

論文 S 部材がアンカーボルトを介して RC 部材に結合される L 字形接合部の応力伝達機構

金井 真一^{*1}・馬場 望^{*2}・西村 泰志^{*3}

要旨: 本研究は、鉄骨部材がアンカーボルトを介して鉄筋コンクリート部材に結合される混合構造の L 字形接合部を対象とし、接合部の応力伝達機構を提案するとともに、アンカーボルトの埋め込み長さおよび提案した応力伝達機構を形成するために必要な補強筋が接合部の抵抗機構におよぼす影響を実験的に検討した。その結果、アンカーボルトの埋め込み長さが RC 部材のせいに対して相対的に小さい場合でも、接合部の応力伝達機構に基づいて、合理的に補強筋を配置することによって、接合部の最大耐力を向上できることを明らかにした。

キーワード: S 部材, RC 部材, L 字形接合部, 応力伝達機構, アンカーボルト, 埋め込み長さ, 補強筋

1. 序

鋼コンクリート混合構造の接合部形式のひとつに、鉄骨（以下、S という）部材がアンカーボルトを介して鉄筋コンクリート（以下、RC という）部材に結合される接合部がある。最も代表的な例としては、鋼構造露出柱脚が挙げられる。また、機械式定着された RC 造柱梁接合部は、定着筋をアンカーボルトと見なせば、梁部材から柱部材への基本的な応力伝達機構は、S 部材がアンカーボルトを介して RC 部材に結合される接合部とほぼ同じであると考えられる。しかしながら、これらの設計指針^{1),2)}では、例えば、アンカーボルトの埋め込み長さは個別の基準で規定されている。また、アンカーボルト（定着筋）からの応力伝達に対する RC 接合部の抵抗機構についても示されていない。これらの接合部の基本的な応力伝達機構が同じであるならば、接合部の抵抗機構や耐力評価法についても、ある程度統一された評価法を構築することが可能であると考えられる。

このような観点から、本研究では、L 字形接合部を対象とし、S 部材がアンカーボルトを介して RC 部材に結合される接合部について、アンカーボルトの埋め込み長さおよび補強筋が応力伝達機構におよぼす影響を実験的に検討するものである。

2. 応力伝達機構と耐力評価法

2.1 応力伝達機構

図-1 に接合部の応力伝達機構を示す。なお、ここでは、S 部材と RC 部材が閉じる載荷方向を正載荷、開く方向を負載荷としている。S 部材に曲げモーメントが作用すると、エンドプレートの圧縮側では圧縮応力 C およびそれに伴って生じる摩擦力、引張側ではアンカーボ

ルトの引張力 T を介して定着板に支圧応力 F_b が作用し、これらの応力は反作用として RC 部材に伝達される。

アンカーボルトの埋め込み長さ L_d が RC 部材の有効せい d 程度の場合 ($L_d \approx d$)、図-1 (a) に示すように、加力方向にかかわらず、アンカーボルトの引張力 T_d は、接合部パネルのコンクリート圧縮束に作用する圧縮力 R_p および主筋の引張力 T_{ra} によって釣合系を構成し、接合部ではアーチ機構が形成されると考えられる。一方、アンカーボルトの埋め込み長さが RC 部材の有効せいより小さい場合 ($L_d < d$)、正載荷時では、部材がない側に集中的に補強筋が配置されている場合、図-1 (b) に示すように、 R_p 、集中補強筋の引張力 T_{wa} および主筋の引張力 T_{ra} によって釣合系が構成され、接合部ではアーチ機構が形成されると考えられる。また、定着板直上に水平補強筋が配置されているならば、 R_p 、定着板に作用する支圧応力 F_{ba} および水平補強筋の引張力 T_{ha} によって釣合系が構成され、接合部ではアーチ機構が形成されると考えられる。負載荷時では、定着板に作用する支圧応力 F_{ba} の反力は、定着板から 45° 方向に仮定された破壊面を貫通する RC 部材側のせん断補強筋の引張力 T_{wa} として伝達され、図-1 (b) に示すようなアーチ機構が形成されると考えられる。なお、アンカーボルトの埋め込み長さにかかわらず、負載荷時では、S 部材に作用するせん断力は、エンドプレート下面に作用する摩擦力を介して RC 部材に引張軸力として伝達されるため、アーチ機構の効果は小さいことが推察される。

また、接合部のトラス機構は、アンカーボルトの埋め込み長さおよび加力方向にかかわらず、定着板の支圧応力 F_{br} の反力が接合部パネルのせん断補強筋の引張力 T_{wr} として伝達されることによって形成されると考えられる。

*1 大阪工業大学大学院 博士前期課程 (正会員)

