

論文 付着・定着破壊を考慮した鉄筋コンクリート造 L 字型柱梁接合部の終局強度解析

辛 勇雨^{*1}・楠原 文雄^{*2}・塩原 等^{*3}

要旨：著者らが既に提案している RC 造 L 字型柱梁接合部の終局強度と破壊モードの解析モデルに、主筋の付着破壊と定着破壊の条件を追加し、既往の実験結果との比較・検討を行なった。その結果、B 破壊を除く殆どの試験体(BJ, J, T 破壊)で、折曲げ部内側コンクリートの支圧強度に達していた。主筋量の制限に加えて支圧強度の制限は、鉄筋の抜け出しによる耐力低下及び定着破壊を防止するのに有効であると考えられる。

キーワード：L 字型柱梁接合部，定着破壊，支圧強度，定着強度，付着強度

1. はじめに

鉄筋コンクリート骨組の最上階に位置する L 字型柱梁接合部に関して、(1)多様な定着・配筋方法が変形性能や接合部せん断強度に影響を与えること、(2)現行の設計法は、L 字型柱梁接合部のせん断強度をやや安全側に評価しているものの、加力方向や接合部の定着・配筋方法によってばらつきが大きいことが知られている¹⁾。

筆者等は、柱梁接合部の統一的な理論の確立及び L 字型柱梁接合部の設計法の合理化を図るため、十字型柱梁接合部の理論を L 字型柱梁接合部に拡張し、既往の実験結果と比較して理論の妥当性について論じた^{2,3)}。しかし、L 字型柱梁接合部が閉じる方向の力を受ける場合において、それらの報告^{2,3)}で示した方法では外側主筋が接合部内で完全に定着されている場合のみを対象としており、外側主筋が引張り降伏前に、折曲げ定着部の定着破壊や付着破壊を起こす場合の理論の適用法に関する具体的な方法は示されなかった。そのため、それらの影響を合理的に理論に組み込む方法を提案することが今後の課題として残されている。

そこで、本研究は主筋の付着破壊や折曲げ部の支圧破壊などに起因する定着破壊を考慮できるように理論の拡張を図ることを目的とする。

解析結果は、既往の実験結果と比較・検討し、その妥当性を検証する。

2. L 字型柱梁接合部の三つの変形機構

著者らは L 字型柱梁接合部においても、部材端部の危険断面の曲げ抵抗機構を表す B モードと、接合部対角線における 4 組の危険断面が重合した曲げ抵抗機構（四重曲げ抵抗機構）を表す J モードを適用する方法を示した^{2,3)}(図 - 1)。図 - 1 の抵抗機構に適合する J モード及び B モードの危険断面と危険断面を横切る主筋及びコンクリートの応力をそれぞれ図 - 2 及び図 - 3 に示す。

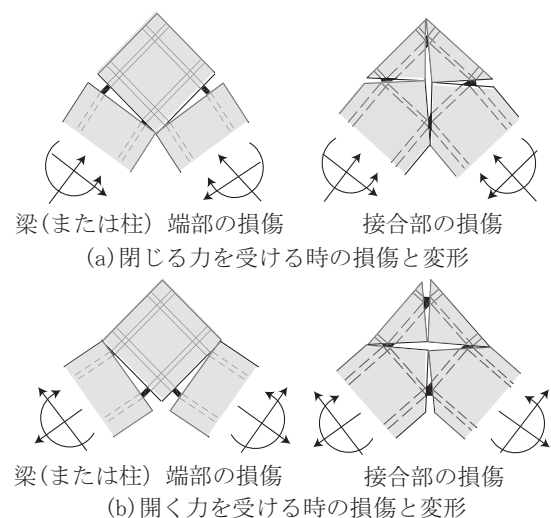


図 - 1 L 字型接合部の二つの変形機構

*1 東京大学大学院工学系研究科 博士課程 (正会員)

*2 東京大学大学院工学系研究科 助手 修士 (正会員)

*3 東京大学大学院工学系研究科 助教授 博士 (正会員)

