

論文 梁主筋端部に鉄筋こぶ定着を用いた高強度コンクリート外部柱・梁接合部の力学性状に関する研究

木村 秀樹^{*1}

要旨： Fc80(MPa)の高強度コンクリートを用いた外部柱・梁接合部において、端部に「特殊圧接こぶ」設けて梁主筋を定着させた場合の力学性状を把握するために地震時荷重を模擬した加力実験を実施した。定着長さ、接合部せん断応力度レベル、軸力などの影響について検討した。その結果、圧接こぶ定着を用いた試験体はいずれも $R=50/1000\text{rad.}$ の繰返しまで耐力低下の無い良好な復元力特性を示し、U型定着と同等以上の力学性能を有していること、指針式⁴⁾によるせん断余裕度および NewRC 式⁵⁾による定着余裕度が共に 1.0 以上であれば接合部の脆性的な破壊が防止できることなどを示した。

キーワード： 外部柱・梁接合部、機械式定着、圧接こぶ、高強度コンクリート、高強度鉄筋

1. はじめに

近年、柱・梁接合部における梁主筋の定着方法として機械式定着が用いられるようになってきた。その背景としては、建設省総合プロジェクトの「New RC」において機械式定着した接合部の力学性状に関する研究データが蓄積され、設計式が提案されたことが挙げられる。

筆者等は定着金物として「特殊圧接こぶ」を使用した接合部に関する研究¹⁾を行ない実用化してきた。本報では、設計基準強度 Fc80(MPa)の高強度コンクリートと SD490 高強度梁主筋を用いた場合のト型接合部の力学性状を把握するためにに行った実験について報告する。

2. 試験体及び実験方法

試験体一覧を表-1に、形状配筋例を図-1に示す。試験体数は実大の 1/2 スケールのもの 5 体である。梁主筋は端部に圧接こぶを有し、接合部の中で定着されている。圧接こぶの直径は $2d_b$ (d_b は鉄筋の公称直径) とし、支圧面積比 (こぶの支圧面積/鉄筋の断面積) は 3.0 である。柱断面は $475 \times 475 \text{ mm}$ 、梁断面は $325 \times 450 \text{ mm}$ で、梁主筋は 6-D22 (引張鉄筋比 = 1.81 %) を

基本とした。柱、梁とも主筋に高強度鉄筋 SD490、横補強筋に公称直径 6.4mm の 1300MPa 級溶接閉鎖型異形 PC 鋼線を用いた。接合部の横補強筋には直径 5mm の 800MPa 級溶接閉鎖型 PC 鋼線を用いた。表-2 に鋼材の機械的性質を示す。

コンクリートのかぶり厚さは帯筋外面まで

表-1 試験体一覧

試験体名称		O8C31	O8C35	O8V35	O8C40	O8C40H
梁主筋定着長 (mm)		310	350	350	400	400
σ_B (MPa)		81.2	78.2	80.6	82.0	85.2
E_c (MPa)		37600	38000	37100	37900	38200
軸力比 η		0.125	0.125	0-0.67 (変動)	0.125	0.125
柱断面	$B_c \times D_c$ (mm)	475 × 475				
	主筋 (Pg)	16-D22 (2.74%)				
	帯筋 (Pw)	4-U6.4@65 (0.39%)				
	接合部帯筋 (Pjw)	5 × 4-S5 (0.24%)				5 × 4-S5 (0.26%)
梁断面	$B_b \times D_b$ (mm)	325 × 450				
	主筋 (Pt)	4+2-D22 (1.81%)				4+4-D22 (2.48%)
	肋筋 (Pw)	4-U6.4@75 (0.49%)				

〔特記事項〕

σ_B : コンクリート圧縮強度 E_c : コンクリートのヤング係数

η : 柱軸力/強度 P_w : せん断補強筋比

F_c : コンクリート設計基準強度 (80MPa)

P_g : 柱全主筋比 P_t : 引張鉄筋比

$P_{jw} = \sum a_w / (B_c \cdot j)$; $\sum a_w$: 横補強筋断面積の総和

B_c : 柱幅 j : 梁の応力中心間距離

*1 竹中工務店技術研究所 技術開発部 主任研究員 工博 (正会員)

