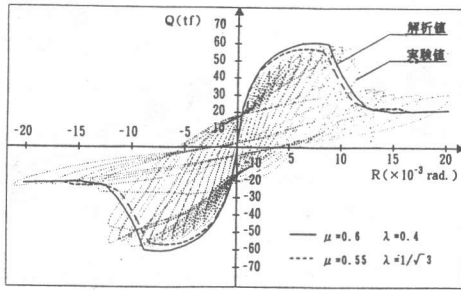


図-3 カ-変形曲線(92PCWb-2)

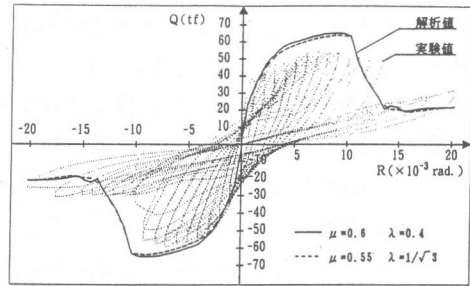


図-4 カ-変形曲線(92PCWc-2)

4. マクロモデルの極限解析

ここでは、マクロモデルに含まれる未知パラメータを強度の極限解析によって、解析値と実験値が適合するように定める。これを用いて5.でマクロモデルの弾塑性解析を行う。マクロモデルは上・下梁、側柱、傾斜角 θ をもつ圧縮ストラット②、③、および縦引張補強筋(PC鋼棒)より構成される(図5)。これらの構成部材は最大強度時において次の性質をもつ。

- 1) 上・下梁は剛体で破壊しない。
- 2) 側柱は上・下端で降伏し、その中間部で降伏しているか弾性域にある。圧縮側柱下端の滑り強度 spQ_c は次の式で表される。

$$spQ_c = \mu \cdot \bar{N} + \lambda \cdot N_y / 2 \quad , \text{ただし、} \bar{N} = N_o + N_c + N_y / 2 \quad (1)$$

ここで、 N_o :側柱の定軸力、 N_c :水平力による軸力、 N_y :側柱下端のPC鋼棒の全降伏強度、 μ :摩擦係数、 λ :PC鋼棒のホゾ効果に関わる係数。

- 3) 圧縮ストラット②は、 $0.63\sigma_B$ で降伏している。圧縮ストラット③は、交差する引張側柱の領域が曲げまたは引張降伏しているため除かれる。圧縮ストラット端部の水平と鉛直目地の滑り強度 spQ_{wh} と spQ_{wv} は、それぞれ次の式で表される。

$$\left. \begin{aligned} spQ_{wh} &= (\mu \cdot \sigma_{av} + \lambda \cdot \sigma_{sv}) t \cdot \xi h \cdot l \\ spQ_{wv} &= \mu \cdot \sigma_{ah} \cdot t \cdot \xi v \cdot h' \end{aligned} \right\} (2)$$

ここで、 $\sigma_{av} = 0.63\sigma_B \cdot \sin\theta \cdot \sin\theta$ 、 $\sigma_{ah} = 0.63\sigma_B \cdot \sin\theta \cdot \cos\theta$ 、 σ_{sv} :縦引張補強筋の降伏強度の均し応力、および ξh と ξv はそれぞれ圧縮ストラットの水平および鉛直の有効幅係数である。圧縮ストラットの存在力と spQ_{wh} と spQ_{wv} との差 ΔQ_{wh} と ΔQ_{wv} は、直接、圧縮側柱または下梁に伝わるとする。

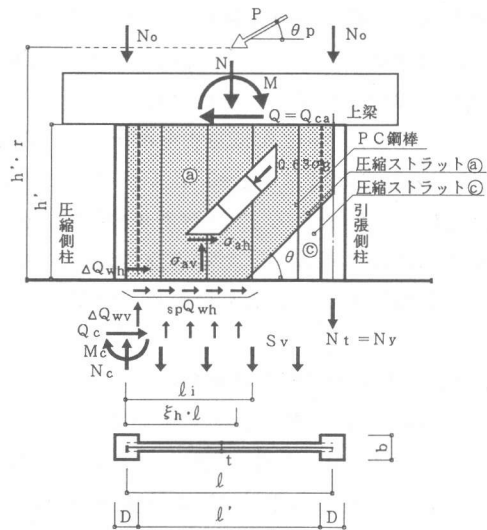


図-5 極限解析マクロモデル

4) 縦引張補強筋はすべて降伏している。 $\left[\frac{Q_{exp}}{Q_{cal}} \right]$

3) の $0.63\sigma_B$ は、コンクリートの有効圧縮強度で筆者らの実験にもとづく[2]。マクロモデルの解析は、文献[3]の方法によって反復計算で行う。式(1), (2)に含まれる係数 μ , λ は現時点で的確な数値が与えられていない。ここでは、 $\lambda=0.4$ と $1/\sqrt{3}$ に対して μ を変化させて解析し、解析値と実験値の適合がよい値をマクロモデルの係数と定める。92PCWb, cの解析にあたって、正負交番加力のため、金本らの提案[3]にもとづき、式(1)の

