

高張力鋼を用いた SROP 耐震壁の耐力と変形

香田 伸次
(技術研究所)

坂口 昇
(技術研究所)

角陸 純一
(技術研究所)

§ 1. はじめに

筆者らは高層建物の耐震要素として、回転することにより外周フレームの変形に追従するPC版耐震壁(SROP: Shimizu ROcking Panel)を開発し、その高度な耐震性能について報告した¹⁾。SROPは、適用対象建物として25階程度の高層ビルを想定しており、今までに多くの使用実績を上げている。しかし近年、さらに高層な建物の需要が増し、スパンの拡大等平面計画の多様化が進むに伴い、より高耐力で形状の自由度が大きいSROPの開発が望まれている。

そこで今回、新たな実験を通して、鋼材に高張力鋼(SM58)を用いて高耐力化を図った場合の妥当性を確認し、縦横比を変化させた場合の設計方法について検討する。加えて、既報¹⁾において今後の課題とした接合部変形(剛性)の評価方法について提案する。

§ 2. 実験概要

2.1 試験体

試験体は実大の約1/2模型4体で、パラメータに版の

縦横比をとった。試験体の形状・寸法・配筋を図-1に、パラメータおよび各部の設計仕様を表-1に示す。ただし、試験体H1とH1'は、コンクリート強度のわずかな違いを除いて同じ仕様である。

材料は、鋼板に高張力鋼(SM58)、コンクリートに設計基準強度 $F_c=210\text{kgf/cm}^2$ の1種軽量コンクリートを用いた。表-2に鋼材の材料試験結果、表-3にコンクリートの調合、表-4にコンクリートの材料試験結果を示す。

2.2 加力方法

試験体せい方向のモーメント分布が逆対称となるように正負交番載荷を行なった(図-2)。また、制御は試験体全体の水平変形量を試験体せいで除した層間変形角により行なった。加力履歴は基本的に漸増繰返しとし、一部同振幅での繰返しと大振幅後の微小振幅を加えることにより実地震時を模擬した。

2.3 測定方法

計測は、水平せん断力、各部の変形、ひずみについて行なった。また、版に生じたひび割れの進展状況について観察を行なった。

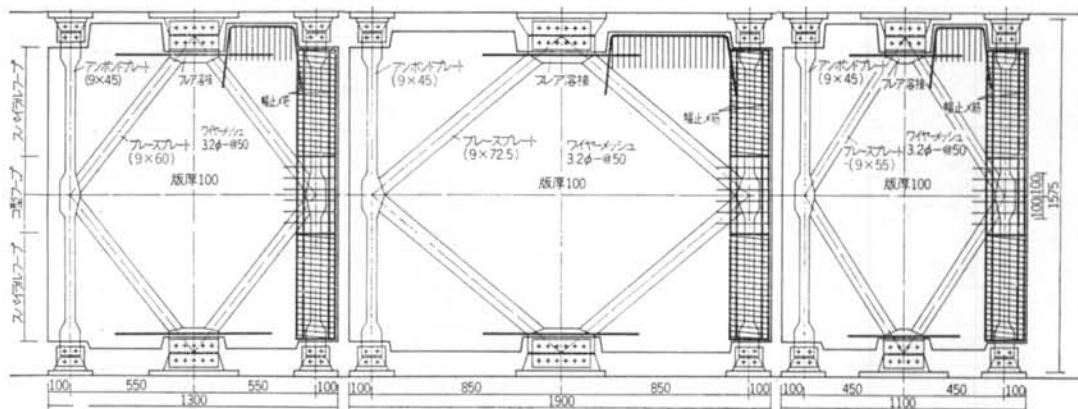
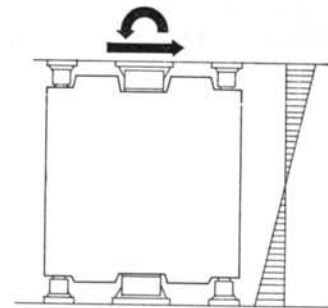


図-1 試験体の形状・寸法・配筋

試験体名	高さ H (mm)	幅 l (mm)	アンボンドプレート		ブレースプレート		接 合 部		
			断面 (mm)	設計軸力 (tonf)	断面 (mm)	設計軸力 (tonf)	断面 (mm)	ボルト	設計せん断力 (tonf)
H1	1575	2200	9×45	16.6 {163 kN}	9×60	22.1 {217 kN}	9×220	5-M16	30.1 {295 kN}
H2		3400			9×72.5	26.8 {263 kN}	9×260	6-M16	36.2 {355 kN}
H3		1800			9×55	20.3 {199 kN}	9×180	4-M16	24.1 {236 kN}

表一 試験体各部の設計仕様



図一 加力形式およびモーメント分布

種 類	仕様	降伏点強度 (kgf/cm ²)	引張強度 (kgf/cm ²)	ヤング係数 (kgf/cm ²)	伸び (%)
プレート	SM58	5,770 {565 MPa}	6,740 {661 MPa}	1.86×10 ⁶ {182 GPa}	22.1
メッシュ筋	φ3.2	3,960 {388 MPa}	—	—	—
スパイラル筋	φ3.2	5,760 {564 MPa}	6,850 {671 MPa}	2.16×10 ⁶ {212 GPa}	—

