

報 告

[2137] 壁式 RC 造における十字形壁-床交差部の破壊性状に関する実験的検討

Algirdas A.KUDZYS^{*1}・北野 敦則^{*2}・後藤 康明^{*2}・城 攻^{*3}

1. 序

東欧諸国等の非地震国では、プレキャストを用いた壁式現場打ち鉄筋コンクリート構造が多く用いられている。この種の壁式構造は、桁行方向に耐震壁(または剛性壁とも言う)が少なく、この方向の水平抵抗は壁・スラブ交差部の面外耐力に大きく依存している¹⁾。これらの国の壁式現場打ち鉄筋コンクリート構造は、壁ないしは床にプレキャスト板を用いた合成部材とする事が多く、主に5～16階程度の住宅建築に採用されている。住宅建築では、安全性が最優先に考えられる事、規格化、量産化が求められる事、等の理由によりプレキャスト構造が最も適していると言えよう。又、住宅建築の場合、積載荷重はそれほど高くないので、スラブには空洞スラブが広く用いられている。

日本では、壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造に関して、5階以下の低層建物の場合には日本建築学会による設計規準に基づいて設計される。また、6階建て以上の高層建築の場合は、一般化された設計規準はまだ設定されておらず、日本建築センターの構造評価を受けて実施設計がなされている。しかし、いずれの場合にも大きな地震力に抵抗させるために壁式構造では耐震壁の面内方向の耐力に期待して設計され、これについては多くの研究がある。

National Research Council Canadaによると、近年の地震状況から全世界で地震が起きる地域が広がっており、過去に地震が起きなかった地域でも地震が発生する可能性が示されている。この意味に於いても、東欧諸国等の非地震国に見られるように、地震荷重を考慮せず設計された建築物の水平加力時の破壊性状を明らかにすることは重要である。

本研究は、東欧諸国で一般的に用いられているハーフPCaスラブと現場打ちRC壁とから構成される壁式構造を対象として、鉛直荷重と同時に面外水平力を受ける壁スラブ交差部の破壊性状の把握と耐震性能の向上について実験的に検討したものである。

2. 実験概要

(1)合成スラブについて：日本では、様々な形の合成スラブが開発され、プレキャストスラブと後打ちコンクリートの一体化を検討する実験が多数行われている。本研究で対象とする壁式構造の床スラブは、PCa板と現場打ち空洞スラブとの合成スラブであり、壁スラブ交差部の耐力評価に先立ち、合成スラブ内の境界面の付着性状を調べるために、7体のハーフPCaスラブを製作して予備実験を行った。

試験体は、壁スラブ試験体(幅700mm)の片側のスラブ(長さ1,100mm)を取り出し、支持部として壁厚(200mm)と余長部(200mm)を加えたもので、スラブの先端を加力した。表-1に実験変数および実験結果の一覧を示す。実験変数は、境界面条件(接合筋の有無、シブコッターの有無)、配筋(シングル配筋、ダブル配筋)、PCaスラブ筋の交差部内定着長、加力方法(単調、繰り返し)である。その結果全試験体において、スラブ筋降伏時までは、試験体のPCaスラブとトングコンクリート間の接合条件に拘らず、境界面に構造

*1北海道大学大学院 工学研究科建築工学専攻 博士課程、Ph.D. (正会員)

*2北海道大学助手 工学部建築工学科、工修 (正会員)

*3北海道大学教授 工学部建築工学科、工博 (正会員)