提案された J モード及び B モードの強度の算出方法及び制約条件については文献 2) に詳しく示している。

前述のように L 字型柱梁接合部は多様の配筋方法があり，定着投影長さ，余長部定着長さ及び配筋方法などの影響を大きく受ける。すなわち，折曲げ部の抵抗能力によって接合部性能が左右されることになり，定着劣化もしくは鉄筋の抜け出しが起るなら接合部性能は保証できなくなる。よって，L 字型柱梁接合部に於いては，図 - 4 のように外側主筋の 90 度折曲げ定着の余長が不十分の場合など， T_4 の位置の応力が降伏強度に達する以前に定着破壊が起こる場合を次の節で検討する。

3. 終局耐力の評価

3.1 付着・定着破壊を考慮しない場合

文献 2) と 3) では，閉じる力を受ける時の B モードの強度の算出計算プログラムのミスによる計算誤りがあったので，訂正して示す。

図 - 5 は，横軸に， $Dt\sigma_c$ (D : 接合部せい， t : 接合部幅， σ_c : 有効コンクリート圧縮強度 = $0.85\sigma_B$) で基準化した外側主筋の梁危険断面での応力 T_3 を，縦軸に接合部せん断応力度をコンクリート圧縮強度で基準化した値をとり，J モードと B モードについて重ねて示している。接合部せん断応力度は，前報³⁾と同じで次の式 (1) もしくは式 (2) で定義する。

$$\frac{\tau}{\sigma_B} = V \frac{\sigma_c}{\sigma_B} \left(\frac{L - j/2}{j} \right) \quad (\text{閉じる時}) \quad (1)$$

$$\frac{\tau}{\sigma_B} = V \frac{\sigma_c}{\sigma_B} \left(\frac{L - j/2}{j} - 1 \right) \quad (\text{開く時}) \quad (2)$$

閉じる力を受ける場合，B モードと J モードの強度は共に応力 T_3 の増大につれて増加し増加の割合は次第に低減することが分かる。また，J モードの強度は B モードの強度より常にわずかに大きい。従って定着が完全であれば常に B モードが卓越することが分かる。

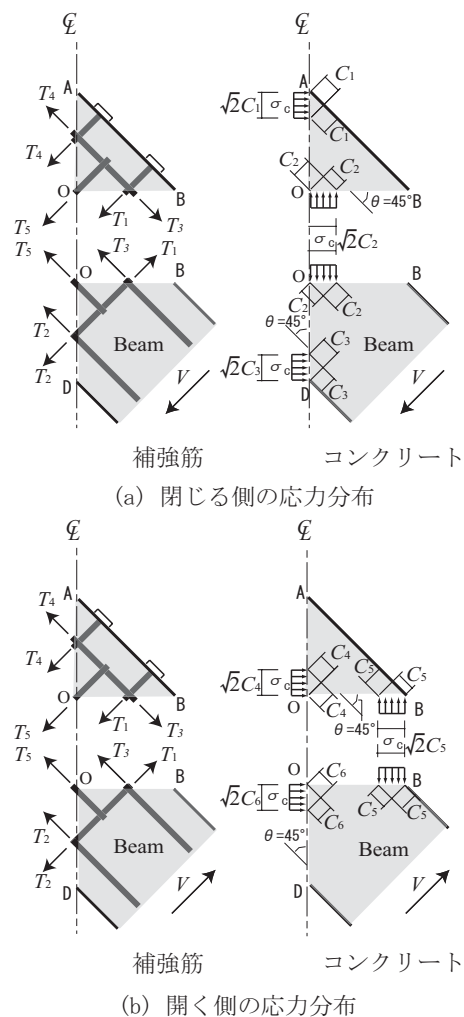


図 - 2 J モード危険断面の応力の定義¹⁾

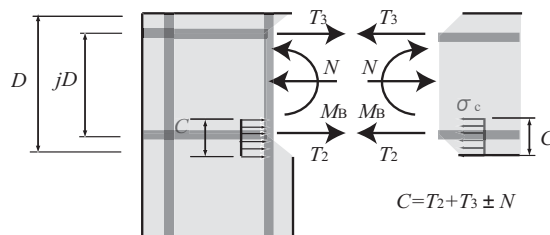


図 - 3 B モードの力の釣り合い¹⁾

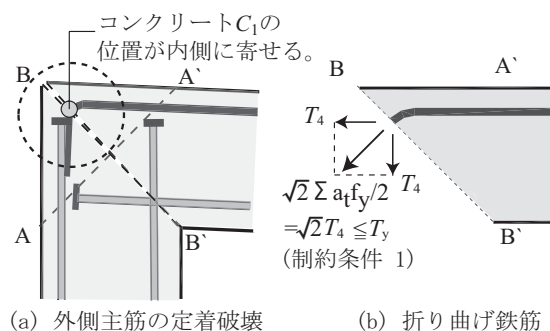


図 - 4 定着破壊や鉄筋の抜け出しによる変形機構(閉じる側)

