

論文 炭素繊維シートで補強されたT型断面の梁および柱のせん断性状

鈴木英之*1・西原 寛*2・松本智夫*1・田畑 卓*2

要旨：スラブ付きの梁や直交壁が付帯する柱のように、入隅部を有する T 型断面の鉄筋コンクリート部材を炭素繊維シートでせん断補強し、そのせん断補強効果を調べる実験を行った。主な実験変数は、炭素繊維シートの定着方法と部材の軸方向力の大きさとした。その結果、炭素繊維シートによってせん断耐力の上昇が見られたが、シート端が適切に定着されていない場合は、スラブと梁または壁と柱の分離破壊が生じた。炭素繊維シートの端部を、金物を用いて定着した場合の梁および柱のせん断終局耐力は、その引張強さを低減することにより評価できた。

キーワード：炭素繊維シート、鉄筋コンクリート、T型断面、せん断補強、せん断耐力

1. はじめに

鉄筋コンクリート(以下 RC)造の耐震補強技術の一つとして、炭素繊維シート(以下 CF シート)を使用する構法がある。せん断補強に用いる場合は、一方向に整列した炭素繊維を、柱または梁部材の材軸と直交方向に巻き付け、せん断補強筋と同様なせん断補強効果を期待するものである。既往の研究^{[1][2]}によると、CF シートは矩形断面の梁および柱の表面に閉鎖型に巻き付けることにより、有効なせん断補強効果を示し、部材のせん断耐力あるいは靱性能が向上することが明らかとなっている。

しかし、実際の柱には袖壁等の二次壁や耐震壁が付帯することがあり、梁にもスラブが付く場合がほとんどであるため、シートを部材の全周に巻き付けるのは困難な場合が多い。入隅部を有する断面の部材に CF シートを貼り付ける場合は、シート端の定着方法が、そのせん断補強効果に影響を及ぼすと考えられる。

本研究は T 型断面の梁と柱を用いて、入隅部における CF シート端の定着方法および軸方向力を実験変数とした曲げせん断実験を行い、定着方法がせん断性状に与える影響を調べるこ

とを目的とした。また、そのせん断補強効果を調べ、せん断耐力の評価を試みた。

2. 試験体および実験方法

2.1 試験体

表1に試験体および実験結果一覧、図1に試験体形状図を示す。試験体はシリーズ I (No.1~5) がスラブ付きの T 型梁、シリーズ II (No.6~9) が直交壁付きの柱であり、いずれもせん断スパン比(a/D)を 2.0 とした。CF シートでせん断補強した場合も、部材が曲げ降伏しないように、主筋には SD685 材を使用した。シリーズ I および II のせん断補強筋比(p_w)は、それぞれ 0.2% と 0.1%である。スラブや壁が付かない側の出隅部は、CF シートの応力集中を低減させるために、半径 30mm の面取りをした。シリーズ II では軸方向力による偏心モーメントの影響と直交壁のせん断耐力への寄与を低減する目的で、柱頭および柱脚部において直交壁とスタブの間に幅 20mm のスリットを設けた。

RC-0 および RC-0-15 は基準となる RC の試験体であり、他の試験体は基準試験体と同形状の梁および柱を CF シートで補強し、その端部は

*1 安藤建設(株)技術研究所 工修 (正会員)

*2 安藤建設(株)技術研究所 (正会員)

