

論文 RC造L字形柱梁接合部の破壊性状と補強効果に関する実験的研究

岡野 裕^{*1}・向井 智久^{*2}・野村 設郎^{*3}

要旨: 梁主筋定着部余長長さが短いL字形柱梁接合部試験体の破壊性状を検討した結果, 接合部内の梁主筋の定着性状の劣化がみられ, その影響による層せん断力低下の可能性を示唆した。そこで, 接合部の破壊形式がその定着劣化によるものと想定し, 層せん断力低下に至るまでの過程を示した。また, その破壊過程に対する補強効果を考慮した試験体を作成し実験を行った結果, その補強効果が確認された。以上の検討結果, 接合部破壊形式が定着劣化に起因している可能性が高いことを示した。

キーワード: L字形柱梁接合部, 定着劣化, 接合部入力せん断力, 応力中心間距離, 補強効果

1. はじめに

既往の研究から, L字形柱梁接合部(以下 L字形)の配筋方法が接合部せん断強度に影響を与えること, 図-1に示す L字形入隅部が開く場合(以下 Open)と閉じる場合(以下 Close)とで最大耐力が荷重方向の違いによって異なることが確認されているが, 破壊形式については未解明な部分が多い¹⁾。また, 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」²⁾(以下靱性指針)で示されている L字形せん断強度(以下 V_{ju})及び接合部入力せん断力(以下 V_j)の評価は, 十字形やT形接合部の実験結果を基に算出されているため, L字形への適用に検討の余地があると考えられる。そこで本研究では, 梁上端主筋折曲げ定着部の余長長さが短い L字形試験体で荷重方向の違いによる接合部内の定着性状に着目した破壊メカニズムの提案を行う。また, そこで得られた破壊メカニズムを基に, 柱梁主筋配筋方法などをパ

ラメータに補強を施した L字形試験体を作成し, それらの補強効果を検討する。

2. 実験概要

2.1 試験体概要

試験体は L字形標準試験体(L-180-S)と補強試験体として L-180-L[定着部余長 $47d_b$ (d_b :鉄筋径)], LP-180-S[かご筋付き], L-90-S[柱主筋折曲げ角度 90°], HL-180-S[ハンチ付き]の4体の計5体を作成した(図-2参照, 補強試験体は接合部周辺のみ配筋図とした)。梁主筋は上下とも 3-D13($P=0.70\%$), 柱主筋 8-D13($P_c=0.94\%$), 梁補強筋は U7.1 を使用した。梁補強筋間隔を L-180-S と L-180-L は 80mm, 他の試験体は 50mm とした。柱・接合部補強筋も U7.1 を使用し, 全試験体共に間隔を 50mm とした。接合部定着投影長さは, RC規準³⁾より梁下端筋は $0.75D$ (D :柱せい), 梁上端筋を $0.75D+d_b$ とした。表-1に各試験体の定着折曲げ角度と定着強度を示す。尚, HL-180-S のハンチ筋の定着性状は柱側は 180° フック, 梁側はフックではなく, 折曲げ位置からの長さを $44d$ と十分に確保している。 d は表-2(b)に示すハンチ筋径である。定着強度は, 靱性指針の折曲げ定着強度式(1)

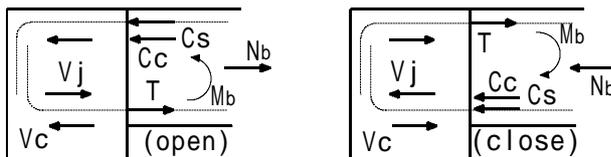


図-1 L字形接合部の挙動

$$f_u = 210 \cdot k_c \cdot k_j \cdot k_d \cdot k_s \cdot B^{0.4} \quad (1)$$

*1 東京理科大学 理工学部建築学科 (正会員)
 *2 東京理科大学 理工学部建築学科助手 工博 (正会員)
 *3 東京理科大学 理工学部建築学科教授 工博 (正会員)

表 - 1 定着折曲げ角度と定着強度

試験体名	梁主筋定着 (余長長さ)	柱主筋定着	定着強度	
			Open(MPa)	Close(MPa)
L-180-S	90°フック(10db)	180°フック	473	484
L-180-L	90°フック(47db)		470	481
HL-180-S	90°フック(10db)		430	440
LP-180-S	90°フック(10db)		442	453
L-90-S	90°フック(10db)	90°フック	450	460