次に昨年報告した試験体³⁾に、文献4)の6体の試験体を加え改めて計算し、計算と実験を比較して示したのが、図-6である。主筋の降伏に関する情報が記述されないで接合部破壊したものはJ破壊、梁(または柱)が曲げ降伏したとするものはB破壊、梁(または柱)主筋が降伏したが接合部破壊したとされるものはBJ破壊、主筋の抜け出しによる耐力低下及び定着破壊と報告されているものはT破壊と判断した。図-6の横軸はJモードの強度とBモードの強度の比(M_j/M_b)を、縦軸は実験値と本理論による計算値の比($M_{jexp}/\min(M_j, M_b)$)である。定着破壊したとされるT破壊の試験体を除けば、接合部の強度の実験値と計算値の比の平均値は、閉じる方向で1.09、開く方向で1.02となり、強度に関してはよい対応を示している。

次にJモードの強度とBモードの強度の比(M_j/M_b)により破壊モードが判別できるかどうかを検討する。開く側では、すべてのJ破壊試験体は、(M_j/M_b)<1.0であり、ほとんどのB破壊試験体は、(M_j/M_b) $\geq$ 1.0となっている。また、BJ破壊試験体は、(M_j/M_b)<1.0と(M_j/M_b) $\geq$ 1.0の範囲にほぼ同一な割合で分布しており、前報³⁾と同様に、Jモードの強度とBモードの比率(M_j/M_b)により破壊モードが判別できる。ところが、閉じる側では、Jモードの強度がBモードの強度を常に上回るにも関わらずJ破壊の試験体が多数含まれていることが分かった。

設計では、別途定着破壊が防止されているものとして、両方向共に(M_j/M_b)を1.20以上となるようにすれば、接合部破壊は防ぐことができると考えられる。

3.2 付着・定着破壊を考慮する場合

閉じる力を受けるL字型柱梁接合部に関して、付着破壊や折曲げ定着破壊・支圧破壊を検討するために、外側主筋の出隅部の T_4 の応力の評価方法を次のように提案する。

文献2)と3)に示した力の釣り合いに関する支配方程式を解くことにより T_4 と C_1 が得られる

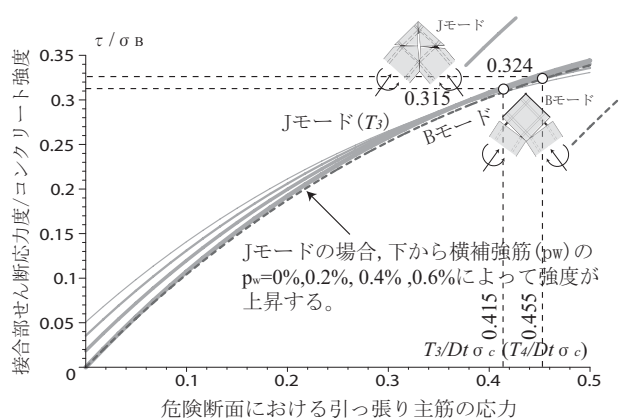
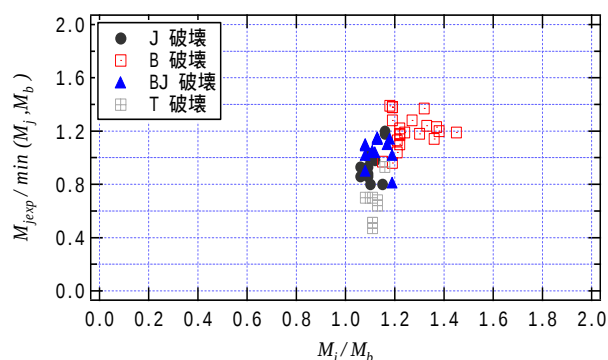
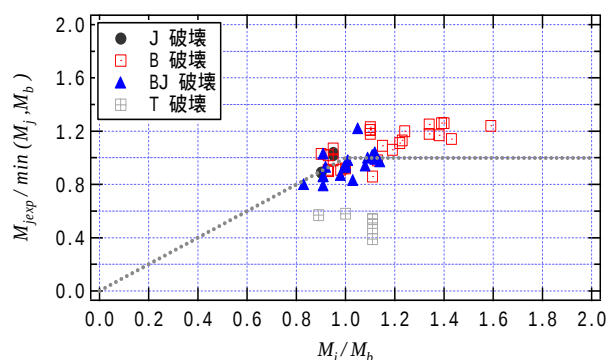


