

論文 柱梁接合部内 90°折曲げ筋の定着耐力に及ぼす柱軸力・側方被り厚等の影響

城 攻^{*1}・後藤 康明^{*2}・北野 敦則^{*2}・宮本泰志^{*3}

要旨：柱梁接合部における梁主筋の90°折曲げ定着の破壊モードのうち掻き出し破壊を対象にして柱軸力及び梁筋からの側方かぶり厚を実験変数にし実験的研究を行った。柱軸力による定着耐力の増加率 k_w はコンクリート強度 σ_B により変化し、 $\sigma_0 \leq 0.08 \sigma_B$ の範囲では $k_w = 0.0199 \cdot \sigma_0 + 1$ により表す事ができるが、 $\sigma_0 \geq 0.08 \sigma_B$ ではそれ以上の増加はない。また、側方かぶり厚が梁筋定着長以下では、その増加によりコンクリート負担力が増加して定着耐力は大きくなるが、定着長を超えると横補強筋負担力により定着耐力は低下する。
キーワード：折曲げ定着、定着耐力、掻き出し破壊、柱軸力比、かぶり厚、コンクリート強度

1. はじめに

鉄筋コンクリート造の柱梁接合部において、外柱では梁主筋を90°折曲げ定着させるのが一般的であり、架構式プレキャスト鉄筋コンクリート造では内柱でも梁主筋の90°折曲げ定着を行うことも多い。既報[1][2]では90°折曲げ定着の破壊モードを側方割裂破壊、局部圧縮破壊、掻き出し破壊の3種に分類し、この内の掻き出し破壊を対象にして定着耐力算定式の提案、破壊性状及び剪断初亀裂発生耐力について検討した。本報告では、既報[1]及び[2]の実験資料に加え、新たに行った実験結果を合わせて、柱軸応力と梁筋の側方かぶり厚の掻き出し破壊定着耐力に及ぼす影響について検討を行ったものである。

2. 実験概要

2. 1 実験変数と試験体形状

過年度までと同様に、試験体には梁コンクリート及び圧縮側梁筋を除いた外柱形の柱梁接合部試験体を用いている。図-1に示す様に、折曲げ半径 $3d_b$ (d_b は梁筋公称径19mm)の90°フックを有する高強度ネジ節鉄筋(D19、USD685相当)を梁主筋として1/2縮尺模型の階高175cmの柱の接合部想定位置に定着させたもので、これを全試験体の共通仕様とした。新たに行った実験では、側方かぶり厚 C_0 (=外側梁筋芯から柱側面までの距離)、柱軸力比 σ_0/σ_B を実験変数にした。

基準試験体(LA1-1)は、柱幅30cm×柱せいDc40cmの柱断面に梁筋4本を $C_0=6.45$ cm、梁筋間隔 $S_0=3d_b=5.7$ cm、余長部位置 $L_{dh}=Dc/2=20$ cm、 $L_t=12d_b$

表-1 試験体名と実験変数

試験体	変数名	採用変量	Fc
*LA1-1	基準試験体 (※)		300
*LA5-1	側方被り厚	89.5mm	
*LA5-2		114.5mm	
*LA5-3		133.0mm	
LA5-4		200.0mm	
LA5-5		264.5mm	
*LA8-1	柱軸力比	22%	400
*LA8-2		33%	
*LA8-3		8%	
*LA8-4		26%	
LA8-5		3%	300
LA8-6		15%	
LA8-7		20%	
LA8-8		6%	

*:前年度までの試験体, ※:文中説明
Fc単位:kgf/cm²

- *1 北海道大学教授 工学部建築工学科、工博（正会員）
*2 北海道大学助手 工学部建築工学科、工修（正会員）
*3 北海道大学大学院 工学部建築工学科、工修（正会員）

