

鉄筋コンクリート梁主筋の機械式定着における定着機構と側方割裂破壊耐力評価

中澤 春生

(技術研究所)

Anchorage Mechanism and Concrete Blowout Capacity of Headed Anchors on Beam Rebars

by Haruo Nakazawa

Abstract

Headed anchors on reinforcing bars improve the effectiveness of reinforcement work. This paper describes an anchorage mechanism model that has bonding action along the rebar's circumference and bearing action at the rebar end. The model simulates the actual transfer of stress in rebar with headed anchors. When used to analyze concrete blowout capacity, the model proved to be as accurate as existing empirical equations and was able to better distinguish the failure modes.

概 要

鉄筋工事の合理化技術として鉄筋の機械式定着工法の開発を実施してきた。本論では、それらの開発で実施した実験結果と既往の研究成果を考察し、機械式定着とした鉄筋とコンクリートの間の応力伝達機構に即して、梁主筋の軸部付着作用と端部支圧作用からなる定着機構モデルを構築する。併せて、そのモデルに基づいて算定される側方割裂破壊耐力の推定精度について既往の実験結果に対して検証し、既往の耐力式と同等の実用上十分な精度で評価でき、破壊モードの区別についてはより明快であることを報告する。

§ 1. はじめに

鉄筋の端部に鋼板やナットあるいはふくらみ部を設けて、その部分のコンクリートとの支圧作用を利用して鉄筋を定着する機械式定着は、定着部分の配筋を簡素化し、鉄筋工事の合理化に寄与できる工法であることから、各所で開発・実用化が進められている。特に、多量の太径鉄筋が配筋される超高層の鉄筋コンクリート造建物では、柱梁接合部で鉄筋が錯綜する一因である折り曲げ定着を避けることで配筋が単純となり、配筋の管理やコンクリート打設を確実に行うことが容易となるため、品質の向上にも寄与できる。

このように、定着用フックの代替として利用される機械式定着は、当初、頭付きアンカーボルトの定着機構などを参考に開発された¹⁾が、柱梁接合部に定着される梁主筋の機械式定着に関して、建設省総プロ「鉄筋コンクリート造建築物の超軽量・超高層化

技術の開発 (NewRC)」²⁾において、体系的な実験・研究がなされたことで、定着部の破壊形態の理解が深まった。現在、これらの研究成果に基づき、機械式定着部の破壊形態として、定着した鉄筋群の引張力によって定着部前方のコンクリートがコーン状に掻き出されるコーン状破壊と、鉄筋端部近傍のコンクリートの支圧破壊に起因して側面かぶり部分が押し出される側方割裂破壊を想定し、それらの破壊に対応する耐力が定着筋の上限降伏強度時の引張力を上回るようにして、梁端に塑性回転能力に優れる降伏ヒンジを形成することを目標とする設計が行われている。

これらの破壊形態のうち、コーン状破壊については、梁主筋の定着を模擬した引抜き実験の結果をもとに、定着端部から45°方向に拡がるコーン状の投影面積に対するコンクリートの引張抵抗と横補強筋の抵抗を累加する耐力式が提案され、各抵抗の係数や横補強筋の評価対象が違う、幾つかの提案^{3)~5)}が

ある。また、側方割裂破壊についても、引抜き実験の結果に基づく幾つかの耐力式^{6)~8)}が提案されており、いずれも、90°折り曲げ定着の側方割裂破壊耐力式と同様に、破壊するときの定着筋の引張力を定着端部の支圧面積で除したみかけの支圧強度に対するコンクリート強度や横補強筋あるいは定着長さ等の影響係数を、実験結果に近似するように定めている。したがって、これまでに提案された定着破壊耐力式は、その係数決定のために参照した実験結果およびそれに類する条件の実験結果には概ね良好に一致するが、その反面で、定着破壊しなかった場合の耐力を過小に評価するケースも少なくない。また、係数を統計的に決定していることにより、応力状態や抵抗機構と破壊との関係などは知り得ない。

筆者らは、梁主筋を外部柱梁接合部へ機械式定着した場合のより合理的な設計を可能とする評価方法の確立を目的として、当該定着部の応力伝達と抵抗機構に関する一連の検討を行い、柱梁接合部とその上下の柱における力の釣り合いを考慮した応力伝達機構に基づくマクロモデルを提案し、そのモデルとコーン状破壊との関係からコーン状破壊耐力評価方法に関する考察を行った⁹⁾。

本稿では、もう一つの破壊形態である側方割裂破壊に着目し、その耐力を、定着筋軸部の付着作用と端部の支圧作用からなる応力伝達機構に即して評価する方法を提案することを目的として実施した実験の結果および考察について報告する。

前述のように、側方割裂破壊は、機械式定着とした鉄筋の定着端部の支圧力が過大となって、定着端部がその前面のコンクリートとともに移動する際に、側方のかぶりコンクリートを押し出す様相を呈するものである。したがって、付着作用のみで定着力のほとんどを伝達できるような場合には側方割裂破壊は生じ得ず、側方割裂破壊耐力の推定にあたっては、付着作用を適切に評価することが重要となる。しかし、これまでに提案されている耐力式では、付着作用が陽に取り扱われておらず、付着作用が比較的大きな割合を占める場合などに耐力を過小評価する傾向がある。本研究では、そのような観点から、機械式定着とした鉄筋の付着作用のモデル化を実験データに基づいて行うこととした。

§ 2. 実験概要

2.1 試験体

試験体形状を図-1に示す。試験体は、約1/2縮小モデルとした幅450×せい450mmのRC断面に、引張力を受ける鉄筋を機械的に定着したもので、加力形式を変えて部材に作用する曲げモーメント状態が異なるものとしたA、Bの2タイプの加力形式で引抜き実験を行った。Aタイプは、中間階の外柱・梁接合部に梁主筋を定着した場合を想定し、階高に相当する1600mmのスパンの内側に柱と同様の逆対称曲げモーメントが作用するように、定着筋引張力(T)と柱せん断力($cV = 0.25T$)を同時に加力する形式とした。他方、Bタイプは、1600mmのスパンの中央に定着筋を配置して単純梁形式の加力を行うことで、定着筋引張力(T)に対する定着部断面の曲げモーメントがAタイプの2.7倍になるようにした。

試験体一覧を表-1に示す。本実験では、Aタイプ14体、Bタイプ2体の合計16体について実験を行った。Aタイプの実験要因は、定着筋の定着長さ($L_d = 310$ または 200 mm)、定着筋本数(2本または3本)、定着筋の側面かぶり厚さ(鉄筋芯からのかぶり $C_s = 70$ または 85 mm)、定着筋軸部の付着の有無(D22ねじ鉄筋または $\phi 23$ PC鋼棒)、部材のコンクリート強度($F_c = 21, 40, 60$ N/mm²)、部材のせん断補強筋比($p_w = 0.24\%$ または 0.53%)である。また、