表二 鋼材の材料試験結果

設計基準強度 (kgf/cm ²)	W/C (%)	細骨材		単位重量 (kg/m ³)			
		率(%)	水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤
240{24 MPa}	48.5	43.0	150	309	668	798	309

表三 コンクリートの調査

試験体名	圧縮強度 (kgf/cm ²)	割裂強度 (kgf/cm ²)	ヤング係数 (kgf/cm ²)	ポアソン比	比重 (g/cm ³)
H1, 2, 3	354 {34.7 MPa}	27.6 {27.0 MPa}	1.94×10 ⁶ {19.0 GPa}	0.85	1.85
H1'	379 {37.1 MPa}	26.5 {26.0 MPa}	2.14×10 ⁶ {21.0 GPa}	0.19	1.88

表四 コンクリートの材料試験結果

		H 1		H 1'		H 2		H 3			
		耐 力 (tonf)	変形角 (%)	耐 力 (tonf)	変形角 (%)	耐 力 (tonf)	変形角 (%)	耐 力 (tonf)	変形角 (%)	耐 力 (tonf)	変形角 (%)
斜めひび割れ発生時	正	18.0	0.24	26.9	0.36	47.5	0.43	29.0	0.284	1.00	
	負	未発生		26.2	0.37	33.2	0.25	未発生			
アンボンドプレート引張降伏時	正	29.2	0.55	29.1	0.43	46.0	0.40	20.4	0.200	0.39	
	負	30.9	0.61	29.9	0.51	計測不能		23.6	0.231	0.54	
ブレースプレート引張降伏時	正	34.6	0.88	36.2	0.93	56.0	0.92	29.2	0.286	1.16	
	負	34.3	0.89	34.5	0.76	57.2	0.91	29.3	0.287	1.15	
最大耐力時	正	41.0	3.35	42.5	4.40	59.3	1.29	3.39	0.332	3.80	

表五 実験経過一覧

§ 3. 実験結果

3.1 破壊経過および結果

いずれの試験体も、PC版部分にブレースプレートを横切る斜めひび割れが発生した後、アンボンドプレートの引張降伏、ブレースプレートの引張降伏と続き、最終的にはアンボンドプレートの座屈により最大耐力が決定した。表一五に各破壊段階でのせん断耐力と部材変形角の一覧を、図一三に最終破壊状況を示す。

3.2 せん断力一部材変形角関係

図一四に、各試験体のせん断力Q-層間(全体)変形角Rの関係を示す。いずれも、R=1.25%のサイクルまでは耐力低下は見られず、ループ形状も紡錘形で非常に良好な挙動を示している。

