

論文 鉄筋コンクリート梁・柱部材の付着に対する設計法

前田 匡樹*1

要旨：日本建築学会の「鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説」に示されている付着に対する設計法について、既往の鉄筋コンクリート造梁・柱部材の実験結果を用いて、その適合性を検討した。また、筆者が提案している付着割裂強度式および付着割裂耐力式を用いて、部材実験結果の破壊モード、最大耐力、限界変形角に影響する因子について検討し、鉄筋コンクリート造梁・柱部材の付着割裂破壊に対する設計条件を求めた。

キーワード：梁・柱部材、付着割裂強度、付着割裂耐力、破壊モード、限界変形角

1. はじめに

付着割裂破壊は、せん断破壊と同様に脆性的な破壊モードである。従って、梁部材や1階の柱部材などの降伏ヒンジを計画する部材の場合、強度を確保するとともに、必要とされる靱性能を確保し部材が本来持つ曲げ耐力や変形能を発揮させるために、降伏後の付着割裂破壊も防ぐ必要がある。日本建築学会の「鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説」[1]（以下、指針と略す）には、藤井・森田の研究[2]に基づく付着割裂強度式を用いた付着に対する設計法が示されている。しかしながら、指針の付着強度式は、高強度コンクリートに適用できないこと、副補強筋の効果を過小評価することなどの問題点が指摘されている。また、部材実験結果に対する検証も十分になされていない。

そこで本研究では、既往の繰り返し荷重を受ける柱・梁部材実験結果を用いて、指針の付着に対する設計法の適合性について検討し、また、筆者がこれまでに提案した付着割裂強度式および付着割裂耐力式を用いて同様の検討を行ない、付着割裂破壊を防ぐための条件についてまとめた。

2. 建築学会指針の付着に対する設計の検討

2.1 付着に対する設計条件

指針の「6.5 付着に対する設計」[1]では、設計用付着応力度として曲げ付着応力 τ_f およびトラス作用による付着応力 τ_t を考慮している。曲げ付着応力度は、圧縮主筋の応力度を上限強度時の曲げ解析により求めるもの（ τ_{f1} ）と、降伏強度に達しているとした場合（ τ_{f2} ）を以下の式(1)および式(2)で与えている。また、トラス作用による付着応力 τ_t は、式(3)で与えられる。

$$\tau_{f1} = d_b (\sigma_y + \sigma_c) / \{4(L-d)\} \quad (1)$$

$$\tau_{f2} = d_b \cdot 2 \sigma_y / \{4(L-d)\} \quad (2)$$

ただし、 d_b ：主筋径(cm)、 σ_y ：主筋降伏応力度(kgf/cm²)、 σ_c ：上限強度のときの圧縮主筋応力度(kgf/cm²)、 L ：内法スパン長さ(cm)、 d ：有効せい(cm)

$$\tau_t = b p_{wt} \sigma_{wy} \cot \phi / \Sigma \phi \quad (3)$$

ただし、 b ：部材幅(cm)、 p_{wt} ：設計せん断力に対して必要とされる横補強筋比、 σ_{wy} ：横補強筋の降伏強度(kgf/cm²)、 $\cot \phi$ ：せん断強度式のトラス機構におけるトラス傾斜角、 $\Sigma \phi$ ：引張主筋周長の合計(cm)