*2 大阪工業大学 准教授・工博 (正会員)

*3 大阪工業大学 教授・工博 (正会員)

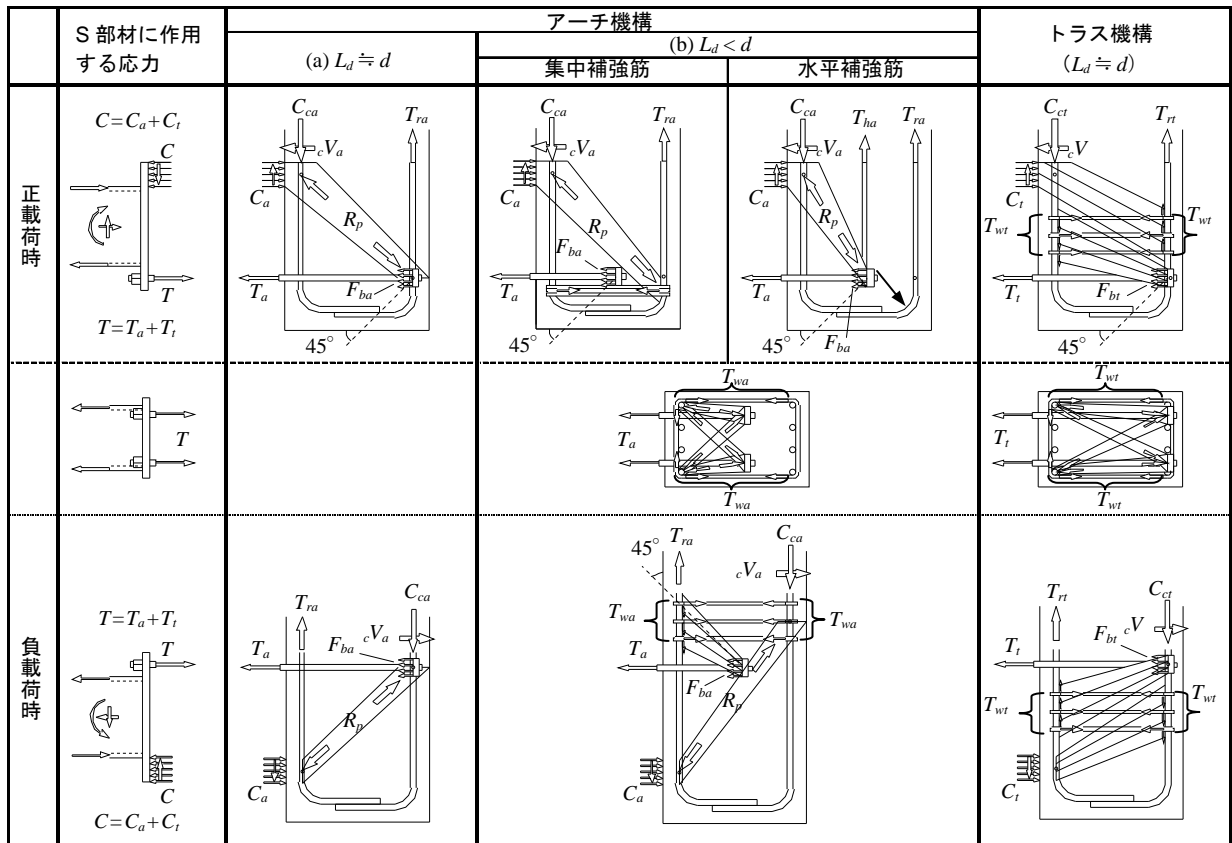


図-1 L 字形接合部の応力伝達機構

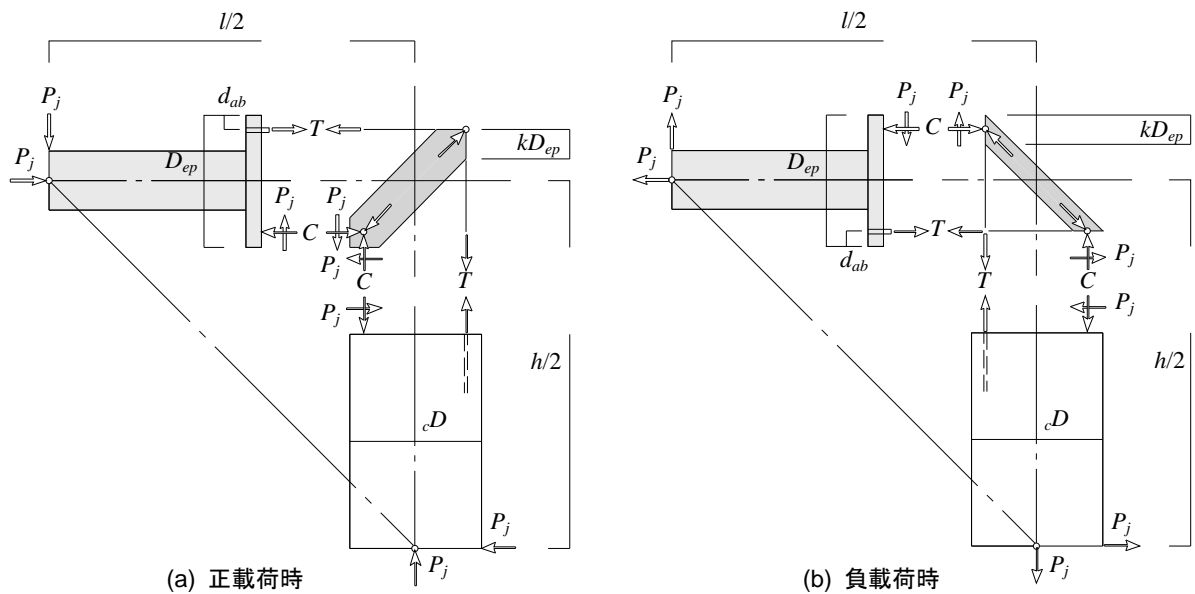


図-2 L 字形接合部の抵抗機構³⁾

2.2 耐力評価法

接合部が破壊する時の S 部材端部に負荷すべき荷重 S 部材端部の荷重 P_u は、前述の応力伝達機構に基づいて、

$$P_u = \min.(P_{cf}, P_j) \quad (1)$$

によって評価できるものとする。ここに、 P_{cf} はアンカーボルトの引抜きに伴うコーン状破壊によるコンクリートの抵抗力を S 部材端部の水平力に置換した荷重、 P_j は

西村・南³⁾によって提案されている接合部のせん断耐力である。

(1) コーン状破壊によるコンクリートの抵抗力

コーン状破壊によるコンクリートの抵抗力は、「RC 建造物の靱性保証型耐震設計指針・同解説」⁴⁾を参考にし、コンクリートの抵抗力をアンカーボルトの引張抵抗力 T_{cf} で表現すると、次のように与えられる。

$$T_{cf} = A_{cf} \cdot 0.313 \sqrt{\sigma_B} \cdot \frac{\sqrt{L_d^2 + a_j^2}}{a_j} \quad (2)$$

正載荷時の場合： ${}_pA_{cf} = (L_d + h) \cdot B_c$

負載荷時の場合： ${}_nA_{cf} = 2L_d \cdot B_c$

このときの S 部材端部の水平力 P_{cf} は、

$$P_{cf} = T_{cf} \cdot \frac{2 \cdot a_j}{(l - D_c)} \quad (3)$$