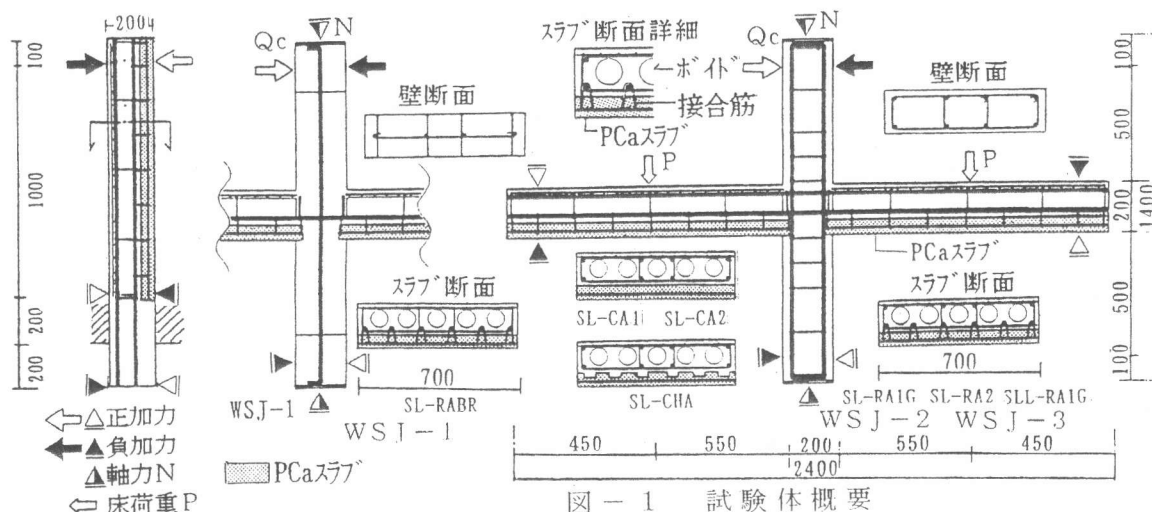


図-1 試験体概要

性能に及ぼすスリップは生じず、合成スラブは一体性を維持した。壁スラブ交差部試験体では、主実験においては、境界面には接合筋を用いることにした。

(2)壁スラブ交差部試験体及び使用材料:本研究では、壁軸力、スラブ荷重と水平力とを受ける階数9、10階程度の住宅

建築物を想定している。主実験の壁スラブ交差部試験体は上記建築物の中間階より、積載荷重によるスラブ曲げモーメントの反曲点、及び階高の1/4の位置で取り出した十字型壁スラブ交差部であり、3体の試験体を製作した。試験体概要を図-1に、各試験体の実験変数を表-2に示す。

補強筋は、壁及びスラブ主筋にD16を、PCスラブ内溶接金網・接合筋・壁・スラブ剪断補強筋に6φを、スラブ上端部金網に3φを用いた。またスラブ内のボルトに、外径76mmの塩ビ管を用いた。鉄筋とコンクリートの力学的性状を表-3、4に、配筋を図-1に示す。

(3)実験方法及び計測方法:主実験では地震時における壁スラブの応力状態を再現するために、図-2示すような加力装置によって水平加力を行った²⁾。上壁頂部において、水平、鉛直、両方向に回転可能になるように反力壁に取り付けられたアクチュエータを、先端部のユニバーサルジョイントを介して試験体と接合し、水平方向の加力時に端モーメントの発生を防ぎ剪断力のみを伝えるようにした。水平加力は変位制御により、繰り返しは部材角 $R=0.1\%$ 、 0.2% で各1回、 0.5% 、 1% 、 2% 、 3% 、 4% で各2回、 5% で1回の計13サイクルとした。WSJ-1とWSJ-2では実構造物の固定荷重によるスラブ端モーメントを再現させるのに必要な不足固定荷重相当分 P を、WSJ-3は不足固定荷重と積載荷重に相当する集中力 P を、それぞれのスラブ中央に天秤型装置を用い、天秤の一方を反力床に接続し他方におもりを吊すことによって定荷重となるようにスラブに加力した。天秤型装置は、おもりを吊す位置を調整して荷重を変化させる事が出来る。スラブ荷重を導入した後、WSJ-1、WSJ-2には固定荷重として $\sigma_B/7.5$ (壁軸応力度)、WSJ-3には固定荷重と積載荷重として $\sigma_B/4.5$ に相当する外部一定軸力を加えた(図-2参照)。