§ 4. 考察

ここでは、SROPのQ-R関係包絡線のモデル化を

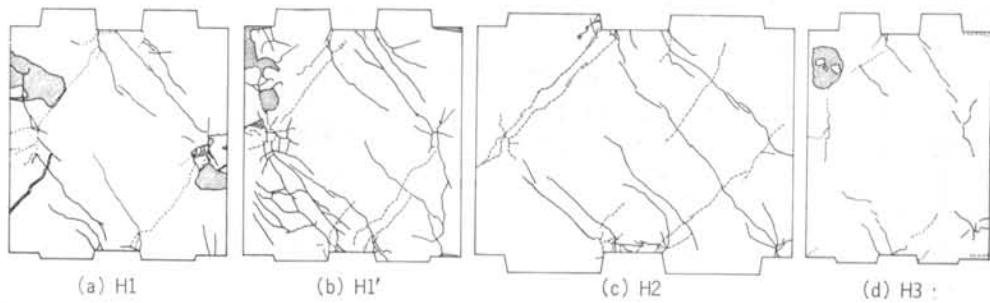


図-3 最終破壊状況

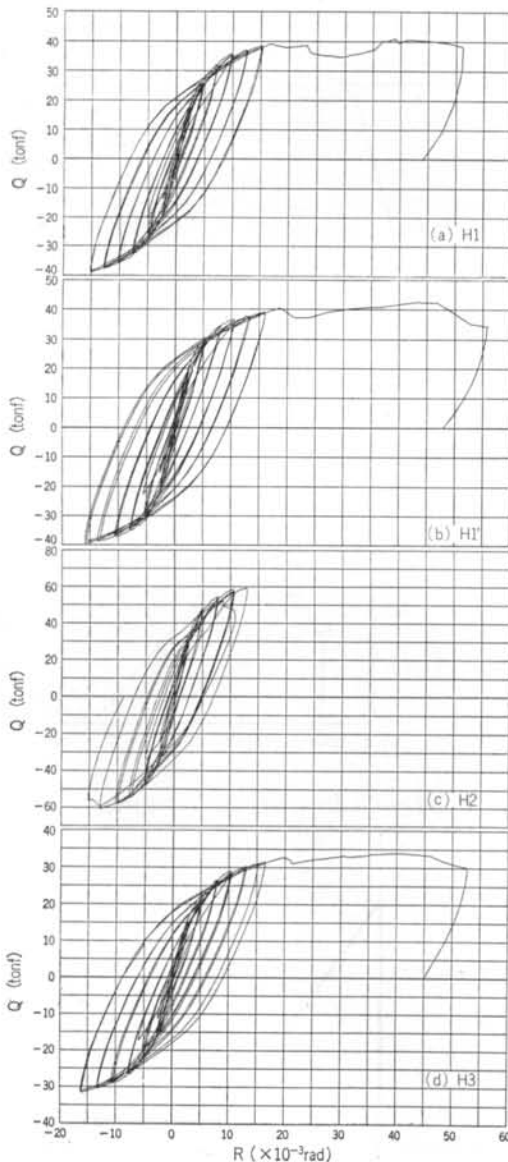


図-4 Q-R関係

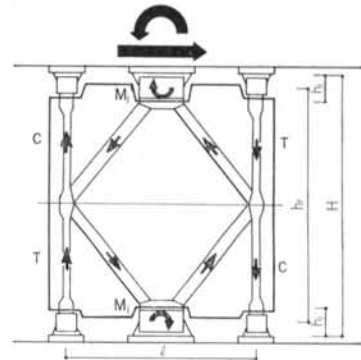


図-5 各部に生じる力

行なう。モデル化は、主に各部の変形（ひずみ）と力（応力度）の釣合いを考慮して行なう。従来の解析モデル¹⁾との相違点は、接合部を完全ピンとは考えないで、力（モーメント）の一部を負担している点にある。

4.1 力の釣合い

はじめに、入力されたモーメントおよびせん断力と、SROP 各部に生じる力との釣合いを考える。SROP 全体としてのモーメント分布は逆対称形で、各部に生じる力が図-5のようになることから、接合部回転中心でのモーメントの釣合いより下式が得られる。ただし、アンボンドプレートの個材曲げによるモーメントの負担分は無視する。

$$Q \cdot (h_r/2) = C \cdot l + T \cdot l + M_j \quad \dots\dots(1)$$

ここで、 h_r ：上下回転中心間距離（ $\cong H - h_j$ 、 H ：SROP 全せい、 h_j ：接合部せい）

M_j ：接合部が負担するモーメント

l ：アンボンドプレート間スパン

C ：アンボンドプレートに生じる圧縮力

T ：アンボンドプレートに生じる引張力

式(1)において、全体としては鉛直方向に伸縮しないと仮定すれば、上下のアンボンドプレート伸縮量の絶対値

は等しくなり $C=T (=N)$ とおける。したがって、式(1)は下式のように換言できる。

$$Q \cdot (h_r/2) = 2 \cdot N \cdot l + M_j \quad \dots\dots(1')$$

また、せん断力については今後アンボンドプレートの負担分は無視する。これは、PC版や接合部プレートに比べてアンボンドプレートの断面積は小さく、せん断剛性も十分小さいと考えることによる。

4.2 変形成分

SROP全体変形角 R は図-6に示すように、PC版の変形角 R_p 、接合部の変形角 R_j の和によって表わされる。

$$R = R_p + R_j \quad \dots\dots(2)$$

さらに、 R_p はPC版の曲げ変形角 fR_p とせん断変形角 sR_p に、 R_j は接合部の曲げ変形角 fR_j 、せん断変形角 sR_j 、回転滑り変形角 rtR_j 、せん断滑り変形角 stR_j にそれぞれ細分化できる。

$$R_p = fR_p + sR_p \quad \dots\dots(3)$$

$$R_j = fR_j + sR_j + rtR_j + stR_j \quad \dots\dots(4)$$

また視点を変えて、 R が曲げ系の変形角 RR とせん断系の変形角 RS との和であると見なせば、以下のような成分に分けられる。

$$R = RR + RS \quad \dots\dots(5)$$

$$RR = fR_p + fR_j + rtR_j \quad \dots\dots(6)$$

$$RS = sR_p + sR_j + stR_j \quad \dots\dots(7)$$

以下の項では、式(5)~(7)で示した変形成分について、力(モーメント)との関係をモデル化する。

4.3 回転滑り変形角 rtR_j

はじめに、式(6)で示した曲げ系の変形角 RR の各要素について考察する。

まず、回転滑り変形角 rtR_j と接合部に生じるモーメント M_j との関係を実験結果から調べる。ただし、今回の実験では M_j は直接計測できなかったため、以下の方法により求めた。

式(5)で示した RR は、反曲点位置での倒れによって計測できる。すなわち、従来¹⁾において剛体回転変形角として扱っていたものに等しい。したがって、アンボンドプレートの伸縮量 Δ から以下のように得られる。

$$RR = 2 \cdot \Delta / l \quad \dots\dots(8)$$

また、 Δ はアンボンドプレートの軸力 N に対して、弾性範囲内で以下の関係にある。

$$\Delta = \frac{N}{E_s \cdot A_u} \cdot \frac{h}{2} \quad \dots\dots(9)$$

ここで、 E_s : 鋼材のヤング係数

A_u : アンボンドプレートの断面積

したがって、式(1)', (8), (9)を整理した下式により M_j が求められる。

$$M_j = \frac{h_r}{2} \cdot Q - \frac{E_s \cdot A_u \cdot l^2}{H} \cdot RR \quad \dots\dots(10)$$

アンボンドプレート降伏後については、 $N = A_u \cdot \sigma_y$ (σ_y : 鋼材の降伏点強度)であるから、式(10)は下式となる。

$$M_j = \frac{h_r}{2} \cdot Q - 2 \cdot A_u \cdot \sigma_y \cdot l \quad \dots\dots(10')$$