20mmとした。直交梁は設けていない。実験変数は梁主筋接合部内水平定着長 l_{dh} (こぶ付根から柱面までの距離とし、柱せい D に対して 2/3、3/4、5/6 の 3 種類)、梁主筋量 (引張鉄筋比 P_t : 1.81 と 2.48% の 2 種類)、軸力の載荷法 (定軸力と変動軸力) である。

試験体は柱部分を水平にした状態でコンクリートを打設した。粗骨材には最大粒径 13mm の砕石を用い、コンクリートには混和材としてシリカフェームを用いた。

試験体は反力フレームに組み込み、柱の反曲点位置をピン支持した状態で梁端部にピンを介してジャッキを取り付け正負交番繰返し加力を行なった。加力サイクルは層間変形角 R で制御し、 $R = \pm 2, 3, 3, 5, 7.5/1000\text{rad.}$ で各 1 サイクル、 $R = \pm 10, 15, 20, 30, 50, 70/1000\text{rad.}$ で各 2 サイクルを原則とした。柱軸力は 4 体には定軸力 ($N = 1/8 B_c D_c F_c$: B_c = 柱幅、 D_c = 柱せい、 F_c = コンクリート設計基準強度) を、残り 1 体には高レベルの変動軸力 ($N_{\max} = 2/3 B_c D_c F_c$) を加えた。変動軸力は図-2 に示すように層せん断力に比例して載荷した。

3. 実験結果および考察

3.1 試験経過及び荷重～変形関係

図-3 に層せん断力～層間変形角関係を示す。図中には筆者等の既往の研究²⁾で梁主筋量と同じで接合部内でU型定着し、同様の変動軸力を加えた試験体(08V2)の結果も合わせて示す。図中点線は梁曲げ降伏時せん断力計算値を示す。すべての試験体で梁の曲げ降伏が生じた。定軸力の試験体の梁主筋降伏時期はいずれも $R = 9/1000\text{rad.}$ 付近であったが、変動軸力の試験体では正加力時 (高軸力側) $R = 8.2/1000\text{rad.}$ 、負加力時 (低軸力側) には $R = 10.6/1000\text{rad.}$ と正負で大きく異なった。これは正加力時に比べ負加力時の方が層剛性が低いことに起因している。いずれの試験体も $R = 50/1000\text{rad.}$ の繰返しまで耐力低下の無い良好な復元力特性を示し、最終破壊モードは梁端の曲げ破壊 (B 破壊) で

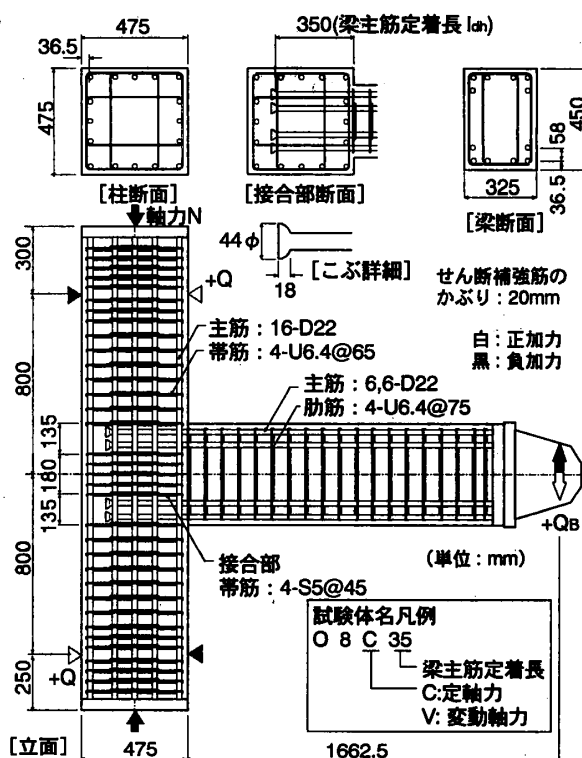


図-1 試験体の形状・配筋図 (試験体 O8C35, O8V35)