図-5 閉じる側の強度(Type1, Type2で共通)



(a) 閉じる側



(b) 開く側

図-6 終局耐力の実験値と計算値

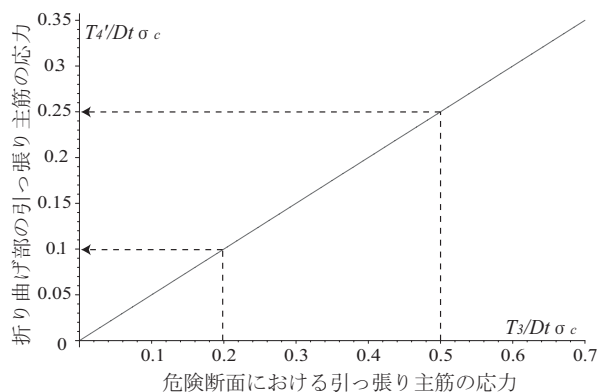


図-7 引張り応力 T_3 と T_4 の相関関係

が、計算結果を詳細に照査すると、 $T_4 - C_1$ は、常に T_3 の 1/2 であること、 C_1 の作用重心が T_4 と微妙に異なるため、モーメントの釣り合いを厳密に満足するために C_1 が大きく変動することが分かった。

しかし、実際には、 C_1 の作用する出隅部のコンクリートは拘束のない被りコンクリートであることを考えると、その作用位置が厳密に図 - 2 の仮定通りになるとは考えられない。そこで、応力再分配が起こって、出隅部の斜め危険断面においては外側主筋に生じる引張り力(T_4')は式 (3) となり、

$$T_4' = T_4 - C_1 = \frac{1}{2} T_3 \quad (3)$$

その位置での合力は T_4' が負担するものとする。よって、この T_4' に対して、外側主筋の付着・定着強度の判定を行う。90 度折曲げ定着の場合には、次の 4 つの破壊を想定した条件をおく。

- (1) 折曲げ部の鉄筋の応力($\sqrt{2} T_4'$)は、鉄筋の引張り降伏強度(T_y)を超えないこと(制約条件 1) ,
- (2) 折曲げ部の鉄筋の応力(T_4')は折曲げ鉄筋の余長部の定着強度(T_s)を超えないこと(制約条件 2) ,
- (3) 折曲げ部の鉄筋の応力(T_4')により生じるコンクリートの支圧応力が鉄筋の折曲げ部の支圧強度(P_{bear})を超えないこと(制約条件 3) ,
- (4) 梁端部から折曲げ部までの直線部の付着応力度($B_{ua} = T_3 - T_4' = \frac{1}{2} T_3$)は外側主筋の直線部の付着強度(B_u)を超えないこと(制約条件 4)。

$$T_4' = (1/2)T_3 < T_s = \tau_s L_s \phi n \quad (4)$$

$$\begin{cases} \tau_s = 7.45 + \lambda_1(\sqrt{\sigma_B} - 5.26) + \lambda_2(11.5 - L_s/d_b) \\ \lambda_1 = 0.3 + 1.26(19 - d_b) \\ \lambda_2 = 0.255 + 0.078(19 - d_b) \end{cases}$$

ここに、 T_s : 梁筋余長部定着強度(kN)、 τ_s : 余長筋平均付着強度(MPa)、 L_s : 梁筋余長部定着長さ(mm)、 ϕ : 鉄筋周長(mm)、 n : 鉄筋本数、 d_b : 鉄筋直径(mm)、 σ_B : コンクリート圧縮強度(MPa)