*1 横浜国立大学助手 工学部建設学科、博士（工学）（正会員）

付着割裂破壊を防ぐための設計条件は以下とされている。

(a)一端のみに降伏ヒンジを計画する部材および降伏ヒンジを計画しない部材

τ_{f1} または τ_t が、付着強度 τ_{bu} を下回る。

(b)両端に降伏ヒンジを計画する部材

以下の(b-1)または(b-2)を満たすこと。

(b-1) τ_{f2} が、付着強度 τ_{bu} を下回る。

(b-2) τ_{f1} または τ_t が、最終付着強度 τ_{bus} を下回る。

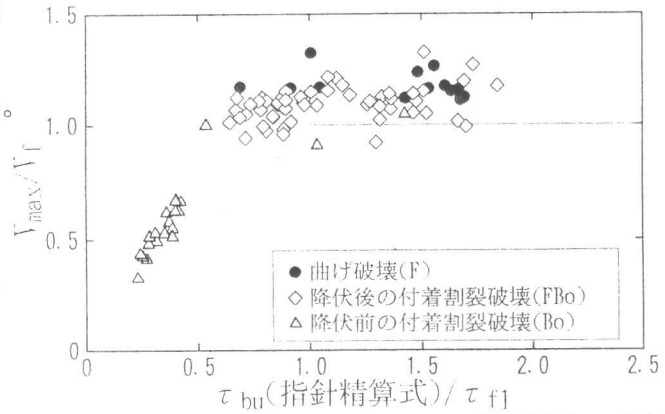


図1 付着余裕度 (τ_{bu}/τ_{f1}) と最大耐力の比較

2.2 既往の部材実験結果に対する適合性

2.1 で整理した指針の付着に対する設計法の

適合性について、既往の梁・柱部材の実験における破壊モード、最大耐力、限界変形角などの結果を用いて検討した。検討に用いたのは、近年行われた部材実験で、逆対称くり返し荷重を受け付着割裂破壊した試験体を含む実験シリーズ[3]~[15]とした。検討では、材料試験により得られた材料強度を用いて諸強度の計算を行い、曲げ耐力 V_f および圧縮鉄筋応力度 σ_c は平面保持を仮定した曲げ解析により求めた。付着強度 τ_{bus} の算定には、指針の解説に示されている精算式を用いた。

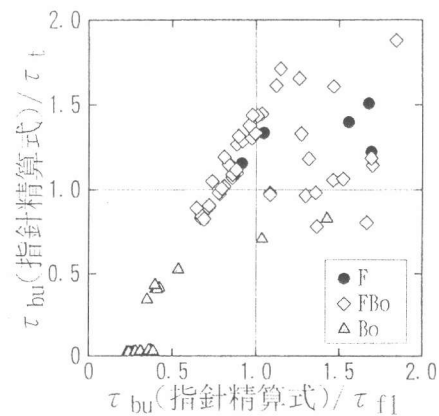


図2 τ_{bu}/τ_{f1} と τ_{bu}/τ_t の比較

降伏ヒンジを計画しない部材の設計条件のひとつである、曲げ付着応力度 τ_{f1} に対する精算式による付着割裂強度 τ_{bu} の比である付着余裕度 (τ_{bu}/τ_{f1}) と実験による最大耐力 V_{max} の関係を、破壊モードにより曲げ破壊 (F:●)、降伏後の付着破壊 (FBo:◇) および降伏前の付着割裂破壊 (Bo:△) に分類して図1に示す。図1で破壊モード Bo の試験体 21 体のうち 2 体が $\tau_{bu}/\tau_{f1} > 1$ の範囲にあり危険側の判定となっている。一方、破壊モード F (16 体) および FBo (56 体)