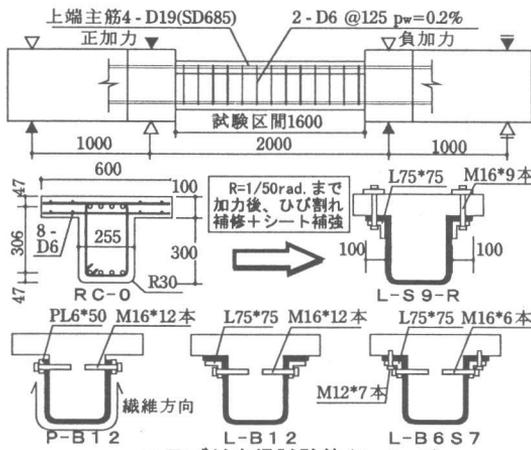
表1 試験体および実験結果一覧

部材	No.	試験体名	せん断補強筋	炭素繊維シート	軸方向応力度	シート端定着方法		最大耐力		破壊性状
						金物	アンカーbolt位置、本数	Q _{max} (kN)	変形角R	
シリーズI 付梁	1	RC-0	2-D6 pw=0.2%	無し	0	—	—	224	9.3	せん断破壊
	2	P-B12		300g/m ²		PL6x50mm	梁12-M16	282	16.2	スラブ・梁分離
	3	L-B12		一層巻き		75x75mm	梁12-M16	297	17.8	スラブ・梁分離
	4	L-B6S7		pf=0.13%		L型金物	梁6-M16,スラブ7-M12	339	20.4	せん断破壊
	5	L-S9-R		無し		—	スラブ9-M16	338	24.9*	せん断破壊
シリーズII 付柱	6	RC-0-15	2-D6 pw=0.1%	無し	0.15σ _B	—	—	352	8.5	せん断破壊
	7	P-B12-15		300g/m ²		PL6x65mm	柱12-M16	378	9.8	壁・柱分離
	8	L-S9-15		一層巻き		75x75mm	壁9-M16	413	15.2	せん断破壊
	9	L-S9-30		pf=0.084%		L型金物	壁9-M16	468	11.0	せん断破壊

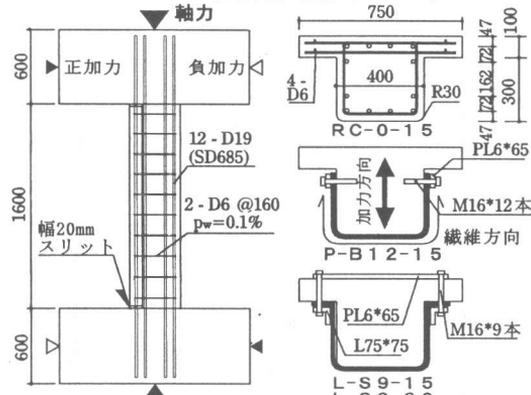
試験体名の説明

- L-S9-R ① RC:シート無し P:平鋼 L:L型金物
 ② アンカーbolt位置 B:梁or柱側面 S:スラブor壁
 P-B12-15 ③ アンカーbolt本数(片側)
 ④ [梁] R:補強・補強試験体 [柱]軸方向応力度 15:0.15σ_B 30:0.30σ_B

Q_{max}:最大耐力時せん断力
 R:同上相対変形角(x10⁻³rad.)
 *再加力開始時の変形角を0とした



a. スラブ付き梁試験体 (No. 1~5)



b. 直交壁付き柱試験体 (No. 6~9)

図1 試験体形状図

押さえ金物を介してボルトで躯体に定着した。P-B12およびP-B12-15は平鋼を介して、片側12本のM16ボルトで梁または柱部へ横方向に定着した試験体であり、スラブ面や壁面にはCFシートを貼り付けていない。試験体名が"L-"で

表2 材料試験結果

種類	鉄筋・CFRP				コンクリート			
	σ _y	σ _u	ε _y	ε _E	試験体	σ _B	σ _t	ε _E
D19-1 ^{*1}	820 ^{k3}	1050	4580	200	No. 1~4	25.5	2.58	24.3
D19-2 ^{*2}	827 ^{k3}	1090	4450	201	No. 5	28.0	2.71	24.8
D6	433	544	2330	189	No. 6~9	25.4	2.77	23.7
CFシート	3430 ^{*4}			235 ^{*4}	*1 No. 1~5	*3 0.2%offset		
M16	412 ^{k3}	502	2350	184	*2 No. 6~9	*4 カタログ値		

σ_y(MPa):降伏強度 σ_u(MPa):引張強さ ε_y, ε_E(GPa):ヤング係数
 ε_y(μ):降伏歪み σ_B(MPa):圧縮強度 σ_t(MPa):割裂引張強度

始まる試験体は、CFシートをスラブ面または壁面まで100mm延長して貼り付け、L型の金物を介して定着した。L-B12は梁部へ横方向に片側12本のM16ボルトで定着し、L-B6S7は同様に6本で梁部に定着し、さらに、スラブへ片側7本のM12ボルトを梁せい方向に施した。