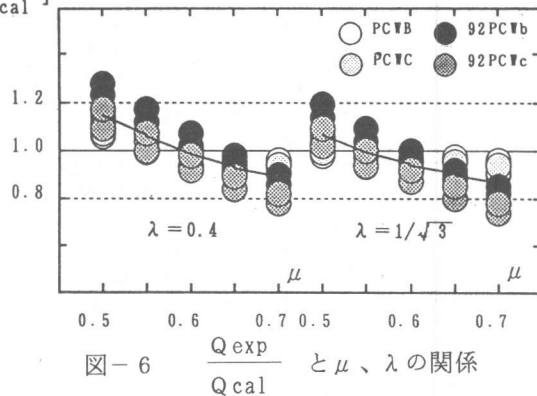


図-6 $\frac{Q_{exp}}{Q_{cal}}$ と μ , λ の関係

N に含まれる第3項は省略し、また、PCaパネルのシースにはグラウトしていないため、式(2)の第2項は省略する。さらに、PCaパネルの板厚として鈴木らの提案[5]にもとづき、シースの断面欠損部を除いた有効壁厚を用いる。

図6に、 μ , λ の変化に対する解析値と実験値の比の変動を示す。解析値と実験値の適合がよい μ , λ の組み合わせは、 $\mu=0.6$, $\lambda=0.4$ および $\mu=0.55$, $\lambda=1/\sqrt{3}$ で、平均値は0.98と0.99、標準偏差は0.05と0.05である。PCaパネルの曲げ、軸力、およびせん断力をうける水平目地の滑り強度に関する最近の研究で、金本ら[4]は $\mu=0.6$, $\lambda=0.4$ 、福田ら[6]は $\mu=0.5$, $\lambda=1/\sqrt{3}$ を提案している。この結果は、これらの値と、大要、一致している。

5. マクロモデルの弾塑性解析

4. で得られた定数 μ , λ を用いてマクロモデルの弾塑性解析を行う。図7にマクロモデルを示す。モデルは上・下梁、側柱、傾斜角 θ をもつ圧縮ストラット、および縦引張補強筋より構成される。モデルの各部材は次の性質をもつ。

- 1) 上・下梁は剛体で破壊しない。
- 2) 側柱は剛体要素、軸力バネおよびせん断バネに分割される(図8)。軸力バネは完全弾塑性とし、その強度と剛性は次の式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \text{引張域: 強度 } cN_{nt} &= \sum a_g \cdot g \sigma_y / 2 & \text{圧縮域: 強度 } cN_{nc} &= (\sum a_g \cdot g \sigma_y + b \cdot D \cdot \sigma_B) / 2 \\ \text{剛性 } cK_{nt} &= \sum E_s \cdot a_g / (2\Delta h) & \text{剛性 } cK_{nc} &= (\sum E_s \cdot a_g + E_c \cdot b \cdot D) / (2\Delta h) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

下端部を除くせん断バネの剛性は次の式で表される。

$$cK_s = G \cdot b \cdot D \cdot cK_n / (\Delta h \cdot cK_{nc}) \quad (4)$$

ここで、 cK_n/cK_{nc} は剛性の低減係数で、 cK_n は2つの軸力バネの同一時刻における剛性の平均である。これは水平亀裂の進展を考慮したものである。

圧縮側柱下端の滑りバネ I はステップ状の構成則(図8)をもち、その滑り強度は存在軸力を用いて式(1)で、立上りの剛性は次の式で表される。

$$cK_s = G \cdot b \cdot D / \Delta h s \quad (5)$$

- 3) 圧縮ストラットの傾斜角は極限解析で得られた θ とする。圧縮ストラットの端部の軸力バネ

(鉛直バネ、水平バネ)と滑りバネⅡでフレームと結合されている(図8)。圧縮ストラットは、次のPopovicsの応力-歪関係[7]にしたがう。

$$\sigma = \frac{n \cdot \xi}{n-1+\xi^n} \cdot \sigma_B' \quad (6)$$

ただし、

$$\sigma_B' = 0.63 \sigma_B [2],$$

$$n = 0.57 \cdot 10^{-2} \cdot \sigma_B' + 1, \xi = \varepsilon / \varepsilon_u,$$