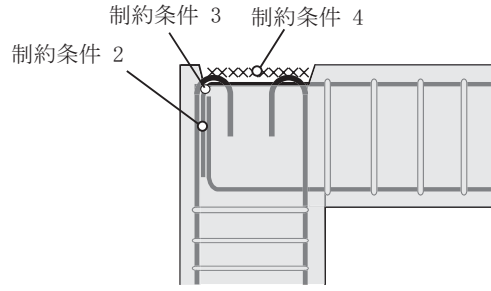


図 - 8 定着・支圧・付着に関する概念図

$$T_4' = (1/2)T_3 < P_{bear} = w \cdot d_b \cdot f_{bear} \cdot \sin \theta \cdot h / (h - j) \quad (5)$$

$$\begin{cases} w = \beta \sqrt{2} \cdot r \cos(\pi/4 - \theta), \quad \theta = \tan^{-1}(l_{dh}/j), \quad l_{dh} = l_1 + r + d_b, \\ \beta = (r/3d_b)^{-0.84}, \quad f_{bear} = \alpha \gamma \sqrt{\sigma_B}, \quad \alpha = 16.1 C_0 / d_b, \\ \gamma = 1 + 30 A_s / (l_1 \cdot s) \end{cases}$$

ここに、 P_{bear} : 支圧強度(kg)、 d_b : 鉄筋径(cm)、 h : 柱支店間距離(cm)、 r : 折曲げ半径(cm)、 σ_B : コンクリート強度(kg/cm²)、 l_1 : のみ込み長さ(cm)、 A_s : 横補強筋断面積(cm²)、 s : 横補強筋間隔(cm)、 j : 梁応力間距離(cm)、 C_0 : 鉄筋心までの柱側面コンクリート被り厚さ(cm)

$$B_{ua} = T_3 - T_4' = (1/2)T_3 < B_u = \tau_u \sum \phi \cdot l_1' \quad (6)$$

ここに、 B_u : 付着強度(N)、 $\tau_u = 1.35 \sqrt{\sigma_B}$ (MPa)、 ϕ : 鉄筋周長(mm)、 l_1' : のみ込み長さ(mm)

制約条件 1 を、図 - 4 に、制約条件 2 から 4 を図 - 8 に示している。余長部の定着強度(T_s)は、崔らの研究 5) の式(4)を、折曲げ部のコンクリート支圧強度(P_{bear})は、建築学会の終局強度型耐震設計指針 17) の式(5)を、直線部分の付着強度(B_u)は、文献 15) の式(6)をそれぞれ準用する。

3.3 実験結果との比較・検討

表-1 は 56 体の試験体の外側主筋が引張降伏する時の応力に対して定着・支圧破壊に関する危険率を示している。なお、表-1 に示されている破壊モードは文献の記述、破壊状況、荷重変形関係及び曲げ解析強度（本理論ではない）との比較から総合的に判断し定めたものである。

既に図 - 6(a) で解析対象とした試験体について前節で示した付着・定着破壊に関する条件を適用してその結果を検討する。

表 - 1 制約条件と解析結果の比較(閉じる側)