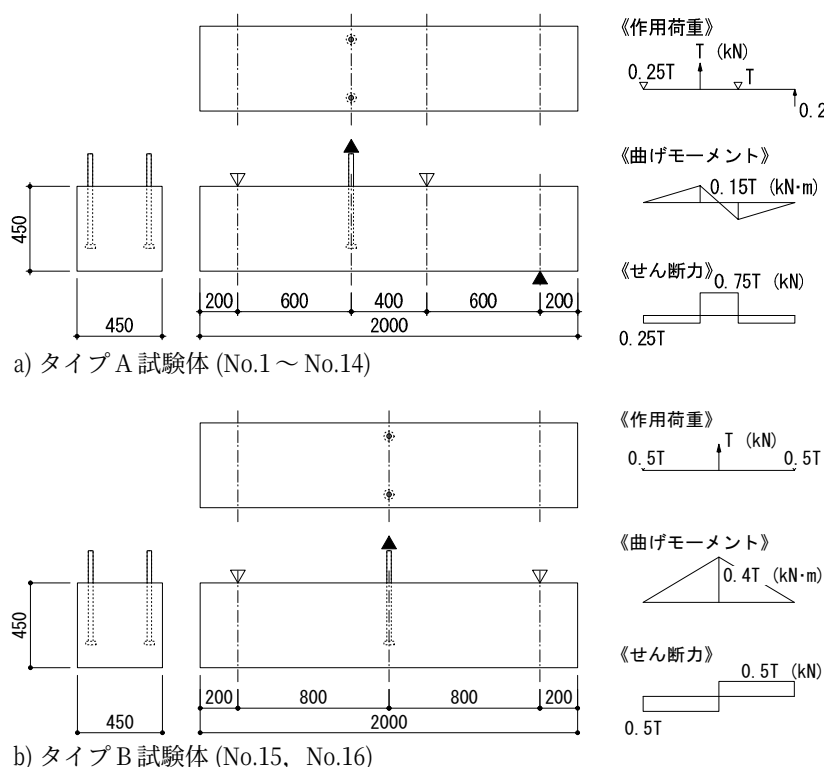
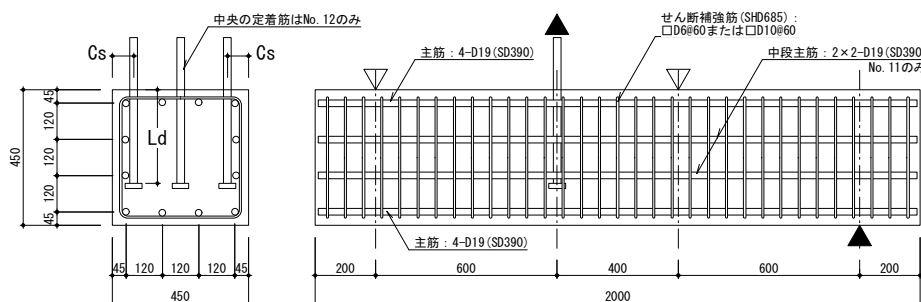


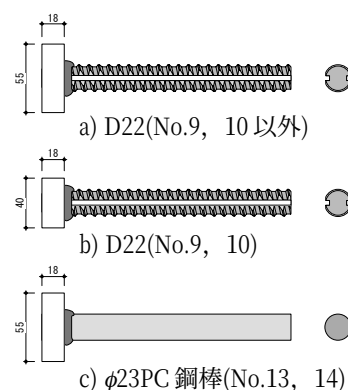
図-1 試験体形状

表－１ 試験体一覧

No.	試験体 タイプ	定着筋 本数・径	定着長さ Ld		コンクリート 強度 Fc [N/mm ²]	主 筋 (上+中+下)	せん断 補強筋	側 面 かぶり Cs	定着部径 Dh	備 考														
1	A	2-D22	310mm (0.69cD)	14.1db	21	(4+1+4)-D19 中段筋無	□D6@60 (pw=0.24%)	70mm (3.18db)	55mm (2.5db)	ト形標準														
2							□D10@60 (pw=0.53%)																	
3							□D6@60 (pw=0.24%)																	
4				□D10@60 (pw=0.53%)																				
5				□D6@60 (pw=0.24%)																				
6				□D10@60 (pw=0.53%)																				
7				□D6@60 (pw=0.24%)																				
8		2-D22	310 (0.69cD)	14.1db	21	(4+0+4)-D19 中段筋無	□D10@60 (pw=0.53%)	85mm (3.86db)	55mm (2.5db)	かぶり大														
9											40													
10											60													
11			200 (0.44cD)	9.1db	40		(4+4+4)-D19 中段筋有				□D6@60 (pw=0.24%)	70mm (3.18db)	55mm (2.4db)	中段筋有										
12															3-D22	14.1db	21	(4+0+4)-D19 中段筋無	□D10@60 (pw=0.53%)	70mm (3.04db)	55mm (2.5db)	定着筋多		
13															2-φ23 [PC鋼棒]								13.5db	40
14																								
15	B	2-D22	310 (0.69cD)	14.1db	21	(6+0+4)-D19 中段筋無	□D10@60 (pw=0.53%)	70mm (3.18db)	55mm (2.5db)	モーメント大														
16											40													



図－２ 試験体配筋概要（Aタイプ）



図－３ 定着筋形状

Bタイプの2体は、部材のコンクリート強度（ $F_c = 21$ または 40N/mm^2 ）のみを変動させた。

試験体の配筋の例として、Aタイプ試験体の配筋概要を図－２に示す。No.11を除くAタイプ試験体の部材には、断面の引張側および圧縮側主筋としてそれぞれ4-D19（SD390）を配筋し、No.11ではそれに加えて中段筋として4-D19（SD390）を配筋した。また、より大きな曲げモーメントが作用するBタイプ試験体は、部材が曲げ降伏しないように、引張側主筋を6-D19（SD390）とした。せん断補強筋には、外周のみの溶接閉鎖型補強筋（SHD685）を用いて、その間隔をすべて60mmとし、D6またはD10を使用することで補強筋比を変化させた。

本実験に用いた機械式定着筋の形状・寸法を図－３に示す。定着筋は端部にプレート（材質：GNH-55）を摩擦圧接により接合したもので、No.13, 14以外ではD22（ねじ鉄筋，SD490焼入れ）、No.13, 14ではφ23PC鋼棒（SBPR930/1080）とした。D22にはひずみゲージの貼付によって軸部の付着性状が乱されないように、ねじ鉄筋の両サイドの平坦部に幅

表－２ 鉄筋材料試験結果

鉄筋種類	使用箇所	断面積 (mm ²)	降 伏 強 度 (N/mm ²)	引 張 強 度 (N/mm ²)	ヤング係 数 (N/mm ²)	伸 び (%)	
D22	SD490焼入	定着筋	352.0	814	884	198000	9.1
φ23	SBPR930/1080	定着筋	398.0	1077	1175	204000	15.8
D19	SD390	部材主筋	287.0	443	647	187000	14.4
D6	SHD685	せん断補強筋	31.7	695	900	179000	8.9
D10	SHD685	せん断補強筋	71.3	779	957	201000	11.8

表－３ コンクリート材料試験結果

コンクリート 種 類	圧縮強度 (N/mm ²)	割裂強度 (N/mm ²)	ヤング 係数 (N/mm ²)	ポアソン比
Fc21	24.8	2.35	25975	0.226
Fc40	42.3	3.04	31067	0.216
Fc60	77.7	4.90	40500	0.240

4×深さ3mmの溝切り加工を施し、その溝内にひずみゲージを貼付した。この加工を施した鉄筋の断面積は351.6mm²である。

試験体に使用した鉄筋の材料試験結果を表－２、コンクリートの材料試験結果を表－３に示す。

２．２ 加力および計測計画

加力方法の概要を図－１中に示す。加力は、一方単調載荷とし、定着筋に鉄筋1本あたり1台ずつ

の油圧式センターホールジャッキで引張力を作用させた。これらのジャッキはラム径が等しい同一容量のものとし、それぞれの油圧ホースを連結して、各鉄筋に同じ荷重を与えるように計画した。Aタイプでは、定着筋の引張力を作用させるほか、**図－1 a)**に示す部材右下の加力点に油圧ジャッキを設置し、定着筋引張力の25%の柱せん断力を加力して、部材に逆対称曲げモーメントが作用するようにした。

主な計測項目は、荷重、ならびに、定着筋と部材の主筋およびせん断補強筋のひずみとした。

§ 3. 実験結果

3.1 破壊経過

実験結果一覧を**表－4**、破壊経過概要を**図－4**、代表的な最終破壊状況を**写真－1**、**写真－2**に示す。載荷に伴うひび割れの進展は以下のとおりであった。(1) 初めに定着部断面の引張側に曲げひび割れが発生する。(2) 曲げひび割れが定着筋に沿った割裂ひび割れ状に定着端部方向に伸びる。(3) 定着端部付近に水平もしくは斜めに短いひび割れが発生する。(4) 定着端部付近から支点方向に伸びるせん断ひび割れが発生し、徐々に拡大する。(5) 定着部側方のコンクリートが円周状に面外方向にはらみ出して急激に定着力を失う。

本実験では、A、Bタイプいずれの試験体も側方割裂破壊となった(No.4, 10は定着筋の降伏を超えて破断荷重直前に除荷、No.16は定着筋降伏後に加力治具の破損により除荷した)。ただし、これらの試験体のうち、定着長さが短い($L_d=200\text{mm}$)ものでは斜めのせん断ひび割れも拡大している様子が顕著であった。なお、側方割裂破壊した試験体の定着部付近を研ったところ、**写真－3**に示すように、定着端部前面に、鉄筋軸と約 30° の稜線角度をなす円錐状のコンクリートが観察され、その表面は粉体化して、