L-S9-RはRC-0を最大耐力確認後のR=1/50rad.まで載荷しせん断破壊させた後、ひび割れにエポキシ樹脂を注入し、その後CFシートによるせん断補強を施した試験体である。ひび割れの補修は、そのひびわれ幅をクラックゲージで計測して概ね0.1mm以上のものを対象とし、施工が困難な箇所のみひび割れは補修していない。入隅部の定着には、スラブを貫通する片側9本のM16ボルトを使用した。

シリーズIIのL-S9-15とL-S9-30は、シート端の定着方法はL-S9-Rと同様であるが、部材の軸方向応力度をそれぞれ0.15および0.30σ_B(σ_B:コンクリート圧縮強度)とした。表2に使用した材料の試験結果を示す。

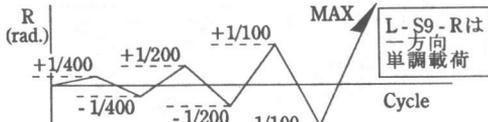


図2 加力サイクル

2.2 加力および計測

シリーズ I は左右に加力スタブを持つ大野式加力, シリーズ II は建研式加力とし, いずれも, 両材端部の変形角が逆対称となる加力とした。試験体 No.1 ~ 4 および No.6 ~ 9 は, 図2に示す加力サイクルに従い, 各相対変形角で正負交番繰り返し載荷を行った。L-S9-R は, 残留変形が残っている方向に一方単調載荷した。

主な計測項目は, ロードセルの荷重, 支点間相対変位, および鉄筋と CF シートの歪みとした。なお, 使用した歪みゲージの検長は, 鉄筋用を 2mm, CF シート用を 30mm とした。

3. 実験結果

3.1 実験経過

表1に実験結果の一覧, 図3にせん断力(Q)-相対変形角(R)関係を示す。いずれの試験体も

最大耐力までの間に, 主筋の降伏は認められなかった。また, CF シートで補強した試験体は, いずれも最大耐力時までにはシートの破断が見られず, ボルトやアンカーの抜け出しも認められなかった。

(1) シリーズ I

RC-0 は, $R=+1/100\text{rad}$ の直前でせん断破壊した。P-B12 は, $R=+1/100\text{rad}$ の時に, スラブ付け根に沿ったひび割れが発生し, そのひび割れは正負の繰り返し載荷によって梁スパン内に貫通した。その後, $R=+1/67\text{rad}$ を超えたところで, スラブ部と梁部が分離する破壊が生じ最大耐力となったが, RC-0 より約 25% の耐力上昇が見られた。L-B12 は, $R=1/100\text{rad}$ の繰り返し載荷時にスラブ下面のシートが剥離し, P-B12 と同様にスラブ部と梁部が分離する破壊となった。最大耐力は P-B12 より若干上昇したが, CF シートをスラブの下面まで延長して貼り付けただけでは, スラブ下での割裂を抑制できなかった。