文献	試験体	破壊モード	(1) T_4'	(2) $\sqrt{2} T_4'$	(3) T_y	(4) $B_{ua}(T_3-T_4')$	式(4) T_s	式(5) P_{bear}	式(6) B_u	制約条件 1 (2)/(3)	制約条件 2 (1)/式(4)	制約条件 3 (1)/式(5)	制約条件 4 (4)/式(6)
[7]	L-BH1	J	0.077	0.109	0.153	0.076	0.124	0.032	0.125	0.71	0.62	2.41	0.61
	L-BH2	J	0.077	0.109	0.153	0.076	0.124	0.032	0.125	0.71	0.62	2.41	0.61
	L-BU	J	0.077	0.109	0.153	0.076	0.124	0.032	0.125	0.71	0.62	2.41	0.61
	L-BP	T	0.077	0.109	0.153	0.076	0.124	0.032	0.125	0.71	0.62	2.41	0.61
	L-PP	J	0.077	0.109	0.153	0.076	-**	0.032	0.125	0.71	-**	2.41	0.61
[12]	Mazzoni 1	J(T)	0.079	0.112	0.157	0.078	0.086	0.018	0.063	0.71	0.92	4.39	1.24
	Mazzoni 2	J(T)	0.079	0.112	0.157	0.078	0.086	0.025	0.063	0.71	0.92	3.16	1.24
	Mazzoni r	B	0.066	0.094	0.131	0.065	-**	0.022	0.058	0.72	-**	3.00	1.12
[8]	LP15-1	J	0.056	0.08	0.111	0.055	0.104	0.030	0.112	0.72	0.54	1.87	0.49
	LP15-2	J	0.056	0.08	0.111	0.055	0.104	0.030	0.112	0.72	0.54	1.87	0.49
	LP15-3	J	0.056	0.08	0.111	0.055	0.104	0.030	0.112	0.72	0.54	1.87	0.49
	LP18-1	J	0.056	0.08	0.111	0.055	0.104	0.030	0.112	0.72	0.54	1.87	0.49
	LP18-2	J	0.046	0.066	0.092	0.046	0.104	0.030	0.112	0.72	0.44	1.53	0.41
	LP16-4	BJ	0.072	0.102	0.144	0.072	0.104	0.036	0.112	0.71	0.69	2.00	0.64
	LP20-5	B	0.043	0.061	0.086	0.043	0.104	0.049	0.112	0.71	0.41	0.88	0.38
[13]	Knee J1	BJ	0.055	0.078	0.110	0.055	0.102	0.040	0.112	0.71	0.54	1.38	0.49
	Knee J2	BJ	0.055	0.078	0.110	0.055	0.102	0.040	0.112	0.71	0.54	1.38	0.49
	Knee J3	B	0.055	0.078	0.109	0.054	0.157	0.068	0.101	0.72	0.35	0.81	0.53
	Knee J4	BJ	0.055	0.078	0.109	0.054	0.157	0.055	0.101	0.72	0.35	1.00	0.53
	Knee J6	B	0.055	0.078	0.109	0.054	0.156	0.069	0.102	0.72	0.35	0.80	0.53
	Knee J7	B	0.060	0.085	0.119	0.059	-**	0.140	0.104	0.71	-**	0.43	0.57
	Knee J9	BJ	0.047	0.067	0.094	0.047	0.163	0.041	0.093	0.71	0.29	1.15	0.51
	Knee J10	BJ	0.048	0.068	0.095	0.047	0.182	0.032	0.070	0.72	0.26	1.50	0.67
	Knee J14	B	0.057	0.081	0.113	0.056	0.154	0.097	0.103	0.72	0.37	0.59	0.54
[9]	L-1	B	0.022	0.032	0.043	0.021	-**	0.032	0.054	0.74	-**	0.69	0.39
	L-2	B	0.020	0.029	0.039	0.019	-**	0.028	0.047	0.74	-**	0.71	0.40
	L-3	B	0.031	0.044	0.062	0.031	-**	0.037	0.071	0.71	-**	0.84	0.44
	L-4	B	0.022	0.032	0.043	0.021	-**	0.044	0.054	0.74	-**	0.50	0.39
	L-5	B	0.022	0.032	0.043	0.021	-**	0.032	0.065	0.74	-**	0.69	0.32
	L-6	B	0.022	0.032	0.043	0.021	-**	0.032	0.065	0.74	-**	0.69	0.32
	L-7	B	0.022	0.032	0.043	0.021	-**	0.032	0.065	0.74	-**	0.69	0.32
	L-8	BJ	0.055	0.078	0.109	0.054	-**	0.032	0.072	0.72	-**	1.72	0.75
	L-9	BJ	0.042	0.06	0.084	0.042	-**	0.028	0.063	0.71	-**	1.50	0.67
	L-10	BJ	0.055	0.078	0.109	0.054	-**	0.044	0.072	0.72	-**	1.25	0.75
	L-11	BJ	0.055	0.078	0.109	0.054	-**	0.044	0.072	0.72	-**	1.25	0.75
[5]	L-1	BJ	0.058	0.083	0.116	0.058	-**	0.035	0.100	0.72	-**	1.66	0.58
	L-2	T	0.058	0.083	0.116	0.058	0.079	0.035	0.100	0.72	0.73	1.66	0.58
	L-3	BJ	0.058	0.083	0.116	0.058	-**	0.035	0.100	0.72	-**	1.66	0.58
	L-4	T	0.058	0.083	0.116	0.058	0.079	0.052	0.100	0.72	0.73	1.12	0.58
	L-5	T	0.058	0.083	0.116	0.058	0.079	0.052	0.100	0.72	0.73	1.12	0.58
	L-6	BJ	0.058	0.083	0.116	0.058	-**	0.052	0.100	0.72	-**	1.12	0.58
[10]	L345-30-3	B	0.032	0.046	0.064	0.032	-**	0.100	0.069	0.72	-**	0.32	0.46
	L345-30-3w	B	0.032	0.046	0.064	0.032	-**	0.076	0.069	0.72	-**	0.42	0.46
	L345-60-4	B	0.028	0.04	0.056	0.028	-**	0.081	0.074	0.71	-**	0.35	0.38
	L490-60-3	B	0.029	0.042	0.057	0.028	-**	0.081	0.056	0.74	-**	0.36	0.50
[4]	L345w-30-4S	B	0.037	0.053	0.074	0.037	-**	0.076	0.098	0.72	-**	0.49	0.38
	L345w-30-3N	B	0.037	0.053	0.074	0.037	-**	0.070	0.098	0.72	-**	0.53	0.38
	L345-30-4S	B	0.050	0.071	0.099	0.049	-**	0.076	0.130	0.72	-**	0.66	0.38
	L345-30-3N	B	0.050	0.071	0.099	0.049	-**	0.070	0.130	0.72	-**	0.71	0.38
	L490-45-4S	BJ	0.050	0.071	0.100	0.050	-**	0.064	0.109	0.71	-**	0.78	0.46
	L490-45-3N	BJ	0.050	0.071	0.100	0.050	-**	0.059	0.109	0.71	-**	0.85	0.46
[6]	L-180-S	T(T)	0.119	0.169	0.238	0.119	0.053	0.068	0.094	0.71	2.25	1.75	1.27
	L-180-L	T(T)	0.119	0.169	0.238	0.119	-**	0.068	0.094	0.71	-**	1.75	1.27
	LP-180-S	T(T)	0.119	0.169	0.238	0.119	0.053	0.068	0.094	0.71	2.25	1.75	1.27
	L-90-S	T(T)	0.119	0.169	0.238	0.119	0.053	0.068	0.094	0.71	2.25	1.75	1.27
[11]	OT36B-T	BJ	0.052	0.074	0.103	0.051	0.082	0.033	0.100	0.72	0.63	1.58	0.51

