スマートスリット構法の開発　その１　曲げせん断実験
Development of Smart Slit Construction Method　Part1: Bending Shear Experiment

郡司　康浩*　　金川　基**
Yasuhiro Gunji　　Motoi kanagawa
赤井　冬来*
Fuyuki Akai

要　約

スマートスリット構法は，鉄筋コンクリート造（以降，RC と称す）袖壁付き柱に関する技術である．スマートスリット構法では，RC 袖壁付き柱について一般的には鉛直の構造スリットを設置する柱と袖壁の接続部に目地形状の欠損部のみを設置することで，構造安全性を担保することを目指している．なお，袖壁脚部には水平の構造スリットを設置する．

本報では，スマートスリット構法の構造性能を確認するために実施した曲げせん断実験の概要や主な実験結果について報告する．

目　次

§1.　はじめに
§2.　スマートスリット構法の概要
§3.　構造実験
§4.　実験結果
§5.　実験結果に対する検討
§6.　おわりに

§1.　はじめに

RC 袖壁付き柱は，旧来から共同住宅や学校建築などの RC 建築物に用いられてきたが，過去に多くの地震被害[例えば1)]も受けてきた．そこで，近年では柱と袖壁側面および，梁と袖壁脚部の間に隙間（スリット）を設け，そこにコンクリートよりも柔らかい材料を設置する方法（以降，構造スリットと称す）を用いて，袖壁と柱および梁との構造的な縁を切り，明快な構造計画を行うことが一般的となっている．

構造スリットを設置したことによる効果については，実験結果[2)]や地震被害調査結果[3)]からも明らかになっている．一方，構造スリットのうち柱と袖壁側面の接続部に設置する構造スリット（以降，鉛直スリットと称す）については，その重要性は理解しつつもコンクリートの充填性を低下させる要因になってしまうなど，施工面からの課題[4)]が指摘されている．

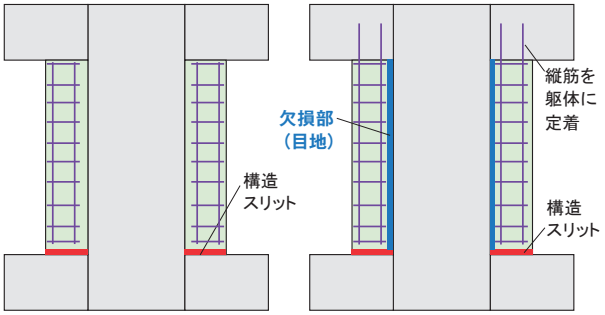
* 技術研究所建築技術グループ
** 技術研究所

前述した施工面の課題を解決するための先行研究としては文献[5)]がある．文献[5)]では，極力構造スリットを設けずに耐震安全性を確保するための仕様が提案され，構造実験の結果からその効果が示されている．

そこで，筆者らは文献[5)]に示される考え方を参考として新たな柱と袖壁の接合方法（以降，スマートスリット構法と称す）を開発し，建物への適用を目指している．本報では，スマートスリット構法の基本性状を把握するために実施した構造実験の概要と主な実験結果について報告する．

§2.　スマートスリット構法の概要

スマートスリット構法と参考にしている文献[5)]に示される接合方法のイメージを併記して**図―1** に示す．スマートスリット構法では，袖壁と柱の接続部に目地形状の欠損部（以降，目地と称す）を設け，柱と袖壁の応力伝



(a)　文献[5)]で提案されている接合方法　　(b)　スマートスリット構法

図―1　接合方法のイメージ

達をより小さくすることを目指している．また，梁と袖壁脚部の間には一般的な施工方法（構造スリットを袖壁側面と脚部に配置する方法で，以降本報では一般工法と称す）と同様に，水平の構造スリット（以降，水平スリットと称す）を設けている．

壁筋については，袖壁頭部において壁の面外方向荷重に対する抵抗性を確保するため，壁縦筋を梁に定着する仕様としている．一方，壁横筋は柱に定着しない．

§3. 構造実験

3―1　試験体概要

試験体の概要を**図―2** および**表―1** に示す．試験体は，概ね 15 階建て程度までの RC 建築物で想定される部材寸法の概ね 1/2 スケールで，総数は 4 体である．

