論文 梁主筋を機械式定着および U 型定着した RC 造ト形接合部の 抵抗機構

足立 将人^{*1}·益尾 潔^{*2}

要旨:梁主筋を接合部内に機械式定着およびU型定着した RC 造ト形接合部に関する加力実 験を行い,両定着方法の違いによる RC 造ト形接合部の抵抗機構について考察した。その結 果,機械式定着試験体では,既往の評価式を用いて最大耐力を安全側に評価できるが,最大 耐力以降の接合部せん断変形が顕著となり,限界層間変形角はU型定着試験体を下回る恐れ があることを明らかにした。

キーワード:梁主筋,機械式定着,U型定着,ト形接合部

1. はじめに

鉄筋工事の簡便さから,機械式定着金物を用 いて梁主筋を柱梁接合部に定着する工法が広ま りつつある。しかしながら,従来工法である U 型定着を用いた場合とのト形接合部の抵抗機構 の相違点は,未だ十分に解明されていない。本 論文では,梁主筋を機械式定着および U 型定着 した RC 造ト形接合部の繰り返し載荷実験を行 い,梁主筋の両定着方法によるト形接合部の抵 抗機構の相違点について考察を加える。

2. 実験計画

実験因子は, **表**-1に示すように, 定着種別(機 械式定着, U 型定着), コンクリート圧縮強度 (27N/mm², 36N/mm², 48N/mm²), 定着長さℓa (12db, 15db), 梁主筋2段筋の有無であり, 試験 体数は8体である。機械式定着試験体では, 摩 擦圧接¹⁾により直径65mm, 厚さ22mmの円形定 着板に鉄筋 D25を接合した梁主筋を用いている。

KM-48-L1 および KM-48-L2 は梁主筋を 2 段筋 とした試験体,それ以外は梁主筋を 1 段筋とし た試験体である。試験体の形状,寸法および配 筋を図-1~図-2に,実験に供したコンクリ



表一1 実験因子一覧

*1 (財)日本建築総合試験所 構造部構造物試験室 博士(工学) (正会員)

*2 (財)日本建築総合試験所 構造部長 工博 (正会員)





表-2 使用材料強度 (1) コンクリート

Fc	σВ	8 co	Ec	σt			
(N/mm^2)	(N/mm^2)	$(\times 10^{-3})$	(kN/mm^2)	(N/mm^2)			
27	24.7	1.69	24.0	2.41			
36	42.3	2.17	32.2	3.90			
48	47.5	2.07	34.2	4.14			
σ B: 圧縮強度, ε co: σ B時ひずみ度							

Ec: ヤング係数, σt: 割裂強度

ートおよび鉄筋の強度試験結果を表-2にそれ ぞれ示す。

3. 実験方法

本実験では、油圧ジャッキで柱軸力 Nc を加え た状態で,柱の反曲点位置をピン・ローラー支 持し、油圧ジャッキを用いて梁の反曲点位置に 正負交番繰り返しせん断力を加力した。

載荷履歴は、目標層間変形角 R = (0.5, 1, 2, 3, 4, 6) /100 rad.による正負2サイクルずつの正負交番 繰り返し載荷およびその後の正加力方向への単 調載荷とした。

実験結果および検討

4.1 荷重-変形関係および破壊状況

KM-36-L1 および KB-36-L1 の Qg-R 関係を図 -3,機械式定着試験体とU型定着試験体のQg -R 関係包絡線の比較を図-4, R=4/100 時の試 験体の状況を写真-1に示す。Qgは梁せん断力, R は層間変形角である。図-3中には、最大耐

(2) 鉄筋

使用 部位	呼び 名	鋼種	σ y (N/mm ²)	σ u (N/mm^2)	伸び (%)		
梁主筋	D25	SD390	436	619	23		
柱主筋	D22	SD345	395	569	24		
横補強筋	D10	SD345	365	556	26		
au·· 路伏占 au·· 引張論度							