表-1 予備試験実験用試験体名と変数及び実験結果一覧

試験体名	実験変数				実験結果 正/負(t)		
	主筋	境界面	加力方法	備考	曲げ初亀裂	鉄筋降伏	最大耐力
SL-RA1G	複	接合筋	繰り返し	*1	1.50/0.94	5.44/3.17	7.19/3.52
SL-RA2	"	接合筋	単調荷重	"	1.02/-	5.13/-	6.20/-
SL-CA1	"	無	繰り返し	"	1.05/2.38	5.20/3.20	6.77/3.31
SL-CA2	"	"	単調荷重	"	1.44/-	6.52/-	7.58/-
SL-CHA	"	シコッター	繰り返し	"	1.00/0.84	4.40/3.35	6.67/3.67
SL-RABR	単	接合筋	"	"	1.35/2.56	2.43/2.56	2.73/3.23
SLL-RA1G	"	"	"	*2	1.07/1.28	5.39/4.50	6.84/4.76

*1:PCスラブかかりしろ30mm,*2:PCスラブかかりしろ200mm 試験体記号:
SL:スラブ、SLL:ロングスラブ、RA:接合筋、CA:コンクリート、CHA:シコッター、BR:単筋

表-2 主実験変数 (荷重:t)

試験体	壁・スラブ主筋	軸力N	スラブP
WSJ-1	シングル配筋	35	1.65
WSJ-2	ダブル配筋	30	1.65
WSJ-3	ダブル配筋	58	2.40
WSJ-3'			1.65

WSJ-3'はWSJ-3と同一試験体

計測は、壁剪断力・壁水平変位・壁軸力・スラブの曲げ変形・スラブたわみ・PCaスラブ境界面スリップ変形・スラブ剪断力、コンクリート各部の表面に埋め込んだ標点間の変位(交差部剪断変形用等)、各主筋、接合筋及び剪断補強筋の主要位置の歪度について測定した。

3. 実験結果及び考察

(1) 亀裂及び破壊性状: 試験体の最終亀裂状況と剪断力 Q_w -層間変形角 R 関係のスケルトンカーブを図-3, 4に示す。

WSJ-1に於いてはスラブ付け根にスラブ荷重 P の加力前に発生していた乾燥収縮亀裂が加力後も支配的であり、壁スラブ交差部内の剪断亀裂は南側で+③サイクル($R=+0.5\%$)、北側で+④サイクル π - π 変形時において発生したが、その後の伸展は余り見られず、スラブの曲げ破壊で最大耐力に至った。

WSJ-2においては、スラブに荷重を加えた時にスラブに、多数の曲げ亀裂が生じた。水平加力時±③サイクルにおいて、交差部中央に剪断初亀裂が発生し、それ以降は交差部に多数の剪断亀裂が生じ、変形の増大に伴い大きく伸展し交差部の剪断破壊で最大耐力に至った。

WSJ-3においては、スラブに荷重を加えた時に、WSJ-2と同様にスラブに多数の曲げ亀裂が生じた。水平加力時+③サイクルで、交差部中央に剪断初亀裂が発生したが、壁軸力とスラブ荷重がWSJ-2に比べて大きい本試験体はその後剪断亀裂の伸展はあまり見られず、スラブ付け根の曲げ亀裂が支配的となった。⑬サイクル($R=\pm 4\%$)に達してスラブの曲げ破壊の兆候が明らかになったので、追加実験として計算上でスラブの積載荷重に相当する分を取り除き±4%と±5%を加力した。これをWSJ-3'試験体と称す。WSJ-3'では交差部に幾らか新しい剪断亀裂が生じ、南側においては剪断亀裂の

表-3 鉄筋の力学的特性
単位 $\sigma_y, \sigma_u, E: \text{kgf/cm}^2$

鉄筋径	使用位置	σ_y	σ_u	伸び率	$E \times 10^6$
D16	主筋	3870	5780	23.2	1.75
6φ	接合筋	3930	5210	19.2	2.14