表 - 2(a) コンクリートの材料特性

試験体	圧縮強度 (MPa)	引張強度 (MPa)	ヤング係数 $\times 10^4$ (MPa)
L-180-S	24.2	2.9	1.92
L-180-L	23.9		
HL-180-S	19.0	2.9	1.8
LP-180-S	20.5		
L-90-S	21.3		

表 - 2(b) 鉄筋の材料特性

使用鉄筋	使用箇所	降伏強度 (MPa)	降伏歪み (μ)	ヤング係数 $\times 10^5$ (MPa)
D10	ハンチ	394	1988	1.98
D13	柱・梁主筋	721	4026	1.87
U7.1	補強筋・かご筋	1481	6891	2.20

表 - 3 各メカニズム時層せん断力

	接合部せん断破壊時		梁曲げ降伏値
	Open	Close	
L-180-S	27.5kN	28.5kN	66.1kN
L-180-L	27.3kN	28.3kN	66.1kN
HL-180-S	23.9kN	24.1kN	96.5kN
LP-180-S	24.3kN	25.4kN	66.8kN
L-90-S	25.4kN	26.1kN	66.7kN

を用いて算出した。表 - 2(a), (b)にコンクリートと鉄筋の材料特性を示すが、表 - 1に示す定着強度の違いは、表 - 2(a)に示すコンクリート圧縮強度 σ_c の違いによるものである。また表 - 3に、既往の研究⁴⁾より得られた V_j の算出方法 (Open, Close: $V_j=T$) から接合部周りの接点モーメントを用いて接合部中心モーメント M_j から算出した試験体毎の各メカニズム時の層せん断力計算値を示す。また、梁曲げ降伏値は梁の曲げ耐力を用いて、前述した内容と同様にして算出した。尚、その算出に用いた材料強度は表 - 2(a)(b)に示すものである。各試験体は表 - 1の定着強度の検討を行い、表 - 3の Open, Close の値で接合部せん断破壊するよう設計した。

2.2 荷重方法

図 - 3に L字形試験体の荷重方法を示す。架構の接合部周りのモーメント状態を再現するため、ロードセルを梁端部に鉛直に取り付け、ベース下部と荷重点、ロードセル支持端部をピン