おり、強い圧縮力を受けながら滑った様子が伺えた。

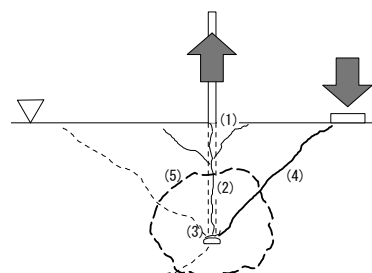
3.2 定着耐力

表－4に見るように、実験で変動させた各パラメータの定着耐力に及ぼす影響は以下に記すとおりであった。定着長さ、コンクリート強度、端部の支圧面積については、これらパラメータの増大に伴い側方割裂破壊耐力の増大が顕著である。また、せん断補強筋量と側面かぶり厚さは、それらの増大に

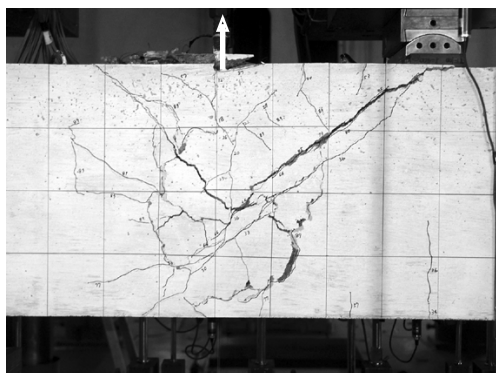
表－4 実験結果一覧

No.	最大引張力 $\Sigma T_{\max}$ (kN)	破壊モード	定着耐力 (注)						側方割裂耐力 計算値	
			荷重端 引張力 $T_{\max}$ (kN)	荷重端 応力度 σ_t (N/mm ²)	定着端 引張力 T_h (kN)	T_h $T_{\max}$	定着端 支圧 応力度 σ_{br} (N/mm ²)	σ_{br} σ_s	村上・ 窪田式 $calTbu1$ (kN)	田才式 $calTbu2$ (kN)
1	400	側方割裂破壊	198	562	124	0.63	61.47	2.48	400	323
2	441	側方割裂破壊	216	615	159	0.74	78.72	3.17	439	385
3	598	側方割裂破壊	303	861	212	0.70	104.92	2.48	502	452
4	>600	定着筋降伏 した後に除荷	305	868	206	0.67	101.73	2.40	534	496
5	330	側方割裂破壊	165	470	124	0.75	61.25	2.47	402	246
6	357	側方割裂破壊	176	502	153	0.87	75.52	3.05	441	293
7	470	側方割裂破壊	238	676	174	0.73	85.74	2.03	498	337
8	449	側方割裂破壊	228	648	184	0.81	91.09	3.67	455	401
9	508	側方割裂破壊	258	735	115	0.44	126.56	2.99	534	497
10	>600	定着筋降伏 した後に除荷	297	845	71	0.24	78.48	1.01	616	614
11	462	側方割裂破壊	226	641	166	0.74	82.13	1.94	505	344
12	574	側方割裂破壊	195	555	162	0.83	79.86	3.22	678	598
13	377	側方割裂破壊	190	477	189	1.00	95.74	3.86	452	398
14	554	側方割裂破壊	279	701	271	0.97	137.23	3.24	541	506
15	453	側方割裂破壊	221	629	175	0.79	86.38	3.48	452	398
16	>549	加力治具破損 により除荷	278	791	158	0.57	77.86	1.84	544	511

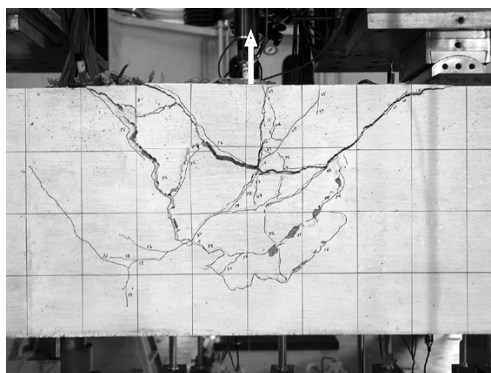
(注) 側方割裂破壊試験体は破壊側の鉄筋、それ以外は側面に配筋された鉄筋で耐力の大きい方の値



図－4 破壊経過概要



写真－1 No.2 側方割裂破壊状況
(定着長さが長い場合)



写真－2 No.6 側方割裂破壊状況
(定着長さが短い場合)



写真－3 ヘッド部破壊状況

伴ってわずかに耐力が上昇している。一方、部材中段筋がある場合、定着筋本数が多い場合、定着筋軸部の付着がない場合は、側方割裂破壊耐力が低下する結果となっている。このうち、軸部の付着がない場合については、付着作用が定着機構の構成要素であることを考えれば当然の結果であるが、それ以外については、このデータから傾向を断定できず、実験誤差の可能性も否定できない。ただし、定着筋本数が多い場合は、部材に伝達するトータルの力は大きくなることや鉄筋間隔が狭くなることによる付着への影響などを、耐力低下の理由として考えることもできる。

次に、実験で得られた定着耐力と既往の側方割裂破壊耐力式とを比較する。ここでは、既往の耐力式として、村上・窪田による式⁶⁾と田才による式⁷⁾を比較に用いる。耐力計算値を表-4中に、各耐力式との対応関係を図-5に示す。側方割裂破壊耐力を評価する両式と実験結果との対応を概観すると、総じて田才式の方が安全側の評価となっているが、村上・窪田式でも-20%までの範囲にすべての実験結果が入っている。村上・窪田式で危険側の評価となっている試験体は、定着長さが短い($L_d=200\text{mm}=9.1db$)もの、定着板径が小さい($D_p=40\text{mm}=1.8db$)もの、軸部の付着がないもの、および、定着筋本数が3本と多いもので、これらは村上・窪田式では評価のパラメータとされていない。特に、定着長さと軸部の付着については、村上・窪田式の実験の範囲を超えており、同式の適用範囲外といえる。しかし、定着筋本数については、現実には本実験以上に多くなるのが一般的であることから、これを含めて安全側の評価とする必要があり、設計的には20%程度の安全率を考慮することが妥当であるといえる。次に、実験結果と田才式の対応をみると、村上・窪田式で危険側の評価をしていた定着長さが短い試験体を最も安全側に評価しているところが特徴的である。田才式は、その特徴の一つとして、定着長さも評価パラメータとしていることがあげられる。しかし、この結果によれば、本実験結果は、田才式で見積もっているほどには、定着長さが短いことによる悪影響がなかったものと考えられる。以上の対応関係から総合的に判断すると、本実験の結果は、村上・窪田式に概ね一致しているといえる。