表-4 コンクリートの力学的特性
単位 $E_{1/3} \times 10^5, \sigma_B \text{kgf/cm}^2, \epsilon: \times 10^{-6}$

試験体	フレキシスト部			後打ち部		
	σ_B	$\epsilon_{\max}$	$E_{1/3}$	σ_B	$\epsilon_{\max}$	$E_{1/3}$
SL-RA1G	299	2690	2.33	303	2680	2.34
SL-RA2	306	2810	2.11	309	2780	2.26
SL-CA1	306	2620	2.25	320	2980	2.23
SL-CA2	297	2280	2.28	308	2660	2.24
SL-CHA	306	2810	2.11	303	2240	2.25
SL-RABR	314	2440	2.18	243	2750	1.85
SLL-RA1G	302	2690	2.25	287	2220	2.34
WSJ-1	356	2970	2.27	266	2640	2.05
WSJ-2	380	3210	2.34	219	2760	1.91
WSJ-3	380	3000	2.30	274	2330	1.91

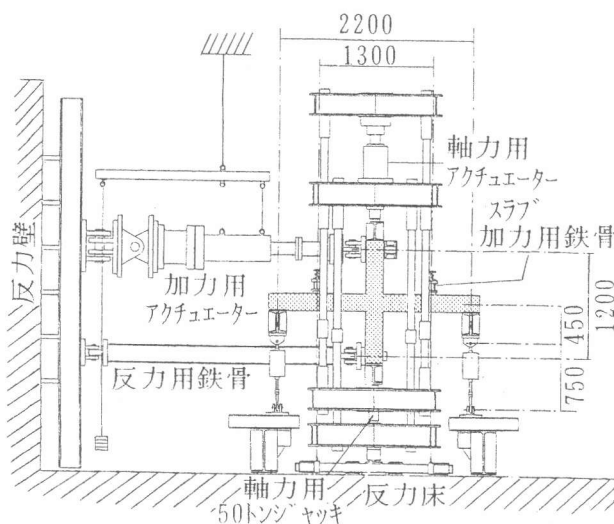


図-2 主実験加力装置

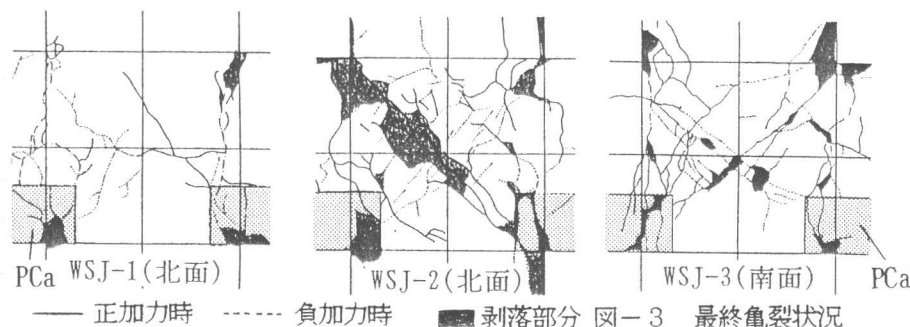
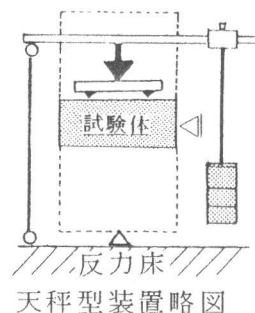


