

論文

[2029] スラブ付き RC 梁の塑性変形挙動に及ぼす材長の影響

正会員 吉田 徳雄(三重大学大学院)
 正会員 畑中 重光(三重大学建築学科)
 正会員○上田 英明(三重大学大学院)
 正会員 小池狭千朗(愛知工業大学建築学科)

1. はじめに

筆者らは既報[1]において、曲げせん断を受けるT形RC梁の塑性変形挙動におよぼすスラブ幅およびスラブ位置の影響を実験的に調べ、圧縮および引張側スラブの有効幅、塑性ヒンジ等価長さ(e1p)を定量的に明らかにした。また、せん断および鉄筋の抜け出しによる材端変位の推定式を提案した。しかし、これらの知見は材長が6h(h:梁高)の梁について得られたものである。本報では、材長の異なるT形RC梁の曲げせん断実験を行い、既報[1]で得られた知見を材長の異なる梁へ拡張した。

2. 実験概要

T形RC梁の曲げ・せん断載荷実験、および梁の曲げ圧縮部を模擬したコンクリート角柱体の一軸圧縮実験を併せて行った。

2.1 実験の概要と試験体の製作

T形RC梁の実験要因として、表-1に示すように、スラブ位置、スラブ幅(B)、あばら筋間隔(S)、および材長(Ls)を取り上げた。断面の種類を図-1に、配筋図の一例を図-2に示す。T形梁は、スラブ幅(B)がb, 3b, 5b(b:梁幅)の3種類の試験体を製作した(ここで、B=bの場合は、長方形断面を表す)。

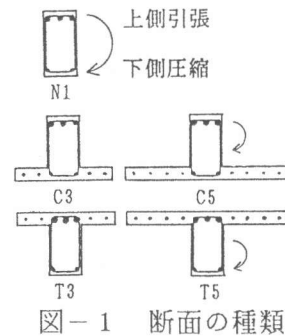
角柱体は、梁のあばら筋と対応するように帯筋間隔を変化させ、梁の塑性変形解析に使用するコンクリートの応力-ひずみ曲線を測定した。載荷には、アクチュエーター方式の試験機を用いた。寸法は、すべてb×b×2bとし、打ち込み方向は梁と同様に横打ちとした。なお、梁と同様の拘束条件となるように曲率測定用の鋼棒を埋め込んだ。

2.2 載荷および測定方法

梁試験体の載荷方法、およびロードセル、変位計の取り付け要領を図-3に示す。曲率および変

表-1 実験の概要

試験体名	スラブ		材長 Ls	横補強筋			引張鉄筋比 Pt [%]	複筋比 γ
	位置	幅 B		ピッチ S [cm]	断面積比 Ps [%]	側圧 σL*1 [kgf/cm ²]		
05N1_3h	なし (N)	b	3h	5	0.53	13.3	2.11	0.38
03N1_3h				3	0.80	20.0		
05N1_4.5h			4.5h					
05C3_3h	圧縮 (C)	3b	3h	5	0.53	13.3	2.11	0.72
05C5_3h		5b						1.05
05C3_4.5h		3b	4.5h					
05C5_4.5h	5b	1.05						
03T3_3h	引張 (T)	3b	3h	3	0.80	20.0	2.82	0.29
03T5_3h		5b						3.53
05T3_4.5h		3b	4.5h					5
05T5_4.5h	5b	3.53		0.23				



(試験体名)
 05 C 3 -3h
 05 C 5 -3h
 05 C 3 -4.5h
 05 C 5 -4.5h
 材長3h
 B=3b
 C:スラブ圧縮
 S=5 [cm]

備考)*1: $\sigma_L = \frac{2\lambda_s \cdot \sigma_y}{S \cdot b} \cdot \frac{1}{2}$ (ここで、1/2は補強効率)

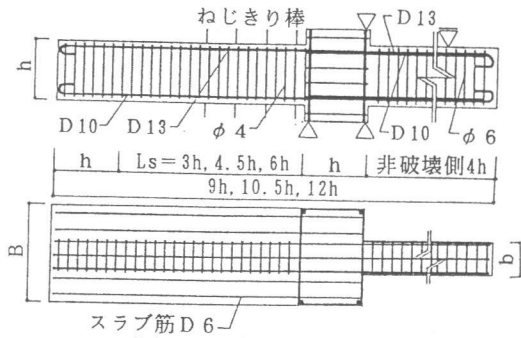


図-2 配筋図(03T3_3h)