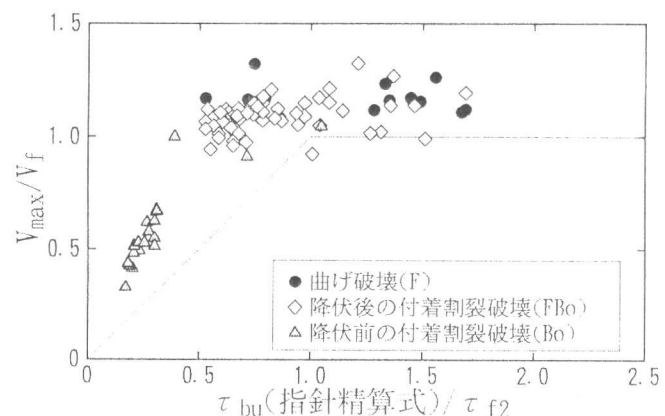


図3 付着余裕度 (τ_{bu}/τ_{f2}) と最大耐力の比較

のうち 29 体は $\tau_{bu}/\tau_{f1} < 1$ の範囲の範囲にあるために、降伏前に付着割裂破壊が生じるとの判定となり、設計法としてはやや厳しい結果となる。これは、後述するように、指針の付着強度精算式は、副補強筋がある場合付着強度を過小評価する傾向があるためであると考えられる。図2に τ_{bu}/τ_{f1} と τ_{bu}/τ_t の関係を示す。曲げ降伏した試験体 (F 及び Fbo) で、 $\tau_{bu}/\tau_{f1} < 1$ の 29 体のうち 20 体は $\tau_{bu}/\tau_t > 1$ を満たすので、降伏したにも拘らず降伏前に付着割裂破壊すると判定される試験体は 72 体中 9 体である。従って、指針の降伏ヒンジを計画しない部材の設計条件(a)は、降伏前に付着割裂破壊した試験体 21 体のうち 19 体について安全側の評価となるが、曲げ降伏した試験体 72 体中 9 体を降伏前の付着破壊と判定し強度を過小評価する場合がある。

両端に降伏ヒンジを計画する部材の設計条件のひとつ (上記(b-1)) である、付着余裕度 τ_{bu}/τ_{f2}

両端に降伏ヒンジを計画する部材の設計条件のひとつ(上記(b-1))である、付着余裕度 τ_{bu}/τ_{f2} と実験による最大耐力 V_{max} の関係を、破壊モードで分類して図3に示す。破壊モード FBo の試験体は $\tau_{bu}/\tau_{f2} < 1$ に42体、 $\tau_{bu}/\tau_{f2} > 1$ に14体が分布し、Fの試験体は $\tau_{bu}/\tau_{f2} < 1$ に4体、 $\tau_{bu}/\tau_{f2} > 1$ に12体が分布した。また、上記の設計条件(b-1)における付着余裕度 τ_{bu}/τ_{f2} と(b-2)の付着余裕度 τ_{bus}/τ_{f1} および τ_{bu}/τ_t の関係を図4及び5に示す。 $\tau_{bu}/\tau_{f2} < 1$ の試験体で、 $\tau_{bus}/\tau_{f1} > 1$ 及び $\tau_{bus}/\tau_t > 1$ を満たすものはそれぞれ0体及び7体であり、両端に降伏ヒンジを計画する部材の設計は設計条件(b-1)で決まる場合が多い。破壊モード FBo の試験体は付着割裂強度 τ_{bu} が設計用曲げ付着応力度 τ_{f2} を上回る範囲にも分布する。これらの試験体では、降伏後のくり返しの影響により付着劣化が生じ付着割裂強度が低下することにより、付着割裂破壊が生じたと考えられる。付着割裂強度に対するくり返しの影響については、現在の所あまり明らかになっていないので、ここでは付着余裕度 τ_{bu}/τ_{f2} と塑性変形角 R_p の関係について検討した。図6に付着余裕度 τ_{bu}/τ_{f2} と塑性変形角 R_p の関係を示す。ここで、塑性部材角 R_p は、限界変形角 R_u (各試験体の荷重-変形関係の包絡線において、耐力が最大耐力の80%まで低下する点の変形角と定義)から降伏変形角 R_y (実験値が不明の場合は、菅野式による)をた差し引いた値とした。 τ_{bu}/τ_{f2} と R_u の関係(図6)はばらつきが大きい、 $\tau_{bu}/\tau_{f2} > 1$ を満たせば、概ね塑性部材角 R_p は1/50以上あり、 $R_p=1/50$ として設計する場合には安全側となる。

3. 付着に対する設計法の提案

3.1 付着割裂強度

筆者等は、これまでに梁の実験結果からサイドスプリット型付着割裂破壊に対する付着割裂強度式を提案してきた[16]。提案した付着割裂強度式は、指針式[1]で過小評価されると指摘されている副補強筋(中子筋、中吊り筋)の効果を適切に評価し、1000kg/cm²クラスの高強度コンクリート強度にも適用可能であった。図7に、指針精算式と筆者等の提案式による付着割裂強度計算値と既往の実験による実験値の比較を文献[16]より再掲する。指針精算式は副補強筋がある場合に実験値をかなり過小評価する傾向があるが、筆者等の提案式は計算値と実験値の相関係数 $r=0.919$ 、実験値/計算値の平均値 $m=1.01$ 、標準偏差 $\sigma=0.17$ と実験値を比較的精度良く評価できる。ここで、部材の設計法に付着割裂強度を用いる場合、主筋とコンクリートの間の付着強度は、コンクリート強度や鉄筋の降伏強度などと同様の材料強度の一種であると考えられるので、設計用付着割裂強度 τ_{bu} を実験値のほぼ下限を取るように、提案式に $(m-\sigma)=0.84$ を乗じた値と定義すると以下の式(4)で与えられ、 τ_{bu} は実験結果に対して不合格率約10%となる。