3.3 定着筋のひずみ性状

No.1～No.7の試験体について、定着筋の荷重端ひ

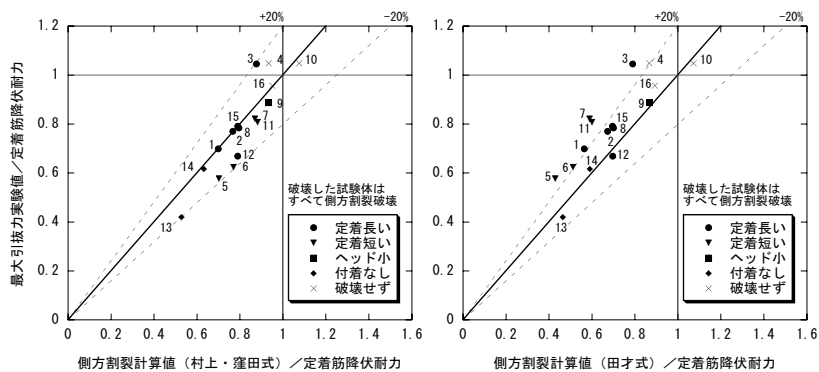


図-5 実験結果と既往の側方割裂破壊耐力式との対応

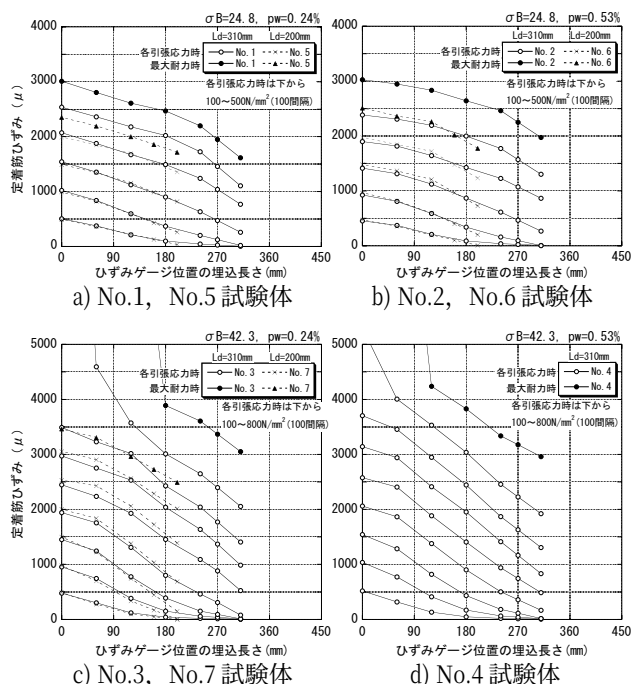


図-6 荷重レベルごとの定着筋のひずみ分布

ずみ 500μ ごとの各荷重レベルにおける定着筋のひずみ分布を、コンクリート強度とせん断補強筋量と同じ組み合わせで重ねたグラフを図-6に示す。どの条件においても、定着長さが 200mm と 310mm と異なっても、定着長さが重なる範囲のひずみ分布が一致しており、付着作用の働き方は同じであるということがわかる。また、引張力がごく小さい場合は、定着端側のひずみはほとんど発生せず、定着筋軸部の付着作用だけで定着がとれている。その後、荷重端のひずみが $L_d=200\text{mm}$ の場合で $1000\sim 1500\mu$ (引張応力で約 $200\sim 300\text{N/mm}^2$)、 $L_d=310\text{mm}$ の場合で $1500\sim 2000\mu$ (引張応力で約 $300\sim 400\text{N/mm}^2$) 程度になると、定着端部にもひずみが発生して、定着端部の支圧作用が働き始める。その後、荷重端ひずみ 2000μ (引張応力で約 400N/mm^2) 以上では、定着筋のひずみ分布はほぼ平行に上昇する。これは、付着作用がほぼ一定となり、引張応力の上昇は支圧作用の増加

によって支えられていることを示している。

また、ひずみ分布に対するコンクリート強度の違いとせん断補強筋量の違いの影響では、コンクリート強度 (σ_B) が同じ場合はせん断補強筋量 (p_w) の違いによらずひずみ分布の勾配はほぼ等しいのに対して、せん断補強筋量が同じ場合でコンクリート強度が異なる場合には、コンクリート強度が高い方がひずみ分布の勾配が大きく、付着応力が大きい。

以上より、定着筋の付着作用は、引張応力が約400～700N/mm²の範囲ではほぼ一定で、その大きさはコンクリート強度が高いものほど大きく、せん断補強筋量の影響は受けないものと考えられる。また、荷重端から同じ埋込み長さにある位置における付着作用は、定着筋全体の定着長さの違いによる影響も受けないと考えられる。

3.4 定着筋軸部の付着と定着端部の支圧の分担

定着筋に貼付したひずみゲージの測定値により算定した定着筋の荷重端引張力に対する定着端部の引張力分担比率の関係を図-7に示す。図-7 a) と b) にコンクリート強度別に示しているが、若干のばらつきはあるものの、概して、定着長さの短い試験体ほど先端定着部の引張力分担率が高く、軸部が短いためトータルの付着作用が小さいことが伺える。また、せん断補強筋量の違いは引張力分担に影響しないこと、および、コンクリート強度が高いほど先端定着部の引張力分担が低く、付着作用が大きいことが認められる。終局時の先端定着部の引張力分担率は、コンクリート強度が24.8N/mm²の場合、定着長さが長いもので50～70%、定着長さが短いもので約80%で、コンクリート強度が42.3N/mm²の場合は、定着長さが長いもので50～60%、定着長さが短いもので約70%であった。また、コンクリート強度が77.7N/mm²の試験体は破壊していないが、定着筋応力が800N/mm²を超えるレベルでも先端定着部の引張力分担は20%程度にとどまり、付着作用が大きいことがわかる。なお、定着筋を表面が平滑なPC鋼棒とした試験体は载荷の初期から先端定着部の引張力分担率

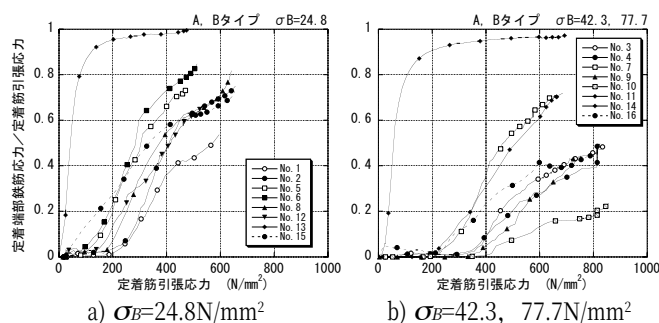


図-7 定着端部の鉄筋引張力分担率の推移

がきわめて高く、付着作用はほとんど無く、引張力は先端部の支圧作用によって伝達されている。なお、これらのいずれのケースにおいても、鉄筋の長期許容引張力レベルの200N/mm²程度では、先端定着部の引張力分担率はほとんど無く、付着作用が応力伝達のほとんどを占めていることが認められる。

§ 4. 側方割裂破壊耐力の定式化と梁主筋の機械式定着に関する定着機構モデル

4.1 側方割裂破壊時の定着端部応力の検討

ここでは、本実験における定着部の側方割裂破壊時の定着端部応力について考察し、定着端部応力に基づく側方割裂破壊耐力の定式化を試みる。本実験の破壊状況にみるように、側方割裂破壊は、定着端部の支圧応力が限界に達すること、すなわち支圧部分を拘束するコンクリートが破壊することによって生じると考えることができる。したがって、側方割裂破壊の原因となる応力は、定着筋の引抜き力のうち付着作用によって伝達された力を除いた定着端部で負担している応力であり、破壊状況に即した評価のためには、定着端部の応力で側方割裂破壊耐力を評価することが妥当であると考えられる。側方割裂破壊 (Blow-out failure) が生じる時の定着端部応力については、Hofmann と Eligehausen が、不良率5%の設計用の耐力式として (1) 式を提案している¹⁰⁾。

$$bTH = 10 \cdot C_s \cdot \sqrt{Ah} \cdot \sqrt{\sigma_B} \quad (1)$$

ここに、 bTH : 側方割裂破壊時の定着端部引張力

C_s : 側面かぶり厚さ

Ah : 定着端部支圧面積

σ_B : コンクリート強度 (N/mm²)

本論では、側方割裂破壊時の定着端部応力を定式化するにあたり、本実験の結果のみでは資料数が少ないため、本実験で側方割裂破壊した試験体の最大耐力時定着端部引張力と (1) 式による引張力の関係を実験の要因ごとに検討し、必要な修正を加える方法によることとする。

本実験で変動させた要因について、実験における定着端部引張力 (TH) と (1) 式との対応を示したグラフを図-8に示す。ここで、(1) 式の因子として考慮されている要因である側面各ぶり厚さ (C_s) と定着端部支圧面積 (Ah) に対する対応については、図の縦軸に、実験結果の定着端部引張力 (TH) を (1) 式の右辺から検討対象である要因を除いた因子から算定される値で除した値をとって、その要因の影響を検討する。また、(1) 式の因子として考慮されて

いない要因である定着長さ (L_d) とせん断補強筋比 (pw) については、図の縦軸に、実験結果の定着端部引張力 (T_H) を (1) 式で除した値をとって、それらの要因の影響を検討することとした。なお、後述するように、本実験結果と (1) 式を比較すると、せん断補強筋比による影響を考慮する必要が認められたため、要因のうちコンクリート強度については、せん断補強筋比による修正係数を考慮した上で、実験結果との対応を検討する。

まず、(1) 式で考慮されている要因である側面かぶり厚さ (C_s)、定着端部支圧面積 (A_h) の変動による影響を示す図-8 a), b) をみると、各要因による実験結果の変動は、側面かぶり厚さ (C_s) に比例し、定着端部支圧面積の平方根 ($\sqrt{A_h}$) に比例する関係となっており、これらの要因の影響は (1) 式で評価することが可能であることが認められる。