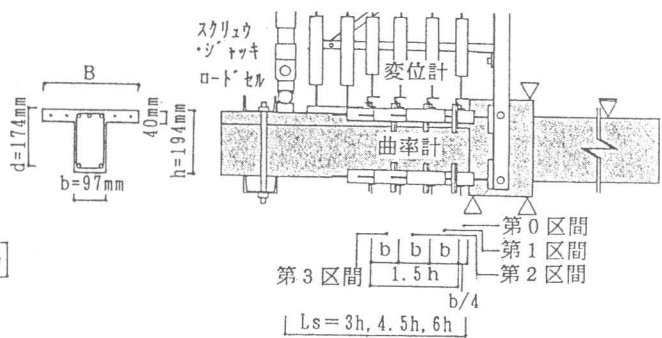


図-3 荷重および測定方法

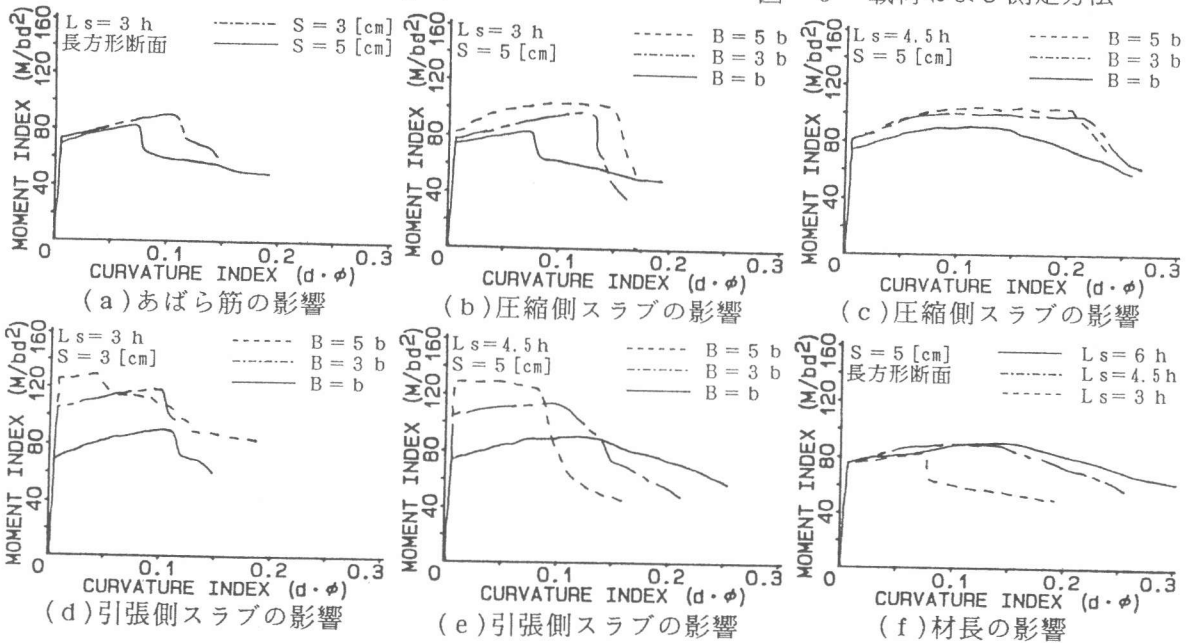


図-4 1 h 区間のモーメント-曲率関係

位の測定対象区間は、柱型側面より $b/4$ を第0区間とし、これより b 毎に第1～第3区間とした。角柱体の圧縮試験については、供試体の上下端部の16mmを除く区間をひずみ測定区間とし、毎分平均 2×10^{-3} のひずみ速度で、縦ひずみが 25×10^{-3} に至るまで継続荷重した。

3. 実験結果とその考察

考察の対象とする実験結果は原則として本実験によるもの ($L_s = 3h, 4.5h$) であるが、比較のため、適宜前報[1]の結果 ($L_s = 6h$) も併せて考察する。

図-4(a)に、第1区間と第2区間のモーメント指数 (M/bd^2) - 曲率指数 ($d \cdot \phi$) (以下、モーメント-曲率) 関係の平均値、すなわち1h区間のモーメント-曲率関係に及ぼすあばら筋間隔影響を示す。図によれば、あばら筋間隔の減少につれて靱性が増し、モーメント低下開始点が高曲率域に移行する。