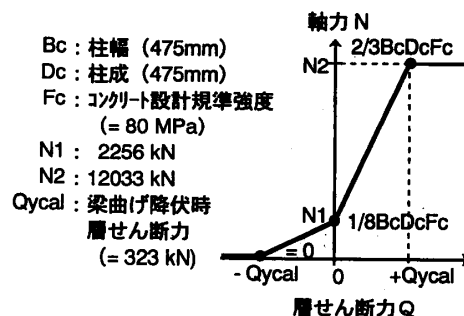


図-2 軸力と層せん断力の関係 (試験体 O8V35)

表-2 鋼材の機械的性質

	降伏強度 (MPa)	最大強度 (MPa)	ヤング係数 (MPa)	伸び率 (%)
柱・梁主筋 D22	548	738	191000	17.19
接合部帯筋 S5	857*1	985	205000	11.05
帯筋・肋筋 外周筋	1375*1	1477	203000	8.44
U6.4 中子筋	1342*1	1430	200000	9.01

*1は0.2%オフセット耐力

あった。なお、08C40 では $R = 50/1000\text{rad.}$ の負加力時に梁主筋の抜け出しを測るために梁端部に設けたボルト溶接部で主筋が破断したため耐力が低下しているが、全体性状は良好であった。接合部のひび割れ性状は定軸力の試験体では大きな差は認められず、せん断ひび割れは生じるものの試験終了時まで接合部は健全であった。一方、変動軸力の 08V35 では定軸力の 08C35 と