となる。ここに、 A_{cf} は定着板から 45 度方向に仮定したコーン状破壊面の水平投影面積、 L_d はアンカーボルトの埋め込み長さ、 h はアンカーボルト重心から RC 部材端までの距離、 B_c および D_c は RC 部材の幅およびせい、 σ_B はコンクリートの圧縮強度、 a_j はアンカーボルトの重心間距離、 l は S 部材の反曲点間距離である。

(2) 接合部のせん断耐力

図-2 に西村・南によって提案されている L 字形接合部の抵抗機構³⁾を示す。接合部がせん断破壊する時の S 部材端部に負荷すべき荷重 P_j は、コンクリート圧縮束の圧壊によって決定される荷重 P_c および主筋の引張降伏によって決定される荷重 P_r によって、

$$P_j = \min.(P_c, P_r) \quad (4)$$

として評価される。

なお、図-2 に示す抵抗機構は、本接合部形式におい

て、アンカーボルトの埋め込み長さが RC 部材の有効せい程度の場合には適用できるが、アンカーボルトの埋め込み長さが RC 部材の有効せいより小さい場合には、直接適用できない。しかしながら、接合部のせん断耐力が主筋の引張降伏によって決定される場合は、アンカーボルトの埋め込み長さに大きな影響を受けないと考えられるため、本抵抗機構によって接合部のせん断耐力を推定することができると思われる。

正載荷時におけるコンクリート圧縮束の圧壊によって決定される荷重 ${}_pP_c$ は、

$${}_pP_c = \frac{2C(D_{ep} - d_{ab})k - C \cdot D_c \cdot k^2}{(l - D_c) - (1 - k)D_{ep}} \quad (5)$$