図-3 最終亀裂状況



天秤型装置略図

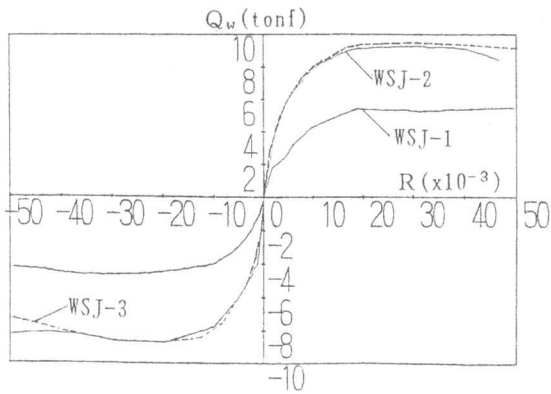


図-4 剪断力 Q_w -層間変形角 R 関係

幅が広がり、剪断破壊と同時に曲げ破壊で最大耐力に至った。

図-5に各試験体の交差部剪断応力度-剪断変形角(τ - γ)関係を示す。WSJ-1の場合には曲げ破壊に至ったので、剪断破壊に至ったWSJ-2より剪断変形角 γ が小さい。WSJ-3においては、正加力時の剪断変形角 γ はWSJ-2より小さいが、WSJ-3'の⑭サイクルの剪断変形角 γ は顕著に大きくなった。

(2)曲げ終局耐力:引張鉄筋が降伏状態で圧縮鉄筋が弾性域であると仮定した時の梁の曲げ終局強度は、(1)式で表される³⁾。

$$M_s = m \cdot b \cdot d^2 \cdot \sigma_B \quad (1)$$

ここで、終局抵抗モーメント係数:

$$m = q \cdot \{1 - \gamma_e \cdot d_{c1} - (1 - \gamma_e) \cdot k_2 \cdot x_{n1}\} \quad (2)$$

鉄筋係数 $q = a_t \cdot \sigma_y / k_1 \cdot \sigma_B \cdot b \cdot d$ 、

複筋係数 $\gamma_e = \gamma \cdot u \cdot (x_{n1} - d_{c1}) / x_{n1}$ 、

スラブの中立軸比 $x_{n1} = x_n / d$ 、

$u = E_s \cdot \epsilon_u / \sigma_y$ 、 $d_{c1} = d_c / d$ 、 $\gamma = a_c / a_t$

PCa板と現場打ちボルトスラブとの合成庄板の場合には図-6に示すようにT形スラブ上板の厚さ t がスラブ全せい D に比べて小さいので、正曲げモーメント時に中立軸距離 x_n は一般的に $x_n > t$ となる。この場合に、圧縮コンクリートの応力分布

については、厚さ t のコンクリート圧縮応力ブロックの形状係数を $k_1=1$ と仮定することにより、T形断面の終局抵抗モーメント係数 m_1 を次のように表し、 m の代わりに m_1 を(1)式代入して M_s を求める。

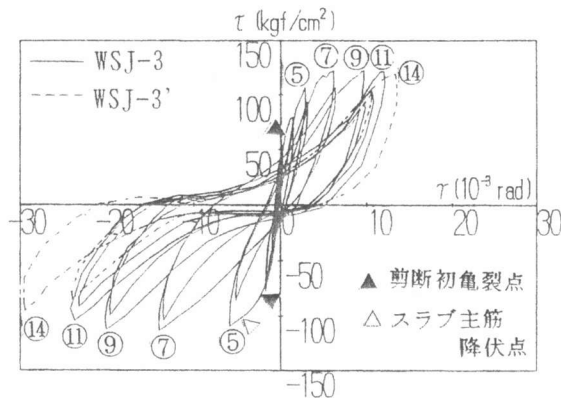
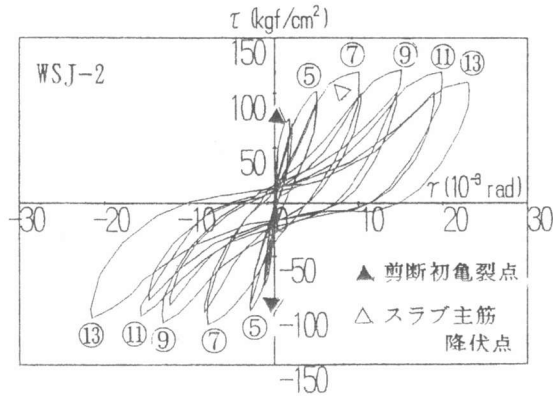
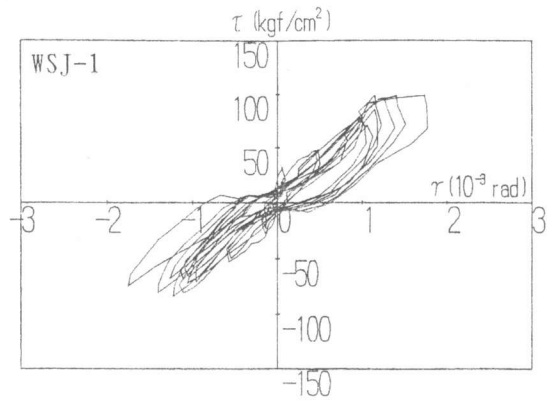