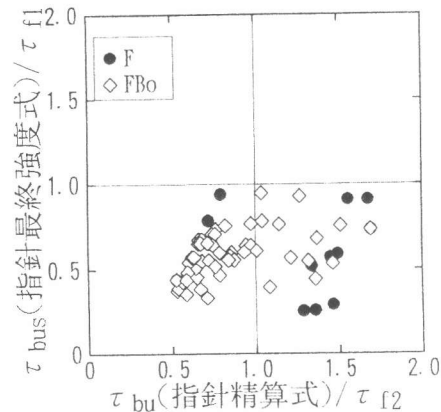


図4 τ_{bu}/τ_{f2} と τ_{bus}/τ_{f1} の比較

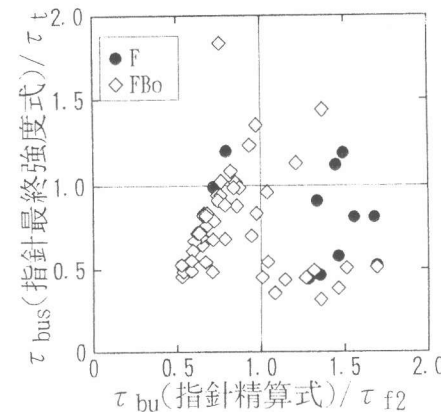


図5 τ_{bu}/τ_{f2} と τ_{bus}/τ_t の比較

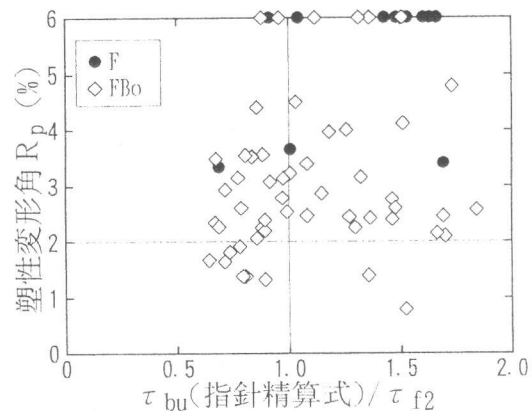


図6 付着余裕度(τ_{bu}/τ_{f2})と塑性変形角

$$\tau_{bu} = 0.84 \lambda \frac{k_{co} \cdot \sqrt{\sigma_B} + 7.8 \times 10^4 k_{st} \cdot p_w}{1 + 9.2 \times 10^4 k_{st} / \sigma_B} \quad (4)$$

ここに、

$$k_{co} = 0.4 b_{si} + 0.5 \quad (5)$$

$$k_{st} = (0.19 + 0.16 n_w / N) \cdot (b_{si} + 1) \cdot p_w \cdot (d_b / j_t) \quad (6)$$

$$b_{si} = (b - N \cdot d_b) / (N \cdot d_b) \quad (7)$$

$$\lambda = 0.75 + \sigma_B / 4000 \quad (\text{上端主筋で } \sigma_B < 1000 \text{ kgf/cm}^2) \\ = 1 \quad (\text{上記以外の主筋}) \quad (8)$$

ただし、 j_t : 引張・圧縮主筋中心間距離(cm)、 N : 一列に並ぶ主筋の本数、 n_w : 一組の横補強筋の足の数、 p_w : 横補強筋比、 σ_B : コンクリート強度(kgf/cm²)