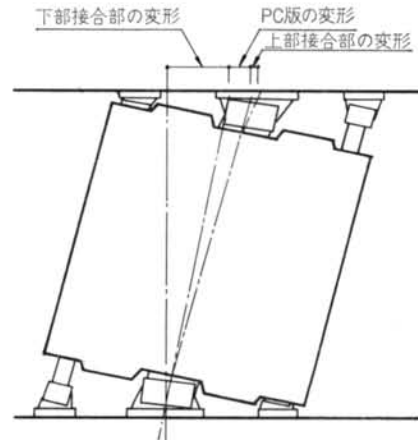


図-6 SROPの変形模式図

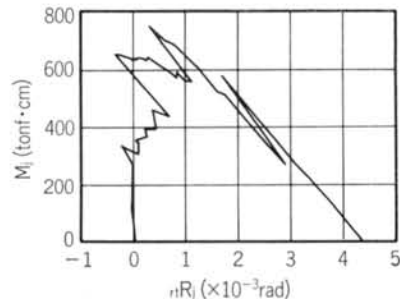


図-7 $M_j - r_1 R_j$ 関係包絡線 (H1, 負荷荷時)

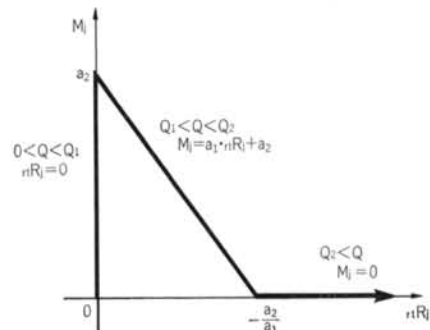


図-8 $M_j - r_1 R_j$ 関係モデル

$M_J - r_t R_J$ 関係包絡線の例を図-7に示す。 M_J はある値でピークに達した後、 $r_t R_J$ に比例して減少している。この関係を、以下のようにモデル化する(図-8)。

$$\left. \begin{aligned} r_t R_J &= 0 & (0 \leq Q < Q_1) \\ M_J &= a_1 \cdot r_t R_J + a_2 & (Q_1 \leq Q < Q_2) \\ M_J &= 0 & (Q_2 \leq Q) \end{aligned} \right\} \dots\dots(11)$$

ここで、 Q_1 、 Q_2 は $M_J = a_2$ 、 $r_t R_J = -a_2/a_1$ となると

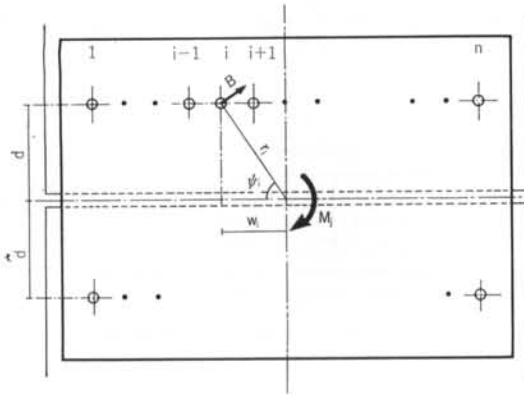


図-9 ボルト接合部に生じる回転摩擦力

試験体名	a_2		$\sum_i^{2n} r_i$ (cm)	μ
	(tonf·m)	{kN·m}		
H 1	正	6.09	31.6	0.466
	負	8.27		0.633
H 1'	正	7.54	31.6	0.577
	負	9.07		0.694
H 2	正	10.83	84.6	0.603
	負	10.55		0.587
H 3	正	6.52	42.6	0.722
	負	6.56		0.723
平均	—			0.626 (→0.63)

表-6 接合部回転方向の等価摩擦係数 μ

試験体名	$-a_2/a_1$		c
	$(\times 10^{-3} \text{rad})$		
H 1	正	4.07	0.251
	負	4.52	
H 1'	正	4.26	0.262
	負	4.54	
H 2	正	2.79	0.236
	負	2.94	
H 3	正	5.76	0.245
	負	5.81	
平均	—		0.256 (→0.26)

表-7 定数 c

きのせん断力である。 a_1 、 a_2 については、図-8において次のように換言できる。

①Y切片 a_2 は、接合部が回転滑りを開始するときのモーメントを表わす。

②X切片 $-a_2/a_1$ は、接合部の抵抗モーメントが0となるとき回転滑り量を表わす。

次に、 a_1 、 a_2 を決定するわけであるが、これらは接合部の個々のボルトに着目する。図-9のように、1列に n 個のボルト(2列計 $2n$ 個)を持つ接合部の場合、1本のボルト張力を N_b とすれば、それによる摩擦力 B は下式で表わされる。

$$B = \mu \cdot m \cdot N_b \dots\dots(12)$$

ここで、 μ ：回転方向への等価摩擦係数

m ：摩擦面数 (= 2)

ゆえに、 M_J は下式となる。

$$M_J = \sum_i^{2n} (B \cdot r_i) = \mu \cdot m \cdot N_b \cdot \sum_i^{2n} r_i \dots\dots(13)$$