Note: (1) T_4' , $\sqrt{2} T_4'$, T_y , $B_{ua}(T_3-T_4')$, T_s , P_{bear} , B_u は $D\sigma_c(3.1$ 節参考) で基準化して無次元数で表している。

(2) すべての試験体の l_{dh} (定着投影長さ) は $3/4D_c$ 以上であり、機械式折曲げ定着を除き、 L_s (梁筋余長部定着長さ) は $10d_b$ 以上である。

(3) *破壊モード: J 破壊-接合部せん断破壊, B 破壊-梁(または柱)の曲げ破壊, BJ 破壊-梁(または柱)の曲げ破壊後の接合部せん断破壊, T 破壊-主筋の抜け出しによる耐力低下及び定着破壊, (T) は開く側で定着破壊を起こした試験体である。

(4) ** - : 式(4)の評価範囲を超えている試験体である。

(5) : 制約条件 1, 2, 3, 4 の範囲を超えている試験体である。

解析結果について考察する。折曲げ部の応力 ($\sqrt{2} T_4'$) はすべての試験体において降伏点以下であり、降伏応力よりやや少ない(表-1 の制約条件 1 参照)。

また、BJ、J、T 破壊したほとんどの試験体(総 36 体中 34 体)が支圧強度に達しており(表-1 の制約条件 3 参照)、すべての B 破壊試験体(Mazzoni は retrofit した試験体なので排除)は支圧強度に達していない。すなわち、支圧破壊の制約条件(支圧強度(P_{bear}))に対する本解析結果(T_4')の比率は 1 以上を目安とすることより接合部のせん断破壊と一定の相関が確かめられた。これは、定着破壊と接合部せん断破壊が実験で観察される破壊状況から明確に区別するのが困難であるためと考えられる。また、支圧強度式は設計用上、安全側に設定されたもので、接合部のせん断強度を直接推定するためにはさらに検討を要するものと考えられる。

付着破壊に対して余裕のないものは(表-1 の制約条件 4 参照)、すべて支圧破壊に対しても余裕がなかった。付着破壊しても、支圧破壊しなければより応力伝達機構は確保されるので、破壊モード判別上はそれほど重要ではないと思われる。