同図(b), (c)に、それぞれ材長 $L_s = 3h, 4.5h$ の試験体について、1h区間のモーメント-曲率関係に及ぼす圧縮側スラブの影響を示す。図によれば、圧縮側にスラブが付くことによるストレスブロックの増加により、曲げ靱性が増大しているが、スラブ幅が $3b$ から $5b$ に拡大しても、梁の塑性変形挙動に及ぼす影響は明確には見られない。したがって、本実験の範囲では、圧縮側スラブの有効幅は $3b$ 以下の範囲に存在すると予想される。

同図(d), (e)に、1h区間のモーメント-曲率関係に及ぼす引張側スラブの影響を示す。図

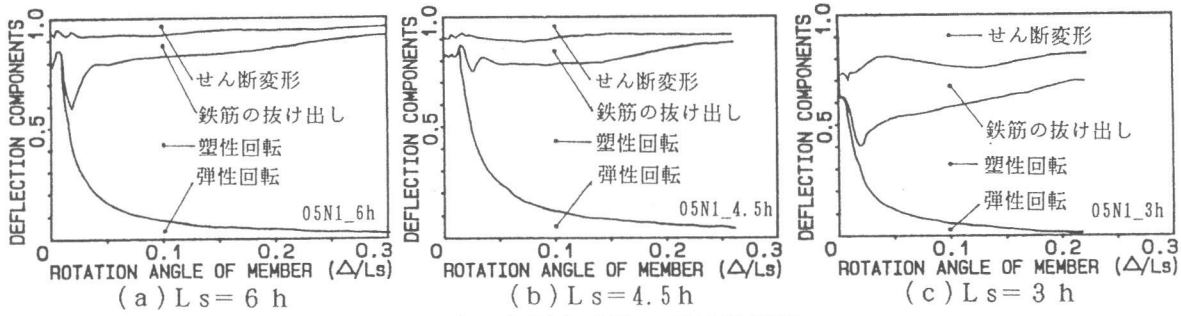


図-5 変形成分比-部材角関係

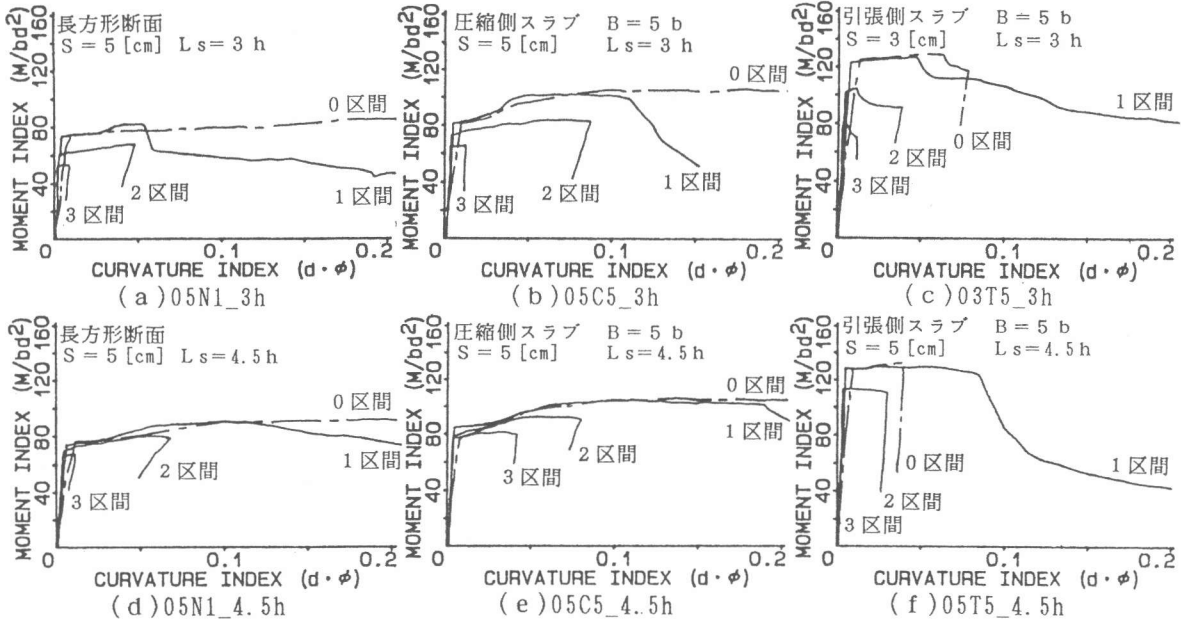


図-6 各測定区間のモーメント-曲率関係

によれば、引張側スラブの増加に伴い降伏モーメントが増加する。実験の際の目視によれば、どの曲率レベルでも梁とスラブの一体性は失われておらず、前報[1]の結果も含め、 $B = 5b$ までの範囲であれば引張側スラブ、すなわちスラブ筋は全断面有効としてよいと考えられる。

同図(f)に、1 h 区間のモーメント-曲率関係に及ぼす材長の影響を示す。図によれば、材長の減少に伴い終局時の曲率は減少する。これは、材長の減少、すなわちモーメント勾配の増加に伴う破壊の集中によるものである。また、図-5(a)~(c)に、材長の異なる3つの試験体について、材端における変形成分比-部材角関係を示す。各成分への分解は既報[1]と同様な方法で行った。この図および他の比較例によれば、材長の減少に伴い、せん断変形成分比が増加する。鉄筋の抜け出し成分については明確な傾向は見られなかった。

4. 塑性ヒンジ等価長さ(e1p)およびスラブの有効幅(Be)の評価

4.1 梁試験体の曲率集中性

図-6(a)~(f)に、各測定区間のモーメント-曲率関係を示す。図によれば、あばら筋間隔、スラブの有無、位置にかかわらず第1区間で破壊が進行し、第2区間の破壊の進行はおおよそ $d \cdot \phi = 0.05$ で止まっている。筆者らは過去の研究[2]において、あばら筋間隔を広範囲に変化させた長方形断面RC梁の曲げ実験を行い、曲げ圧縮部の靱性と破壊領域長さの間には正の相関があることを確認している。すなわち、あばら筋間隔が密なほど、破壊領域長さは長くなると考えられるが、本実験ではモーメント勾配が存在すること、および曲げ圧縮部の靱性の範囲が限られている