ここで、 r_i ：回転中心— i 番目のボルト芯間距離したがって、先述の①によれば式(12)は μ を静止摩擦係数とみなしたとき a_2 を表わすことになるので、実験結果から μ の値を調べてみる。 a_2 は図-7において、 M_J がピークに達した以降のデータを直線回帰し、得られた直線のY切片とする。各試験体について求めた結果を表-6に示す。ただし、実際に作用している N_b は不明であるので、とりあえず設計ボルト張力(F10T, M16として $N_b = 10.6$ (tonf)を用い、不確定要素は μ に含めて考えるものとする。

平均値として、 $\mu = 0.63$ が得られた。したがって、

$$a_2 = 0.63 \cdot m \cdot N_b \cdot \sum_i^{2n} r_i \dots\dots(14)$$

とする。

a_1 については、 $-a_2/a_1$ の形で同様に実験結果についてみると、

$$-\frac{a_2}{a_1} = \frac{c}{\sum_i^{2n} r_i} \quad (c : \text{定数}) \dots\dots(15)$$

の関係にあることが分かった(表-7)。平均値として $c = 0.26$ が得られた。したがって、式(14)、(15)より下式が得られる。

$$a_1 = -2.4 \cdot m \cdot N_b \cdot \left(\sum_i^{2n} r_i \right)^2 \dots\dots(16)$$

この結果、式(11)、(14)、(16)について整理すれば、 $M_J - r_t R_J$ 関係が得られる。

$$r_t R_J = 0 \quad (0 \leq Q < Q_1)$$

$$M_j = m \cdot N_b \cdot \left\{ -2.4 \cdot \left(\sum_i^{2n} r_i \right)^2 \cdot r_t R_j + 0.63 \cdot \sum_i^{2n} r_i \right\} \quad (Q_1 \leq Q < Q_2) \quad \dots\dots(11)'$$

$$M_j = \bar{v} \quad (Q_2 \leq Q)$$

4.4 接合部の曲げ変形角 fR_j

接合部の曲げ変形角 fR_j は、作用するモーメント (図-5) から弾性計算により次式で求まる。

$$fR_j = \frac{h_j \cdot (H - h_j)}{2 \cdot E_s \cdot I_j \cdot H} \cdot Q - \frac{A_u \cdot h_j \cdot (H - h_j) \cdot l^2}{I_j \cdot H^2} \cdot RR \quad \dots\dots(12)$$

ここで、 I_j : 接合部の断面 2 次モーメント

4.5 曲げ系の変形角 RR

式(6)において、PC 版の曲げ変形角 fR_p は無視する。これは、PC 版の位置が反曲点に近く、大きなモーメントは作用しない (図-5) こと、PC 版の曲げ剛性は接合部の曲げ剛性等に比べて相当大きいことによる。したがって、下式が得られる。

$$RR = r_t R_j - fR_j \quad \dots\dots(6)'$$

このことから、式(6)', (10), (10)', (11)', (12)において M_j, fR_j を消去し、 Q と RR との関係が得られる。ここで、式(11)'における Q_1, Q_2 と、式(10), (10)'におけるアンボンドプレート降伏時せん断力 Q_y との大小関係に注意する必要があるが、各式を展開し比較した結果 $Q_2 \approx Q_y$ となることが分かり (詳細略)、この関係を用いて式の整理を行った。

この結果、 $Q-RR$ 関係は次に示す (R_{r1}, Q_1), (R_{r2}, Q_2) の 2 点で折れる Tri-linear 型モデルで表わされる。第 2 折れ点以降の剛性は 0 となる。

$$Q_1 = 1.26 \cdot m \cdot N_b \cdot S \cdot \left(\frac{1}{H - h_t} + \frac{A_u \cdot l^2 \cdot h_j}{I_j \cdot H^2} \right) \quad \dots\dots(13)$$

$$Q_2 = \frac{2 \cdot A_u \cdot \sigma_y \cdot l}{H - h_j} \quad \dots\dots(14)$$

$$R_{r1} = \frac{0.63 \cdot m \cdot N_b \cdot S \cdot h_j \cdot (H - h_j)}{E_s \cdot I_j \cdot H} \quad \dots\dots(15)$$

$$R_{r2} = \frac{H}{E_s \cdot l} \cdot \left(\sigma_y + \frac{0.158 \cdot m \cdot N_b \cdot S}{A_u \cdot l} \right) \quad \dots\dots(16)$$

$$\text{ただし、} S = \sum_i^{2n} r_i$$

図-10 に、 $Q-RR$ 関係包絡線について実験結果と今回のモデルとの比較を行なう。各試験とも、精度良くモデル化できている。

4.6 接合部のせん断滑り変形角 sR_j

次に、式(7)からせん断系の変形角 RS について検討す

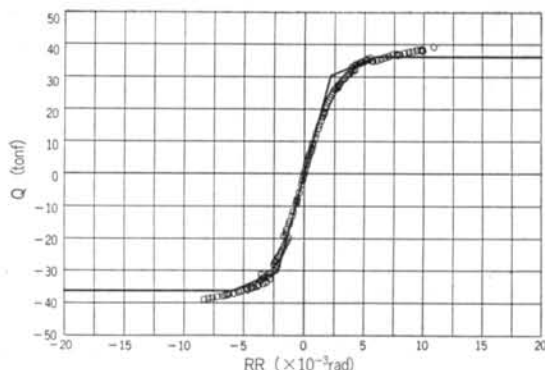


図-10 $Q-RR$ 関係包絡線 (H1)