なお、余長部の定着強度に達していると計算されるもの(表-1 の制約条件 2 参照)は概ね定着破壊(T 破壊)と判定されており、実験との相関は見られるが、抜け出し強度式についてはさらに検討の必要があると考えられる。

4. 結論

RC 造 L 字型柱梁接合部の終局強度と破壊モードのモデルに、主筋の付着強度・定着破壊の条件を組み込んだ。その解析結果を既往の実験結果と比較・検討して次の結論が得られた。

支圧破壊の制約条件は、支圧強度(P_{bear})に対する本解析結果(T_4')の比率が 1 以上を目安とすることにより接合部のせん断破壊と一定の相関が確かめられた。主筋量の制限と共に所定

の l_{dh} (定着投影長さ) L_s (梁筋余長部定着長さ)及び被りコンクリート厚さなどを確保した上での支圧強度の制限は、鉄筋の抜け出しによる耐力低下及び定着破壊を防止するのに有効であると考えられる。

また、支圧強度式は設計用に安全側に設定されたものであり、接合部のせん断強度を直接推定するために用いることはできない。

参考文献

- 1) 辛勇雨, 塩原等, 小谷俊介: 既往の実験データによる鉄筋コンクリート L 字型柱梁接合部の終局耐力の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.581~pp.482, 2002 年
- 2) 辛勇雨, 塩原等: 鉄筋コンクリート L 字型柱梁接合部のせん断終局強度の解析, 構造工学論文集 Vol. 50B, pp. 87-96, 2004 年 4 月
- 3) 辛勇雨, 楠原文雄, 塩原等: 鉄筋コンクリート L 字型柱梁接合部のせん断終局強度の解析, コンクリート工学年次論文報告集, 第 26 巻 2 号, pp. 493~498, 2004
- 4) 井上寿也, 益尾潔, 岡村信他, 小野秀雄: 機械式定着工法による L 型 RC 造部分架構での柱梁接合部のせん断余裕度と横補強筋の効果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 523~526, 2003 年
- 5) 崔建宇, 藤井栄, 西山峰広, 渡辺史夫: 建物最上階における L 字型接合部の耐力機構モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第 567 号, pp. 101-109, 2003 年 5 月
- 6) 岡野裕, 向井智久, 野村設郎: RC 造 L 字型柱梁接合部の定着劣化に起因した破壊メカニズムに関する基礎的研究, 構造工学論文集 Vol. 50B, pp. 77-85, 2004 年 4 月
- 7) 田畑卓, 西原寛: RC 造ト・T・L 型柱梁接合部のせん断及び定着性状, コンクリート工学年次論文報告集, 第 23 巻 3 号, pp. 373~378, 2001
- 8) 青田晃治, 渡辺朋之, 成瀬忠, 森本敏幸: 最上階柱梁接合部におけるプレート定着工法に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, 第 23 巻 3 号, pp. 391~396, 2001
- 9) 中村一彦他, 岸本剛, 石渡康弘, 服部智志: 円型定着版により機械式定着された L 型接合部に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, 第 25 巻 2 号, pp. 925~930, 2003
- 10) 井上寿也, 益尾潔, 岡村信他: 機械式定着工法による曲げ降伏先行型・L 型及び T 型 RC 造部分架構の終局耐力と変形性能, コンクリート工学年次論文報告集, 第 25 巻 2 号, pp. 499~504, 2003
- 11) 中澤春生, 坂口昇, 浅井政宏: 主筋を機械式定着した鉄筋コンクリート造柱梁接合部の構造性能に関する実験, コンクリート工学年次論文報告集, 第 24 巻 2 号, pp. 847~852, 2002
- 12) Mazzoni, S. et. al., Cyclic response of RC beam-column knee joints test and retrofit, Report No. UCB/EERC-91/14, EERC and Dept. of Civil Engineering, Berkeley, California, 18pp., 1991
- 13) Leslie M. M.: The Seismic Behavior of Small Reinforced Concrete Beam-Column Knee Joints, Bulletin of the New Zealand national society for earthquake engineering, Vol.31, No.4, pp.215~245, December. 1998
- 14) Johansson. M.: Reinforcement detailing in concrete frame corners, ACI structural journal, Vol.98, No.1, pp.105-115, January-February. 2001
- 15) Paulay. T, Priestley. M. J. N. "Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings", John Wiley & Sons, Inc., New York, 744p., 1992
- 16) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説, 1999
- 17) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説, 1990