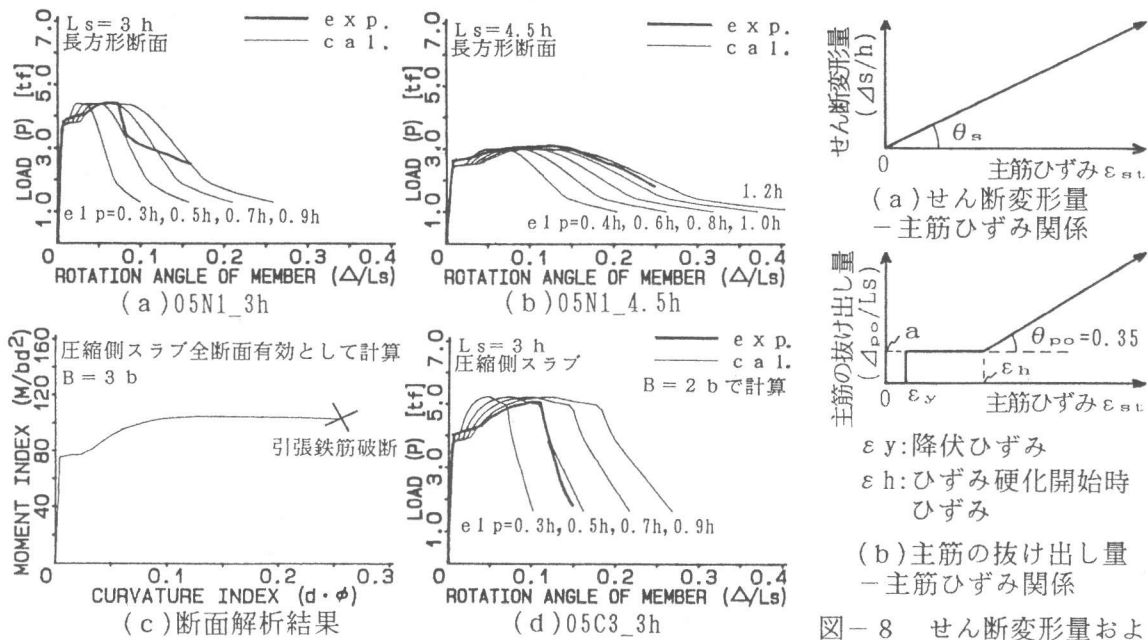


図-7 e1p値の決定プロセス

図-8 せん断変形量および主筋の抜け出し量の理想化

表-2 推定式

スラブ有効幅	$B_e = \begin{cases} B & (b \leq B \leq 2b) \\ 2b & (B > 2b) \end{cases}$	式(1)
塑性ヒンジ等価長さ	$e1p = L_s/3 - h/2$	式(2)
せん断変形量 パラメータ θ_s	$\theta_s = \begin{cases} -0.4 \cdot L_s/h + 2.8 & (L_s \leq 4.5h) \\ 1 & (L_s > 4.5h) \end{cases}$	式(3)
引張主筋抜け出し量 パラメータ a	<p>長方形、引張側スラブの梁に対して、</p> $a = \begin{cases} -0.25P_t + 0.01 & (P_t \leq 0.04) \\ 0 & (P_t > 0.04) \end{cases}$ <p>圧縮側スラブの梁に対して、</p> $a = \begin{cases} 0.07 & (P_t \leq 0.012) \\ -0.25P_t + 0.01 & (0.012 < P_t \leq 0.04) \\ 0 & (P_t > 0.04) \end{cases}$	式(4)
ひずみ比	$k = 0.4 \cdot L_s / (3h) + 0.2$	式(5)