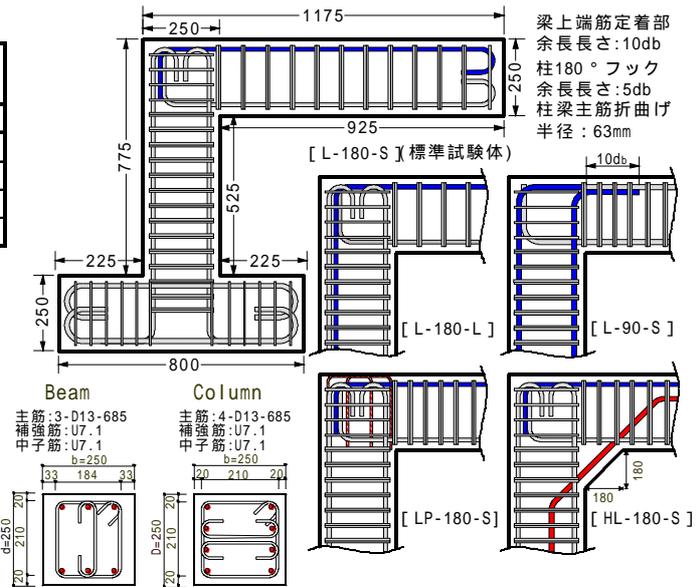


図 - 2 試験体形状

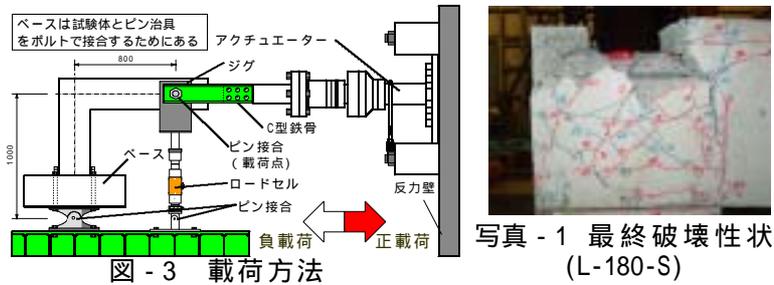


図 - 3 荷重方法

にする3つのピンで試験体を接合した。そしてアクチュエーターが引く時を正荷重 (Open), 押す時を負荷重 (Close) とし、正負漸増繰返し荷重を行った。

3. 実験結果

3.1 最終破壊性状

L-180-SとL-180-Lでは、Open 時には接合部入隅部、Close 時には梁端部付近のひび割れが顕著であった。また、Close 時には接合部上面かぶりコンクリートの剥離も顕著であった。最終的には写真 - 1に示すように、上面かぶりコンクリートが剥落する破壊形式となった。これは程度の差はあるが、各試験体において確認される。HL-180-Sでは、ハンチと柱、梁の入隅部に入ったひび割れが顕著であった。接合部上面とハンチ部分のかぶりコンクリートの剥離がみられ、梁上端筋の折曲げ位置で主筋の破断がみられた。LP-180-Sでは、同様に上面かぶり部分の剥離が若干みられたが、かご筋の影響により抑

制されていた。L-90-Sでは、上面かぶり部分が柱主筋折曲げ部分に沿うように剥離した。

3.2 層せん断力-層間変形角(Q-R)曲線

図-4に層せん断力と層間変形角の関係を示し、正載荷を+、負載荷を-とした。L-180-Sにおいて Open と Close の最大耐力に殆ど差はみられなかったが、Close は Open に比べ小さい変形角で最大耐力に達する傾向がみられた。各補強試験体についてみると、L-180-L は正負の最大耐力の顕著な違いがみられ、Close では45.5kN と大きな耐力を示し、かつ $R=80/1000$ [rad.] (以下 R-80)までに耐力低下はみられなかった。また、HL-180-S では Open・Close の値が、全試験体の中で最大値を示した。Close において $R=-40$ 付近に急激な耐力低下がみられるが、これは前述した梁上端主筋の破断によるものである。LP-180-S では Close の耐力が、比較的大きい変形で最大耐力に至る傾向がみられた。L-90-S については、 b_c が L-180-S よりも低いことから、層せん断力が低い結果となった。