$$\varepsilon_0 = 4.29 \cdot 10^{-4} \cdot \sigma_B'^{0.25},$$

歪限界 $\varepsilon_u = 0.003$

軸力バネは剛体、滑りバネⅡはステップ状の構成則をもち、その滑り強度は存在軸性 S_{av} を用いて次の式(7)で、また立上り剛性は次の式(8)で表される。

$$\left. \begin{aligned} \text{滑り強度 } spS_h &= \mu \cdot S_{av} + \lambda \cdot \overline{S_v} \\ &\quad \text{(水平目地)} \end{aligned} \right\} (7)$$

$$spS_v = \mu \cdot S_{ah} \text{ (鉛直目地)}$$

$$\text{剛性 } sK_s = G \cdot t \cdot bw / \sin \theta \cdot \Delta h_s \quad (8)$$

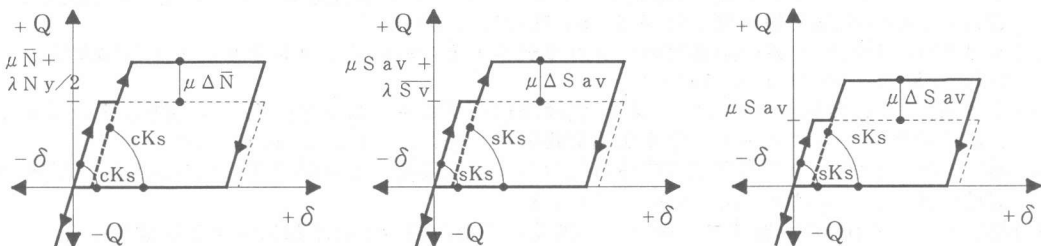
ここで、

$$S_{av} = \sigma_{av} \cdot t \cdot bw / \sin \theta \cdot \Delta h_s, S_{ah} = \sigma_{ah} \cdot t \cdot bw / \cos \theta \cdot \Delta h_s, \overline{S_v} = \sigma_{sv} \cdot t \cdot bw / \sin \theta$$

4) 縦引張補強筋は完全弾塑性とし、その強度と剛性は次の式で表される。

$$\text{強度 } bN_t = a_s \cdot \sigma_y, \quad \text{剛性 } bK_n = a_s \cdot E_s / h' \quad (9)$$

表2に解析結果を示す。92PCWb,cの解析にあたって、4.と同様に取り扱い、増分解析法を用いた。側柱の分割数は5で、圧縮ストラット分割幅は20cm程度である。解析結果は、最大層間変形角を除けば、ほぼ妥当な評価を示している。図3、4、および図10に解析の包絡線を実験の力-変形曲線に重ねて描いてある。 μ, λ の組み合わせの違いで結果に差はみられない。大要、滑り変形を含んだ包絡線を追跡できている。



(a)滑りバネⅠ

(b)滑りバネⅡ(ボンド接合)

(c)滑りバネⅡ(アンボンド接合)