となる。ここに、 $C = {}_eB \cdot D_{ep} \cdot \sigma_B$ であり、接合部パネルの有効幅 ${}_eB$ は、 ${}_eB = (B_c + B_{ep})/2$ とする。 B_{ep} および D_{ep} はエンドプレートの幅およびせい、 d_{ab} はアンカーボルトの重心からエンドプレート端部までの距離、 k は 0~1 の任意の値である。また、正載荷時における主筋の降伏強度によって決定される荷重 ${}_pP_r$ は、

$${}_pP_r = \frac{{}_rT_y \cdot D_{ep} \left(1 - \frac{{}_rT_y}{C}\right) + {}_rT_y (D_{ep} - 2d_{ab})}{(l - D_c) - D_{ep} \left(1 - \frac{{}_rT_y}{C}\right)} \quad (6)$$

ここに、 ${}_rT_y = n \cdot a \cdot {}_r\sigma_y$ であり、 n は主筋の本数、 a は主

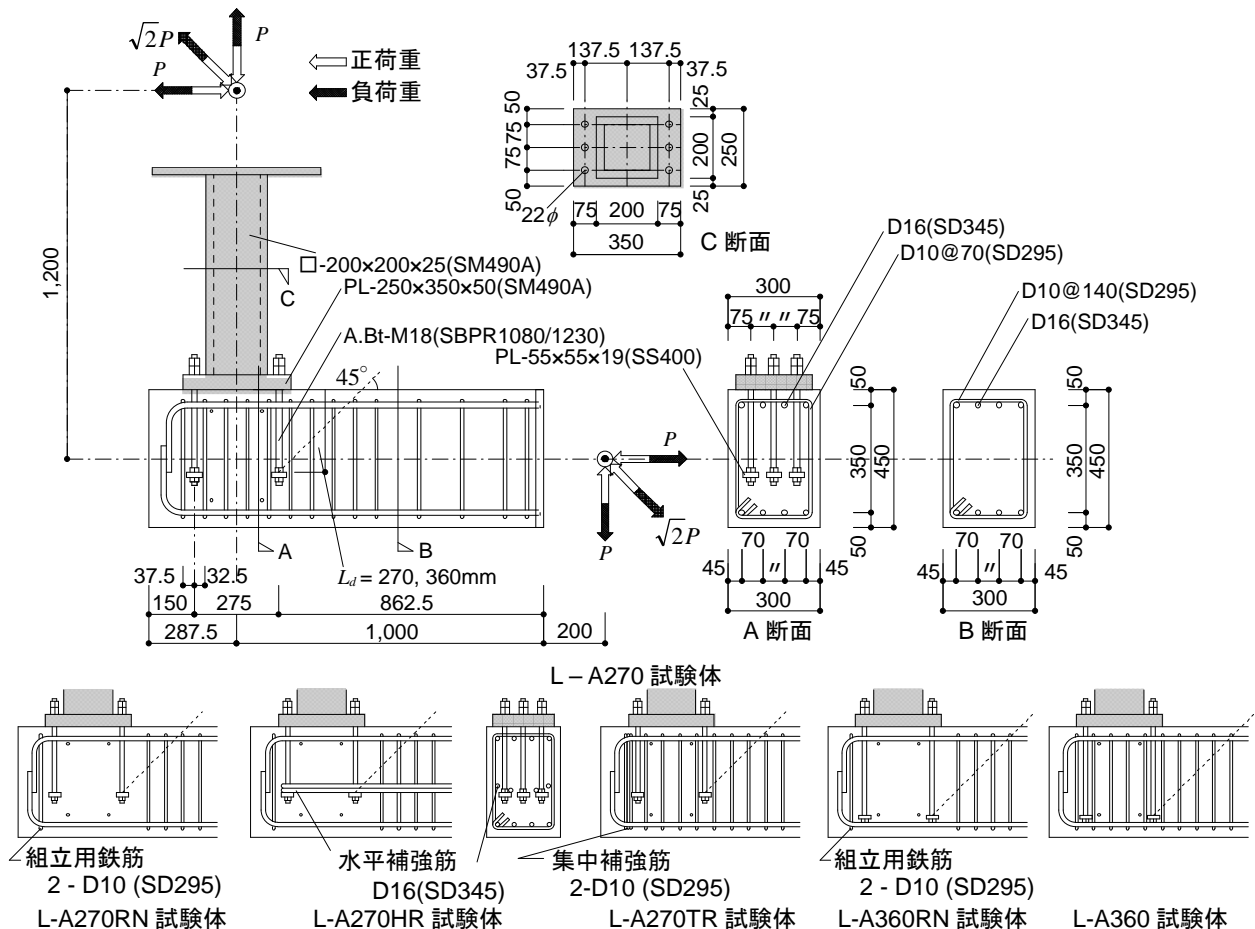


図-3 試験体詳細図

筋の断面積， $r\sigma_y$ は主筋の降伏強度である。

一方，負荷荷時におけるコンクリート圧縮束の圧壊によって決定される荷重 ${}_n P_c$ は，

$${}_n P_c = \frac{2C \cdot k(D_{ep} - d_{ab}) - C \cdot D_{ep} \cdot k^2}{2(l - D_c - D_{ep} + 2d_{ab})} \quad (7)$$