試験体のパラメータは，柱せいと袖壁長さ（L_w）の関係である．CW-1S-17 の柱幅（B_c）と柱せい（D_c）は 400×600 mm，柱せいに対する袖壁長さの比（以降，本論では袖壁長さ比と称し，$\beta = L_w/D_c$ と定義する）は 0.17 である．CW-1S-33 の柱寸法は CW-1S-17 と同様で，β の値は CW-1S-33 の 2 倍となる 0.33 である．CW-1S-75 は $B_c \times D_c$ ＝400×400 mm，β の値は CW-1S-17 の約 4.4 倍の 0.75 である．なお，CW-1S-75 は，想定する建物規模の下限の柱寸法を意図した試験体である．なお，袖壁厚（t_w）は共通で 75 mm である．

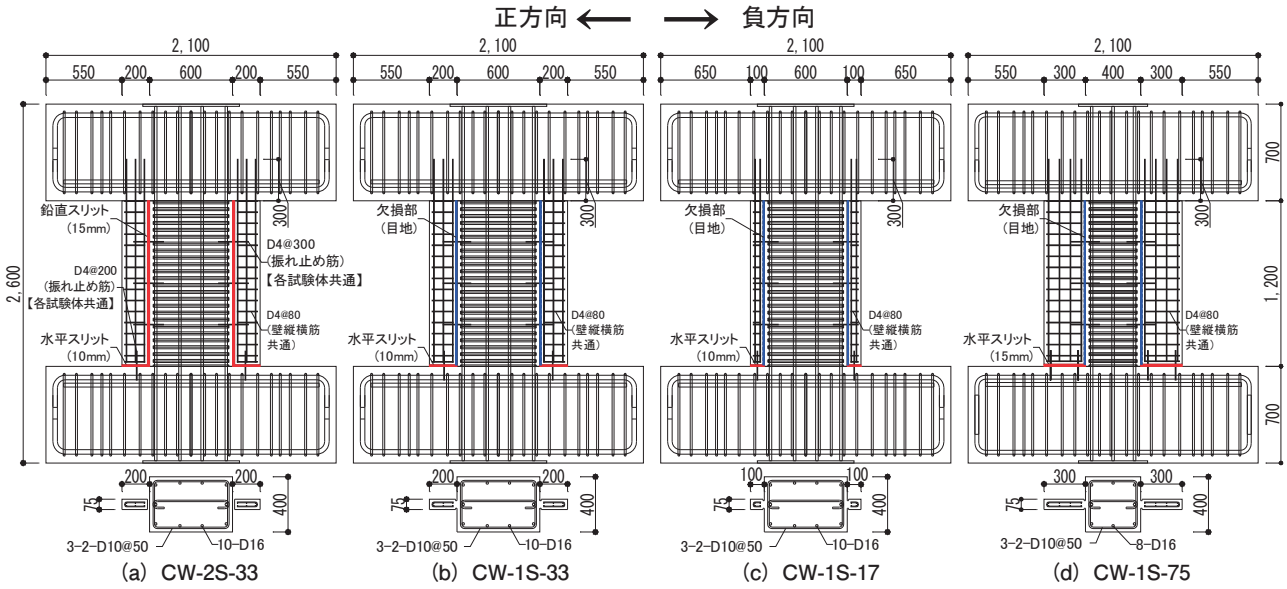
また，一般工法を模擬した試験体として CW-2S-33 を 1 体設定した．CW-2S-33 の柱・袖壁の寸法は，CW-1S-33 と同様である．なお，CW-2S-33 の正方向側の袖壁は，試験体製作段階でコンクリートの充填不良が一部生じたため，ひび割れ性状の検討を行う際の検討対象からは除外するが，鉛直スリットで元々柱と袖壁の縁が切れているため，柱の性状には直接影響はないと考えられる．

柱と袖壁の接合部の拡大イメージ図を**図―3** に示す．スマートスリット構法では，**図―3** に示すように柱近傍で袖壁断面を欠損させて目地を設ける仕様としている．