K_j		H1, H1'	H2	H3
	(rad/tonf)		4.99×10^{-6}	4.22×10^{-6}
	(rad/kN)	5.09×10^{-7}	4.31×10^{-7}	6.22×10^{-7}

表-8 接合部せん断剛性 sK_j

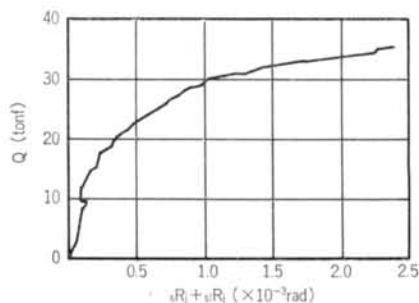


図-11 せん断力-接合部せん断系変形角関係包絡線 (H1, 負荷荷時)

る。はじめに、接合部のせん断変形角 sR_j とせん断滑り変形角 stR_j について検討する。

接合部のせん断変形角 sR_j は接合部に作用するせん断力 ($=Q$; 4.1 参照) に対し、弾性計算により次の関係がある (ひずみゲージによる計測結果によると、接合部は最後までせん断降伏していなかった)。

$$sR_j = sK_j \cdot Q \quad \dots\dots(17)$$

ここで、

$$sK_j = \frac{0.52 \cdot h_j^2}{E_s \cdot I_j \cdot H}$$

式(17)で得られた接合部せん断剛性 sK_j の計算結果 (表-8) と、図-11 に示したせん断力-接合部せん断系変形角 ($sR_j + stR_j$; 従来¹⁾接合部の変形として扱っていたもの) 関係包絡線例 (実験結果) とを比較すると、 sR_j は非常に小さな値であることが分かる。したがって、以下 sR_j は無視し、 stR_j のみ考えることとする。

接合部のせん断滑り変形角 stR_j は、前述の回転滑り変形角 rtR_j と同様に摩擦問題として取り扱うこととす

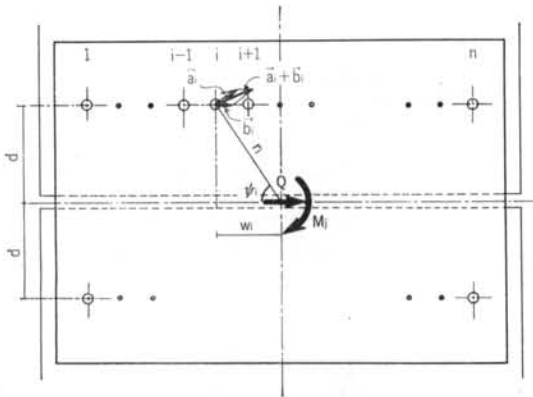


図-12 回転およびせん断力が作用する場合に接合ボルトに生じる力

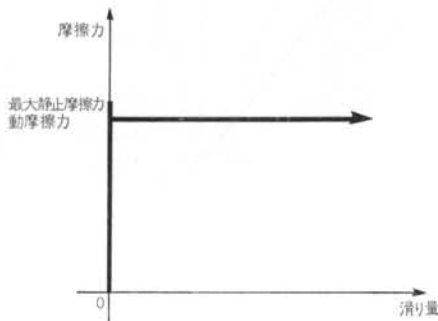


図-13 一般的な摩擦問題模式図

試験体名	μ'	γ
H 1	正	0.242
	負	0.240
H 1'	正	0.285
	負	0.326
H 2	正	0.299
	負	0.295
H 3	正	0.259
	負	0.261
平均	0.276 ($\rightarrow 0.28$)	1.715 ($\rightarrow 1.72$)

表-9 接合部せん断摩擦係数 μ'

る。しかし、本来 SROP のような ガセットプレート部の高力ボルト接合の摩擦を検討する場合には、回転方向とせん断方向両成分の合力について考えるべきである²⁾(図-12)。このことは、一般的な摩擦における滑り量と摩擦力との関係が図-13に示すような剛塑性型となるにもかかわらず、前述のように回転滑りを独立に扱った場合、図-7のように三角形型となってしまったことから分かる。

しかし、回転方向とせん断方向の合力を求め精度良く

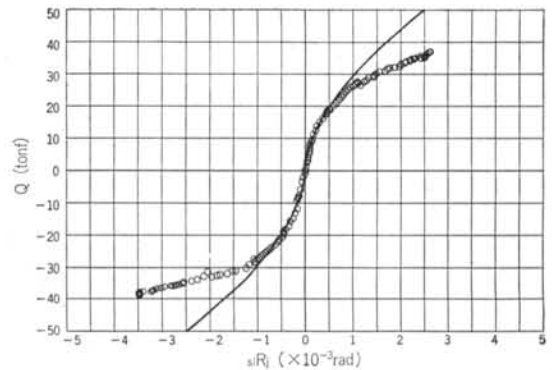


図-14 $Q-sjRj$ 関係包絡線 (H1)