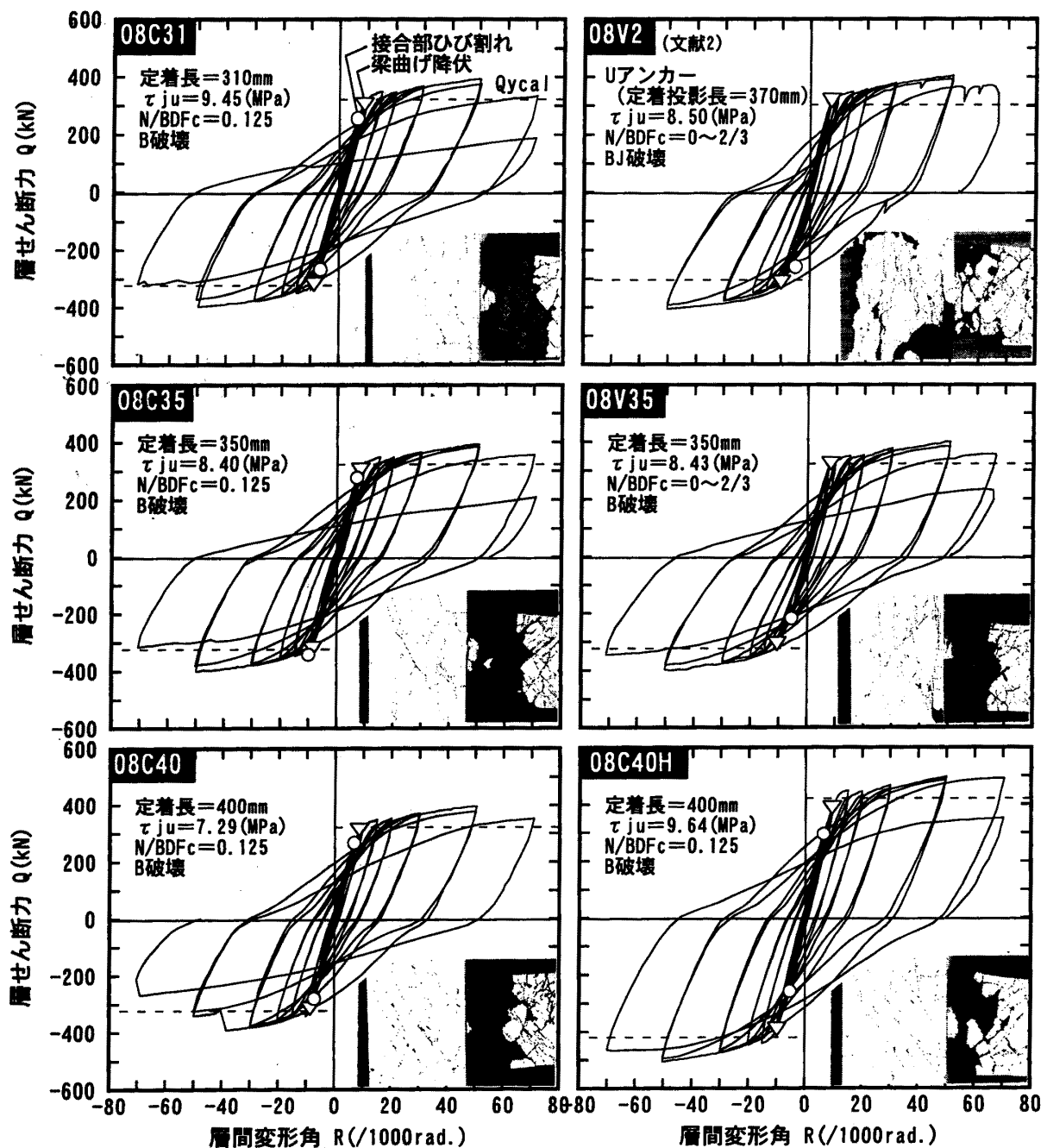


図-3 層せん断力～層間変形角関係

比べると負加力時（低軸力側）のひび割れが多く試験終了時のコンクリートの劣化も大きかった。また、同等の変動軸力で接合部せん断応力度もほぼ等しいU型定着の08V2との比較では、U型定着の方が試験終了時の接合部の損傷は大きく、最終破壊モードは梁曲げ降伏後の接合部せん断破壊（BJ破壊）であった。従って、こぶ定着試験体はU型定着と同等以上の力学性能を有しているといえる。

3.2 圧接こぶの支圧応力

図-4に圧接こぶの支圧応力度の推移を示す。圧接こぶの支圧応力度はこぶの付け根から20mmの点に貼付した歪ゲージ値から求めた鉄筋力をこぶの有効支圧面積で除して求めた。定着長が異なる試験体の上端筋の比較では定着長が短い方が支圧応力度が大きい。定軸力と変動軸力の影響は顕著である。変動軸力で負加力時（軸力小）に引張状態になる下端筋では正加力時（軸力大）の上端筋よりかなり支圧応力度が大きい。

くなっている。しかし、正加力時上端筋は定軸力の場合と大差ない。すなわち、圧縮軸力側が $N=1/8B_c D_c F_c$ の時と $N=2/3B_c D_c F_c$ の時では支圧応力度に大きな差はないが、 N が 0 に近い時には梁主筋が降伏する変位 ($R=7.5/1000\text{rad}$. 付近) 以降支圧応力度が急増する。これは軸力による拘束が弱まり、鉄筋とコンクリートの付着が減少するためであると考えられる。せん断応力度レベルの差の影響は見られなかった。

3.3 圧接こぶの抜け出し

圧接こぶの背面にボルトを溶接して柱コンクリートと定着部の相対変位量を測定した(図-5)。その結果、定軸力の試験体では鉄筋が引張時に梁側に移動する量は定着長が短く、接合部せん断応力度レベルが高い方が大きい。その最大値は最も大きい08C31で0.75mm、最も小さい08C40で0.25mm程度であった。変動軸力の08V35では正加力時には08C35と同等の移動量であったが、負加力時(軸力小)に引張になる下端筋(SK4)では最大で2mmの移動量となった。一方、いずれの試験体においても鉄筋が圧縮時に背面方向へ圧接こぶが移動することはなかった。