各試験体の設計方法の詳細については，文献[6] を参照されたい．試験体に用いた材料の試験結果を**表―2，3** に示す．

3―2　加力方法

加力装置の概要を**図―4** に示す．加力は，試験体上部に設置した鉛直ジャッキで軸力比 0.15 に相当する圧縮

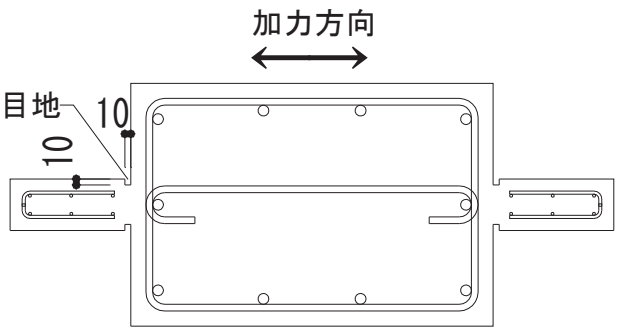


図―2　試験体形状

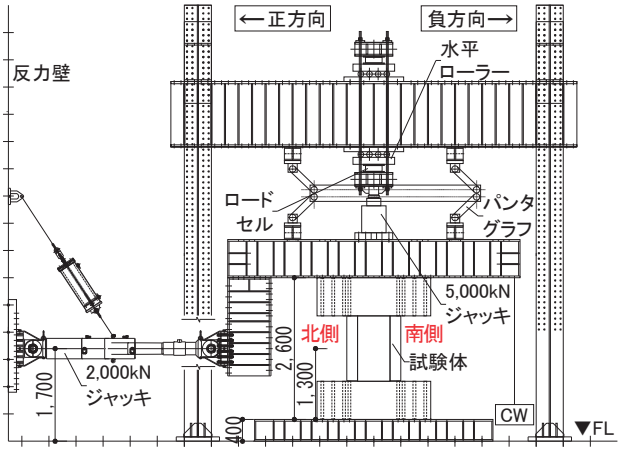
表―1　試験体諸元

試験体		CW-2S-33	CW-1S-33	CW-1S-17	CW-1S-75
パラメータ		一般工法	L_w/D_c=0.33	L_w/D_c=0.17	L_w/D_c=0.75
柱	$B_c \times D_c$ (mm)	400×600			400×400
	主筋 (p_t)	10-D16 (p_t=0.27%)			8-D16 (p_t=0.42%)
	帯筋 (p_w)	3-2-D10@50 (p_w=1.07%)			
袖壁	$B_W \times L_W$ (mm)	75×200	75×200	75×100	75×300
	壁筋 (p_s)	縦横共通：D4@80ダブル (p_s=0.47%)			
スリット	鉛直	有	無	無	無
	水平	有	有	有	有
内法高さ (mm)		1,200			
設計基準強度 (N/mm^2)		24			
軸力 (kN) [軸力比]		850[0.15]			560[0.15]

D4：SD345　D10，D16：SD295



図―3　スマートスリット構法の柱と袖壁の接続部拡大イメージ図



図―4　加力装置

軸力（N）を作用させた後，柱頭・柱脚の回転を拘束しながら水平ジャッキを用いて正負交番水平加力を行った．

加力の制御は，柱頂部の水平変位（δ）を柱の内法高さ（h＝1,200 mm）で除した部材角（$R=\delta/h$）による変位制御で行った．加力サイクルは，R＝1/800，1/400，1/200，1/133，1/100，1/66，1/50，1/33，1/25 rad を各 2 回とした．

§4. 実験結果

4―1　水平荷重－部材角関係

各試験体の水平荷重－部材角関係を**図―5** に示す．なお，**図―5** に示す水平荷重は軸力による P－Δ 効果の補正を行った値である．また，**図―5** 中に併記したひび割れの凡例は，柱・袖壁の区別なくいずれかで定義したひび割れが発生した段階で図示している．

試験体のうち，β＝0.33 の CW-1S-33 は R＝1/133 rad サイクルで柱主筋が初めて降伏し，その後は R＝1/30 rad で最大水平荷重に達し，R＝1/25 rad まで安定した挙動を示した．

CW-1S-33 と柱・袖壁の寸法が同じ一般工法の試験体である CW-2S-33 は，R＝1/133 rad サイクルで柱主筋が初めて降伏し，その後は R＝1/33 rad で最大水平荷重に達し，R＝1/25 rad まで安定した挙動を示すという，CW-1S-33 と同じ荷重発生状況であった．

β＝0.17 の CW-1S-17 では，R＝1/200 rad サイクルで柱主筋が初めて降伏し，その後は R＝1/33 rad で最大水平荷重に達し，R＝1/25 rad まで安定した挙動を示した．