3.2 付着割裂耐力

筆者は、指針[1]のトラス・アーチ機構に基づくせん断強度式に、主筋の付着応力度が付着割裂強度 τ_{bu} に達しており、せん断補強筋の強度が無限大で降伏しないものとの仮定を導入して、付着割裂破壊する部材の耐力(付着割裂耐力 V_b)を求めた[17]。付着割裂耐力 V_b は以下で与えられる。

$$V_b = V_t + V_a \quad (9)$$

$$V_t = \tau_b \cdot \sum \phi \cdot j_t \cdot (L \cdot j_t) / L \quad (10)$$

$$V_a = (1 - \beta) \tan \theta \cdot b D \cdot \nu \sigma_B / 2 \quad (11)$$

ここに、

$$\beta = 2 \tau_b \cdot \sum \phi / (b \cdot \sin 2 \phi \cdot \nu \sigma_B)$$

$$\tan \theta = \sqrt{\{(L/D)^2 + 1\}} - L/D$$

$$\text{ただし、} \tau_b = \min(\tau_{bu}, \tau_f)$$

$$\tau_b \cdot \sum \Psi / b \leq 0.5 \nu \sigma_B$$

3.3 既往の実験結果と付着余裕度の関係

3.1および3.2に示した付着割裂強度式(式(4))および付着割裂耐力式(式(9))を用いて、2章と同様に既往の部材実験結果について、付着余裕度と破壊モード、塑性変形角の関係について検討する。

付着余裕度 τ_{bu} / τ_{f1} と V_{max} / V_f の関係を破壊モードにより分類して図8に示す。付着割裂強度 τ_{bu} に筆者等の提案式((4)式)を用いた場合、破壊モード Bo の試験体と F 及び FBo の試験体の境界が付着余裕度 $\tau_{bu} / \tau_{f1} = 1$ 付近にあり、 F 及び FBo の試験体は、7

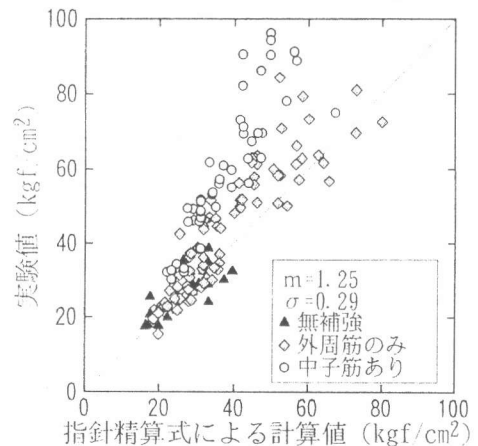
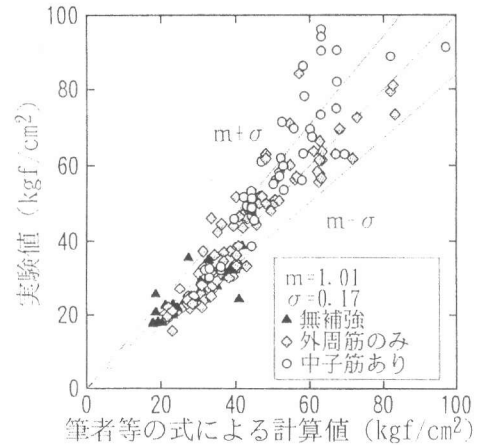