となる。また，負荷荷時における主筋の引張降伏によって決定される荷重 ${}_n P_r$ は，

$${}_n P_r = \frac{\alpha + \sqrt{\alpha^2 + \beta}}{4 \cdot D_c} \quad (8)$$

$$\alpha = 4(rT_y - C)D_{ep} - C(l - D_c)$$

$$\beta = 8rT_y \cdot D_{ep} \{ (C - 2rT_y)D_{ep} + C(D_{ep} - 2d_{ab}) \}$$

として求められる。

3. 実験概要

図-3 に代表的な試験体詳細および各試験体の配筋詳細を示す。実験変数は，アンカーボルトの埋め込み長さおよび接合部パネルのせん断補強筋の有無，水平補強筋および RC 部材がない側のアンカーボルト近傍に配置された集中補強筋の有無であり，計 6 体の試験体が計画された。S 部材は□-200×200×25 である。アンカーボルトは，M18 の PC 鋼棒を 6 本配置し，その埋め込み長さ L_d は 270mm (=15 d_{pc} ： d_{pc} は PC 鋼棒の公称径) および 360mm (=20 d_{pc}) である。RC 部材の断面寸法は 300×450 mm である。L-A270RN，L-A270HR および L-A360RN 試験体は，接合部パネルにせん断補強筋が配置されていない。L-A270 HR 試験体は，2-D16 とする 2 組の U 字形の水平補強筋が定着板位置に配置されている。また，L-A270，

L-A270TR および L-A360 試験体は，接合部パネルに 2-D10 とするせん断補強筋が 70 mm の間隔 ($p_w = 0.74\%$) で配置されている。L-A270TR 試験体は，RC 部材がない側がコーン状破壊した場合でも前述の抵抗機構を形成できるように，RC 部材の部材がない側に 2-D10 とする 3 組の閉鎖型せん断補強筋が配置されている。なお，各試験体とも，S 部材およびアンカーボルトが接合部パネルに先行して破壊しないように設計されている。表 1 に材料の力学的特性を示す。

実験は，図-3 に示すように，S 部材および RC 部材をピン支持した後，S 部材端部に 45 度方向に漸増繰返し載荷を行うものである。

4. 実験結果

4.1 ひび割れ性状および履歴曲線

図-4 に，L-A270 および L-A360 試験体を代表して， $R = 1.5\%$ サイクル終了時のひび割れ状況を示す。正載荷時および負載荷時にかかわらず，各試験体とも， $R = 0.5\%$ の初期サイクル時に，アンカーボルトの定着板近傍から生ずる接合部パネルの斜めひび割れが観察された。正載荷時では，水平補強筋を有する試験体を除いて， $R = 1.0\%$ までに RC 部材端部でコーン状破壊が生じた。一方，負載荷側では，変形の増大に伴って，接合部斜めひび割れが RC 部材側へ進展した。最終破壊状況では，全試験体とも，正載荷側の接合部斜めひび割れおよびコーン状破壊によるひび割れが大きく進展し，接合部コンクリートの剥落も顕著であった。

図-5 に，L-A270 および L-A360 試験体を代表して，履歴曲線を示す。縦軸は S 部材端部に負荷された水平力 P ，横軸は層間変形角 R である。各試験体とも，変形初期からすべりを伴う逆 S 字形の履歴曲線を示している。正載荷時では，全試験体とも部材がない側のコーン状破壊が生じた後，急激な荷重の低下が見られた。一方，負載荷時では，各試験体ともほぼ同じ履歴性状を示した。

4.2 正載荷時の性状

図-6 に各試験体の履歴曲線の包絡線を示す。縦軸は S 部材端部に負荷された水平力 P ，横軸は層間変形角 R である。図中の破線は，前述の (2) および (3) 式によって算出された計算値 ${}_p P_{cp}$ ，二点鎖線は (8) 式によって算出された計算値 ${}_n P_r$ である。また，一点鎖線は，後述する (9) ~ (11) 式によって算出された計算値 ${}_p P_{hr}$ である。アンカーボルトの埋め込み長さが RC 部材の有効せいより小さい場合，接合部パネルのせん断補強筋の有無による最大荷重の相違はほとんど認められない。これは，試験体の最大荷重はコーン状破壊によって決定されたためと考えられ，集中補強筋および水平補強筋を有する試験体を除いた各試験体の正載荷時の最大荷重は，計算値とよく対応