β＝0.75 の CW-1S-75 は，CW-1S-17 および CW-1S-33 と水平荷重発生状況が異なり，R＝1/133 rad サイクルで最大水平荷重に達した後，それ以降のサイクルピーク水平荷重は最大水平荷重から 30 kN 程度低下したが，前述の 2 試験体と同様に R＝1/25 rad まで安定した挙動を示した．柱主筋の降伏は，最大水平荷重となる直前で生じていた．スマートスリット構法の 3 試験体は，柱せいが一部異なる試験体があるため定量的な比較は難しいが，最大水平荷重にいたる変形レベルや，最大水平荷重に達した後の挙動の特徴については，袖壁長さ比（β）の違いによる影響もあるものと推察される．

表―2　鉄筋の材料試験結果

鉄筋種別	使用部位	降伏応力度 (N/mm^2)	ヤング係数 (×10^{5}N/mm^2)	引張強度 (N/mm^2)
D4(SD345)	壁鉄筋	350.0	1.88	538.7
D10(SD295)	帯筋	361.7	1.81	502.8
D16(SD295)	柱主筋	354.0	1.79	508.2

表―3　コンクリートの材料試験結果

試験体	圧縮強度 (N/mm^2)	圧縮強度時 ひずみ(×10^{-6})	ヤング係数 (×10^{4}N/mm^2)	割裂引張強度 (N/mm^2)
CW-2S-33	21.9	1858	2.59	1.63
CW-1S-33	22.3	1788	2.64	1.81
CW-1S-17	22.1	1918	2.59	1.66
CW-1S-75	21.6	1829	2.77	1.86

表―4　最大水平荷重

	CW-2S-33	CW-1S-33	CW-1S-17	CW-1S-75
最大水平荷重 (kN)	729.8	750.6	742.8	399.0

4―2　最大水平荷重

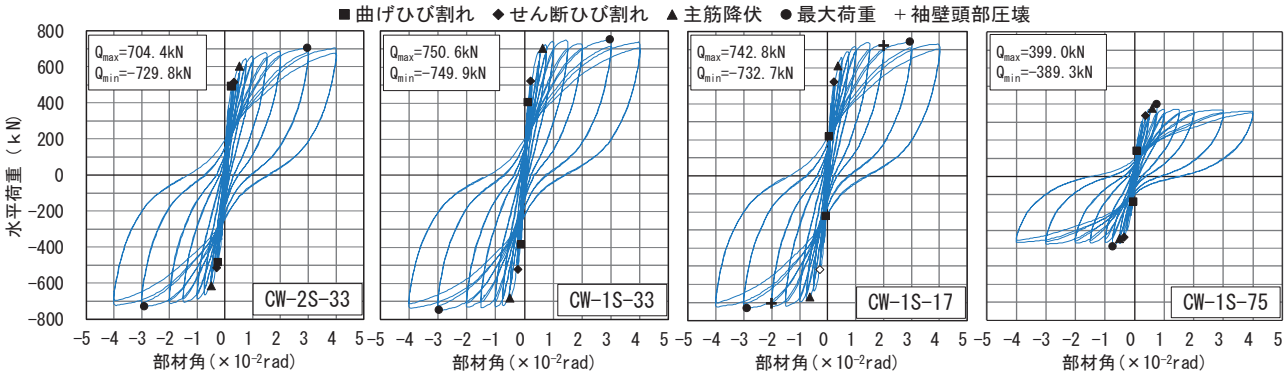
各試験体の最大水平荷重を**表―4** に示す．柱・袖壁寸法が同じ CW-1S-33 と CW-2S-33 で比較すると，CW-1S-33 の方が CW-2S-33 よりも最大水平荷重が大きくはなっているが，比率としては 3％程度であった．直接的に比較が可能な CW-1S-33 と CW-1S-17 の最大水平荷重の違いは 1％程度であり，本実験で確認した袖壁長さ比の範囲内では，有意な違いは確認できなかった．