註) B: 圧縮スラブ幅, b: 梁幅
Ls: 材長, h: 梁成
Pt: 引張鉄筋比(無名数)
但し、適用範囲は
Ls ≥ 3h

こともあり、そのような傾向は明確には認められない。但し、梁試験体の変形挙動は破壊領域の長さのみならず、この破壊領域内の回転性能にも大きく影響される。したがって、変形解析において、これらの効果を総合的に評価するには、次節で検討する塑性ヒンジ等価長さe1pによる評価を行うのが簡明である。

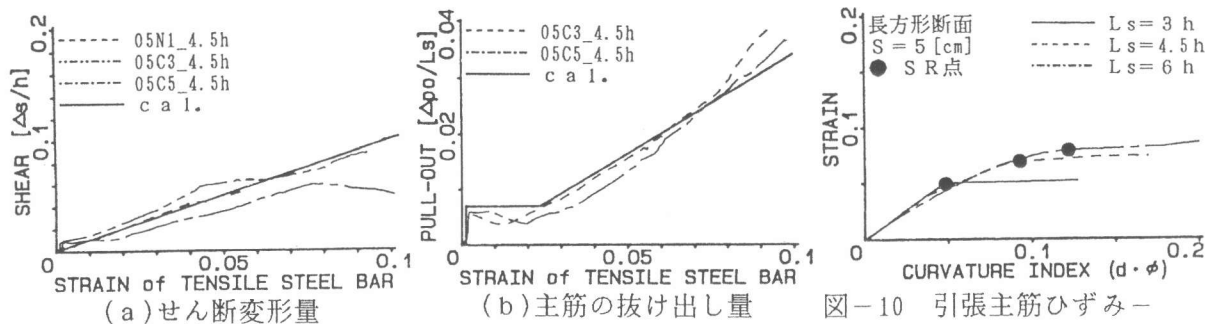
4.2 評価プロセスと推定式

前節4.1の考察から、あばら筋間隔が極端に密でなければ、あばら筋間隔、スラブの有無、位置にかかわらず塑性ヒンジ等価長さe1pの値は、昨年度の材長6hシリーズと同様、一定であるとして良さそうである。すなわち、RC梁の塑性変形性能の向上は、スラブの有効幅の決定だけでほぼ評価できるものと予想される。

図-7(a)~(d)に、塑性ヒンジ等価長さe1p値の決定プロセスの一例を示す。ここで、塑性ヒンジ等価長さとは、断面内の塑性曲率を積分する区間である。断面解析(解析法は既報[1]と同様に使用する圧縮部コンクリートの応力(σ)-ひずみ(ε)関係には、2.1で記した高さ-辺長比が2の角柱体より得たデータを数式近似して用いた。また、圧縮鉄筋の座屈開始時ひずみ(εb)および座屈後の剛性(Eb)は、それぞれ以下の推定式[3][4]を用いて算定した。