剛塑性モデルが得られても、滑り始めてからの変形量は一義的に求められなくなり、有意義ではない。そこで、せん断方向についても独立に考えることとする。

前述のように、図-12を $Q-sjRj$ 関係と見るならば、 $s_j R_j$ は Q に対して漸増である。そこで、 Q を接合部に生じるせん断摩擦係数 $\mu' \cdot m \cdot n \cdot N_b$ (μ' : 見掛け上のせん断摩擦係数) で基準化した値を用いて、次式で表わされるものとする。

$$s_j R_j = \left(\frac{Q}{\mu' \cdot m \cdot n \cdot N_b} \right)^\gamma \times 10^{-3} \quad \dots\dots (23)$$

実験結果から回帰によって求めた μ' 、 γ の値を表-9に示す。各々の平均値として $\mu' = 0.28$ 、 $\gamma = 1.72$ を得た。

図-14に $Q-sjRj$ 関係包絡線について、実験結果とこれらの値を用いたモデルとの比較を行なう。各試験体とも、比較的せん断力が小さいレベルでは精度良くモデル化できている。

4.7 PC版のせん断変形角 sR_p

最後に式(7)の残る要素、PC版のせん断変形角 sR_p について検討する。基本的には従来¹⁾の方法と同じく、PC版をプレス置換して考える。ただし、今回はコンクリートの剛性寄与分についても考慮する。

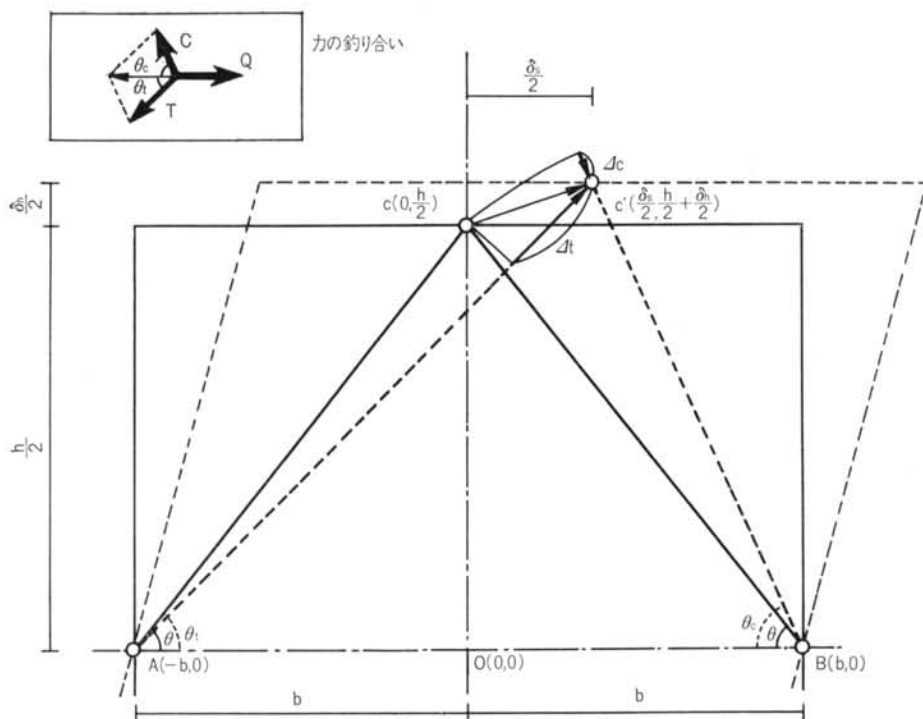
はじめに、PC版は模式図(図-15)のように変形するものと仮定する。すなわち、PC版の高さ方向中心線(A-O-B)上は不動であり、上下は対称にせん断変形(PC版全体の変形量 δ_s の1/2)するものとする。このとき、各点の座標から求めた幾何学的条件および力の釣合い条件から、せん断力-PC版のせん断変形角関係は次式で表わされる。

$$sR_p = \frac{l}{2 \cdot A' \cdot E_s \cdot H} \cdot \frac{1}{\cos^3 \theta} \cdot Q \quad \dots\dots (24)$$

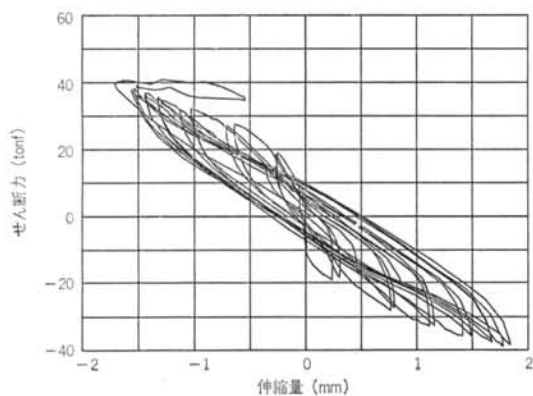
ここで、 A' : コンクリートを含む斜材の等価断面積

$\cos \theta$: 斜材の角度 ($= l / \sqrt{l^2 + H^2}$)

A' についてはコンクリートを含むとしながらも、圧縮



図—15 PC版変形模式図



図—16 プレースプレート伸縮量の推移 (H1, 左下)