力 gQmax, 限界層間変形角 R80 を併記した。R80 は, 耐力が gQmax の 80%に低下した時の層間変 形角実験値である。

(1) 各試験体の破壊性状

(a) 機械式定着試験体

各試験体とも、梁主筋の引張降伏後、R=2.0~ 4.0/100 時に最大耐力に達し、接合部せん断ひび 割れの進展、梁主筋抜け出し量の増大、定着金 物背面かぶりの剥落が見られ、耐力が低下した。 各試験体の破壊形式は、梁曲げ降伏後の柱梁接 合部のせん断破壊型であると判断される。

(b) U 型定着試験体

KB-36-L1 および KB-27-L2 は,機械式定着試 験体と同様の挙動を示した。両試験体の破壊形 式は,梁曲げ降伏後の柱梁接合部せん断破壊で あると判断される。

KB-36-L2 については, 梁主筋の引張降伏後, R=4.0/100時の最大耐力後,梁圧縮縁コンクリー トの圧壊が進行して緩やかに耐力が低下し、接 合部側面かぶりの剥落およびせん断ひび割れ幅 の拡大が見られない梁曲 げ破壊型となった。

(2) 機械式定着と U 型 定着の比較

図-3で示すように、 機械式定着試験体の gQmax は, U 型定着試験体 と同程度であった。機械 式定着試験体では、最大 耐力以降の柱梁接合部の 側面かぶり及び定着金物 背面かぶりの損傷が顕著 であり, R80 は U 型定着 試験体を下回った。

また,写真-1で示す ように,機械式定着試験 体 KM-36-L1 では, 定着

金物を起点とした接合部せん断ひび割れが集中 して発生したのに対し、U型定着試験体 KB-36-L1 では、梁主筋折り曲げ部を中心に分散 して発生した。

-gQma

400-

300

200

100

0

0

機械式定着の場合, 主に定着板内面の支圧抵 抗によって梁主筋が定着されることに伴い、定 着板を起点とした接合部せん断ひび割れに損傷 が集中する。一方, U 型定着では, 梁主筋折曲 げ部の支圧抵抗のみならず、余長部の抜け出し 抵抗が生じるため,同ひび割れ幅拡大の進展が 機械式定着に比べて緩和される。

以上の点より、機械式定着と U 型定着の荷重 変形形状および破壊形式に差異が生じたと考え られる。

(3) 梁主筋定着長さの影響

図-4(b)で示すように、ℓa=15dbの試験体 (KM-36-L2, KM-48-L2)の最大耐力は, ℓa=12db の試験体(KM-36-L1, KM-48-L1)より増大した。 これは、梁主筋定着長さが長くなると、接合 部せん断耐力が増大することに起因する。

4.2 ト形接合部のせん断変形

ℓa=12dbの試験体の接合部せん断応力度τp



40 60 80-60 -40 -20

 ℓ a=12db の試験体の $\tau_p - \gamma_p$ 関係

 $(\times 10^{-3} \text{rad.})$

20

【試験体:KM-36-L1】

図-5

20 40 60 80

 $\gamma_{p}(\times 10^{-3} \text{rad.})$

【試験体:KB-36-L1】

-60

ーせん断変形角 γ p 関係を図-5 に示す。 τ p は
次式を用いて算出した。

$$\tau p = Qp/(bj \cdot \ell a)$$
(1)

ここに, Qp: 接合部水平入力せん断力²⁾, bj: 接合部有劾幅³⁾である。

γpは, 図-10中で例示するように次式を用 いて算出した。

$$\gamma p = \theta ge - \theta ce \tag{2}$$

ここに、 θ ce:接合部中心での柱回転角、 θ ge: 同梁回転角であり、図-1中に示した接合部変 形測定用ボルト位置での測定値から算出した。

同図によると,機械式定着試験体 KM-36-L1 では,最大耐力以降,τpの減少とともにγpが 急増しており,接合部のせん断変形の進行が顕 著であったことが分かる。