図7 付着強度計算値と実験値

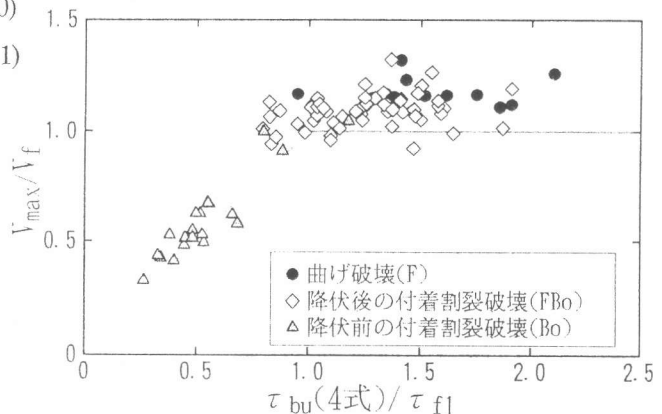


図8 付着余裕度(τ_{bu} / τ_{f1})と最大耐力の比較

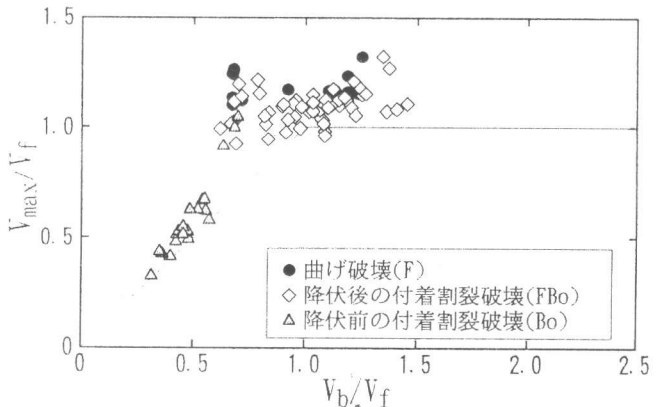


図9 付着余裕度(V_b / V_f)と最大耐力の比較

体を除き $\tau_{bu}/\tau_{f1} > 1$ となる。付着割裂耐力 V_b による付着余裕度 V_b/V_f と最大耐力 V_{max} の関係を図9に示す。付着割裂耐力 V_b を用いた場合、破壊モード Bo の試験体と F 及び FBo の試験体の境界が付着余裕度 $V_b/V_f = 0.7 \sim 0.8$ 付近にあり、付着割裂耐力 V_b は実験結果に対してやや過小評価となる。図10に、付着余裕度 τ_{bu}/τ_{f1} と V_b/V_f との関係を示す。 $\tau_{bu}/\tau_{f1} < 1$ の範囲で付着割裂耐力 V_b が V_f を上回る試験体は破壊モードが Fbo である。これは、付着強度 τ_{bu} が曲げ付着応力度 τ_{f1} を下回り主筋添いに付着割裂が生じても、付着割裂耐力 V_b が V_f を上回れば、曲げ降伏までは入力せん断力に抵抗でき部材としては破壊しないためであると考えられる。従って、降伏ヒンジを計画しない部材の付着割裂破壊を防ぐための条件を $\tau_{bu}/\tau_{f1} > 1$ または $V_b/V_f > 1$ を満たすことであるとすれば、降伏前に付着割裂破壊した試験体について1体を除き安全側となり、指針と同程度以上の精度の設計条件となりうる。

付着余裕度 τ_{bu}/τ_{f2} と V_{max}/V_f の関係を破壊モードにより分類して図11に示す。

破壊モード FBo の試験体は、指針精算式を用いた場合と同様に付着割裂強度 τ_{bu} が曲げ付着応力度 τ_{f2} を上回る範囲にも分布する。付着割裂強度による余裕度 τ_{bu}/τ_{f2} 及び付着割裂耐力による余裕度 V_b/V_f と破壊モードの関係を比較すると(図12)、降伏後にも付着割裂破壊を生じなかった試験体(F)の多くは、 $\tau_{bu}/\tau_{f2} > 1$ かつ $V_b/V_f > 1$ を満たす領域にある。降伏ヒンジを計画する部材の設計する際には、その部材に要求される変形に達するまで耐力を維持すれば良く、それ以上の変形で生じる付着割裂破壊は許容できる。そこで、付着余裕度と塑性部材角 R_p の関係について検討した。破壊モード FBo および F の試験体について、 V_b/V_f と R_p の関係をそれぞれ図13に示す。ばらつきはあるものの、付着余裕度 V_b/V_f が増加するとともに塑性変形角 R_p も増加する傾向が認められる。ばらつきが大きく V_b/V_f と R_p の関係を定量化するには至らないが、塑性変形角 $R_p = 1/50$ を確保することを設計条件と設定すれば、 R_p が $1/50$ に達しない試験体8体は概ね $\tau_{bu}/\tau_{f2} < 1$ かつ $V_b/V_f < 1$ の範囲にあり、 $\tau_{bu}/\tau_{f2} > 1$ または $V_b/V_f > 1$ を満たせば、 $R_p = 1/50$ 以上を確保できる。