4―3　ひび割れ性状

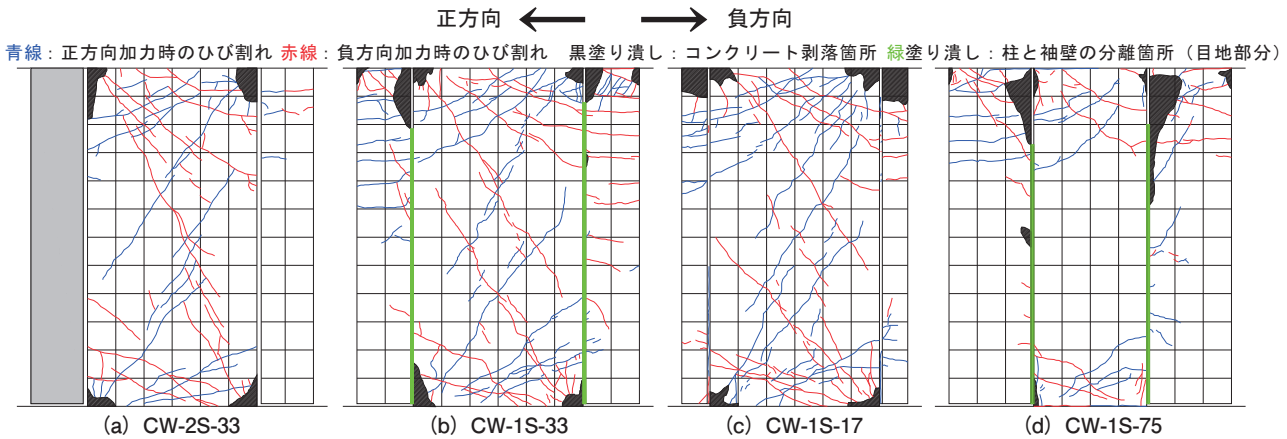
R＝1/25 rad 加力後（最終サイクル）のひび割れ状況を**図―6** に示す．まず，CW-1S-33 と一般工法の CW-2S-33 のひび割れ状況を比較すると，柱については概ね同じひび割れ状況になっており，頭部および脚部に曲げ・せん断ひび割れが発生した．また，試験体の高さ中央部では，斜めひび割れが発生した．

袖壁について，CW-1S-33 では壁頭部（壁高さの約 1/3 程度）にひび割れが集中して発生しており，一部コンクリートが剥落する状態に至った．一方，CW-2S-33 の比較可能な南側の袖壁は，壁頭部に多少ひび割れは発生しているが，全体としては軽微なひび割れ状態であった．また，CW-1S-33 では目地で柱と袖壁の分離が生じた．CW-1S-33 と CW-2S-33 のひび割れ性状を比較すると，主に袖壁のひび割れ状況に違いが生じることが確認できた．

CW-1S-17 について，直接検討が可能な CW-1S-33 の柱と比較すると，概ね同様なひび割れ性状となっていた．袖壁については，両試験体で特徴が異なっており CW-1S-17 では袖壁頭部全体が圧壊するが，目地での柱と袖壁の分離は生じなかった．一方，CW-1S-33 では袖壁頭部全体の圧壊は生じないが，目地での柱と袖壁の分離が生じた．こ



図―5　水平荷重ー部材角関係



図―6　ひび割れ図（R=1/25 rad 加力後）

れらより，袖壁および目地のひび割れ性状には，袖壁長さ比の違いが影響していると考えられる．

CW-1S-75 の柱も，頭部・脚部にひび割れが発生する特徴は他の試験体と同様であるが，他の 3 試験体に見られた試験体高さ中央部の斜めひび割れは発生しなかった．これは，CW-1S-75 以外の試験体の柱せい（D_c）に対する内法高さ（h）の比（h/D_c）が 2.0 なのに対して，CW-1S-75 の h/D_c が 3.0 とせん断が卓越しにくい形状であった影響もあったと考えられる．CW-1S-75 の袖壁では，CW-1S-33 と同様に袖壁頭部にひび割れが集中し，目地で柱と袖壁の分離が生じた．

§5.　実験結果に対する検討

5―1　柱と袖壁の鉛直相対ずれ

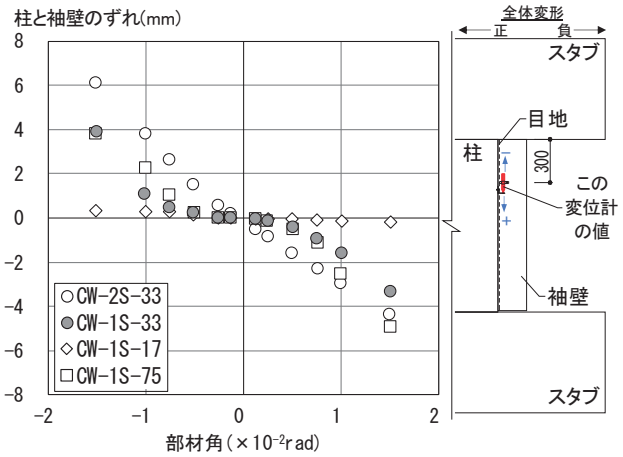
スマートスリット構法は，柱と袖壁の接続部に特徴を有するため，当該部分の挙動を把握しておくことは重要である．そこで，柱と袖壁の鉛直方向の相対的な挙動について検討した．