機械式定着を用いたト型接合部試験体の背面押し抜き破壊の報告例は非常に少ない。文献³⁾では、後述する梁曲げ降伏時耐力に対する接合部せん断耐力余裕度がほぼ1.0の試験体に動的に加力した場合に背面押し抜き破壊が生じたと報告されている。これは接合部コンクリートの劣化が進行し、鉄筋の付着が失われる場合に生じ、接合部のせん断余裕度が大きければこのような破壊は防止できると考えられる。本研究の範囲では、接合部せん断耐力余裕度が1.4以上あれば、水平定着長 $l_{dh}=3/4D_c$ で変動軸力を受ける場合、あるいは定軸力で水平定着長 $l_{dh}=5/6D_c$ の背面かぶり厚が少ない場合にも背面押し抜き破壊は生じないと言える。

3.4 実験結果と諸強度式の比較

表-3 に実験で得られた層せん断力と各種耐

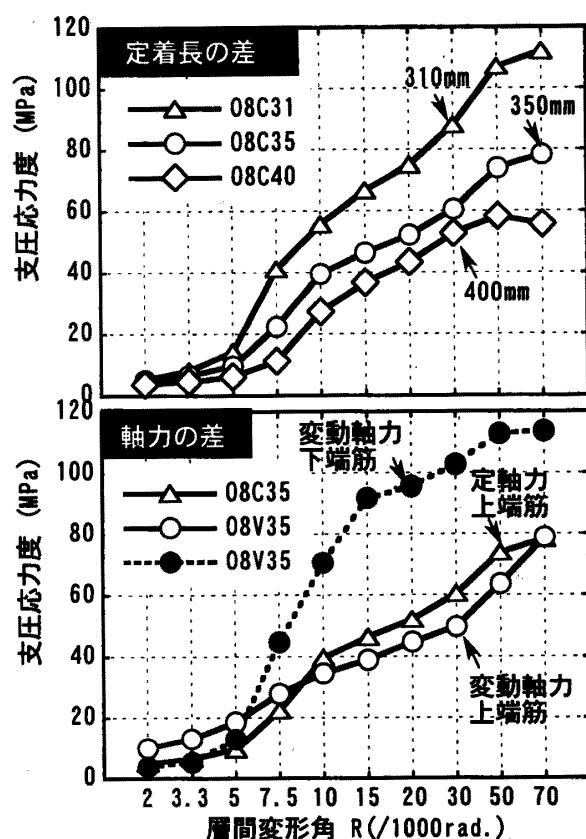


図-4 圧接こぶの支圧応力度の推移

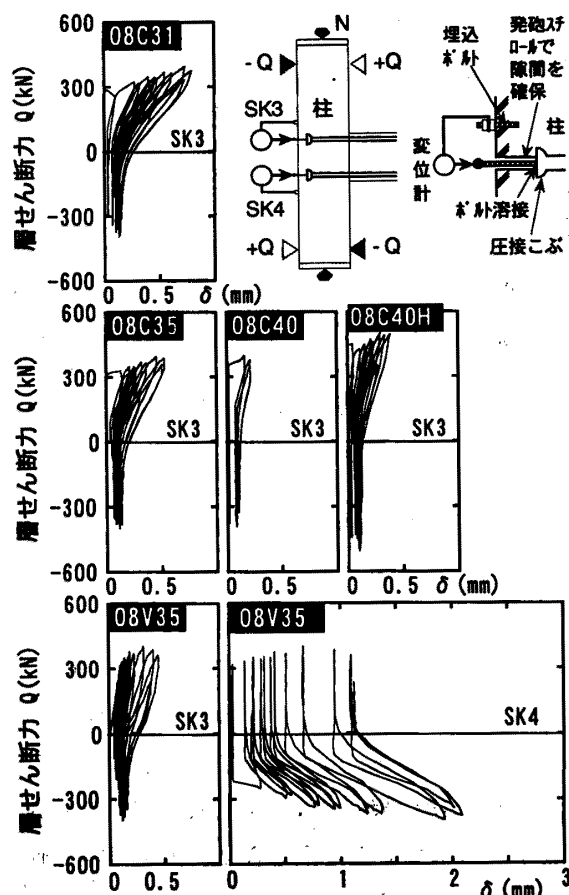


図-5 圧接こぶの抜け出し変位

表-3 実験値と計算値の比較

試験体名称	O8C31	O8C35	O8V35	O8C40	O8C40H
最大層せん断力 実験値 Q_u (kN)	397	399	399	395	506
破壊モード	B	B	B	B	B
梁の曲げ降伏時層せん断力 実験値 Q_y (kN)	319	321	324	315	393
梁の曲げ耐力で決まる層せん断力 計算値 Q_{ycal} (kN)	323	323	323	323	420
(Q_y/Q_{ycal})	0.99	0.99	1.00	0.98	0.94
接合部せん断耐力時層せん断力 計算値 Q_s (kN)	438	482	492	569	584
せん断余裕度 (Q_s/Q_{ycal})	1.36	1.49	1.52	1.76	1.39
接合部定着破壊時層せん断力 計算値 Q_{corn} (kN)	230	253	257	293	298
定着余裕度 (Q_{corn}/Q_{ycal})	0.71	0.78	0.80	0.91	0.71
接合部定着破壊時層せん断力 計算値 Q_{nrc} (kN)	533	523	531	534	708
定着余裕度 (Q_{nrc}/Q_{ycal})	1.65	1.62	1.64	1.66	1.69

- 破壊モード B : 梁の曲げ破壊 J : 接合部せん断破壊
 BJ : 梁の曲げ降伏後の接合部せん断破壊
 ・ Q_{ycal} : 梁降伏モーメント $M_y = 0.9at \cdot \sigma_y \cdot d$
 (at : 梁主筋断面積, σ_y : 主筋降伏強度, d : 梁有効せい)
 ・ Q_s : 靱性保証型耐震設計指針式による