図-9 滑りの構成則

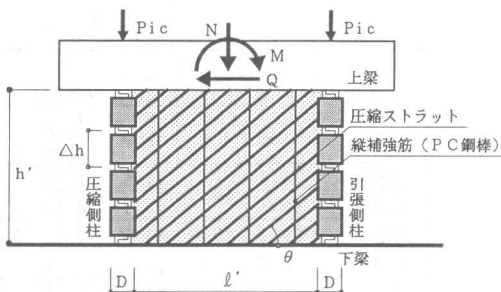


図-7 弾塑性解析マクロモデル

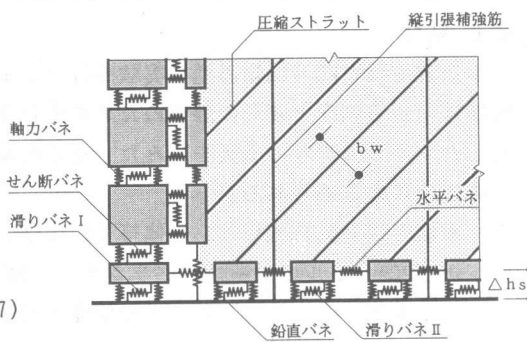


図-8 接合バネ

表-2 解析結果

試験体	実験値		解析値							
			$\mu=0.6 \quad \lambda=0.4$				$\mu=0.55 \quad \lambda=1/\sqrt{3}$			
	Q_{exp}	R_b	Q_{cat}	$\frac{Q_{exp}}{Q_{cat}}$	R_{cat}	$\frac{R_b}{R_{cat}}$	Q_{cat}	$\frac{Q_{exp}}{Q_{cat}}$	R_{cat}	$\frac{R_b}{R_{cat}}$
PCWB-1	74.8	18.0	71.5	1.05	13.9	1.30	72.1	1.04	14.3	1.26
PCWB-2	69.6		71.7	0.97	13.9	1.30	72.2	0.96	14.3	1.26
PCWC-1	69.6	20.0	68.5	1.02	12.7	—	67.6	1.03	12.7	—
PCWC-2	72.3	以上	69.2	1.04	13.2		68.6	1.05	12.8	
92PCWb-1	57.2	10.7	60.4	0.95	9.57	1.12	60.2	0.95	9.9	1.08
92PCWb-2	59.1	12.1	60.7	0.97	9.57	1.26	57.0	1.04	9.3	1.30
92PCWc-1	53.2	9.2	65.9	0.81	11.4	0.80	64.3	0.83	12.0	0.77
92PCWc-2	56.9	9.5	65.1	0.87	10.9	0.87	63.9	0.89	10.9	0.87

■ 6. 結び

本研究では、PC・Pc耐震壁の実験を行い、その破壊性状から強度と変形の評価のために滑りを考慮したマクロモデルの構築を試みた。その結果は次のようにまとめられる。

- 1) 破壊性状と抵抗機構は、一体打ち耐震壁、およびPcパネルのシーにグラウトした耐震壁と、大要、同じであるが、その強度と変形は滑りの発生によって影響を受ける。
- 2) 滑り強度に関わる μ 、 λ の値は(0.4, 0.6)または(0.55, $1/\sqrt{3}$)が最適である。
- 3) 2)を用いたマクロモデルの弾塑性解析は、最大強度以降の力-変形関係をも、大略、捉えている。

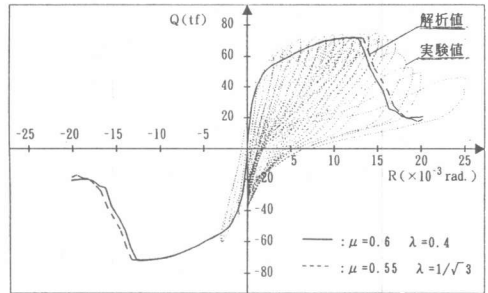


図-10 解析による力-変形曲線 (PCWb-1)

【記号】		
a g: 側柱PC鋼棒全断面積	E_c : コンクリートのヤング係数	G : コンクリートのせん断弾性係数
a s: PcaパネルのPC鋼棒1本の断面積	E_s : PC鋼棒のヤング係数	L : 部材長さ
Mc: 圧縮側柱曲げ強度	Nt: 引張側柱下端軸力	Q_c : 圧縮側柱下端せん断力

参考文献

- 1) 望月洵・小野里憲一・中村勝・倉持春夫: PC+Pc耐震壁に関する実験的研究、コンクリート工学年次論文報告集、vol. 14、No. 2、pp. 843-848、1992. 6
- 2) 望月洵・竹原雅夫・小野里憲一: 剛強な付帯フレームをもつ耐震壁のスリップせん断強度、日本建築学会構造系論文報告集、No. 416、pp. 79-89、1990. 10
- 3) 望月洵・小野里憲一: 連層耐震壁のマクロモデルとその解析法、コンクリート工学年次論文報告集、vol. 1、No. 1、pp. 121-132、1990. 1
- 4) 金本清臣・壁谷澤寿海・倉本洋・五味学: 曲げ降伏型プレキャスト接合面のせん断伝達に関する実験的研究、コンクリート工学年次論文報告集、vol. 14、No. 2、pp. 465-470、1992. 6
- 5) 鈴木就正・塩屋晋一: 断面欠損型構造目地の力学特性に関する実験研究、日本建築学会学術講演梗概集、C、構造II、pp. 393-396、1992. 8
- 6) 福田幹夫・窪田敏行: 壁式プレキャスト構造水平接合部のずれ挙動に関する実験的研究、コンクリート工学年次論文報告集、vol. 13、No. 2、pp. 647-652、1991. 6
- 7) S. Popovics: Factors Affecting the Elastic Deformations of Concrete. Proc. of the International Conference on Materials, Kyoto, 1971, Vol. 4, pp. 172