図-5 剪断応力度 τ -剪断変形角 γ 関係

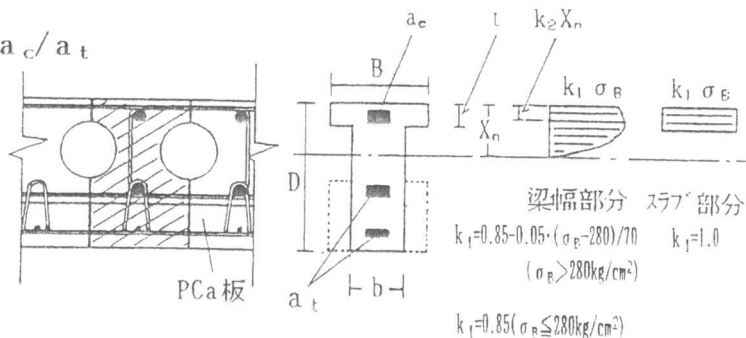


図-6 T形断面及びコンクリート圧縮面積について

$$m_1 = m + m' \quad (3)$$

ここで、 $m' = A_e (k_2 x_{n1} - t/2d)$ 、 m は(2)式、T形コンクリート断面比： $A_e = t(B-b)/b \cdot d$ 。

図-7より、壁・床交差部が曲げ破壊で最大耐力に至った場合、接合部の両スラブの受ける終局曲げモーメント M_s とスラブにかかる剪断力 Q_s 、壁にかかる剪断力 Q_w には次のような関係がある。

$$M_{s1} = Q_{s1} \cdot (l_{s1} - j_w/2) + P_1 \cdot l_1 \quad (4)$$

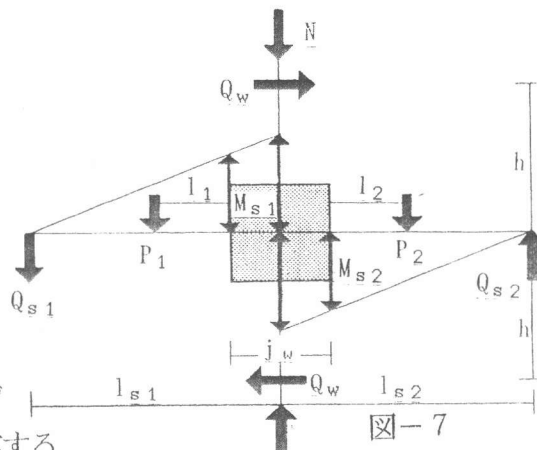
$$M_{s2} = Q_{s2} \cdot (l_{s2} - j_w/2) - P_2 \cdot l_2 \quad (5)$$