 梁端モーメント $M_b = V_{ju} \cdot (1 + \xi) \cdot j_b$
 V_{ju} = 接合部のせん断強度
 $= \kappa \phi F_j \cdot B_j \cdot D_j$ [$\kappa = 0.7$ (ト形接合部), $\phi = 0.85$ (直交梁無し),
 $F_j = 0.8 \sigma_B^{0.7}$, σ_B = コンクリート圧縮強度 (N/mm²)
 B_j = 柱幅と梁幅の平均値, D_j = 梁主筋水平定着長 l_{d1}]
 ξ = 柱の内法長さに対する梁せいの比, j_b = 梁の応力中心間距離
 ・ Q_{corn} : 引き抜きコーン破壊耐力式による
 梁端モーメント $M_b = 0.9F_{u1} \cdot d$ d : 梁有効せい
 F_{u1} = 接合部コンクリートのコーン状破壊で決まる場合の梁主筋全体の引張力
 $= 0.3132Ac \cdot \sigma_B^{0.5}$, [Ac = 接合部コーン破壊面の有効投影面積
 σ_B = コンクリート圧縮強度 (N/mm²)]
 ・ Q_{nrc} : New RC式による
 梁端モーメント $M_b = 0.9P_m \cdot n \cdot d$ n : 主筋本数, d : 梁有効せい
 P_m : 機械式定着による梁主筋1本当りの定着耐力,
 $P_m = K \cdot a_s \cdot \sigma_{std}$ [K : 横補強筋の効果係数, a_s : 鉄筋断面積]
 ・ $K = 62.5P_w - 1.22P_w(\sigma_B - 27.2) + 1$ (横補強筋比 $P_w \leq 0.4\%$ の時)
 ・ $K = 1.25 - 0.0051(\sigma_B - 27.2) + 1$ (横補強筋比 $P_w > 0.4\%$ の時)
 ・ σ_{std} = 無補強時の定着破壊時鉄筋応力 (N/mm²)
 $= 101 \sigma_B^{0.5}$ (σ_B = コンクリート圧縮強度 (N/mm²))

力計算値との比較を示す。梁曲げ降伏時層せん断力 Q_y は略算式による計算値 Q_{ycal} で精度良く評価できる。接合部のせん断耐力時の層せん断力 Q_s は靱性保証型耐震設計指針(案)式⁴⁾(以下指針式)を用いて計算した。曲げ降伏時耐力に対するせん断耐力の比 (Q_s/Q_{ycal}) をせん断余裕度と定義すると、今回の試験体のせん断余裕度は 1.4~1.8 である。また、機械式定着に対する定着破壊耐力設計式としてコーン状破壊を想定した式¹⁾(以下コーン式)による計算値 Q_{corn} と建設省総合プロジェクト「New RC」において提案されたかぶりコンクリートの側面剥離を想定した式⁵⁾(以下NewRC式)による計算値 Q_{nrc} を