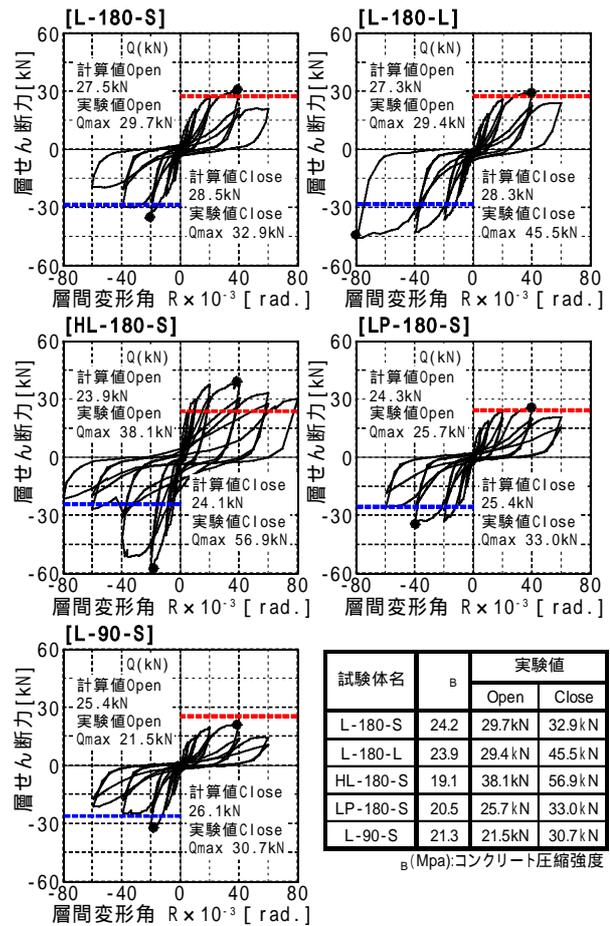


図-4 層せん断力 - 層間変形角曲線

4. 標準試験体L-180-S破壊メカニズムの検証

4.1 L字形入隅部が開く (Open) 場合

図-5に示す梁下端筋の歪度(3本のうち両側2本の平均値)分布図に着目すると、層間変形角が増大するにつれ、梁端部に対し接合部内の梁下端主筋歪度が增大している(歪度が降伏値に達していないことから弾性範囲内であると考えられる)。この理由として、接合部入隅部に発生するひび割れの進展及び、繰返し荷载の影響による梁下端筋の定着劣化が考えられる。また、図-7は既往の折曲げ定着主筋の引抜き実験⁵⁾より得られた鉄筋の引張力(以下 T_s)と滑り量の関係を簡易的に図示したものであるが、この実験はト形接合部内の定着性状を検討した例である。この既往の研究と本研究の両者は接合部の形状に違いがあるが、接合部内の定着性状が劣化する点において相関性があるため、本試験体においても図-7に示す現象が発生するものと仮定する。それにより、梁端部の引張力(以

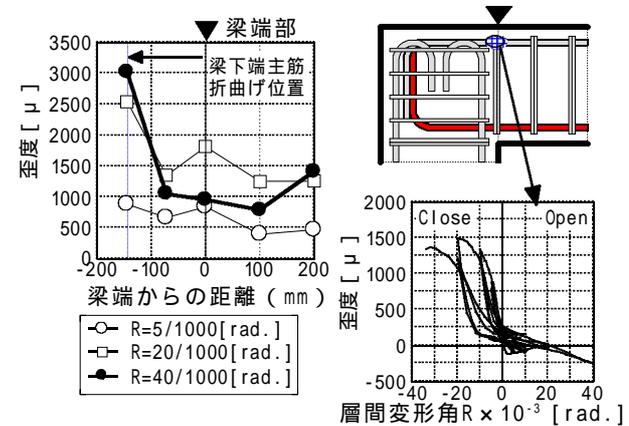


図-5 正載荷時梁主筋歪度分布と -R曲線

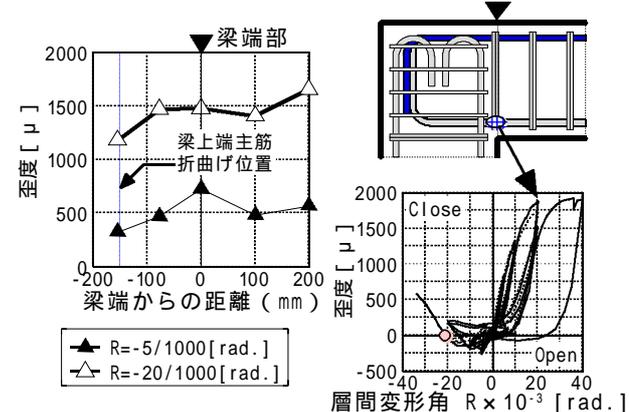


図-6 負載荷時梁主筋歪度分布と -R曲線

下 T:3 本の合計, L-90-S については柱主筋折曲げ余長部を考慮していない)の減少に伴って梁端モーメント M_b が減少し, 層せん断力 V_c が低下するメカニズムが説明できる。以上のことから, V_c の低下の要因として接合部内梁下端主筋の定着劣化が大きく影響していると推察される。

4.2 L字形入隅部が閉じる(Close)場合

図 - 6に示す梁上端筋の歪度分布図より, R-20 では梁端部と接合部内の歪度がほぼ一定である。これより Open と同様, 接合部内梁主筋の定着劣化が起きている可能性が高いと考えられる。この定着劣化により, 図 - 7に示す剛性の低下が生じる。この剛性低下点以降, 梁主筋の滑り量が增大することで, 接合部上面かぶりコンクリートのひび割れが進展し, ひび割れ幅が拡大する。その影響により梁上端筋の滑り量が急激に増大し, 図 - 7に示す耐力低下点まで早期に達しているものと考えられる。これらのことから R-20 以降, 図 - 7の -R 曲線図に示すように圧縮されていた歪度が引張に転化すると考えられる。その引張転化が発生したメカニズムを図 - 8に示す。まず, 梁下端筋は Open 時に定着劣化が発生している(図 - 5)と思われる。そして, 梁上端筋折曲げ余長部は Close 時に発生した上面かぶりコンクリートの剥離により, 図 - 8に示す接合部内梁主筋直線部が定着劣化(図 - 6)し, 梁上端筋折曲げ位置に応力が集中することから, 折曲げ余長部に引張力が発生すると考えられる。その部分の定着性状が接合部内梁主筋直線部に比べ良好であるため, 梁上端筋余長部の引張力がコンクリートを介して図 - 8に示すせん断力として梁下端筋余長部に伝達されると推察される。この伝達された力の影響により, 圧縮されていた梁下端筋が引張に転化し, 梁端部に引張力 T' が発生したと考えられる。また, 実験から得られた -R 曲線の値より梁端部から+100mm 位置の歪度は圧縮であったため, 梁端部は引張転化が発生しやすい領域であるといえる。これにより梁端部での内部応