$$\epsilon_b = b/S + 0.2[\%] \quad \text{ここに、} b: \text{梁幅, } S: \text{あばら筋間隔}$$

$$E_b = -0.05 \times 10^6 [\text{kgf/cm}^2]$$



(a)せん断変形量

(b)主筋の抜け出し量

図-10 引張主筋ひずみ-曲率関係に及ぼす材長の影響

図-9 推定式による計算値と実験値との比較

図-7(a), (b)によれば、 $L_s = 3h, 4.5h$ の長方形断面の梁の場合、それぞれ $e1p = 0.5h, 1h$ と設定すると、解析値は実験値を比較的良好に近似することがわかる。図-7(c)は、圧縮側スラブ3bの梁についてスラブ全断面有効とした場合の解析結果である。図から分かるように、圧縮側スラブを全断面有効として解析すると引張鉄筋が破断する。図-7(d)は、 $L_s = 3h$ で、 $B = 3b$ の圧縮側スラブを有する試験体について実験結果と圧縮側スラブを2bとした解析結果との比較を示したものである。長方形断面の梁の場合と同様、 $e1p$ 値を $0.5h$ とすると解析値は実験結果と比較的良好に一致する。また、図には示していないが、圧縮側にスラブを持つ $L_s = 4.5h$ の試験体についても同様な検討を行った結果、圧縮側スラブを2bとし、 $e1p$ 値を長方形断面の梁の場合と同様(図(b))、 $1h$ とした場合の解析結果は実験結果と比較的良好に一致した。すなわち、圧縮側スラブの有効幅(Be)は、 $L_s = 3h, 4.5h$ の梁では共に2bとできる。この値は、 $L_s = 6h$ の場合と同じである。圧縮側スラブの有効幅(Be)は、表-2の式(1)で表される。

全ての試験体について $e1p$ 値を求め、表-2の式(2)に示すような $e1p$ 値の推定式を得た。推定式の作成に際しては、 $L_s = 6h$ の梁の $e1p$ 値として $1.5h$ を与えている。これは、既報[1]で得られた $e1p$ 値としては安全側の評価となる。

5. せん断変形量および主筋の抜け出し量の推定式の提案

5.1 材長の影響を考慮した推定式

既報[1]では、引張鉄筋比、横補強筋による拘束力、および圧縮側スラブ幅をパラメータとするせん断変形量および主筋の抜け出し量の推定式を提案した。本報では、これらのパラメータが荷重-部材角関係の推定値に及ぼす影響を検討した上で、両式の簡易化を図るとともに、それらを材長の影響を考慮したものへ拡張する。数式化は既報[1]と同様、せん断変形量、および引張主筋抜け出し量を1h区間の引張主筋ひずみの関数として表示できるものと仮定し、図-8(a)および(b)に示すモデルで近似した。既報の実験結果($L_s = 6h$ の場合)を含む全ての実験結果に基づいて得られた図-8中のパラメータの推定式を表-2の式(3)および(4)に、実験値と推定式による計算値との比較例を図-9に示す。計算値は実験値のおよそ平均値を与えていることが分かる。

5.2 引張主筋ひずみの推定について

前節で提案した推定式は、梁の1h区間における引張主筋ひずみの平均値を用いて表されることに注意されたい。すなわち、断面解析により得られた引張主筋ひずみの値を代入しても、全ての材長の試験体に対して妥当な推定値が得られるとは限らない。図-10は、実験により得られた1h区間における引張主筋ひずみ-曲率関係に及ぼす材長 L_s の影響を示した一例である。終局状態では圧縮部コンクリートの圧壊が進行し、曲率が増加しても引張主筋のひずみが戻り始めるか、もしくは、ひずみの進行が止まる点(SR点、図中の●印)が見られる。図によれば、 L_s の増加、すなわち破壊領域長さの増大につれて、同じ曲率レベルにおける引張主筋ひずみは増加している。