交差部で生じる最大曲げモーメント

$$M_{su} = M_{s1} + M_{s2} \quad (6)$$

十字形交差部の壁にかかる平均剪断力 Q_w は

$$Q_w = (Q_{s1} \cdot l_{s1} + Q_{s2} \cdot l_{s2}) / 2h \quad (7)$$



となる。表-5に示した曲げ終局耐力 Q_{wu} 計算値は曲げ破壊で最大耐力に至ったWSJ-1,3の実験値と良く対応する。

(3)剪断終局耐力:交差部が剪断破壊によって最大耐力に至った場合、交差部有効せいを壁の応力中心間距離 j_w と定義すると、最大耐力時剪断力 Q_{wu} は次式で表される。

$$Q_{wu} = \frac{b_j \cdot j_w}{(\alpha l_s - j_w) / j_s \cdot h / l_s - 1} \cdot \tau_{ju} \quad (8)$$

ここで τ_{ju} : 接合部剪断強度

b_w, b_s : 壁幅及びスラブ幅 (本例では同等)

j_w, j_s : 壁及びスラブの平均応力間距離 ($=7d/8$, d は有効せい)

b_j : 接合部有効幅 $= (b_w + b_s) / 2$

h, l_s : 壁、合成スラブ加力点間距離の1/2

α : $\alpha=2$:ダブル配筋試験体、 $\alpha=1$:シングル配筋試験体

ここでは、壁スラブ交差部剪断耐力 τ_{ju} を表-5欄外に示す既往の4つの十字型柱梁接合部剪断耐力式を用いて Q_{wu} を算出したもので①～③式の定義に対応する。ただし壁式構造の交差部の場合には、交差部補強筋比 $p_w=0$ となるので、交差部終局剪断強度はコンクリートの圧縮強度 σ_B のみに関係する。ただし、④式の接合部有効せいの定義は柱せいとしているが、本報では柱梁接合部と異なって曲げ破壊面がPCスラブの端面位置に生じることから接合部有効せいを j_w と読みかえている点に注意を要する。

これらの結果を表-5に示す。剪断破壊したWSJ-2の最大耐力実験値は、①式及び④式による剪断耐力計算値で比較的よく推定できる。

(4)剪断初亀裂発生時耐力:接合部における剪断初亀裂発生時耐力は、壁軸方向応力度 σ_0 とコンクリートの圧縮強度 σ_B に依存する。この時の剪断応力度 τ_{jc} は最大主応力度説、あるいはモールの破壊説を用いて次のように求まる。

$$\tau_{jc} = \sqrt{\sigma_t^2 + \sigma_t \cdot \sigma_0} \quad (9)$$

ここで、 $\sigma_t = \beta \sqrt{\sigma_B}$ ($\beta=1.4$) ; $\sigma_0 = N/A_w$ (N :軸力、 A_w :壁断面積)。

表-5 主実験 結果一覧

単位: t

試験体	剪断初亀裂発生耐力			最大 耐力	剪断終局耐力 Q_u				曲げ終局耐力 Q_{wu}		破壊 モード		
	実験値		計算値		exp/cal	実験値	式	計算値	exp/cal			計算値	exp/cal
									正	負			
WSJ-1	正	2.55	3.38	0.755	5.42	①	7.68	0.706	0.598	5.68	0.954	S_b	
	負	2.60		0.770	4.59	②	9.63	0.563	0.477		0.808		
						③	8.21	0.660	0.559				
						④	9.34	0.580	0.491				
WSJ-2	正	4.02	3.68	1.092	9.24	①	9.16	1.009	0.942	10.05	0.919	J_s	
	負	3.72		1.011	8.63	②	10.19	0.907	0.847		0.859		
						③	8.00	1.155	1.079				
						④	9.21	1.003	0.944				
WSJ-3	正	4.98	4.69	1.062	9.47	①	9.18	1.030	0.944	9.82	0.965	S_b J_s	
	負	5.13		1.094	8.67	②	11.44	0.828	0.758		0.883		
						③	9.86	0.960	0.879				
						④	11.51	0.823	0.753				