R=1/800～1/66 rad サイクルの 1 回目ピーク時点における部材角と柱と袖壁の鉛直相対ずれの関係を**図―7** に示す．ここで，鉛直相対ずれの計測は，**図―7** 中に示すように袖壁に変位計を固定し，柱にターゲットを設けて行った．

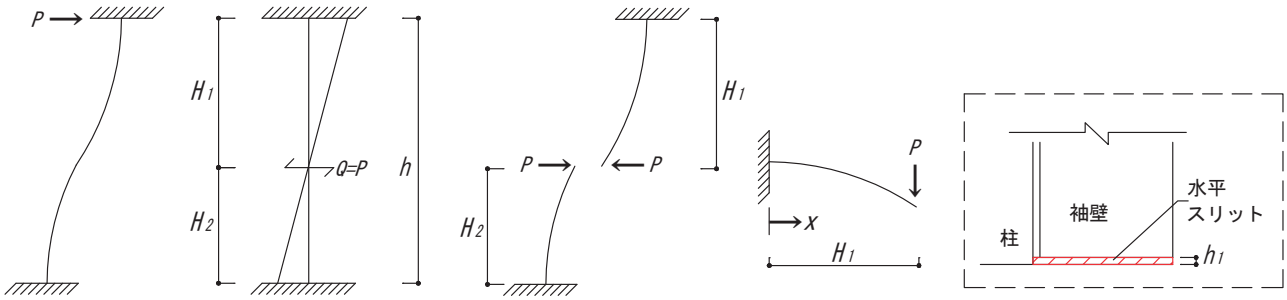
β=0.33 の CW-1S-33 は，R=1/200 rad で鉛直相対ずれが生じ始め，R=1/133 rad 以降の部材角でその値が増加する挙動であった．一方，柱・袖壁寸法が同様な一般工法の CW-2S-33 における部材角と鉛直相対ずれの関係は，変形が小さい領域から概ね線形となっており，CW-1S-33 とは特徴が異なっていることが確認できた．

β=0.17 の CW-1S-17 は，R=1/66 rad まで鉛直相対ずれは殆ど生じなかった．一方，β=0.75 の CW-1S-75 は CW-1S-33 と同様に R=1/200 rad で鉛直相対ずれが生じ始め，R=1/133 rad 以降の部材角で値が増加する挙動であった．

直接比較が可能な CW-1S-33 と CW-1S-17 の R=1/133



図―7　部材角と柱と袖壁の鉛直相対ずれ



(a) 想定される変形と曲げモーメント分布　　(b) 検討の考え方　　(c) 脚部詳細

図―8　弾性解析による反曲点高さの概要検討

rad 以降における鉛直相対ずれの値を比較すると，同一部材角時点において CW-1S-17 よりも CW-1S-33 の方が大きな鉛直相対ずれの値を示しており，柱と袖壁の鉛直相対ずれの関係には，袖壁長さ比の違いによる影響があることが確認できた．

5―2　反曲点高さ

スマートスリット構法は，袖壁脚部には水平スリットを設置するため，水平スリットを設置する部分とそれ以外の部分で袖壁と柱の接続状態が異なる．従って，反曲点位置が単純に内法高さの中央とはならない．そこで，まずはスマートスリット構法を採用することで，弾性範囲の反曲点位置が理論計算上どの程度変化するのかを弾性計算を行って検討した．

弾性計算による反曲点高さの検討概要を**図―8** に示す．検討は，**図―8（a）**に示すような状態を想定した上で，**図―8（b）**に示すように部材を２つの片持ち部材に分割して行った．

図―8（b）に示すように柱頭側を片持ち部材と考え，先端に荷重が作用した場合の曲げモーメントと曲率（ϕ）は，それぞれ式(1)，(2)で表せる．

$$M(x)=P(H_1-x) \tag{1}$$

$$\phi=\frac{M(x)}{EI_1}=\frac{P(H_1-x)}{EI_1} \tag{2}$$

ここで，P：作用荷重，H_1：柱頭から反曲点までの距離，E：ヤング係数，I_1：袖壁付き柱形状を考えた断面二次モーメント，x：固定端からの距離である．

また，式(2)を１回積分して回転角（θ）を求めると式(3)になる．なお，式(3)には定数項が生じるが，$x=0$ において $\theta=0$ の条件より，結果として定数項はゼロとなる．また，式(3)を用いて柱頭側の片持ち部材先端での回転角を求めると，式(4)となる．