$=22.8\text{cm}$ となるように1段に配筋し、 $j_b=32.8\text{cm}$ 、横補強筋比 $p_w=0.2\%$ 、柱軸心力度 $\sigma_0=0\text{kg/cm}^2$ 、コンクリート調合強度 $F_c=300\text{kg/cm}^2$ 級、単調引張加力としたものである。側方被り厚 C_0 は、梁筋を柱筋の内側に配した場合の実用配筋としての縮尺模型における最小幅であり、側方割裂破壊が生じないことを藤井らの提案する耐力式[3]によって確かめている。その他の試験体は、

表-1 に示す実験変数のみを基準試験体と異にするものである。

本年度の試験用に用いた鉄筋および代表的な強度のコンクリートの力学的性状を表-2 に示す。コンクリートの粗骨材には、試験体の縮小比に合わせて13mm以下の砕石を使用している。梁主筋(D19)は降伏しないように全て高強度鉄筋を用いた。

2.2 加力方法

梁筋は柱梁接合部内への定着を想定しているのので、実架構の地震時応力状態を模擬するために図-1 及び図-2 に示すように油圧ジャッキA により引張力 P_1 を梁筋端に加え、梁圧縮側の反力 R_1 は仮想梁の圧縮筋位置に仮想梁せいの0.2 倍幅の鋼板を介して支持し、上下の柱剪力が等しくなるように分岐弁を介して P_2 ($=P_1 \cdot j_b/1750$) を上柱の油圧ジャッキB で加力した。4 本の梁筋は、柱面から約15cm の位置での変位が同一となるように加力治具載荷しているのので、鉄筋力は相互に若干異なる。柱軸力 N を与える LA8 シリーズ

は図示していないが、試験体上下に別途の加力用鋼製梁とジャッキを設置し、試験装置の安全性の都合上加力初期では $N=6P_1$ の割合で載荷して所定の軸力に達した後は一定に保持した。所定軸力到達時の P_1 は、最大耐力 $T_u=P_{1\max}$ のおよそ15~47%程度であり最大耐力への影響はないが、LA8-2 に関してのみ所定の半分程度の軸力で初亀裂が発生した。

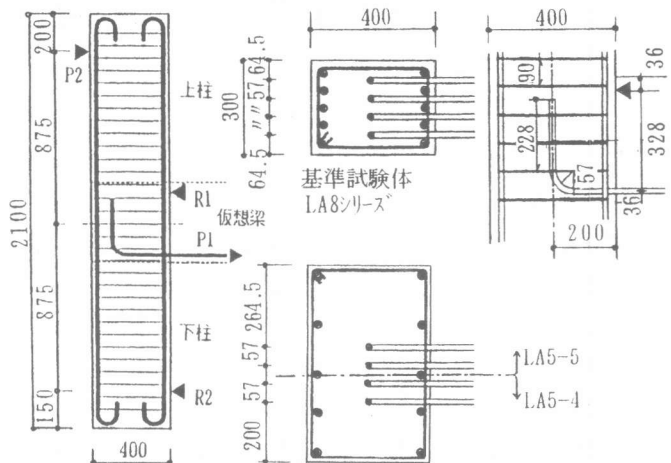


図-1 試験体概要

表-2 使用材料の力学的性状

鉄筋	σ_y kg/cm ²	ϵ_y μ	σ_{MAX} kg/cm ²	伸び率 %
D 19	6830	3380	9000	12.8
D 16	3750	2160	5600	22.5
6 φ	3450	1760	4670	23.7

コンクリート	σ_B kg/cm ²	ϵ_u μ	$E_{1/3}$	$E_{2/3}$
LA1-1	315	2750	2.18	1.96
LA8-5	260	2603	2.26	1.88
LA8-8	566	2972	3.00	2.65

E : 弾性係数 ($\times 10^5\text{kg/cm}^2$)