次に、(1) 式で考慮されていない要因である定着長さ (L_d) とせん断補強筋比 (pw) について検討する。まず、定着長さ (L_d) の影響をみた図-8 c) によれば、定着長さ以外の要因が同じ試験体間の定着端部引張力は、それを示すプロットがフラットで、定着長さの違いによる影響を受けていない。したがって、側方割裂破壊時の定着端部引張力に定着長さの影響を考慮する必要はないと推定される。一方、同図において、せん断補強筋比 (pw) が 0.53% の場合と 0.24% の場合を比べると、前者は実験値/計算値が約 1.0 と良好な対応であるのに対して、後者はそれが約 0.8 で明らかに実験の耐力が低い。この関係を横軸にせん断補強筋比 (pw) をとって示したものが図-8 d) であるが、それによれば、明らかに、せん断補強筋比の増加に伴って側方割裂破壊時の定着端部引張力は増大している。そこで、せん断補強筋比による影響係数 (kw) によって (1) 式を修正した (2) 式を柱梁接合部に定着された梁主筋の側方割裂時の定着端部引張力評価式として提案する。

$$bT_H \approx 10 \cdot kw \cdot C_s \cdot \sqrt{A_h} \cdot \sqrt{\sigma_B} \quad (2)$$

ここに、 bT_H : 柱梁接合部に定着された梁主筋の側方割裂破壊時の定着端部引張力

kw : 接合部のせん断補強筋比による影響係数で、 $kw = 70.6 \cdot pw + 0.628$

その他 (1) 式に同じ

次に、コンクリート強度の違いによる定着端部引張力の実験値と (2) 式による計算値の対応を示した図-8 e) をみると、実験結果はばらついておるものの、全体の変動の様子を概ね捉えており、側方割裂破壊が、側面のかぶり部分の拘束が限界に達して割裂する破壊形式であることを併せて考えれば、評価

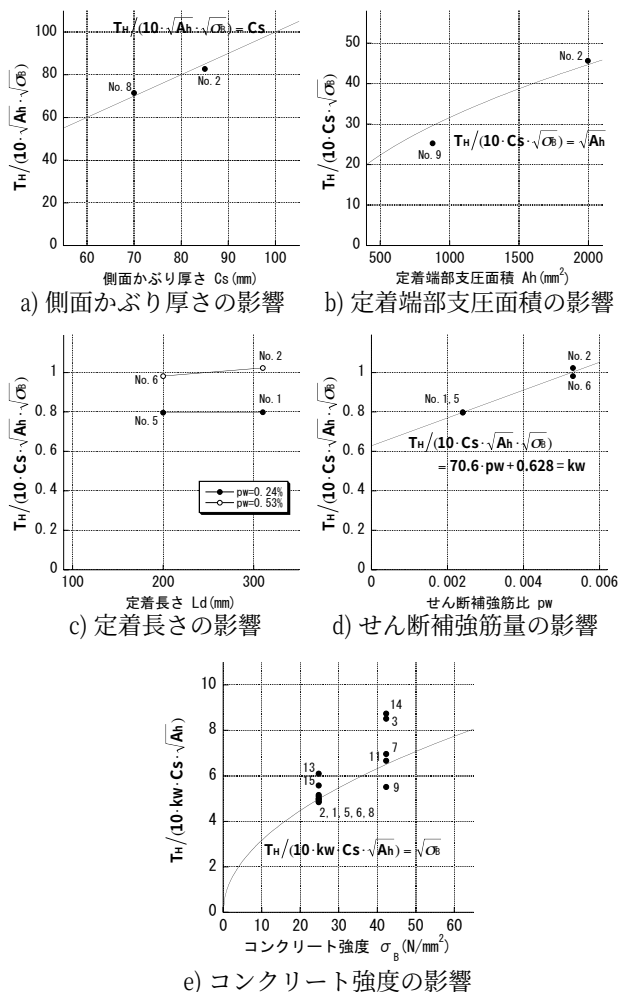


図-8 要因の違いによる定着端部引張力実験値と (1) 式との対応関係

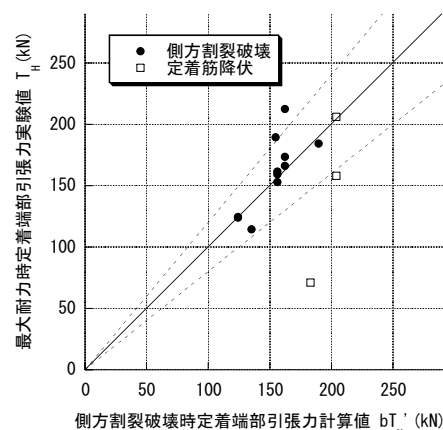


図-9 定着端部引張力実験値と (2) 式との対応

式でコンクリート強度の影響を $\sqrt{\sigma_B}$ に比例していることも概ね妥当であると考えられる。

以上の検討を踏まえて、本論文では (2) 式を柱梁接合部に定着された梁主筋の側方割裂時の定着端部引張力評価式として提案するが、改めて、本論の実験結果に対する (2) 式の対応を図-9 に示す。図より、側方割裂破壊時の定着端部引張力が、全体とし

て概ね適切に評価されていると考えることができる。

4.2 定着筋軸部の付着応力－すべり量関係

前節で、側方割裂破壊時の定着端部引張力を定式化した。実際の構造設計で対象とする引張力は、あくまでも定着した鉄筋の荷重端引張力である梁端危険断面における引張力である。すなわち、側方割裂破壊時の定着端部の引張力を定式化したとしても、それに対応する定着筋の荷重端での引張力として算定できなければ、設計方法としての意味を持たない。実験によれば、定着長さが約14dbで柱せいの約70%まで定着した場合の支圧作用の分担比率がFc21で約70%、Fc40で約40%、Fc60では約20%であり、いずれも、付着作用による応力伝達は、それを無視するには大きい量である。したがって、適切な定着耐力の評価するには、定着筋軸部の付着作用による応力伝達を定量化することが必要不可欠である。本節では、このような観点から、実験における定着筋軸部の付着応力(τ_b)と定着筋のすべり量(S)を検討し、その定量化を試みる。定着部内の位置に対応する τ_b － S モデルが決まると、定着端部のすべり量と軸部の伸びによって算定される定着筋各部のすべり量(S)からその位置の付着応力(τ_b)が算定でき、それを軸方向に積分することで定着筋軸部全体の付着作用による応力伝達を知ることが可能となる。

実験における定着筋各部の付着応力度－すべり量の関係の一例を図-10に示す。同図において、縦軸の各区間の平均付着応力度は定着筋に貼付したひずみゲージによって測定したひずみから換算した各区間の両端の鉄筋応力の差分より算定したもので、横軸の各区間の平均すべり量は定着筋の荷重端すべり量から当該区間の中央までのひずみの積分量から算定した定着筋の伸びを差し引いたものである。実験における付着応力(τ_b)－すべり量(S)関係は大きくばらついているが、付着応力の最大値は荷重端に近い側で高く、埋込み長さが長い位置ほど高くなること、付着応力が最大となる時のすべり量は付

着応力の最大値が高い場合ほど大きいことが伺える。これらの関係を大略的にみると、荷重端とそこから60mmの間の区間の付着応力の最大値は、全体の定着長さの違いによらず、およそ $0.5 \sim 0.7 \sqrt{\sigma_B}$ 程度であった。また、定着端部側の区間の付着応力の最大値は、定着長さが長い試験体($Ld=310\text{mm}$)で $1.3 \sim 1.5 \sqrt{\sigma_B}$ 程度、定着長さが短い試験体($Ld=200\text{mm}$)で $0.8 \sim 1.3 \sqrt{\sigma_B}$ 程度であった。ここでは、実験結果に基づき、付着応力(τ_b)－すべり量(S)関係を大括みに定式化することとし、その関数形を森田による付着応力(τ_b)－すべり量(S)関係式¹⁾として、そのパラメータを実験データより決定する。