スラブと梁の両方にボルトで定着をした L-B6S7 は, スラブと梁が分離せず, 梁部がせん断破壊し, RC-0 と比較して耐力が約 50% 上

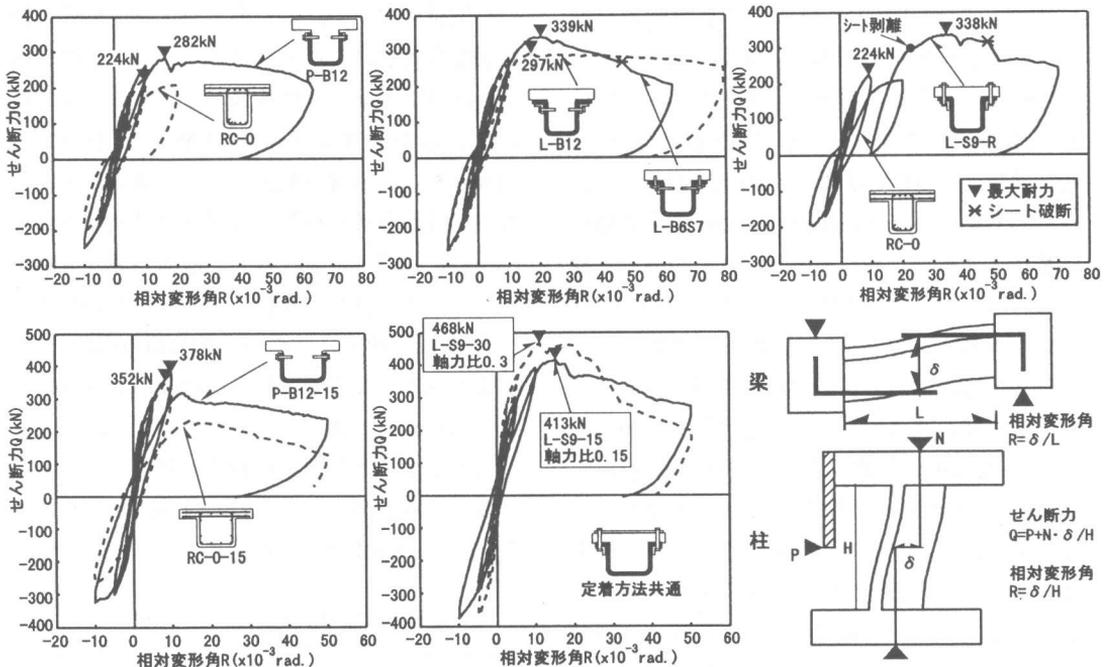


図3 せん断力(Q)-相対変形角(R)関係

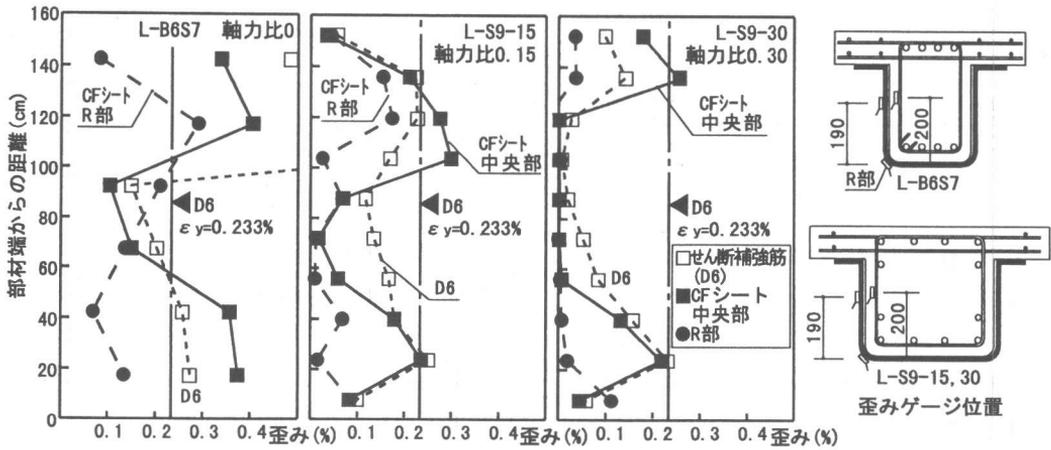


図4 最大耐力時のせん断補強筋とCFシートの歪み分布

昇した。L-S9-R は、P-B12 や L-B12 の最大耐力に近い $Q=298\text{kN}$ で、梁せい中央付近のシートが剥離し始めた。しかし、その後も耐力が上昇し、L-B6S7 の最大耐力とほぼ同じ耐力で、梁部がせん断破壊した。L-B6S7 と L-S9-R は、最大耐力以降の大変形時に、梁下側の出隅部 (R 部) でシートの破断が見られた。

(2) シリーズ II

RC-0-15 は $R=+1/100\text{rad}$ のサイクルでせん断破壊した。柱の側面にシート端を定着した P-B12-15 は、壁と柱の境界部に細かいひび割れが発生し、 $R=+1/100\text{rad}$ の直前で最大耐力を迎え、その後の載荷で壁部と柱部が完全に分離した。壁を貫通するボルトで定着した L-S9-15 は $R=+1/100\text{rad}$ を越えたところで最大耐力となり、基準試験体の RC-0-15 より、約 17% の耐力上昇が見られた。L-S9-30 は軸方向力の効果で他の試験体よりもひび割れ発生後の剛性が高く、補強量および定着方法が同一である L-S9-15 よりも耐力が約 13% 高かった。せん断破壊した柱の試験体は最大耐力後の耐力低下が大きかったが、最終加力時まで軸方向力を保持していた。