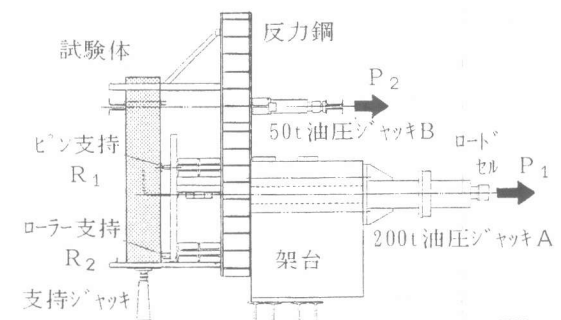


図-2 加力装置概要

表-3 LA8シリーズ実験結果

試験体	σ_B kg/cm ²	σ_0 kg/cm ²	σ_{0e} kg/cm ²	σ_{0A} kg/cm ²	$exp Tu$ ton	$cal Tu_0$ ton	$exp k_N$	$cal k_N$	$\frac{exp}{cal} k_N$
LA8-1	380	85.1	30.4	30.4	46.2	28.0	1.65	1.63	1.01
LA8-2	398	130.8	31.8	31.8	47.2	28.5	1.66	1.66	1.00
LA8-3	305	25.5	24.4	24.4	38.3	25.7	1.49	1.51	0.99
LA8-4	292	74.9	23.4	23.4	38.2	25.3	1.51	1.49	1.01
LA8-5	260	8.7	20.8	8.74	31.0	24.2	1.28	1.17	1.09
LA8-6	279	42.6	22.3	22.3	36.8	24.9	1.48	1.47	1.01
LA8-7	544	108.8	43.5	43.5	62.0	32.2	1.92	1.91	1.01
LA8-8	567	34.0	45.4	34.0	52.5	32.8	1.60	1.68	0.95

2.3 計測方法

各梁筋の抜き出し変位、梁筋折曲げ開始点の滑り変位(詳細は[1]参照)の他に、主要な位置の鉄筋歪と定着部内側コンクリート歪を歪ゲージで計測し、接合部パネルの側方膨らみ、パネル4隅の鉛直・水平方向の変形、柱軸方向変形等を計測した。

3. 実験結果及び考察

全試験体はいずれも梁筋が降伏することなく、掻き出し破壊によって定着耐力に至ったと判断される。但し、側方かぶり厚の大きいLA5-4や5-5は図-6に示す様に、かぶり厚部で水平角度 θ をもつ3次元的な台形状破壊面が形成された。これは文献[1]で定義した掻き出し破壊とはややこととなるが、広い意味での掻き出し破壊とみなすことはできると考えている。各試験体の実験結果をLA8シリーズは表-3に、LA5シリーズは表-4に示す。

3.1 柱軸力が定着耐力に及ぼす影響

掻き出し破壊定着耐力 $exp Tu$ と柱軸応力度 σ_0 の関係を図-3に示す。柱軸力を与えると掻き出し破壊定着耐力 Tu は大幅に増大する。しかし図-3で見るように、コンクリート強度 σ_B が同程度の試験体を比べると(LA8-1とLA8-2のグループ、LA8-3・LA8-4・LA8-6のグループ)、

ある一定以上の軸応力度 σ_0 では σ_0 の差が大きい場合でも耐力に差が生じていないが、 σ_B が大きいほど Tu は大きい。このことから定着耐力は軸応力度 σ_0 とコンクリート強度 σ_B に関係しているが、耐力増大には軸応力度の耐力上昇限界値 σ_{0e} が存在することが予想される。軸力比が低いLA8-5、LA8-8は同程度のコンクリート強度の試験体に比べ大幅に耐力が低いことから、これらの試験体の実験時 σ_0 は σ_{0e} に達していないと判断できる。そこでこれらの試験体を除いた、加力