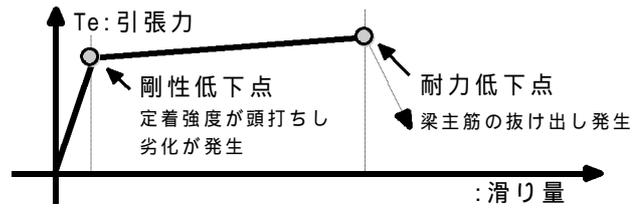


図 - 7 引張力-滑り量(T_e -)関係図

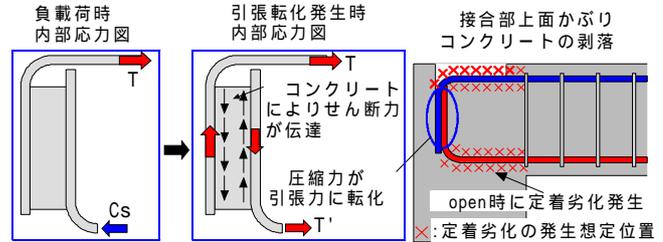
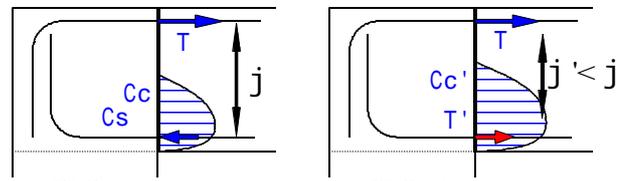


図 - 8 引張転化発生メカニズム



(a) 定着良好: $T=C_c + C_s$ (b) 定着劣化: $T + T' = C_c''$
図 - 9 梁端部での応力状態(Close Side)

力状態は, 図 - 9に示すように $T=C_c + C_s$ の力のつり合いが $T + T' = C_c''$ となる。このことから, 引張転化が梁端部での応力中心間距離 j の変化に大きく影響していると考えられる。この j の変化は, 塩原らの研究⁹⁾の十字形接合部においてすでに示されているが, 今回の実験結果から折曲げ定着された L字形においても, その変化を確認できたといえる。従って, 梁上端筋の定着劣化を起因として T が低下し j が変化した結果, M_b が低下し V_c が低下したのと考えられる。

以上の考察より, 正負荷荷時で接合部内梁主筋の定着劣化が接合部の破壊や, 層せん断力の低下に大きな影響を与える可能性が高いことを示した。このことから, 接合部破壊が定着劣化に大きな影響を受けると仮定し, 4.1及び4.2で示した層せん断力低下のメカニズムを図 - 10に示す。このフローに示す劣化現象を抑制することで, V_c の低下を緩和することができればメカニズムの妥当性を示すことが可能と考えられる。よって次章では, L字形接合部に対する補強効果の検討を行う。

5. 各試験体の補強効果の検討

5.1 L字形接合部が開く(Open)場合

図 - 11(a)は横軸に層間変形角, (b)は層せん断力を示し, 梁端部の引張力 T の変化を示す。図 - 4から各試験体共に $R+40$ 付近で層せん断力 V_c は最大値となり, T の値も LP-180-S を除いて同様な傾向がみられる。図 - 11(a)より, L-180-S の T が最大値を示すことから, 今回検討した配筋方法では T の最大値を増加させる補強効果は得られなかった。LP-180-S では $R+40$ 以降, T の低下が緩やかであることから, V_c の最大値を迎えた後の靱性能を向上させる効果は得られたものと考えられる。HL-180-S の V_c は 38.1kN と最大であることから, 顕著な補強効果が得られた。その理由として, 図 - 11(b)を見ると HL-180-S の T は他の試験体に比べ, 同じ V_c の時に小さい値である。本論では「 $V_j=T$ 」と考えているため, 接合部へ入力されるせん断力も抑制されると推察される。それはハンチにより, 梁端部の有効断面が大きくなり応力中心間距離 j が他試験体に比べ大きく保たれることが挙げられる。よって, HL-180-S は図 - 10の(1)