図-11は、図-10に示した付着応力(τ_b)－すべり量(S)関係における τ_b の最大値を $\sqrt{\sigma_B}$ で除した値と、定着部(接合部)内の付着区間の位置(Lb/cD)の関係を示したものである。図示のように、 $\tau_{b,\max}/\sqrt{\sigma_B}$ の値はばらついているが、全体の傾向としては Lb/cD の増加に伴って $\tau_{b,\max}/\sqrt{\sigma_B}$ が上昇する傾向にある。これらの関係の直線回帰式は、(3)式のように表せる。

$$\tau_{b,\max}/\sqrt{\sigma_B} = 0.571 + 1.486(Lb/cD) \quad (3)$$

次に、付着応力(τ_b)が最大となる時のすべり量($S_{b,\max}$)は、図-12に示すように、 $\tau_{b,\max}/\sqrt{\sigma_B}$ が高いほど $S_{b,\max}$ も大きくなり、 $S_{b,\max}$ を鉄筋径(db)で

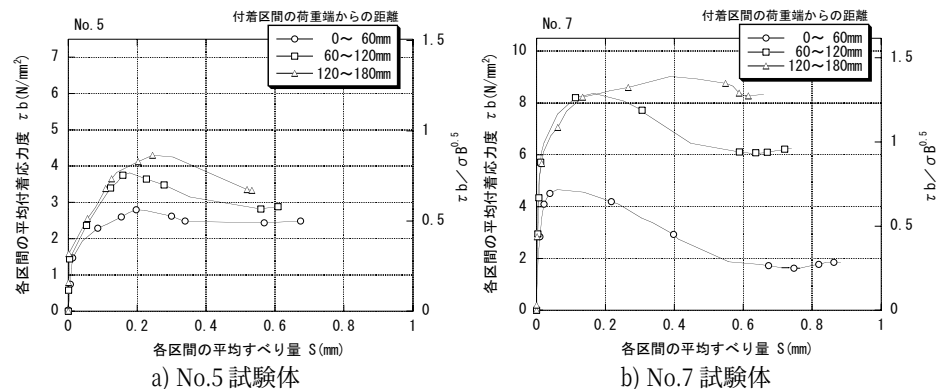


図-10 実験における付着応力度－すべり量関係

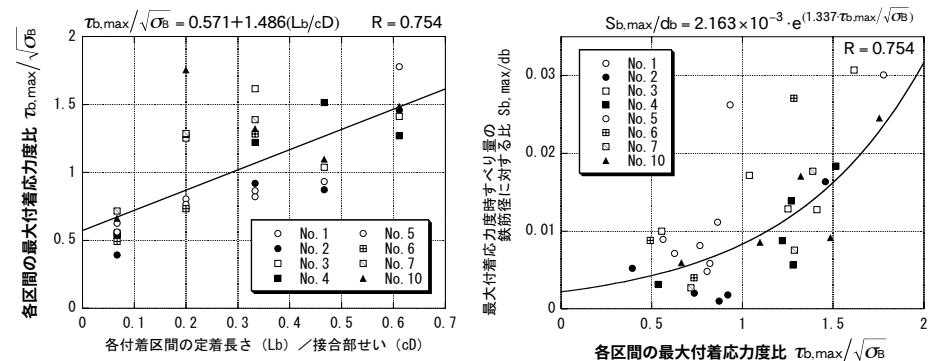


図-11 定着筋軸部の付着区間の位置と最大付着応力度の関係

図-12 最大付着応力度と最大付着応力度時のすべり量の関係

除して無次元化した値と $\tau_{b,\max}/\sqrt{\sigma_B}$ の関係は、(4) 式で表した時が最も相関が良い。

$$S_{b,\max}/db = 2.163 \times 10^{-3} \cdot e^{(1.337 \cdot \tau_{b,\max}/\sqrt{\sigma_B})} \quad (4)$$

これらの関係より得られる $\tau_{b,\max}$ と $S_{b,\max}$ を (5) 式の森田による付着応力 (τ_b) - すべり量 (S) 関係式に代入することで、 $\tau_b - S$ 関係が決まる。

$$\tau_b = \tau_{b,\max} \cdot e^{-\frac{\ln\{(e-1) \cdot S/S_{b,\max} + 1\}}{(e-1) \cdot S/S_{b,\max} + 1}} \quad (5)$$

図-13 は、(3) ~ (5) 式によって定義した定着筋軸部の各部の付着応力度 (τ_b) - すべり量 (S) 関係を図化したものである。同図と図-10 に示した実験結果を比較すると、このモデルの方が定着長さが長い位置における $\tau_b - S$ 関係の最大点以降の付着力の低下が幾分大きい。定着長さが長い位置では、定着した部材の曲げ圧縮領域にあたり、定着筋に直交する圧縮力の拘束を受けることで付着力の低下が抑制されることが考えられるが、このモデルによって付着作用を低く見積もることは結果として安全側の評価となるため、本論ではこれに対する補正は行わず、図-13 の $\tau_b - S$ 関係を付着モデルとすることとする。

4.3 定着端部のすべり量の定量化

前節で、定着筋軸部の付着モデルを定義したが、定着筋に作用する付着応力を求めるためには、各部のすべり量を与える必要がある。定着筋各部のすべり量は、定着端部のすべり量と、定着端部からその位置までの定着筋の伸び量の和として得られる。このうち、定着筋の伸び量は、付着応力と定着筋引張応力の力の釣り合いと鉄筋の応力-ひずみ関係を用いることで付着応力と関連づけることができる。したがって、定着筋軸部の任意の位置におけるすべり量を知るためには、あと、定着端部のすべり量を定量化すればよいことになる。

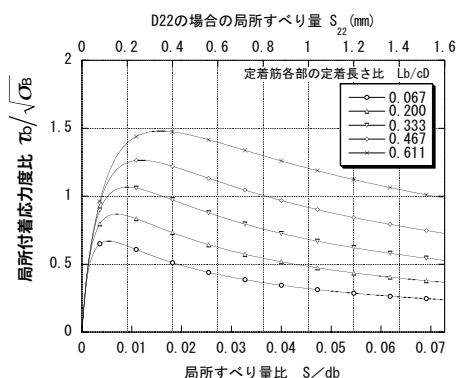


図-13 (3) ~ (5) 式による付着応力度-すべり量関係

図-14 に、実験で得られた定着端部の支圧応力度 (σ_{br}) と定着端移動量 (S_H) の関係を示す。これらの関係については、Furche による (6) 式の関係式が提案されている¹⁰⁾ので、その式の推移を図中の破線で示している。

$$S_H = \left(\frac{k_A \cdot k_a}{600} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_{br}}{\sigma_B} \right)^2 \quad (6)$$

$$k_A = \sqrt{\frac{db^2}{4} + 9a \cdot (db + a)} - \frac{db}{2} - a$$

$$a = 0.5(d_h - db)$$

$$k_a = \sqrt{5/a}$$

ここに、 S_H : 定着端部のすべり量

σ_{br} : 定着端部の支圧応力度

σ_B : コンクリート強度

d_h : 定着端部の径

db : 定着筋径

図にみるように、(6) 式は、PC 鋼棒を用いて軸部の付着を無くした No.13 および No.14 の結果に良く一致している。(6) 式は、付着が無い頭付きアンカーボルトの引抜き実験¹²⁾に基づいて提案されているので、この結果は妥当であるといえる。それに対して、付着がある試験体のすべり量は幾分大きい。これは、付着応力の作用によって定着部に割裂ひび割れが発生するなど、定着端部の前方のコンクリートの状態が異なるためであると考えられ、定着筋が異形鉄筋である場合には (6) 式をそのまま適用するのは妥当とは言えない。しかし、実験における $\sigma_{br} - S_H$ 関係と (6) 式の推移は類似の様相であることをふまえ、本論では、図中の一点鎖線で示すような、(6) 式の乗数を修正した (7) 式を、異形鉄筋を用いた機械式定着の定着端部支圧応力度 (σ_{br}) - 定着端移動量 (S_H) 関係式として、定着機構モデルに用いることとする。