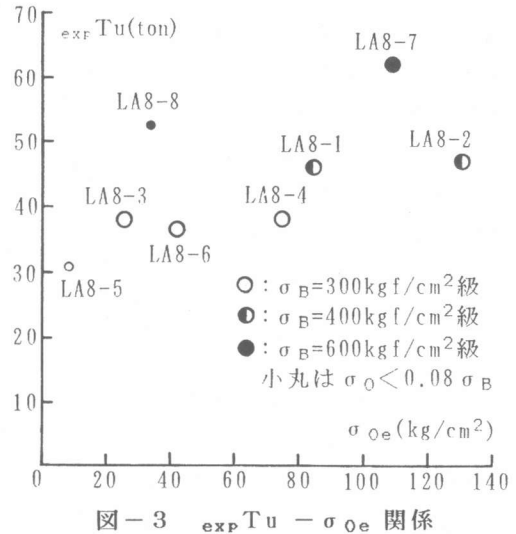


図-3 $exp Tu - \sigma_{0e}$ 関係

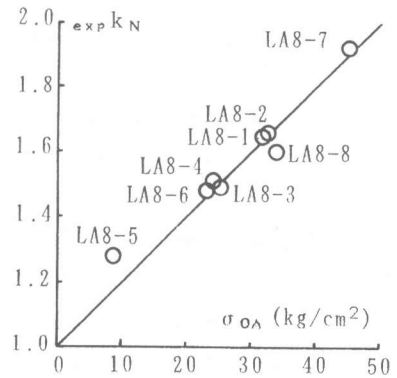


図-4 $exp k_N - \sigma_{0A}$ 関係

実験時に σ_{0e} 以上の軸応力度がかかっていたと判断される試験体の中で σ_0/σ_B が最小となる LA8-3 により $\sigma_{0e} = 0.08 \sigma_B$ を仮定する。

無軸力時の定着耐力推定値 $_{cal} T_{U0}$ に対する実験値の比を軸力による耐力増加率実験値 $_{exp} k_N$ と定義する。 $_{cal} T_{U0}$ は著者の既応の研究[4]で、基準寸方試験体のコンクリート強度のみを変数にした無軸力試験結果から求めたコンクリート強度 σ_B と定着耐力 T_U の関係を式で与えられる。定着耐力はコンクリート負担力 T_c と横補強筋負担力 T_w に分けることができるとして求めた回帰式

$$_{cal} T_{U0} = T_c + T_w = 1.11\sqrt{\sigma_B} + 6.34 \quad [T_U: \text{ton}, \sigma_B: \text{kg/cm}^2] \quad (1)$$

から算出した。また、耐力増大有効軸応力度 σ_{0A} は、軸応力度 σ_0 が限界値 σ_{0e} 以上の試験体には σ_{0e} を使い、 σ_{0e} 以下の試験体 LA8-5・LA8-8 は実際に加えた軸応力度 σ_0 と定義する。軸力による耐力増加率実験値 $_{exp} k_N$ と耐力増大有効軸応力度 σ_{0A} との関係を図-4 に示す。図-4 から軸力による $_{exp} k_N$ と σ_{0A} は直線的関係にあることが示され、回帰式 (2) で表すことができる。

$$_{cal} k_N = 1 + 0.0199 \sigma_{0A} \quad (2)$$

ただし $\sigma_{0A} = \{\sigma_0, 0.08 \sigma_B\} \min \quad [\text{kg/cm}^2]$

以上の結果より軸力による掻き出し破壊定着耐力の増加率 k_N は、図-5 に示されるように $\sigma_0 \leq 0.08 \sigma_B$ の範囲では直線的に増加し、 $\sigma_0 \geq 0.08 \sigma_B$ の範囲では一定値となる式 (2) により表せられる。図中の●印試験体は $\sigma_0 \geq 0.08 \sigma_B$ の実験値 $_{exp} k_N$ で、 σ_B に対応して求められた $_{cal} k_N$ の細実線上に概ね位置している。また○印の試験体は $\sigma_0 \leq 0.08 \sigma_B$ であり、LA8-5 は斜め直線部の $_{cal} k_N$ より大きく、LA8-8 はやや小さい値ではあるが、更に軸力を増大すれば破線で示される $_{cal} k_N$ までの増大が期待できるものと考えられる。全試験体中最大の軸力比 σ_0/σ_B は LA8-2 の 0.33 であり、少なくとも $\sigma_B/3$ 以下の範囲では式 (2) が適用される。しかしこれを越える高軸力比では逆に耐力低下が生じることも予測されるので今後の検討としたい。