5. ト形部分架構の構造性能の検討

5.1 ト形部分架構の終局耐力

各試験体の最大耐力実験値と終局耐力計算値 の比較を表-3に示す。同表中に示した計算耐 力の記号の定義は以下による。

gQmu:梁曲げ終局耐力時梁せん断力

gQpu: 柱梁接合部せん断耐力時梁せん断力

gQau:梁主筋側面剥離定着耐力時梁せん断力

gQcu:梁主筋掻き出し定着耐力時梁せん断力

各試験体ともに、gQmu は略算式による。機械 式定着試験体のgQpu, gQau, gQcu は文献²⁾に示 された算定式によることとし、U 型定着試験体 のgQpu, gQau, gQcu は投影定着長さ ℓ dh (= ℓ a +1db) を用い、靭性保証型指針式³⁾によって求めた。ま

た, gQju は下式によった。

 $\ell_a \ge (3/4)Dc$ の場合, $gQ_{ju} = min(gQ_{pu}, gQ_{au})$ (3)

ℓa<(3/4)Dcの場合, gQju=

min(gQpu, gQau, gQcu)

(4) ここに,ℓa:梁主筋の定 着長さ,Dc:柱せい

表-3に示すように、本

実験によるト形部分架構の終局耐力計算値 gQmu または gQiu は,接合部耐力余裕度に係わらず, 各試験体ともに,最大耐力実験値 gQmax に対し, 安全側に評価される。

次に、gQmax/gQmu-gQju/gQmu関係を20-6に 示す。同図中において、Oは文献²⁾による機械式 定着を用いた既往実験結果であり、●、▲は本 実験結果である。また、本実験で梁主筋定着方 法を変数とした試験体同士を破線で囲って表示 している。

同図で示すように、本実験による機械式定着 を用いたト形部分架構の終局耐力計算値 gQmu または gQju は、いずれも既往実験結果と同様、 ト形部分架構の最大耐力実験値 gQmax に対し、 安全側に評価される。

5.2 ト形部分架構の変形性能

限界層間変形角実験値 Rso と接合部耐力余裕 度 gQju/gQmuの関係を図-7に示す。Rso は,耐 力が最大耐力の 80%に低下した時の層間変形角 である。○,●,▲の定義は図-6と同じであ り、本実験で梁主筋定着方法を変数とした試験





試験体	計算耐力 (kN)			接合部余裕度			実験値				
	gQmu	gQpu	gQau	gQcu	gQju ∕gQmu	gQpu ∕gQmu	gQau ∕gQmu	gQcu ∕gQmu	gQmax (kN)	$\begin{array}{c} \text{R80} \\ \times 10^{-2} \end{array}$	gQmax /gQmu
KM-36-L1	243	297	414	386	1.22	1.22	1.71	1.59	283	5.1	1.17
KB-36-L1		322	296	424	1.22	1.33	1.22	1.75	279	7.6	1.15
KM-36-L2	243	372	464	502	1.53	1.53	1.91	2.07	300	5.8	1.23
KB-36-L2		396	326	544	1.34	1.63	1.34	2.24	293	10.0	1.21
KM-27-L2	243	255	384	403	1.05	1.05	1.58	1.66	265	3.8	1.09
KB-27-L2		272	263	437	1.08	1.12	1.08	1.80	268	8.9	1.10
KM-48-L1	319	270	586	400	0.85	0.85	1.84	1.25	372	3.6	1.17
KM-48-L2		337	650	522	1.06	1.06	2.04	1.64	389	4.3	1.22

体同士を実線で結び表示している。同図中には, 既往の実験結果から評価した R80-gQju/gQmu 関 係の下限値⁴⁾を実線で示している。

本実験による機械式定着試験体では, 接合部 耐力余裕度 gQju/gQmuの増大に伴い, R80 が増加 する傾向が見られ, gQju/gQmu≧1.1 であれば, R80 が 4.0/100rad.を上回ると推察される。

また,4.1(2)項で示したように,U型定着試験 体では,最大耐力以降の耐力低下が機械式定着 試験体よりも緩やかであったことから,各試験 体とも,R80の値が機械式定着試験体を上回った。 5.3 梁端曲げひび割れ幅および接合部せん断ひ