表-1 材料の力学的特性

| 材料 | | 応力度 | 降伏応力度 σ_y (N/mm ²) | 引張強度 σ_u (N/mm ²) | ヤング係数 E_s (N/mm ²) |
|---------|------|-----|---|--|--|
| 鉄骨 | PL25 | | 349 | 524 | 2.02×10^5 |
| | PL50 | | 329 | 510 | 1.67×10^5 |
| 主筋 | D16 | | 375 | 525 | 1.71×10^5 |
| せん断補強筋 | D10 | | 361 | 484 | 1.73×10^5 |
| 水平補強筋 | D16 | | 375 | 525 | 1.71×10^5 |
| アンカーボルト | 17mm | | 1147 | 1252 | 1.86×10^5 |
| 材料 | | 応力度 | 圧縮強度 F_c (N/mm ²) | 割裂強度 F_t (N/mm ²) | ヤング係数 E_c (N/mm ²) |
| コンクリート | | | 34 | 2.75 | 2.72×10^4 |

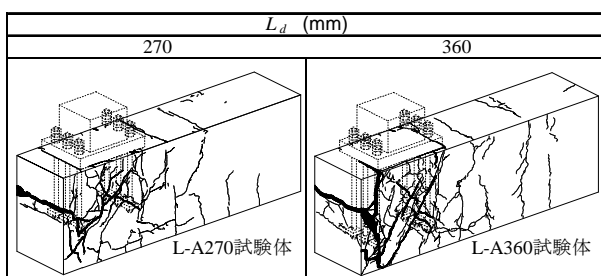


図-4 ひび割れ状況 ($R = \pm 1.5\%$)