3.2 側方かぶり厚が定着耐力に及ぼす影響

側方かぶり厚を実験変数とした LA5 シリーズ及び基準試験体 LA1-1 の実験結果より考察を行う。

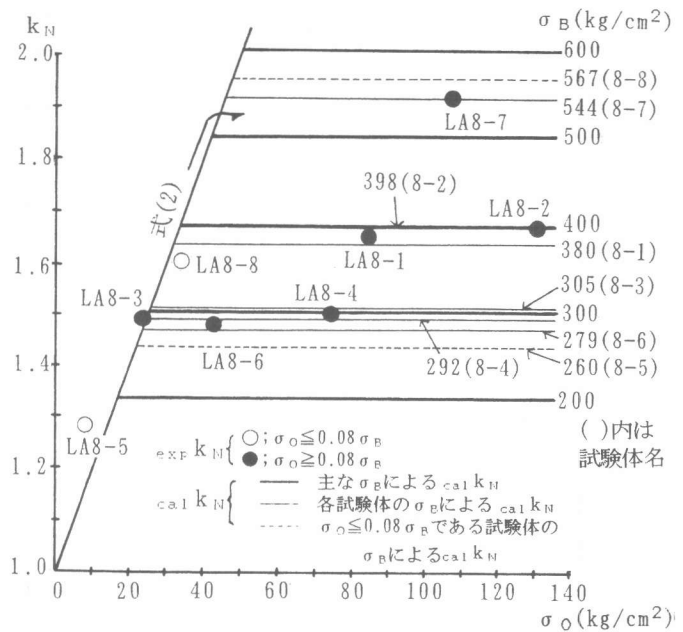


図-5 定着耐力増加率 k_N と柱軸応力度 σ_0 の関係

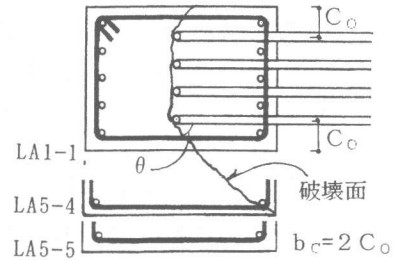
表－４　ＬＡ５シリーズ実験結果

試験体	σ_B kg/cm ²	b_c cm	exp T_w ton	exp T_u ton	exp T_{uA} ton	cal T_{uA} ton	$\frac{\text{exp } T_{uA}}{\text{cal } T_{uA}}$
LA1-1	315	12.9	5.79	23.8	23.8	24.8	0.96
LA5-1	335	17.9	6.90	32.1	31.4	27.8	1.13
LA5-2	355	22.9	5.03	27.9	26.3	30.8	0.85
LA5-3	320	26.6	8.40	35.1	34.9	33.1	1.05
LA5-4	251	40.0	2.41	31.6	35.2	34.2	1.03
LA5-5	238	52.9	-0.02	26.5	30.9	31.8	0.97

*注:

exp T_{uA} は σ_B が基準試験体と同等になるように修正した修正値

これらの試験体のコンクリート強度の相違による影響を除くためにコンクリート負担項 T_c のみを式(1)を用いて導いた補正式(1')により、基準試験体と同等の $\sigma_B=315\text{kg/cm}^2$ 相当に換算した値 T_{uA} を用いる。接合部幅 b_j の制限値50.7cmは、図-6に示す水平断面での破壊面角度 θ ($\tan \theta = C_0 / l_{dh}$)を 40° と仮定することで定着耐力増大に対する有効側方被り厚 $b_{ce}'=35.2\text{cm}$ を予測し、これに $S_0=17.1\text{cm}$ を加えることで算出した。また、以下で使用する側方かぶり厚合計値 b_c とは、外側梁主筋芯から柱側面までの距離 C_0 を柱両側面について加算した値で、両側のかぶり厚が等しい場合には $2C_0$ と同値となる。