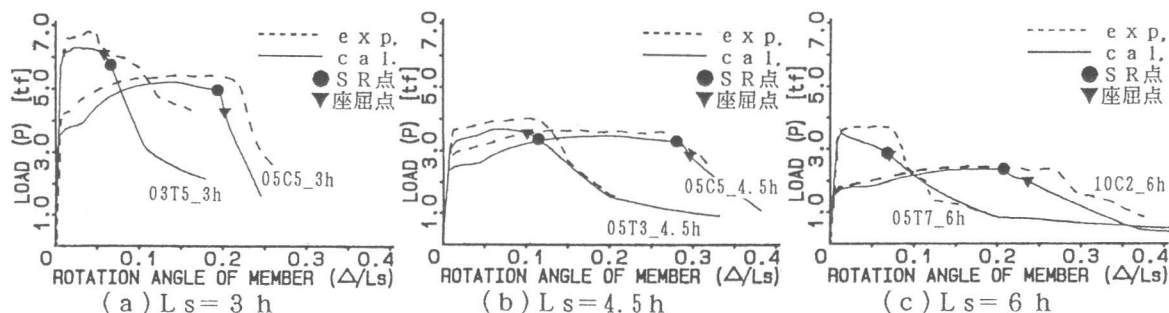


図-11 荷重-部材角関係の推定状況

$L_s = 3$ h および 4.5 h 試験体の SR 点における引張主筋ひずみ ϵ_{st} の $L_s = 6$ h 試験体の ϵ_{st} に対する比(ひずみ比 k)を本実験の範囲内で比較可能な全試験体について調べてみると、およそ $k_{(3h/6h)} = 0.6$ 、および $k_{(4.5h/6h)} = 0.8$ であった。 k を L_s の一次式で表示すれば、表-2 の式(5) のようになる。前報[1]で報告したように、本研究で行った一般的な解析方法で得られる引張主筋ひずみは、材長 $L_s = 6$ h の梁試験体の 1 h 区間の引張主筋ひずみにほぼ一致する。したがって、せん断変形量、および主筋の抜け出し量の算出の際に用いる引張主筋ひずみ ϵ_{st} の値は、 $k \cdot \epsilon_{st}$ で与えられることになる。

6. 実験結果と解析結果の比較

図-11に、表-2中の各推定式を用いて解析した荷重-部材角関係と実験結果との比較を示す。図および他の比較例によれば、全試験体を通じて安全側で比較的良好な推定値が得られている。

7. まとめ

本報では、曲げ破壊するスラブ付きRC梁の終局挙動について、材長の影響に主眼をおいて検討した。本研究によって得られた結果は、以下のようにまとめられる。但し、本報で取り扱った材長 L_s の範囲は、 $3 \text{ h} \leq L_s \leq 6 \text{ h}$ (h : 梁成)である。

- 1) 終局域における圧縮側スラブの有効幅は、梁幅のほぼ2倍と見なせる。本研究で取り上げたパラメータの範囲では、有効幅に及ぼす材長の影響は見られなかった(表-2)。
- 2) 本研究で取り上げたパラメータの範囲では、引張側スラブはどの曲率レベルでも全断面有効であると考えられる(図-4(d), (e))。
- 3) 材長の減少にともない材端たわみに占めるせん断変形成分比が増加し、破壊性状はより脆性的となる。しかし、主筋の抜け出し成分比はさほど変化しない(図-5)。
- 4) 既報[1]で得られた長方形およびT形RC梁のせん断変形量および主筋の抜け出し量の推定式を簡易化すると共に、それらを材長の影響を考慮したものへ拡張した(表-2)。
- 5) 材長の影響を考慮した塑性ヒンジ等価長さ e_{lp} の推定式を提案した(表-2)。

本実験で取り上げた試験体は実大のおよそ $1/3$ であり、寸法効果については別途検討する必要がある。

[謝辞] 本研究に際し、ご助力を得た梁川幸盛氏(構造計画研究所)、榎本文三氏(住友建設)、三重大学・畑中研究室諸氏に深謝致します。

[引用文献]

- [1] 畑中重光・梁川幸盛・吉田徳雄・小池狭千朗：スラブの効果を受けるRC梁の塑性変形挙動に関する研究、第13回コンクリート工学年次論文報告集、1991, No. 2, pp. 293-298
- [2] 畑中重光・小阪義夫・谷川恭雄：純曲げを受ける鉄筋コンクリート梁の破壊集中性、日本建築学会構造系論文報告集、1987, 第371号, pp. 27-38
- [3] 吉田徳雄・畑中重光・上田英明：RC柱・梁部材の圧縮筋の座屈開始時ひずみについて、コンクリート工学年次論文報告集、投稿中
- [4] 畑中重光・梁川幸盛・吉田徳雄：RC梁の終局域における圧縮筋の座屈に関する一考察、第13回コンクリート工学年次論文報告集、1991, No. 2, pp. 275-280