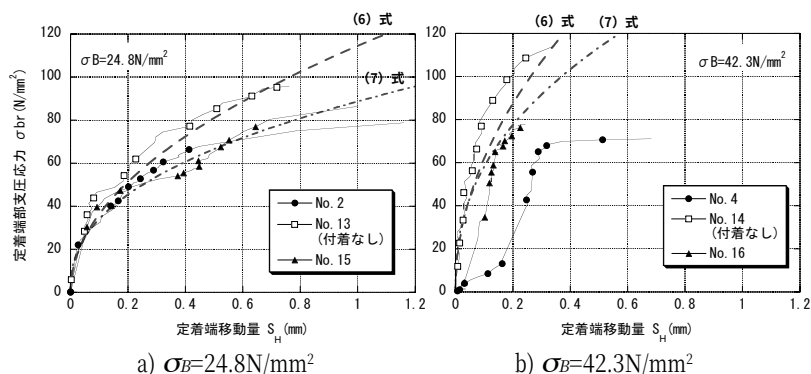


図-14 実験における定着端部支圧応力度-定着端移動量関係とその関係式

$$S_H = \left(\frac{k_A \cdot k_a}{600} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_{br}}{\sigma_B} \right)^{2.4} \quad (7)$$

記号は (6) 式と同じ

4.4 付着作用と支圧作用による定着機構モデル

4.4.1 定着機構モデルの概要

ここでは、前節までに定式化した軸部の付着応力—すべり量関係、および、定着端部の支圧応力度とすべり量の関係に基づいて、異形鉄筋を機械式定着とした場合の定着機構モデルを整理する。

図-15に、異形鉄筋の機械式定着における応力と変形の状態を示す。定着筋に作用する引張力 (T) は、定着筋軸部の付着作用と定着端部の支圧作用によって定着部材に伝達されている。したがって、図-15に示すような定着機構モデルを考えることができ、その力の釣り合い条件より、引張力 (T) は (8) 式で表すことができる。

$$T = T_b + T_H = \int_0^{L_d} \tau_b \cdot \varphi \cdot dL + \sigma_{br} \cdot A_h \quad (8)$$

ここに、 T : 定着筋の荷重端引張力

T_b : 軸部の付着作用によって定着部に伝達される引張力

T_H : 端部の支圧作用によって定着部に伝達される定着端部引張力

L_d : 定着長さ

τ_b : 定着筋軸部の任意の位置における付着応力度

φ : 定着筋の周长

dL : 定着筋軸部の微小付着区間長

σ_{br} : 定着端部の支圧応力度

A_h : 定着端部の支圧面積

また、変形適合条件より、荷重端の抜け出し量 (S_L) は (9) 式で表せる。

$$S_L = \int_0^{L_d} \varepsilon \cdot dL + S_H \quad (9)$$

ここに、 S_L : 定着筋の荷重端抜け出し量

ε : 定着筋軸部の任意の位置における軸方向ひずみ

S_H : 定着端部のすべり量

また、定着機構の応力や変形に関する諸量間には、図-16に示す関係があり、応力と変形の間を結ぶ関係は、鉄筋の応力—ひずみ関係のほか、前節までに述べた諸関係式を用いて繋ぐことができる。さらに、応力と定着部破壊の関係については、コーン状破壊は全定着筋によって定着部に伝達されるせん断力に

よって生じるとした既報⁹⁾のマクロモデル解析で、側方割裂破壊は定着端部応力によって生じるとした (2) 式で、それぞれ検定できる。本論では、このように図-15と図-16に示す関係により構成した定着機構モデルを考える。以下、本節では、本モデルによって算定される付着作用と実験結果の比較、および、定着機構に密接に関係する側方割裂破壊耐力を本モデルに基づいて解析した値と実験結果の比較を行う。

4.4.2 定着筋軸部の付着作用に関する解析結果と引抜き実験結果の比較

本論の定着機構モデルでは、その要因諸量の間に図-16の関係を与えているので、定着筋の荷重端引張力に対応する軸部の任意の位置における付着応力を算定することができる。軸方向の付着応力の分布は定着筋の引張応力分布に対応し、その結果は定着筋のひずみ分布として現れる。ここでは、定着筋に作用する任意の引張力に対する各諸量を、以下の手順によって算定する数値計算による解析で求めることとする。

手順1：定着筋の荷重端引張力に対応する荷重端すべり量を解析上の仮定値として与える。

手順2：仮定したすべり量に対応する荷重端近傍の微小区間の付着応力度を付着応力 (τ_b)—すべり量 (S) モデルより算定する。

手順3：鉄筋応力と付着応力の釣合条件とすべり量と鉄筋ひずみの変形適合条件から付着区間終端のすべり量を算定する。(手順2～3を

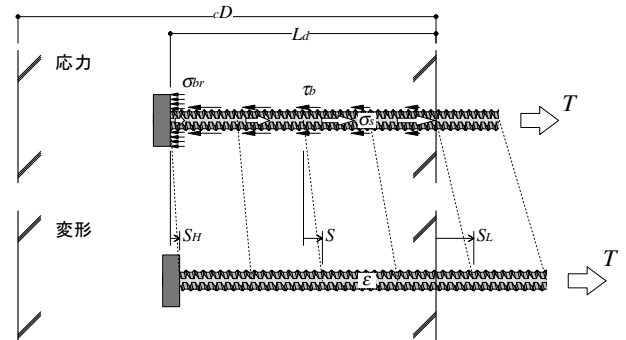


図-15 定着機構モデルにおける応力と変形

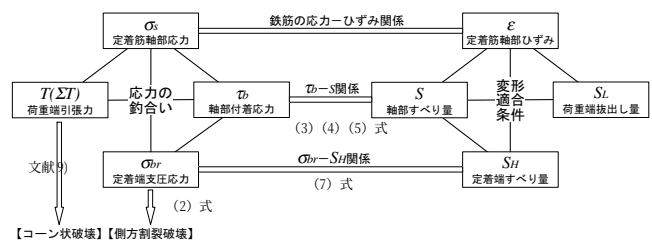


図-16 定着機構モデルにおける諸量間の関係

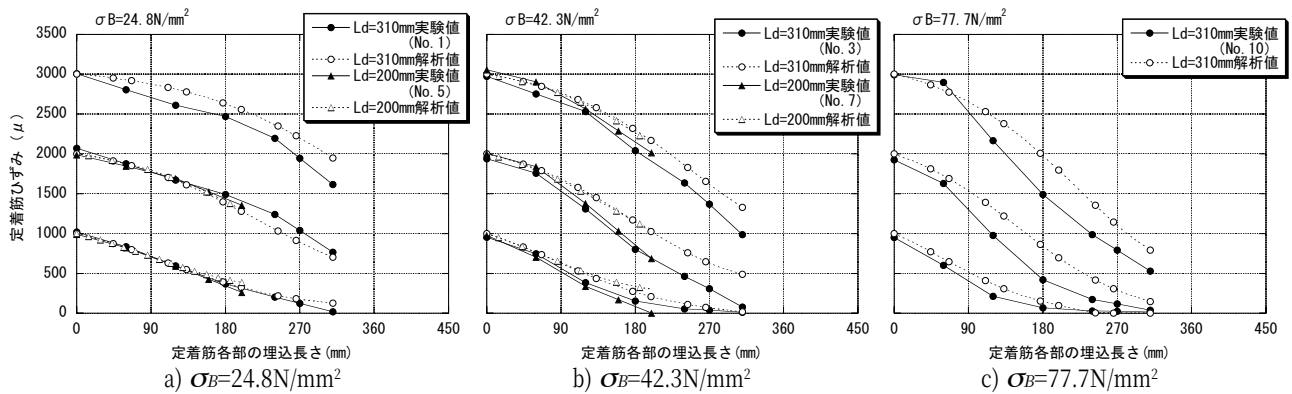


図-17 定着機構モデルに基づく解析により得られるひずみ分布と実験結果の比較

定着筋の全定着長さに達するまで繰返す)
 手順4：定着端部近傍付着区間に対する手順2～3の結果より端部の鉄筋引張応力を求める。
 手順5：端部引張力と端部すべり量に関する(7)式の関係から定着端部すべり量を算定する。
 手順6：手順2～3で求めた鉄筋ひずみによる各微小区間の定着筋伸び量の総和と手順5で求めた定着端部すべり量の和として、定着筋荷重端のすべり量を算定する。
 手順7：最初に仮定した荷重端すべり量と手順6で求めた荷重端すべり量の誤差が許容値（以降の結果を得た解析では誤差 $1.0 \times 10^{-9} \text{mm}$ で計算）未満になるまで、はさみうちによる収れん計算として手順1～7を繰返す。