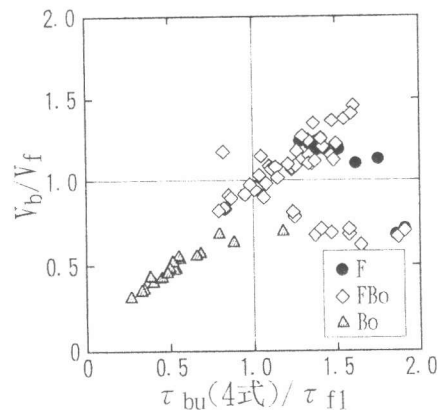


図10 τ_{bu}/τ_{f1} と V_b/V_f の比較

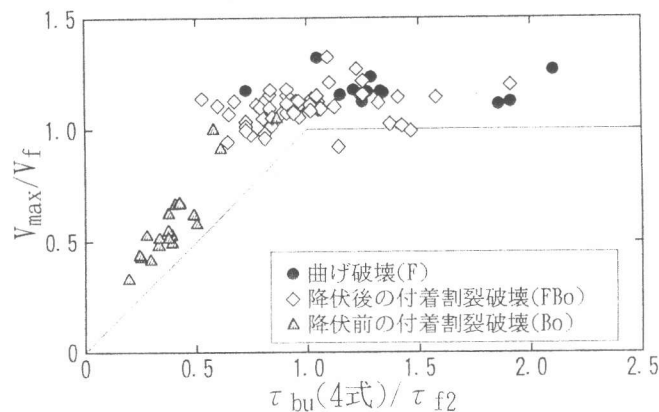


図11 付着余裕度 (τ_{bu}/τ_{f2}) と最大耐力の比較

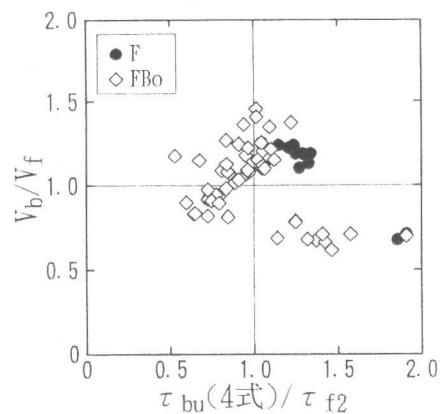


図12 τ_{bu}/τ_{f2} と V_b/V_f の比較

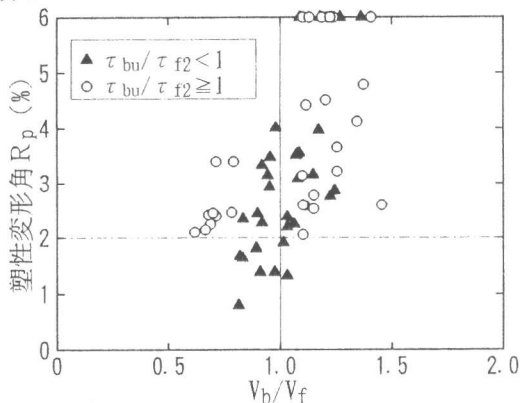


図13 付着余裕度 (V_b/V_f) と塑性変形角 R_p

3.4 付着に対する設計条件

以上から、筆者等の提案した付着割裂強度式及び付着割裂耐力式を用いて、梁・柱部材の付着割裂破壊に対する設計条件は、以下の様にまとめられる。

- (1) 塑性ヒンジを計画しない部材では、付着割裂強度 τ_{bu} が曲げ付着応力度 τ_{f1} (圧縮主筋応力度は σ_c として良い) を上回る事、または、付着割裂耐力 V_b が曲げ耐力 V_r 上回る事。
- (2) 塑性ヒンジを計画する部材では、着割裂強度 τ_{bu} が曲げ付着応力度 τ_{f2} (圧縮主筋応力度は降伏強度 σ_y とする) を上回る事、または、付着割裂耐力 V_b が曲げ耐力 V_r 上回る事。