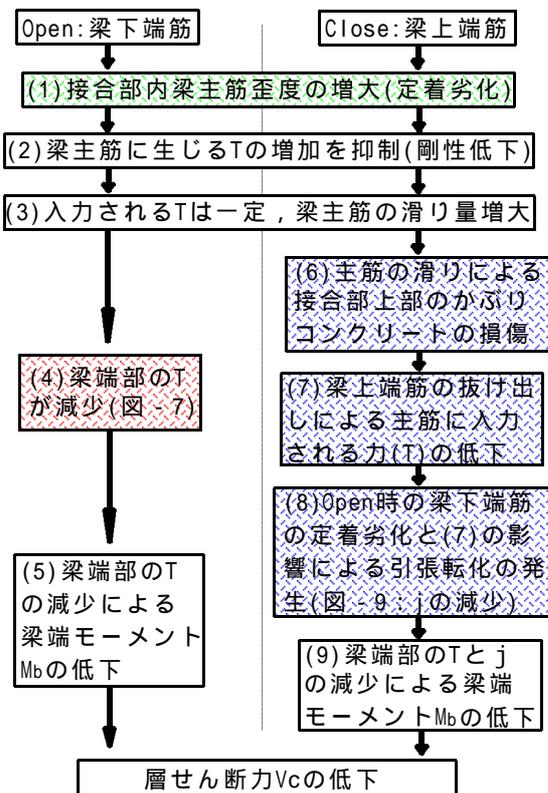


図-10 層せん断力 V_c 低下メカニズムのフロー

を抑制する補強効果が得られたと考えられる。

5.2 L字形接合部が閉じる(Close)場合

(1) 梁端部引張力 T の効果

図 - 11(c)に T の変化を示す。LP-180-S では $R-20$ 以降, $R-35$ まで緩やかな減少を示すが, これは定着劣化による接合部上面かぶりコンクリートの剥離をかご筋が抑制したことによる。それ以降, T が急激に低下するが, これはひび割れの拡大により, かご筋による上面かぶりコンクリートの拘束効果が小さくなったためと考えられる。L-180-L では, T が全試験体中の最大値を示している。そして, $R-20$ 以降で T の値が低下するが $R-30$ 以降で値が再び上昇し, T の低下を最も抑制したことが分かる。これらは, 定着部余長が十分に長いことにより余長部が負担できる定着力が大きいことにより, 接合部内の定着劣化による梁上端筋の抜け出しを抑えたものと考えられる。これらの結果より, LP-180-S と L-180-L では T の低下を緩和させる効果が得られたものと判断した。その効果はかご筋による補強に比べて, 折曲げ定着余長部で定着性能を向上させる方が顕著であった。L-90-S は $R-15$