3.2 せん断補強筋およびCFシートの歪み

図4に、最大耐力時におけるせん断補強筋およびCFシートの歪み分布を示す。この3試験体は最大耐力時にせん断破壊したと思われる試験体である。せん断補強筋と、その近くで計測したCFシートの歪みは、鉄筋が降伏している

もの以外は概ね似かよった分布をしていた。また、軸力比が大きくなるにつれスパン中央付近の歪みが小さくなる傾向があった。最大耐力時におけるCFシートの歪みは、最大で $4200\ \mu$ 程度であった。最大耐力後の大変形時に、一部の試験体においてR部でシートの破断が観察されたが、最大耐力時までの間では、R部の歪みは側面部の歪みよりも小さかった。

4. 諸耐力の検討

4.1 分離破壊の強度

T型梁において、逆対称モーメント形式の繰り返し載荷をおこなった場合、スラブ下の界面でのスラブと梁の分離破壊が生じることがしばしば報告されている。本実験でも P-B12 と P-B12-15 は、部材の側面はせん断補強されているが、断面が切り替わる入隅部では補強されていないため弱点となり易く、前述の通り分離破壊が生じた。また、実験時の歪み分布から判断して、分離破壊した試験体は最大耐力直前まで、材端部以外のせん断ひび割れは極めて少なかったと思われる。図5に T 型断面のせん断応力度分布を示す。これは、断面が一律な弾性材とした場合であるが、この時の入隅部のせん断応力度 τ_{sl} は式 (1) で表される。

$$\tau_{sl} = S_{sl} / (I_c \cdot b) \cdot Q \quad (\text{MPa}) \quad (1)$$

$S_{sl} (\text{mm}^3)$: スラブ部分の図心位置における断面 1 次モーメント

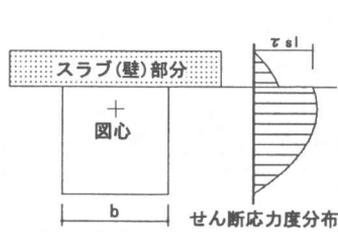


図5 T型断面のせん断応力度分布

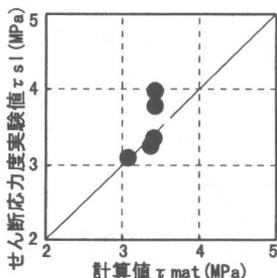


図6 $\tau_{sl} - \tau_{mat}$ 関係

I_c (mm⁴): 全断面の図心周りの断面2次モーメント
 b (mm): 梁幅 Q (N): 部材のせん断力

この境界断面の割裂強度の考え方は種々考えられるが、ここではコンクリート強度の影響を加味した直接せん断強度式として、式(2)を使用した。

$$\tau_{mat} = 0.467 \cdot c \cdot \sigma_B^{0.545} + 0.8 \cdot (p_w \cdot w \cdot \sigma_y) \quad (\text{MPa}) \quad (2)$$

$c \cdot \sigma_B$ (MPa): コンクリート圧縮強度

p_w : 既存部のせん断補強筋比

$w \cdot \sigma_y$ (MPa): せん断補強筋の降伏応力度

図6および表3に式(1),(2)で算出したせん断応力度の比較を示す。図6には文献[4]でスラブと梁が分離破壊したと報告されている試験体も合わせて図示した。これによると、応力度が3~4MPaと狭い範囲ではあるが、式(1),(2)によって分離破壊の強度を推定できると思われる。