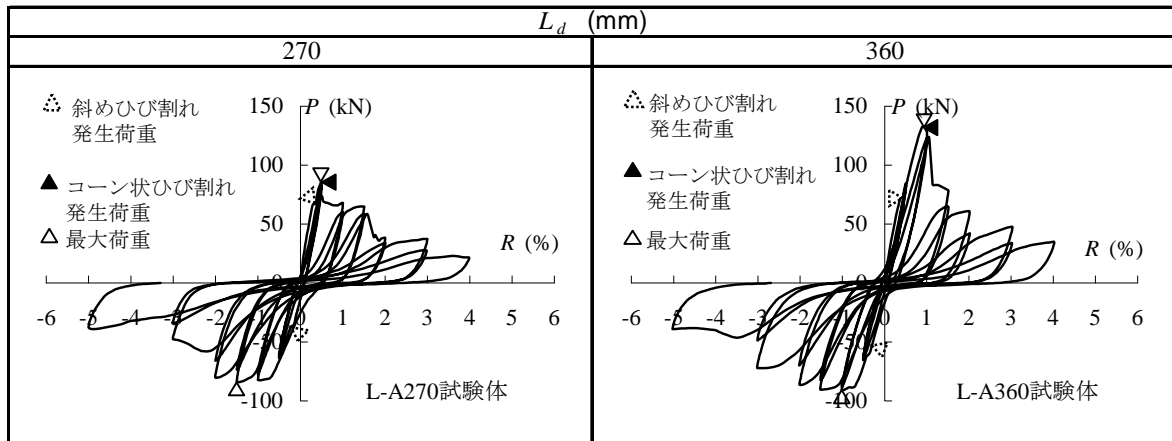


図-5 履歴曲線

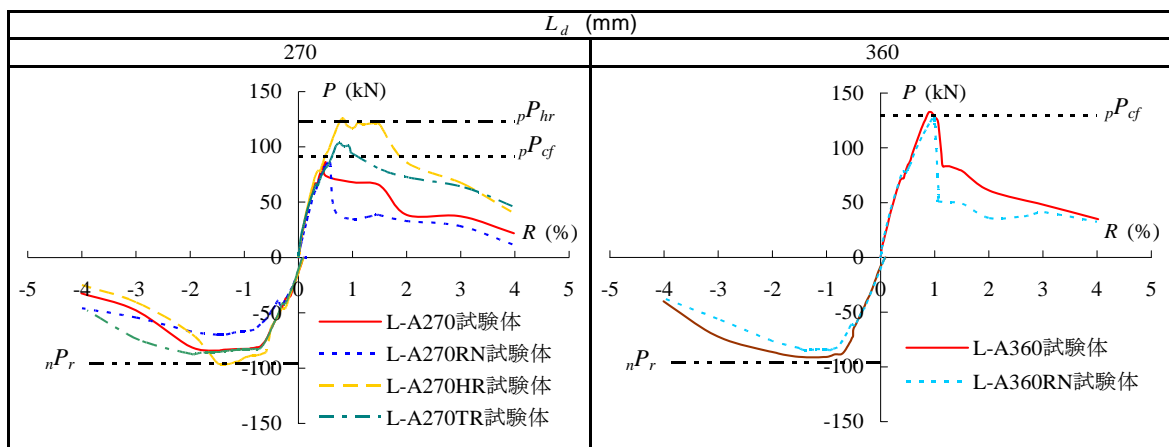


図-6 履歴曲線の包絡線

している。一方、集中補強筋が配置された L-A270TR 試験体は、L-A270RN および L-A270 試験体に比べて最大荷重は大きいことから、部材がない側に配置された集中補強筋は、コーン状破壊時耐力を向上させる働きを有し、図-1 で示された応力伝達機構の妥当性が推察される。また、水平補強筋が配置された L-A270HR 試験体は、 $R = 1.0\%$ でほぼ最大荷重を発揮した後、 $R = 1.5\%$ までは荷重の低下は見られない。また、その最大荷重も他の試験体に比べて大きい。

図-7 に水平補強筋の正載荷時における軸ひずみ度分布を示す。縦軸は図に示す各点の軸ひずみ度 ϵ 、横軸はひずみゲージ位置である。またグラフ中の一点鎖線は降伏ひずみ度 ϵ_y を示している。水平補強筋の軸ひずみ度分布は、変形の増大に伴って増大し、 $R = 1.5\%$ サイクル時に引張降伏している。したがって、L-A270HR 試験体は、水平補強筋の引張降伏とほぼ同時に最大荷重が低下していることから、水平補強筋が引張降伏した後、RC 部材端部のコーン状破壊に至ったと考えられ、図-1 で示された応力伝達機構の妥当性が推察される。

一方、アンカーボルトの埋め込み長さが RC 部材の有効せい程度の場合、アンカーボルトの埋め込み長さが RC

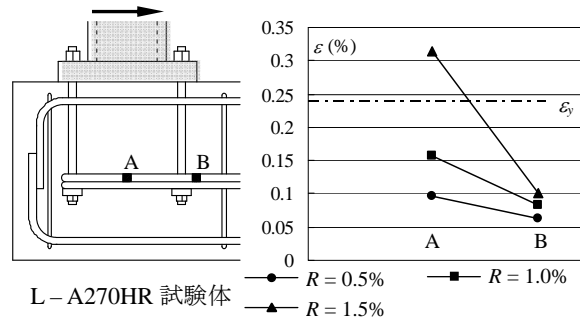


図-7 水平補強筋の軸ひずみ度分布 (正載荷時)

部材の有効せいより小さい場合と比べて、試験体の最大荷重は増大している。しかしながら、その破壊性状より、試験体の最大荷重は RC 部材端部のコーン状破壊によって決定されたと考えられ、アンカーボルトの埋め込み長さが RC 部材の有効せいより小さい場合と同様に、接合部パネルのせん断補強筋が接合部の最大荷重におよぼす効果は確認されなかった。

4.3 負荷荷時の性状

負荷荷時では、各試験体とも、最大荷重発揮後、 $R = 2.0\%$ までは大きな荷重の低下は見られないが、その後の変形の増大に伴い、荷重の低下が顕著となった。また、

補強筋のないL-A270RN試験体を除いて、各試験体とも、最大荷重発揮時までの荷重－変形関係および最大荷重に大きな相違は見られない。負荷荷時では、全試験体も主筋が引張降伏していることから、その最大荷重は主筋の引張降伏によって決定されたと推察される。また、西村・南による接合部のせん断耐力評価法によって、実験値をほぼ評価できることがわかる。

5. 水平補強筋を有する場合の接合部のせん断耐力

前述のように、図-2に示される西村・南のモデルは、アンカーボルトの埋め込み長さを考慮できないことから、水平補強筋を有するL-A270HR試験体について、西村・南によるモデルおよび実験結果に基づいて、正荷荷時における接合部のせん断耐力の評価を試みる。