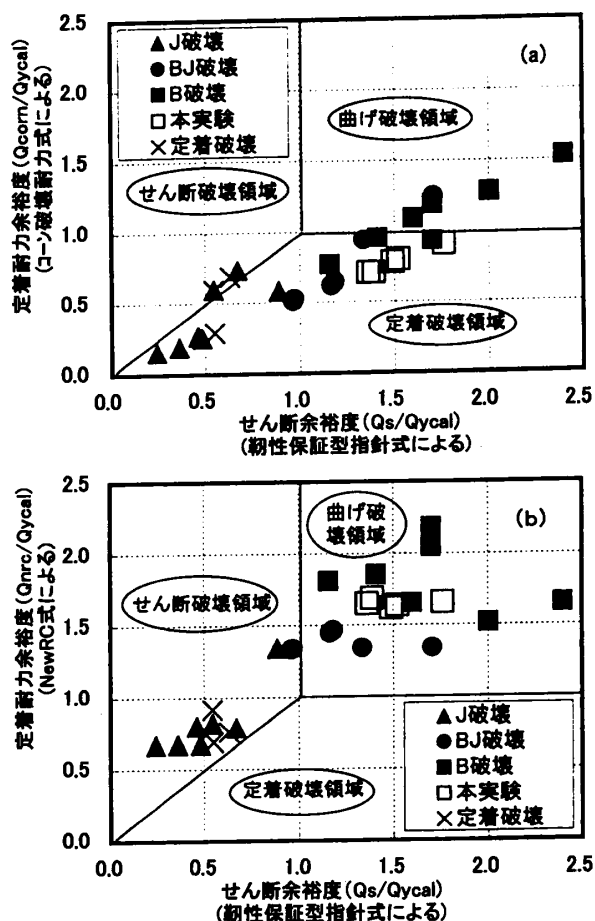


図-6 せん断余裕度と定着余裕度の関係

取り上げて比較した。これらの式はいずれも設計式であり、実験値の下限値を表しているものである。

曲げ降伏時耐力に対する定着耐力の比を定着余裕度と定義すると、コーン式による定着余裕度 (Q_{corn}/Q_{ycal}) は 0.7~0.9、NewRC 式による定着余裕度 (Q_{nrc}/Q_{ycal}) は 1.6~1.7 である。

図-6 に本実験データおよび既往の研究の中で機械式定着を用いたト型接合部試験体の実験データ^{1), 3), 6)-14)}について、せん断余裕度と定着余裕度の関係を破壊モード毎に分類して示す。ト型接合部試験体を模擬した鉄筋引抜き試験データなどは比較的多いが、ト型接合部試験体は比較的少なく、ここに収集したものは計 35 体、コンクリート強度は 21~85MPa の範囲にある。定着形式は特殊円形プレート、ナット、圧接こぶ等である。接合部の破壊モードを判定する場合に、せん断破壊と定着破壊を明確に区別することは難しく、明確に定着破壊と報告されてい

るものは3体(支圧破壊1体も含む)である。図中、下側の台形部分が定着破壊領域、左側の台形部分がせん断破壊領域、右上の四角部分が曲げ破壊領域になる。コーン式による破壊モードの判定は図-6(a)に示すように、定着破壊と判定される領域にBあるいはBJ破壊した試験体23体中18体が入っており、せん断余裕度が1.0以上の試験体についてはかなり安全側の評価になっている。しかし、せん断余裕度が1.0以下の試験体に対しては比較的良い対応を示しているといえる。それに対し、NewRC式では図-6(b)に示すように実験による破壊モードがうまく分類されている。せん断余裕度が1.0以下の試験体に対しては、定着耐力を過大評価している可能性も考えられるが、接合部の破壊モードを判定する場合に、せん断破壊と定着破壊を明確に区別するのは難しいことを勘案すれば、指針式によるせん断余裕度とNewRC式による定着余裕度がともに1.0以上となるように設計しておけば接合部の脆性的破壊が防止できると考えられる。