①式:遠藤式⁴⁾

$$\tau_{ju} = 7.54$$

②式:上村式⁵⁾

$$\tau_{ju} = (0.65 - 0.0014 \sigma_B) \cdot \sigma_B \quad \left(\begin{array}{l} \sigma_B \leq 232 \\ \sigma_B < 232 \end{array} \right)$$

③式:SRC規準⁶⁾のRC負担項

$$\tau_{ju} = (0.78 - 0.0016 \sigma_B) \cdot \sigma_B \quad \left(\begin{array}{l} \sigma_B \leq 244 \\ \sigma_B < 244 \end{array} \right)$$

$$\tau_{ju} = (0.82 - 0.002 \sigma_B) \cdot \sigma_B \quad \left(\begin{array}{l} \sigma_B \leq 244 \\ \sigma_B < 244 \end{array} \right)$$

$$\tau_{ju} = 2 \cdot f_c \cdot \phi \quad (\text{十字型の場合 } \phi = 3)$$

$$f_c: \text{コンクリートの許容剪断応力度}$$

④式:AIJ指針⁷⁾終局剪断強度 $\tau_{ju} = 0.35 \sigma_B$

※ S_b :スラブ曲げ破壊
 J_s :接合部剪断破壊
 $p_w=0$ の時①~③式

交差部有効せいはどの試験体も j_w を用いて(8)式により求めた剪断初亀裂耐力計算値と実験値の比較を表-5に示す。当研究室で行った柱梁接合部によく適用できる引張強度推定係数 $\beta = 1.4$ とすれば、ダブル配筋のWSJ-2と-3の実験値によく対応する。しかし、シングル配筋のWSJ-1では実験値が著しく小さくなり、亀裂発生機構または応力算定方法について検討が必要である。

4. 結語

今回の実験では、鉛直加力と同時に面外方向に水平力を受ける壁・合成床交差部の剪断抵抗性状に及ぼす影響を明確にすること目的として、壁・スラブの配筋及び鉛直加力条件を変数とした3体の試験体を用いて破壊性状を検討した。水平力の増大に伴って各試験体ごとに亀裂の伸展と破壊状況には相違が現れ、剪断破壊、曲げ破壊及びその組み合わせによって最大耐力に至った。

ダブル配筋とした壁スラブ交差部において剪断破壊した試験体の剪断終局耐力は、柱梁接合部の評価式を基にして壁の有効せいをを用いることで推定できること、剪断破壊後の耐力劣化は少なく、面外抵抗型壁式構造においてもダブル配筋が効果的であること、などが明らかになった。

なお壁式交差部の破壊機構を把握するため、他の影響要因を変数とした載荷実験及びRC弾塑性FEM解析を続行中である。

【謝辞】 この実験を行うにあたり、横山隆明君（北海道大学大学院修士課程）に御協力頂いたことに深く感謝致します。

【参考文献】 [1] Kudzys, A.P., Jonaitis, B.B., Kudzys, A.A.: Behaviour of New Type Walls and Joints Under Monotonic Loading, Proceedings of the Third International Symposium on Wall Structures, Warsaw (Poland), Vol. 2, pp. 43-47, Jun. 1984 [2] 城 攻・柴田 拓二ほか: 十字型RC柱・梁接合部のディテールと破壊性状の関係、I 実験概要・破壊性状及び耐力、日本建築学会北海道支部研究報告集、構造系、No. 56, pp. 185-192, 1983. 3 [3] 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1988 [4] 小倉 弘一郎・関根 正孝: 鉄筋コンクリート梁・柱接合部に関する研究の動向、コンクリート工学、Vol. No. 9, pp. 3-15, 1981. 9 [5] 上村 智彦: 鉄筋コンクリート構造の梁・柱接合部の終局剪断強度について、日本建築学会学術講演梗概集(関東)、pp. 1155-1156, 1975. 10 [6] 日本建築学会: 鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、1987 [7] 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造物の終局強度型耐震設計指針・同解説、1992