・引張時ともに等しく扱う。これは、引張時にはひび割れの発生・進展に伴い等価断面積が小さくなることが予想されるにもかかわらず、図—16に例示したプレースプレートの伸縮量の推移を見る限り、圧縮時と引張時とで大きな挙動（剛性）の違いは認められなかったことによる。この理由として、PC版全面に配したメッシュ筋の影響が大きく、見掛け上ひび割れ発生後もコンクリートが十分な引張力を負担していることが考えられる。

A'においてコンクリートの有効幅 w をイメージした場合、次のように表現できる。

試験体名		α_0	b_0
H 1	正	5.43	7.50
	負	5.48	10.52
H 1'	正	6.91	10.81
	負	3.28	9.63
H 2	正	3.58	7.65
	負	5.46	9.61
H 3	正	6.01	9.95
	負	3.97	9.01
平均		5.02 ($\rightarrow 5.0$)	9.34 ($\rightarrow 9.3$)

表—10 コンクリートの有効幅

$$A' = A_s + (w \cdot t - A_s) \cdot E_c / E_s \quad \dots\dots (25)$$

ここで、 A_s : プレースプレート断面積

t : PC版厚

E_c : コンクリートのヤング係数

しかし、コンクリートの特性から明らかなように、応力—ひずみ関係におけるコンクリートの剛性はひずみの増加に伴い低下していくので、式(25)のように E_c 一定として扱うのは正しくない。加えて、 w 自体も変化すると考えられるので式(25)を次式のように見直し、係数 α を実験結果から求めることとする。

$$A' = \{\alpha \cdot (E_c / E_s) + 1\} \cdot A_s \quad \dots\dots (26)$$

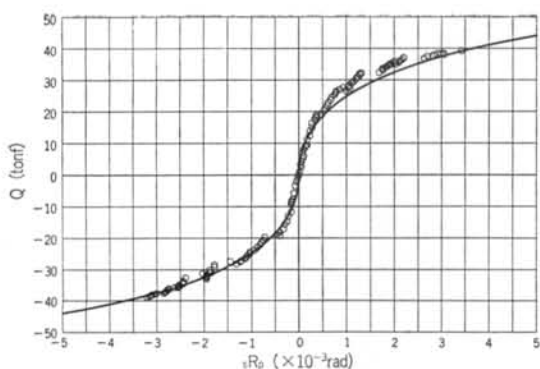


図-17 $Q-R_p$ 関係包絡線 (H1)

コンクリートの特性に従えば、 α の値は斜材方向軸応力度 σ_0 の増大に伴い減少する。また、力の方向を考えれば、 σ_0 はPC版に生じるせん断応力度 τ_s を $1/\cos\theta$ 倍したものの関数と見ることができる。さらに、 τ_s として平均せん断応力度 $Q/(w_p \cdot t)$ (w_p : PC版幅)を用い、次数を合わせるためコンクリートの圧縮強度 σ_B で基準化して、次式のように簡単に考える。

$$\alpha = a_0 \cdot (w_p \cdot t \cdot \sigma_B / Q - b_0) \cdot \cos\theta \quad \dots\dots(26)$$

実験結果から回帰によって求めた a_0 、 b_0 の値を表-10に示す。平均値として $a_0=5.0$ 、 $b_0=9.3$ を得た。

図-17に $Q-R_p$ 関係包絡線について、実験結果とこれらの値を用いたモデルとの比較を行なう。各試験体とも精度良くモデル化できている。

4.8 全体変形角 R

以上、モデル化した各変形角成分の和を、全体変形角 R とし、

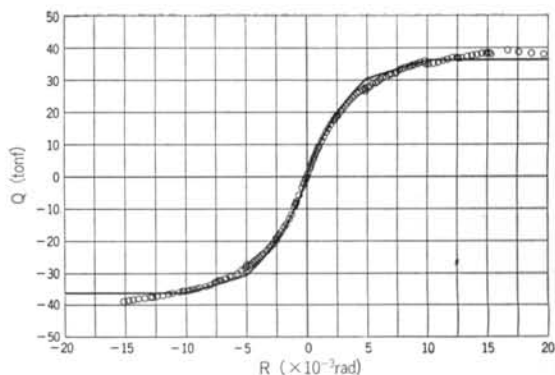


図-18 $Q-R$ 関係包絡線 (H1)

$$R = RR + s_1 R_j + s_2 R_j \quad \dots\dots(27)$$

図-18で $Q-R$ 関係包絡線と比較する。この結果、今回提案したモデルは実験結果に非常に良く適合していることが分かる。

§ 5. まとめ

本報告の結論を、以下にまとめる。

(1) SROPの鋼材に高張力鋼を用いた場合でも、早期に脆性破壊などは生じず、従来型と同様に十分な耐力および変形性能が発揮された。

(2) 縦横比を変化させた場合でも、今回実験を行なった実用的な範囲では全く支障がないことが確認できた。

(3) せん断力一層間(全体)変形角関係包絡線について、縦横比、接合部詳細等を因子とする精度良いモデルを提案した。

<参考文献>

- 1) 坂口、角陸、他：“回転機能を有するPC板耐震壁の開発” 清水建設研究報告 第42号(昭和60年10月) pp.41~49
- 2) 日本建築学会編：“高力ボルト接合設計施工指針” 日本建築学会(1983年)