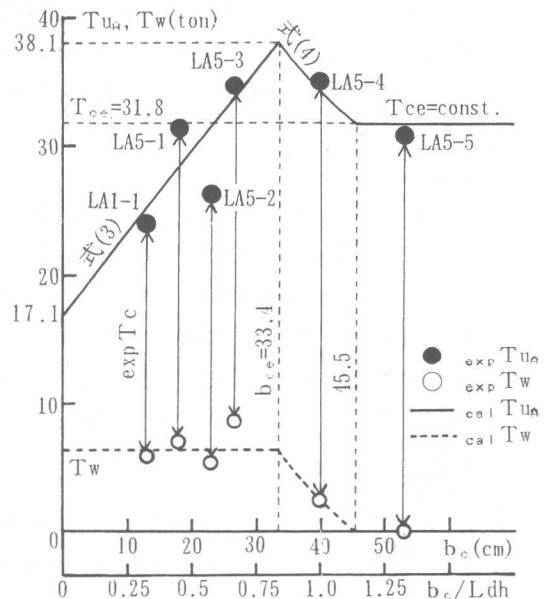


図－６　柱断面に現れる破壊線

$$\text{exp } T_{uA} = \text{exp } T_u - 1.11(\sqrt{\sigma_B} - \sqrt{315}) \cdot b_j / 30 \quad \text{ただし } b_j \leq 52.3 \quad \text{—— (1')} \\ [T_u: \text{ton}, \sigma_B: \text{kg/cm}^2, b_j: \text{cm}]$$

掻き出し破壊では前述のように水平断面に現れる破壊面は、外側梁筋の端部から斜め前方への鉛直破壊面を形成しているものと考えられる。LA5シリーズでは基準試験体LA1-1と同等の横補強筋であるため、鉛直破壊面が柱の両側面に到達する場合には横断する横補強筋の数が同じであるため T_w は変化しないと考えられる。実際に同種の鉄筋で行った材料試験の応力－変位関係を用い、実験時に計測した接合部内横補強筋の歪度から横補強筋負担力合計値を算出すると、かぶり厚合計値 b_c が33.4cm以下のLA5-1～5-3及びLA1-1の T_w 平均値は6.53tonであって、式(1)による T_w の推定値 $T_{wf}=6.34\text{ton}$ に対応することから、この範囲ではかぶり厚の影響を受けていないことが判る。

表-4及び図-7に示されるように、 b_c が増



図－７　定着耐力 T_{uA} －被り厚 b_c 関係

加すると $b_c=26.6\text{cm}$ までは定着耐力 $_{\text{exp}}T_{uA}$ は上昇する。この上昇はコンクリートの破壊断面が大きくなる事によりコンクリート負担分 T_c が上昇する事に起因する。しかし b_c がこれより大きくなると $_{\text{exp}}T_w$ の急減に対応して $_{\text{exp}}T_{uA}$ も低下している。かぶり厚が大きくなって破壊面が柱隅筋の内側を貫通すると破壊面積が一定となるので T_c は一定値となる。 $b_c \leq 26.6\text{cm}$ における耐力の増加は LA5-1～5-3 及び LA1-1 の実験値を用いて、式 (3) の様に回帰できる。

$$_{\text{cal}}T_{uA} = 17.1 + 0.6 b_c \quad [T_{uA}:\text{ton}, b_c:\text{cm}] \quad \text{--- (3)}$$