本定着機構モデルに基づいて、上記の解析手順によって算定した各試験体の定着筋ひずみ分布の解析値と実験結果との比較を図-17に示す。同図には、定着筋の荷重端におけるひずみが 1000μ 、 2000μ 、 3000μ （それぞれ鉄筋応力で約200, 400, 600N/mm^2 ）の場合を示している。図より、コンクリート強度 (σ_B) が 42.3N/mm^2 で定着筋の荷重端ひずみが 2000μ の場合や、 σ_B が 77.7N/mm^2 で定着筋の荷重端ひずみが 2000μ および 3000μ の場合で、定着長さが長い部分でのひずみ分布の勾配が解析値の方が小さくなっており、本定着機構モデルの方が当該区間の付着作用を低く見積もっていることがわかる。この原因には、前述した $\tau_b - S$ 関係の最大点以降の低下傾向の違いや、コンクリート強度の影響を平方根で評価している値と割裂強度との対応の違いなどが考えられるが、ばらつきの大きい付着作用に対して解析結果は全体の傾向をよく捉えているとみることができる。

4.4.3 定着機構モデルに基づく解析による側方割裂破壊耐力と実験結果の比較

本論の定着機構モデルは、本実験結果に基づいて定式化しているので、このモデルの誤差や妥当性をみるためには、関係式の修正に用いていない実験

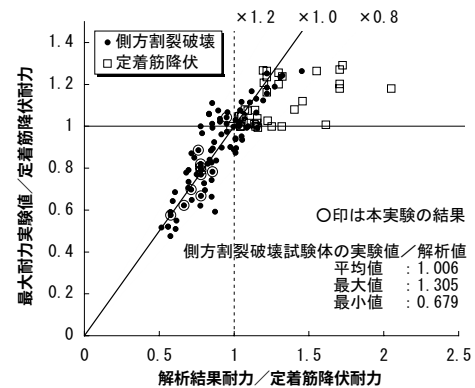


図-18 定着機構モデルによる側方割裂破壊耐力の解析結果と実験結果の比較

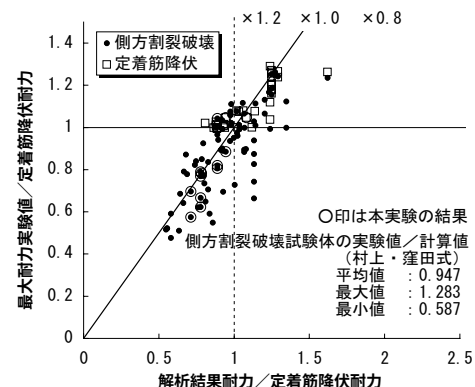


図-19 村上・窪田式による側方割裂破壊耐力の算定結果と実験結果の比較

データに対する検証を行う必要がある。図-18は、そのような観点から、既往の実験報告^{3),4),13)~17)}において側方割裂破壊または定着筋降伏と報告されている105体の結果および本実験結果に対する、本論の定着機構モデルに基づいて算定した側方割裂破壊耐力の対応をみたものである。また、図-19には、同じ実験データに対する村上・窪田式の対応を示している。本モデルによる解析結果は、側方割裂破壊した実験データとの対応関係が際だって良好ということではなく、概して村上・窪田式と同程度の推定精度である。しかし、定着筋降伏した試験体との破壊モードの区別については、本モデルの方が明快であり、

大きく危険側の評価となる試験体も減少している。

§ 5. まとめ

外部柱梁接合部に梁主筋を機械式定着した場合を想定した引抜き実験を行い、機械式定着とした鉄筋とコンクリートの間の応力伝達機構に注目して、梁主筋の軸部付着作用と端部支圧作用からなる定着機構モデルを構築した。さらに、そのモデルに基づいて算定される側方割裂破壊耐力の推定精度について、既往の実験結果を参照して検証した。本研究で得られた知見を以下に列挙する。

- 1) 実験より、機械式定着とした鉄筋の軸部付着応力はコンクリート強度が高いほど大きい、せん断補強筋量や定着筋全体の定着長さは付着性状に影響しないことが認められた。

- 2) 付着作用の残余として生じる定着端部支圧作用の定着筋引張力に対する比率はコンクリート強度や定着長さによって変化し、かつ、付着作用による応力伝達が無視し得ない程度であることから、側方割裂破壊の評価に対して付着作用を適切に評価する必要が認められた。
- 3) 実験データと既往の研究成果に基づいて構築した定着機構モデルによる側方割裂破壊耐力の推定精度は、統計的手法によって提案された既往の耐力式と同等で、実用上十分な精度であること、および、破壊モードは、既往の耐力式による場合に比べ、明快に区別できていることを示した。

謝辞

本研究を実施するにあたり、東京理科大学教授松崎育弘博士のご指導を頂きました。ここに記して謝意を表します。

<参考文献>

- 1) 荒巻利男, 小川徹, 山口育雄, 長嶋俊雄, 小林昌一: “特殊圧接こぶ”を用いた鉄筋定着法の実用化—RC小梁主筋の定着性能に関する確認実験—, 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造), pp.1471-1472, 1981.9
- 2) 国土開発技術研究センター: “鉄筋コンクリート造建築物の超軽量・超高層化技術の開発”, 平成4年度構造性能分科会報告書, 1993.3.
- 3) 村上雅英, 門野陽, 窪田敏行: “高強度材料を用いたRC構造物のはり主筋の機械定着に関する実験(その1, その2)”, 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造II), pp.909-912, 1992.8
- 4) 小西覚, 加藤友康, 別所佐登志: “特殊定着金物を用いたRC造梁主筋定着法に関する実験的研究”, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.2, pp.1195-1200, 1995.6
- 5) 中澤春生, 坂口昇, 浅井政宏: “引抜き実験における鉄筋コンクリートはり主筋の機械式定着性状に関する研究”, 日本建築学会構造系論文集, 第558号, pp.173-180, 2002.8
- 6) 村上雅英, 藤達也, 窪田敏行: “引抜き実験によるはり主筋の機械式定着耐力の評価”, コンクリート工学論文集, 第8巻第2号, pp.1-10, 1997.7
- 7) 加藤慎士, 清原俊彦, 田才晃, 長田正至: “RC造柱梁接合部内に機械式定着した梁主筋の定着耐力の評価”, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.24, No.2, pp.859-864, 2002.6
- 8) 益尾潔, 窪田敏行: “既製定着金物を用いた梁主筋定着部の側面剥離定着耐力の評価式”, 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造IV), pp.21-22, 2004.8
- 9) 中澤春生, 松崎育弘, 中野克彦: “RC梁主筋の機械式定着部のコーン状破壊に対するマクロモデル”, 日本建築学会構造系論文集, 第575号, pp.89-96, 2004.1
- 10) J.Hofmann, R.Elgehausen: “Development Length of Headed Reinforcing Bars”, Bond in Concrete—from research to standards 2002 Budapest, pp.477-484, 2002.11
- 11) 六車熙, 森田司郎, 富田幸次郎: “鋼とコンクリートの付着に関する基礎的研究(I 付着応力分布について(II))”, 日本建築学会論文報告集, 第132号, pp.1-6, 1967.2
- 12) Comité Euro-International du Béton: “Fastenings to Concrete and Masonry Structures-State of the Art Report”, pp.57-60, 1994
- 13) 宮崎史, 村上雅英, 窪田敏行: “RC外部はり柱接合部の梁主筋の機械式定着に関する実験”, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.2, pp.153-158, 1993
- 14) 太田勤, 窪田敏行, 福田幹夫, 村上雅英, 池山豪: “機械式定着の引抜き実験による耐力(その1, その2)”, 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造IV), pp.527-530, 1999.9
- 15) 中村一彦, 石渡康弘, 市川昌和, 竹内博幸, 早川邦夫: “円形定着板を用いた機械式定着工法の開発(その1, その2)”, 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造IV), pp.107-110, 2001.9
- 16) 大淵雄平, 窪田敏行, 福田幹夫, 今井弘, 藤原薫: “外部柱梁接合部への梁主筋の機械式定着耐力に関する研究(その1, その2)”, 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造IV), pp.59-62, 2002.8
- 17) 窪田敏行, 大淵雄平, 福田幹夫: “外部柱梁接合部への梁主筋の機械式定着耐力に関する研究—太径鉄筋D41を梁主筋とした場合—”, 日本建築学会大会学術講演梗概集(構造IV), pp.559-560, 2003.9