び割れ幅に関する検討

梁端柱面での梁の長期および短期許容曲げ耐 力時のひび割れ幅(wga,wpa)の実験値と接合部耐 力余裕度gQju/gQmuの関係を図-8にそれぞれ示 す。ここに、wgaは各許容耐力時の梁端柱面近傍 の曲げひび割れ幅、wpaは接合部せん断ひび割れ 幅(最大値)であり、両値はクラックスケールを用 いて測定した前後の荷重段階の最大ひび割れ幅 を直線補間して求めた値である。同図中には、 文献²⁾による既往実験結果を併示し、図-7と同 様、本実験で梁主筋定着方法を変数とした試験 体同士を実線で結び表示している。

長期許容耐力時のひび割れ幅については,図 -8(a)に示すように,gQju/gQmuの増加とともに wga 長が減少する傾向が見られ,各試験体とも 0.2mm 以下となった。各試験体とも長期許容耐 力時に接合部せん断ひび割れは発生しなかった。

同図(b),(c)に示すように, gQju/gQmuの増加とと もに短期許容耐力時のひび割れ幅 wga 短および wpa 短が, wga 長と同様に小さくなる傾向が見られ, 各試験体とも wga 短は 1mm 以下, wpa 短は 0.4mm 以下となった。

また,各許容耐力時において,機械式定着試 験体のひび割れ幅 wga, wpa は,U型定着試験体よ りもそれぞれ若干増大する傾向が見られたもの の有意な差異は見られなかった。

5.4 梁主筋の抜け出し量に関する検討

本実験では、図-9に示すように、柱の上下 反曲点位置でピン・ローラー支持した基準フレ ームに取り付けた変位計を用い、機械式定着試 験体では、定着金物背面の抜け出し変位量(2 箇 所)を、同様にU型定着試験体では、梁主筋の折 り曲げ起点部の水平変位量(2 箇所)をそれぞれ測 定し、これら測定値から各梁主筋の抜け出し量



δsを算出した。

梁主筋の定着方法を変数とした試験体間で δ s -R 関係を比較すると、図-10(a)で示すよう に、梁主筋をU型定着とした KB-36-L2 では、機 械式定着を行った KM-36-L2 を若干上回る傾向 が見られるものの、R \leq 2/100rad.の範囲では、機 械式定着試験体とU型定着試験体の δ s-R 関係 に、有意な差異は認められない。

図-10(b)によると、機械式定着を用いた試 験体において、定着長さ $\ell_a=15db$ の KM-36-L2 および KM-48-L2の δ_s は、 $\ell_a=12db$ の KM-36-L1 および KM-48-L1 よりもそれぞれ小さく、 ℓ_a が δ_s -R 関係に及ぼす影響が顕著であった。この 傾向は、U型定着試験体でも同様に見られた。

6. まとめ

本実験から、以下の知見が得られた。

- (1) 梁主筋の定着方法に係らず,接合部耐力余 裕度 gQju/gQmu が 0.85~1.53 の範囲において, 既往評価式に基づいて算出した計算耐力は, 実験耐力と比較して安全側に評価された。
- (2) 機械式定着試験体では、最大耐力以降の接合部変形が顕著となり、限界層間変形角はU型定着試験体を下回る傾向が見られた。これは、主に定着板内面の支圧抵抗によって梁主筋が定着されることに伴い、定着板を起点とした接合部せん断ひび割れに損傷が集中する点に起因すると考えられる。
- (3) ト形部分架構の長期および短期許容耐力時において、機械式定着試験体とU型定着試験体の梁端曲げひび割れ幅,接合部せん断ひび割れ幅および梁主筋の抜け出し量に、 有意な差異は認められなかった。

謝辞

本実験は,共英製鋼(株)が開発した機械式定 着具に関する確認実験の一環として行ったもの であり,ここに記して謝意を表する。



参考文献

- 摩擦圧接協会編:摩擦接合技術,日刊工業新 聞社,2006.3
- 日本建築総合試験所・機械式鉄筋定着工法研 究委員会:機械式鉄筋定着工法設計指針, 2006.1
- 日本建築学会:鉄筋コンクリート造建築物の 靱性保証型耐震設計指針・同解説,8章柱 梁接合部の設計,pp.241-277,1999
- 4) 益尾潔,窪田敏行:機械式定着工法による RC造ト形接合部の終局耐力に関する設計条 件,日本建築学会構造系論文集,第 590 号, pp.87-94,2005