$$\theta(x)=\frac{1}{EI_1}\left(PH_1x-\frac{P}{2}x^2\right) \tag{3}$$

$$\theta_u=\frac{P}{2EI_1}H_1^2 \tag{4}$$

ここで，θ_u：柱頭側片持ち部材先端での回転角である．

同様の考え方で柱脚側の片持ち部材先端での回転角を算定すると式(5)となる．ただし，柱脚側は**図―8（c）**にも示すように水平スリットの有無により，部材の長さ方向で柱の断面性能と袖壁付き柱の断面性能を使い分けて検討する必要があり，それを考慮して検討した．式(5)の第１項が柱断面を考慮している部分，第 2,3 項が袖壁付き柱断面を考慮している部分である．

$$\theta_d=\frac{1}{EI_2}\left(PH_2h_1-\frac{P}{2}h_1^2\right)-\frac{1}{EI_1}\left(PH_2h_1-\frac{P}{2}h_1^2\right)+\frac{P}{2EI_1}H_2^2 \tag{5}$$

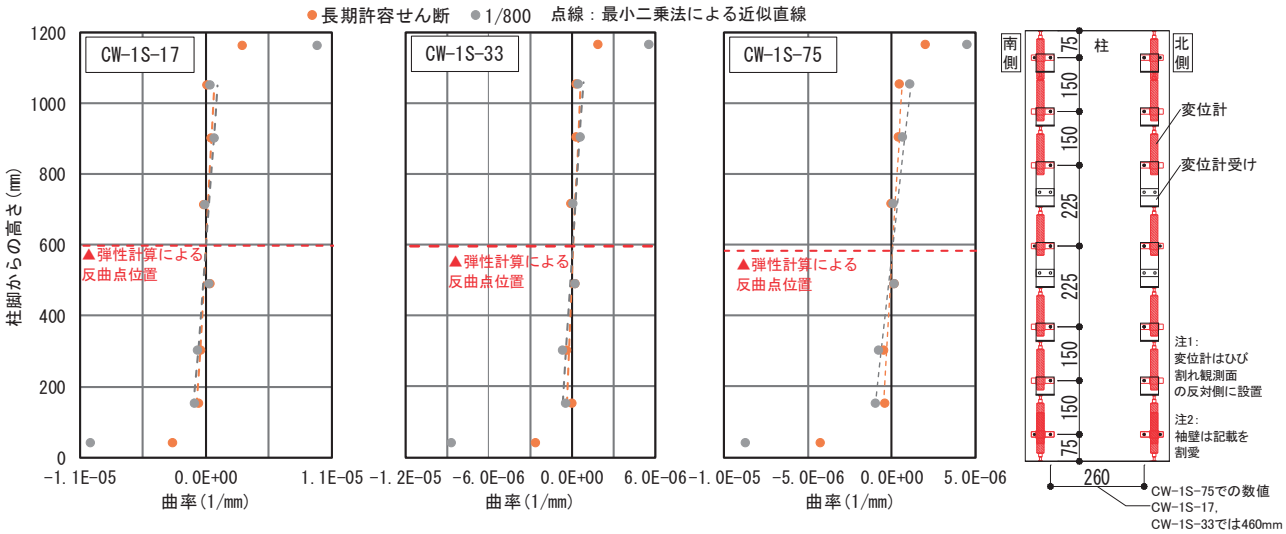
ここで，θ_d：柱脚側片持ち部材先端での回転角，I_2：柱形状を考えた断面二次モーメント，H_2：柱脚から反曲点までの距離，h_1：水平スリット部分の高さである．

ここまでは，検討の便宜上部材を２つの片持ち部材に分割して考えてきたが，両部材は本来１つなので，同じ荷重が作用した場合の両片持ち部材先端の回転角は連続条件より同じ値になる．そこで，$\theta_u=\theta_d$ とし H_1 について解くと式(6)となる．なお，この際 $h=H_1+H_2$ の関係も用いた．

$$H_1=\frac{-2I_1\left(h_1h-\frac{1}{2}h_1^2\right)+2I_2\left(h_1h-\frac{1}{2}h_1^2\right)-I_2h^2)}{2h_1(I_2-I_1)-2I_2h} \tag{6}$$