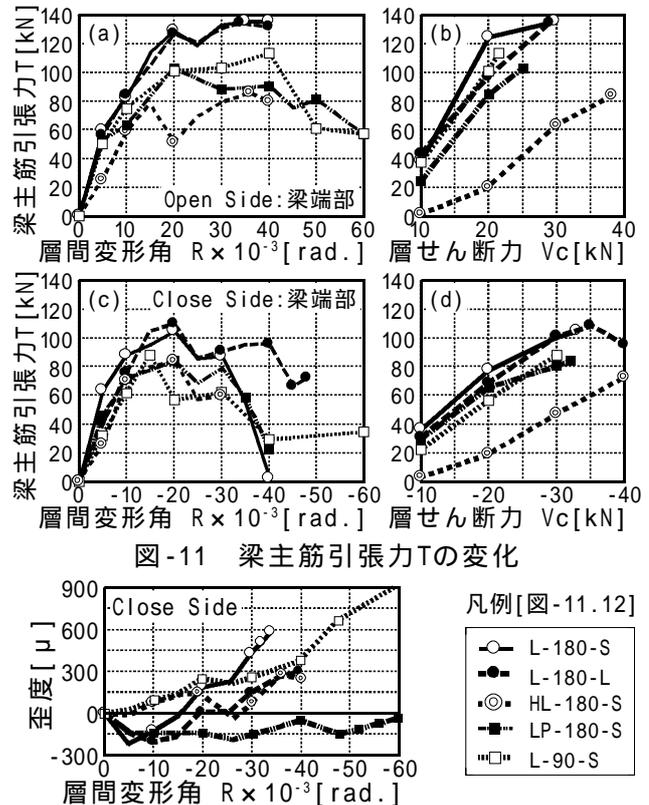


図-11 梁主筋引張力 T の変化

図-12 梁端部下端筋の歪度の変化

と小さな変形角に T の低下が起きている。これは、柱主筋定着性状が 180° フックに比べて劣るためと考えられる。よって T の低下は、定着劣化発生と相関性があるものと考えられ、補強効果は殆どなかったといえる。HL-180-S は図 - 11(d) に示すように、他の試験体と比べて同じ層せん断力に対して入力される T が小さく入力されるせん断力は Open と同様に抑制されていると考えられる。また、 V_c が最大値を示したのは応力中心間距離 j の値が大きく関係しているが、これは(2)で後述する。

(2) 応力中心間距離 j の効果

L-180-S について Close において前述した通り、 j の変化は圧縮歪の引張転化を起因として発生することから、 j を検討するために図 - 12 に示す梁端部下端筋歪度の変化に着目する(+ : 引張、- : 圧縮)。LP-180-S はかご筋が、梁上端筋の抜け出しを抑え、図 - 12 に示す引張転化の発生を防ぐことで、 j の減少を抑えるものと考えられる。L-180-L は(1)での考察より、梁端部引張力 T の低下が抑制されることで図 - 12 に示す通り、引張転化をある程度抑える効果があると考えられる。HL-180-S は L-180-S とほぼ同様に引張転化しているが、ハンチ部分が圧縮力を負担することで、 j は大きく保たれている。L-90-S は図 - 12 に示すように、小さい層間変形角で引張転化が起きている。

6. まとめ

1. L字形柱梁接合部の正負荷荷時における接合部内梁主筋の定着劣化に起因した接合部破壊メカニズムの提案を行った。
2. 標準試験体 L-180-S で検証した破壊メカニズムに基づいた、各補強試験体の層せん断力の低下を抑制する補強効果を以下に示す。

【LP-180-S】: 接合部内にかご筋を配筋

Open 時には梁端部引張力 T の減少を抑制する効果があった。Close 時には接合部上面かぶりコンクリートの拘束と梁上端筋の抜け出しの抑制により、梁端部引張力 T の減少よりも安

定した応力中心間距離 j を保つことで、 V_c の値を R-35 まで上昇させる補強効果が得られた。

【L-180-L】: 柱主筋折曲げ定着部余長 $47d_c$

Close 時の引張転化による j の変化はある程度起きているが、折曲げ定着余長部が定着力を負担するため、梁上端筋の抜け出しを抑え T の減少を十分に抑制し、 V_c の低下を最後まで抑えるという大きな補強効果が得られた。

【HL-180-S】: 前施工ハンチ(ハンチ部分を試験体と同時に打設し一体としたもの)付き

接合部に入力される力は抑制されるが、梁端部有効断面が他試験体よりも大きく、 j が大きく保たれているため、Open、Close 共に V_c が最大値を示すという補強効果が得られた。

【L-90-S】: 柱主筋折曲げ角度 90°

柱の定着余長部が短いことと折曲げ角度の影響により、小さい層間変形角で定着劣化が起きていることから補強効果は得られなかった。

正負荷荷時共に、提案した破壊メカニズムを考慮した補強手法により上記に示す補強効果が得られたことから、接合部破壊が定着劣化に起因している可能性が高いことを確認した。

【参考文献】

- 1) 崔 建宇, 藤井 栄, 渡辺 史夫: L字形およびT字形接合部のせん断耐力に及ぼす接合部の配筋ディテールの影響, コンクリート工学年次論文集, Vol. 23, No. 3, pp. 397-402, 2001
- 2) 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
- 3) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説
- 4) 岡野 裕, 向井 智久, 野村 設郎: L字形柱梁接合部の破壊形式とその破壊を有するRC架構の挙動に関する実験的研究, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp. 327-331, 2003
- 5) 藤井 栄, 森田 司郎, 後藤 定己: 折り曲げ定着部の耐力と破壊性状, 第4回コンクリート工学年次講演会講演論文集, pp. 273-276, 1982
- 6) 楠原 文雄, 塩原 等: 接合部破壊が先行するRC柱はり接合部の接合部せん断耐力と接合部破壊の因果関係, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 19, No. 2, pp. 1005-1010, 1997