4. まとめ

本研究から得られた知見を以下に示す。

- 1) 圧接こぶ定着を用いた試験体はいずれも $R=50/1000\text{rad.}$ の繰返しまで耐力低下の無い良好な復元力特性を示し、破壊モードはB破壊であった。こぶ定着試験体はU型定着と同等以上の力学性能を有しているといえる。
- 2) 指針式によるせん断余裕度とNewRC式による定着余裕度がともに1.0以上となるように設計しておけば接合部の脆性的破壊が防止できると考えられる。
- 3) 曲げ降伏時に対するせん断余裕度が1.4以上確保されていれば、水平定着長 $l_{dh}=3/4D_c$ で変動軸力を受ける場合、あるいは $N=1/8B_cD_c$ F_c 程度の定軸力下で水平定着長 $l_{dh}=5/6D_c$ の背面かぶり厚が少ない場合にも圧接こぶ背面の押し抜き破壊は生じなかった。
- 4) こぶ定着における支圧応力や付着応力性状

は軸応力度レベルに大きく影響され、軸力が低い場合、付着抵抗機構が極端に低下する。

- 5) 同一変動軸力下、同一せん断応力度レベルにおける圧接こぶ定着を用いた試験体とU型定着の試験体との比較では、こぶ定着試験体の方が試験終了時の接合部劣化が少なかった。

【参考文献】

- 1) 村井和雄、吉田啓喜、他：端部にコブを設けた梁主筋の柱・梁接合部内における定着性能に関する実験的研究(その3)(その4)、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造C、1994年9月、pp.683-686
- 2) 木村秀樹、川合拓、他：高強度材料を用いたRC柱・梁ト型接合部の高軸力下の挙動に関する実験的研究(その1)、(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造IV、1997年9月、pp.389-392
- 3) 奥田明久、安達洋、中西三和、飯島園子：機械式定着法を用いた鉄筋コンクリート造ト型柱梁接合部の動的な定着性状に関する研究、コンクリート工学年次論文報告集、Vol18, No.2, 1996, pp.971-976
- 4) 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(案)・同解説、1997、pp.245
- 5) (財)国土開発技術研究センター：平成4年度構造性能分科会報告書、平成5年3月、pp.VI-35
- 6) 窪田敏行、村上雅英：はり主筋を機械式定着した外柱・はり接合部の破壊性状、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.17, No.2, 1995, pp.1189-1194
- 7) 藤達也、村上雅英、窪田敏行：曲げ降伏型ト型骨組みにおけるはり主筋の機械式定着性状、コンクリート工学年次論文報告集、Vol18, No.2, 1996, pp.977-982
- 8) 中西三和、山田高史、安達洋：鉄筋コンクリート造ト型柱梁接合部の静的および動的載荷実験(その1)、(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造C、1998年9月、pp.545-548
- 9) 宮崎史、村上雅英、窪田敏行：接合部にはり主筋を機械式定着した部分架構の強度と靱性、コンクリート工学年次論文報告集、Vol16, No.2, 1994, pp.717-722
- 10) 永井智之、Eddine Ramdane、他：高強度材料を用いたRC部材におけるはり主筋の機械式定着性能 その3 その4、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造C、1997年9月、pp.371-374
- 11) 林和也、寺岡勝、他：変動軸力下での鉄筋コンクリート造ト型柱・はり接合部の力学性状に関する実験的研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造C、1997年9月、pp.385-386
- 12) 今枝武晴、林和也、他：鉄筋コンクリート造外部柱・はり接合部における梁主筋プレート定着に関する実験的研究(その1)、(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造C、1998年9月、pp.541-544
- 13) 多田利正、吉岡研三、他：70MPa高強度コンクリートを用いた高層RC建物の柱・梁接合部に関する実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造C、1996年9月、pp.671-672
- 14) 小森淳、山中久幸、他：外柱・梁接合部における梁主筋の定着性能に関する実験的研究(その1)、(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造C、1996年9月、pp.679-682