式(6)を用いて算定した弾性計算による反曲点位置は，柱脚側から，CW-1S-17 で 598.9 mm，CW-1S-33 で 597.2 mm，CW-1S-75 で 583.5 mm，CW-2S-33 で 600 mm であった．これらより，スマートスリット構法の反曲点位置は，袖壁長さ比が大きくほど内法高さ中央から柱脚側に移動することと，その割合は今回の検討範囲内では 3％程度であることが把握できた．反曲点位置の変化が比較的小さい理由としては，脚部で水平スリットが設けられ柱と袖壁が一体となっていない部分があるものの，その割合が内法高さ全体に対して相対的に小さいからと考えられる．

次に，実験結果より算定した曲率の高さ方向分布と，弾性計算による反曲点位置の対応を検討した．実験結果より算定した曲率の高さ方向分布とその算定方法を**図―9** に示す．曲率は，各区間のひずみを変位計で連続的に計



図―9　内法高さ方向の曲率分布と計測方法

測し，南側と北側のひずみの差を変位計設置間距離で除すことで算定しており，計測値は計測区間の中央にプロットしている．また，同図中には近似直線も示した．この近似直線は，試験体固定の際に発生した初期クラックの影響を含んでいると考えられる柱頭・柱脚近傍の計測値各１点を除いて算定した値である．更に**図―9**には，前述した弾性計算による反曲点位置も併記した．

図―9を見ると，実験結果の近似直線より求めた反曲点位置は，内法高さ中央から多少下がった位置になっていることが確認できる．また，弾性計算による反曲点位置とも概ね対応していることも確認できた．

§6. おわりに

RC 袖壁付き柱について，一般的には鉛直スリットを設置する柱と袖壁の接続部には目地のみ，袖壁脚部には水平スリットを設置するスマートスリット構法について，その構造性能を確認するために構造実験を実施した．本報の範囲内で確認できた事項を以下に示す．

(1) 柱・袖壁寸法が同一なスマートスリット構法と一般工法の試験体で比較すると，水平荷重－部材角関係の荷重発生状況は概ね同様であった．

(2) スマートスリット構法の各試験体は，$R=1/25$ rad という大きな変形領域まで，脆性的な破壊を生じず安定した挙動を示した．

(3) 袖壁長さ比の違いは，最大水平荷重にいたる変形レベルや，最大水平荷重に達した後の挙動に影響を与える．

(4) 大変形後のひび割れ性状について柱・袖壁寸法が同一なスマートスリット構法と一般工法の試験体で比較すると，柱については概ね同様であるが，袖壁では違いが生じる．

(5) 袖壁長さ比の違いは，袖壁および目地のひび割れ性状や柱と袖壁の鉛直相対ずれの関係に影響を与える．

(6) スマートスリット構法の弾性範囲における反曲点高さは，内法高さ中央より多少脚部側に下がった位置となる．また，部材形状を考慮した弾性計算により求めた反曲点位置と，実験結果が概ね対応することを示した．

本報での報告は，スマートスリット構法の基本的な構造性能についてのみであった．今後，スマートスリット構法が含まれた架構の構造性能や，スマートスリット構法の設計方法についても検討し報告していきたいと考えている．

謝辞．本報は西松建設・秋田県立大学・日本大学の共同研究における成果の一部を纏めたものである．ご指導頂いた，秋田県立大学西田教授・菅野教授，日本大学高橋教授に深謝申し上げます．

参考文献

1) 日本建築学会：2011 年東北地方太平洋沖地震災害調査速報，pp. 439–456, 2011. 7
2) 渡部他：腰壁・垂れ壁付き RC 造柱の構造スリットに関する実験的研究，コンクリート工学年次論文集，Vol. 35, No. 2, pp. 157–162, 2013. 7
3) 古賀一八：熊本地震から見えた設計・建設年代で異なる発災後の対応，コンクリート工学，Vol. 55, No. 12, pp. 1024–1025, 2017. 12
4) 深澤他：鉛直構造スリットのコンクリート側圧耐荷性能評価に関する研究，日本建築学会技術報告集第 17 巻第 36 号，pp. 433–438, 2011. 6
5) 木原他：片側袖壁付き RC 柱における壁板の損傷軽減に関する研究，コンクリート工学年次論文集，Vol. 37, No. 2, pp. 103–108, 2015
6) 郡司他：壁脚部のみに水平スリットを有する RC 袖壁付き柱の静的加力実験，コンクリート工学年次論文集，Vol. 44, No. 2, pp. 373–378, 2022