4. まとめ

本研究では日本建築学会の「鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説」の付着に対する設計法、及び、筆者等が提案した付着割裂強度式および付着割裂耐力式を用いて、既往の梁・柱部材の実験結果の破壊モード、限界変形角について検討し、梁・柱部材の付着割裂破壊に対する設計条件を求めた。ここで提案した設計法は、既往の実験結果に対して指針の設計法と同程度以上の適合性を示した。しかしながら、限界変形角を荷重変形関係の包絡線から求めており、履歴曲線のスリップ性状の影響は考慮していない点に問題があり今後の検討課題である。

5. 参考文献

- [1] 日本建築学会：「鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説」、1990。
- [2] 藤井栄、森田司郎：「異形鉄筋の付着割裂強度に関する研究—第2報 付着割裂強度算定式の提案—」、日本建築学会論文報告集、pp.45~52、1983.2。
- [3] 前田匡樹、小谷俊介：「高強度せん断補強筋を使用した鉄筋コンクリート梁の付着割裂強度（その2 付着強度算定式の検討）」、日本建築学会関東支部研究報告集、構造系、pp.89-92、1989。
- [4] 金久保利之、藤沢正視、折原信吾、広沢雅也、園部泰寿：「高強度人工軽量骨材コンクリートを用いた構造部材の耐震性能に関する研究—その1—、—その2—」、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造Ⅱ、pp.405~408、1989.10。
- [5] 奥出久人、新田隆雄、狩野芳一：「せん断補強筋の強度がRC梁のせん断耐力に及ぼす影響について」、コンクリート工学年次論文報告集、10-3、pp.623~628、1988.6。
- [6] 奥出久人、高木仁之、狩野芳一：「付着割裂破壊に支配される梁のせん断耐力」、コンクリート工学年次論文報告集、11-2、pp.81~86、1989.6。
- [7] 松原洋志、高木仁之、狩野芳一：「二段配筋されたRC梁の付着割裂破壊」、コンクリート工学年次論文報告集、13-2、pp.151~156、1991.6。
- [8] 中沢淳、塚本尚由、倉本洋、南宏一：「繰り返し曲げせん断を受ける1300キロ級の高強度せん断補強筋を用いたRC梁のせん断および付着割裂破壊性状」、コンクリート工学年次論文報告集、12-2、pp.221~226、1990年。
- [9] 藤沢正視、上之蘭隆志、竹内匡和、村上秀夫：「高強度鉄筋コンクリートはりの靱性確保に関する研究（その1）」、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造Ⅱ、pp.277~278、1990.10。
- [10] 新田隆雄、高木仁之、松原洋志、植松卓二、狩野芳一：「RC梁の付着割裂破壊に及ぼすせん断スパン比の影響（その1 実験結果および概要）」、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造Ⅱ、pp.309~310、1990年10月。
- [11] 加藤大介：「高強度材料を用いたRC柱の曲げ性能の評価に関する実験的研究」、コンクリート工学年次論文報告集、13-2、pp.415~420、1991.6。
- [12] 加藤大介、菊池政智：「高強度材料を用いたRC柱の曲げ性能の評価に関する実験的研究」、コンクリート工学年次論文報告集、14-2、pp.541~546、1992。
- [13] 唐津俊一、清水秀夫、鮎子多浩一、益尾潔：「8000kg/cm²級高強度せん断補強筋を用いた鉄筋コンクリート柱のせん断耐力と曲げ靱性（その1 実験概要）」、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造Ⅱ、pp.689~670、1989.10。
- [14] 古川淳、藤井栄、藤谷秀雄、藤沢正視：「高強度コンクリート梁の付着割裂破壊」、コンクリート工学年次論文報告集、14-2、pp.547~552、1992.6。
- [15] 細川洋治、前田匡樹、小谷俊介、青山博之：「鉄筋コンクリート部材の付着割裂破壊性状に関する実験研究（その1）」、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造Ⅱ、pp.215~216、1993.9。
- [16] 前田匡樹、小谷俊介：「異形鉄筋とコンクリートの付着応力伝達機構に基づいた付着割裂強度式（その2）」、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造Ⅱ、pp.657~658、1994.9。
- [17] 前田匡樹、小谷俊介、青山博之：「鉄筋コンクリート部材の付着割裂破壊に対する設計」、コンクリート工学年次論文報告集、15-2、pp.199~204、1993.6。