図-8に水平補強筋を有する試験体の抵抗機構を示す。ここでは、図-2に示す抵抗機構に適用される仮定³⁾に加えて、エンドプレート圧縮側に作用する支圧力および摩擦力はアンカーボルト位置の一点に作用するものとして、接合部のせん断耐力を評価する。正荷荷時に接合部がせん断破壊する時のS部材端部に負荷すべき荷重 pP_h は、次のように表現される。

$$pP_h = \min.(pP_{hc}, pP_{hr}) \quad (9)$$

ここに、 pP_{hc} はコンクリート圧縮束の圧壊によって決定される荷重、 pP_{hr} は水平補強筋の引張降伏によって決定される荷重である。

コンクリート圧縮束が圧壊によって決定される荷重は、

$$pP_{hc} = \frac{(2d - d_{ap} \cdot \tan \alpha) R_p \cdot \cos \alpha}{\{l - a_j(l/h) - D_c + d_{ap} \cdot \tan \alpha\}} \quad (10)$$

として与えられる。ここに、

$$R_p = d_{ap} \cdot \sin \alpha \cdot e \cdot B \cdot F_b$$

$$F_b = \sqrt{\frac{(L_d + h') B_c}{\Sigma A_{ap}}} \sigma_B$$

$$\alpha = \cos^{-1} \frac{(a_j + \frac{d_{ap}}{2})}{\sqrt{(a_j + \frac{d_{ap}}{2})^2 + L_d^2}} \leq \frac{\pi}{4}$$

d はRC部材の有効せい、 d_{ap} は定着板のせい、 R_p はコンクリート圧縮束に作用する圧縮力、 h はRC部材の反曲点間距離、 α はコンクリート圧縮束とRC部材材軸とのなす角、 F_b は定着板に作用する支圧応力、 ΣA_{ap} は定着板の総面積である。

水平補強筋の引張降伏によって決定される荷重は、(10)式において、

$$R_p \cdot \cos \alpha = (\Sigma_{hr} a)_{hr} \sigma_y \quad (11)$$

とすることによって与えられる。ここに、 $\Sigma_{hr} a$ は水平補強筋の総断面積、 $_{hr} \sigma_y$ は水平補強筋の降伏強度である。

図-6に計算値 pP_h を一点鎖線で示す。計算値は、水平

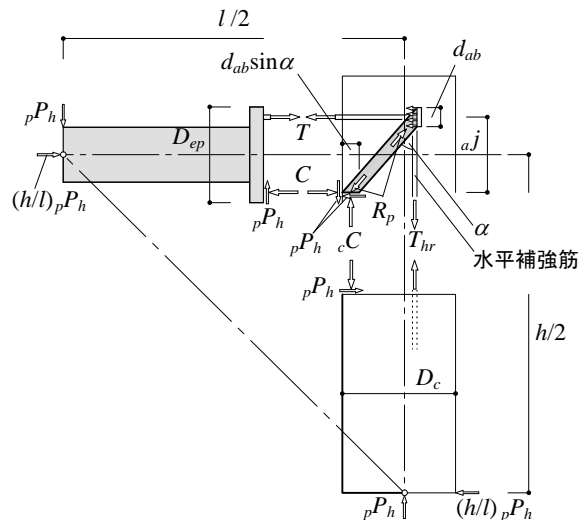


図-8 水平補強筋を有する接合部の抵抗機構 (正荷荷時)

補強筋の引張降伏による荷重 pP_{hr} によって決定され、実験値をほぼ評価できることがわかる。なお、本実験結果では、水平補強筋が配置された試験体を除いた各試験体の正荷荷時の最大荷重はすべてコーン状破壊によって決定され、負荷荷時の最大荷重は各試験体とも主筋の引張降伏によって決定されたと考えられるため、接合部のコンクリート圧縮束が圧壊する場合のせん断耐力評価法の妥当性については、今後、検討する必要がある。

6. 結語

本研究の結果、以下のような知見が得られた。

- 1) 接合部の応力伝達機構および抵抗機構が示された。
- 2) アンカーボルトの埋め込み長さがRC部材の有効せいより小さい場合、正荷荷時では、定着板直上に水平補強筋を配置することによって、接合部はコーン状破壊耐力以上の最大荷重を発揮できる。
- 3) RC部材がない側に集中補強筋を配置することによって、コーン状破壊時耐力を増大させることができる。
- 4) 負荷荷時では、アンカーボルトの埋め込み長さにかかわらず、主筋の引張降伏によって接合部の終局耐力が決定される。

参考文献

- 1) 日本建築学会，鋼構造接合部設計指針，2006.3
- 2) 日本建築総合試験所，機械式鉄筋定着工法設計指針，2006.1
- 3) 西村泰志，南 宏一：鉄骨鉄筋コンクリート柱はり接合部の終局せん断耐力の評価法，日本建築学会構造系論文集，No.487号 pp.141-148，1996.9
- 4) 日本建築学会，鉄筋コンクリート造建築の靱性保証型耐震設計指針・同解説，1999.