4.2 せん断補強筋およびCFシートの効果

せん断補強筋およびCFシートの効果を、New RC式^[6][付録:付式(1)]の第1項に基づいて考察する。図7にトラス機構の模式図を示す。また図8に、図7の斜線部の区間に含まれるせん断補強筋およびCFシートの歪みから得られた平均応力度($\overline{\sigma_w}$, $\overline{\sigma_f}$)を示す。cot ϕ を2とした場合は、せん断補強筋とCFシートのいずれも、軸力比が大きくなるにつれ区間の平均応力度が直線的に小さくなっていった。また、図4に示したように、軸力比が大きくなるにつれせん断補強筋とCFシートの歪みが材端部に集中する傾向があった。そこで、付式(1)に示されているように、軸力に応じてcot ϕ を低減し、その区

表3 計算強度一覧

試験体名	分離破壊時の境界断面におけるせん断応力度			New RC式付式(1)	
	τ_{sl} (MPa)	τ_{mat} (MPa)	τ_{sl}/τ_{mat} 比較値	計算値 (kN)	比較値
RC-0				201	1.11
P-B12	3.78	3.42	1.10	305	0.93
L-B12	3.98	3.42	1.16	305	0.97
L-B6S7				305	1.11
L-S9-R				321	1.05
RC-0-15				256	1.38
P-B12-15	3.10	3.07	1.01	339	1.11
L-S9-15				339	1.22
L-S9-30				340	1.38

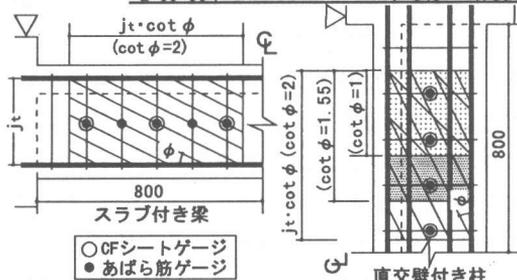


図7 トラス機構の模式図

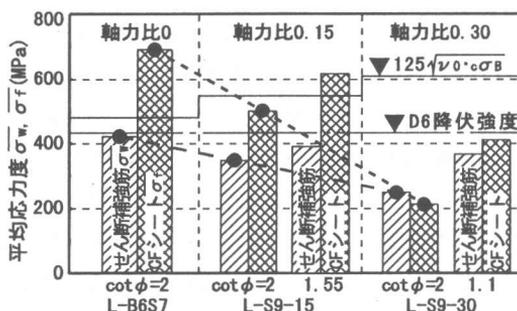


図8 鉄筋およびCFシートの平均応力度

間の平均応力度を図8に並記した。これによると、軸力比の増加に伴う平均応力度の減少の割合が少なくなった。せん断補強筋の平均応力度 $\overline{\sigma_w}$ は、いずれの試験体も降伏強度の近くまで達していた。

4.3 せん断終局耐力

前述の通り、軸力比の大きさによってcot ϕ を低減し、せん断補強筋とCFシートの補強効果を評価するのが妥当と考えられるため、ここでは軸力比の効果を取り入れているNew RC式^[6][付録:付式(1)]によって、せん断終局耐力を算出した。表3および図9に付式(1)による計算値と最大耐力実験値の比較を示す。図9には、本実験の結果と併せて、文献[1]~[4]に示した

既往の実験研究から抽出した結果を含んでいる。ここで、CFシートの引張強度は、いずれも $125\sqrt{\nu_0 \cdot c \cdot \sigma_B}$ (MPa) とし て計算した。

まず、梁では金物を介してシート端を固定した試験体のうち、スラブと梁が分離破壊した試験体は実験値が計算値を下回っていたが、せん断破

壊した試験体は無補強の RC 試験体とほぼ同様に安全側の評価となった。しかし、矩形断面に CF シートを巻き付けた試験体と比べると比較値(実験値/計算値)が小さくなっている。今後、より効果的なシート端の定着方法が開発されれば、この差を小さくすることが可能であると考えられる。

一方軸方向力のある柱では、金物でシート端を固定した試験体の比較値は、CF シートを巻き付けた試験体と同等以上であった。つまりトラス機構の負担せん断力が大きい梁では、CFシートの巻き付け方法による耐力差が見られたが、軸方向力のある柱では、アーチ機構の負担割合が増え、トラス機構の負担せん断力が低下するためその影響が少なくなる。その結果として、本実験における CF シート端の定着方法で、閉鎖型にシートを巻き付けた場合と同等なせん断補強効果が得られたと考えられる。