コンクリート負担分 T_c の上限値を決める b_c と横補強筋負担分 T_w の低下開始となる b_c とが同一となる保証はないが、いずれも鉛直破壊面先端部の位置と関係することから両方は大きく異なるないので、ここでは同一と仮定し、この値を b_{ce} とする。 b_{ce} は LA5-3 と LA5-4 の間にあるものと推定できる。即ち LA5-4、LA5-5 は $b_c > b_{ce}$ であると判断されるので、コンクリート負担力 T_c は上限値 T_{ce} に達していると考え、両試験体の T_{uA} と T_w の実測値の差を平均して $T_{ce}=31.9\text{ton}$ を推定した。この T_{ce} と $T_{wf}=6.34\text{t}$ の和の値 38.2t が T_{uA} の最大値となるのでこの値を式 (3) に代入すれば $b_c=33.4(\text{cm})$ となり、これが b_{ce} の推定値となる。この b_{ce} の推定値は、前述のコンクリート強度補正式 (1') に用いた b_{ce} の予測値 ($b_{ce}'=35.2\text{cm}$) とほぼ一致する事から、破壊角度の推測も正しかったといえる。

b_c の増加による T_w の低下は、 b_c の分数関数を仮定し、この関数曲線が点 (b_{ce}, T_{wf}) 及び LA5-4 の実験値を通るものとして導きだされる。この T_w の低下に T_{ce} を加えることで式 (4) を導いた。また、式 (4) から横補強筋負担力 T_w が 0ton になる b_c は $b_{c0}=45.5(\text{cm})$ となる。

$$_{\text{cal}}T_{uA} = \{ (796/b_c) - 17.5 \} + 31.8 = (796/b_c) + 14.3 \quad [T_{uA}:\text{ton}, b_c:\text{cm}] \quad \text{--- (4)}$$

以上により図-7 に示す様に、 $b_c \leq b_{ce}$ の範囲では式 (3)、 $b_{ce} \leq b_c \leq b_{c0}$ の範囲では式 (4) により $_{\text{cal}}T_{uA}$ が変化し、 $b_{c0} \leq b_c$ では $_{\text{cal}}T_{uA} = T_{ce} = 29.9\text{ton}$ として求められる。この計算値 $_{\text{cal}}T_{uA}$ に対する実験値 $_{\text{exp}}T_{uA}$ の比は $0.85 \sim 1.13$ の範囲となり概ねよく対応している。

4. 結語

昨年度に引続き RC 柱梁接合部に定着された 90° 折曲げ梁筋の掻き出し定着破壊耐力に及ぼす柱軸力および梁筋側方かぶり厚の定着耐力の影響について 14 体の試験体を用いて実験的検討を行った。この実験範囲内では、柱軸力による強度の増加分の上限はコンクリート強度の 0.08 倍となること、この上限までの耐力の増加率は式 (2) により推定できることを示した。また、側方かぶり厚を大きくするとコンクリート負担力 T_c により定着耐力は増加するが、外側梁筋端から生じる鉛直破壊面が柱の隅筋近傍を貫通する柱断面形状の場合、これを定着耐力の上限として T_c は一定値となり横補強筋負担力 T_w が低下することにより定着耐力が低下することを明らかにした。

【参考文献】

- 1) 城 攻・後藤康明・柴田拓二「RC柱梁接合部内に定着される 90° 折曲げ筋の破壊モードと定着性能」コンクリート工学年次論文報告集、15-2、1993
- 2) 城 攻・北野敦則・後藤康明・柴田拓二「RC柱梁接合部内における 90° 折曲げ筋の定着性能」コンクリート工学年次論文報告集、16-2、1994
- 3) 藤井栄・森田司郎・川上修司・山田総明「 90° 折曲げ鉄筋の定着耐力の再評価」日本建築学会構造系論文報告集、No. 429、1991
- 4) 城 攻・後藤康明・宮本泰志・五十嵐雅彦・寺井雅和「RC柱梁接合部における 90° 折曲げ梁主筋の掻き出し破壊定着性状」(その1～その2) 日本建築学会大会学術講演梗概集、1994.9