5. まとめ

- (1) T 型断面の部材において、CF シートの端部を、スラブまたは直交壁へ適切に定着することによってせん断補強効果が得られた。
- (2) T 型断面の梁および柱の側面に CF シート端を定着した場合は、入隅部でスラブと梁または壁と柱の分離破壊が生じた。この分離破壊の強度は式(1),(2)によって推定できた。
- (3) CF シートによってせん断補強された部材のせん断終局耐力は、その引張強度を低減し、New RC 式(付式(1))によって評価が可能

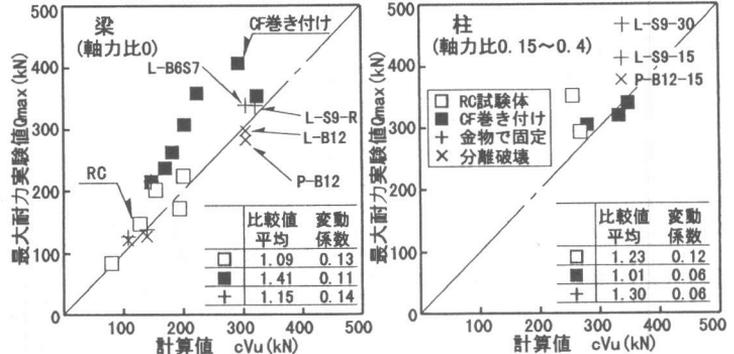


図9 せん断終局耐力の実験値と計算値の比較

であった。

- (4) 金物を介して CF シート端を固定した試験体は、トラス機構の負担せん断力が大きい場合は矩形断面に巻き付けたものよりもせん断補強効果が劣るが、軸方向力によりアーチ機構が卓越する場合には、その差が見られなかった。

参考文献

- [1] 直井瑞樹・松崎育弘他：シート状連続繊維によりせん断補強された矩形 RC 梁部材のせん断耐力に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-2，pp.677-678，1997.9
- [2] 城攻他：炭素繊維シートを用いた RC 柱の剪断補強効果に及ぼす諸要因の影響，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.19，No.2，pp.237-242，1997.6
- [3] 福山洋他：連続繊維シートによる RC 梁のせん断補強，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-2，pp.337-338，1996.9
- [4] 荒木伸宏他：シート状連続繊維によりせん断補強された T 型 RC 梁の構造性能に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-2，pp.703-704，1997.9
- [5] Mattock, A.H. :Reader Comments by Alan H. Mattock, PCI Journal, Jan.-Feb. 1988, pp.165-166
- [6] 国土開発技術研究センター：平成4年度 New RC 研究開発概要報告書，1993.5

付録

付式(1)：New RC式[6]

$$cVu = b \cdot j \cdot p_w \cdot w_{\sigma y} \cdot \cot \phi + \alpha \cdot (1 - \beta) \cdot b \cdot D \cdot \nu_0 \cdot c \cdot \sigma_B \quad (N)$$

$$\alpha = \sqrt{\frac{L/D}{(L/D)^2 + 1} - L/D} / 2$$

$$\beta = \{ (1 + \cot^2 \phi) \cdot p_w \cdot w_{\sigma y} \} / (\nu_0 \cdot c \cdot \sigma_B)$$

$$\nu_0 \cdot c \cdot \sigma_B = 1.7 \cdot (1 + 2n) \cdot c \cdot \sigma_B^{0.667}$$

$$w_{\sigma y} \leq 125 \sqrt{\nu_0 \cdot c \cdot \sigma_B}$$

ここに、 p_w ：せん断補強筋比

$w_{\sigma y}$ ：せん断補強筋の強度(MPa)

D ：部材せい(mm) L ：部材内法長さ(mm)

$$\cot \phi = \text{MIN} \left\{ \begin{array}{l} 2.0 - 3n \geq 1.0 \\ j / (2 \cdot \alpha \cdot D) \\ \sqrt{\nu_0 \cdot c \cdot \sigma_B / (p_w \cdot w_{\sigma y})} - 1.0 \end{array} \right.$$

n ：軸力比