

鉄筋コンクリート部材の付着割裂強度式の提案

A PROPOSAL OF A FORMULA FOR BOND SPLITTING STRENGTH
OF REINFORCED CONCRETE MEMBERS

前田匡樹*

小谷俊介**

青山博之***

By Masaki MAEDA, Shunsuke OTANI and Hiroyuki AOYAMA

Simply supported beams were tested to investigate bond splitting strength along longitudinal bars in a shear span. The variables of specimens were the number and the diameter of longitudinal bars, spacing and arrangement of lateral reinforcement, and position of a bar relative to the height of concrete.

It was cleared that bond stress was governed by confining stress of lateral reinforcement. The relationship of bond stress and confining stress was modeled on the basis of test results. At bond splitting failure confining stress was evaluated. A formula for bond splitting strength was proposed. The proposed formula agreed well not only with the author's test results but also with other investigators'.

1. 研究の目的

近年、高強度コンクリート及び高強度鉄筋を用いた高層鉄筋コンクリート造の開発が行われている。高強度コンクリートおよび高強度鉄筋を用いることにより、部材に大きな曲げ強度、せん断強度を持たせ、断面寸法を低減し、構造体の軽量化をはかることが可能となる。しかし、このような部材では、主筋からコンクリートに伝達すべき付着力が大きくなり、コンクリートが主筋に沿って割れられる付着割裂破壊に対する設計が厳しくなる。靱性に富む鉄筋コンクリート構造物を設計するには、梁降伏型の全体降伏機構を計画するのが良いとされており [1]、柱及び梁部材が付着割裂破壊しないよう計画されねばならない。そのために、付着に対する設計法を確立することが必要である。

藤井・森田は、カンティレバー型の実験から付着割裂強度を支配する因子を整理し、ひび割れのパターンを考慮した付着割裂強度式を提案している [2, 3]。藤井・森田式は、横補強筋の無い実験結果から、コンクリートが負担する付着割裂強度を定量化し、横補強筋がある場合の強度増分を足し合わせるにより付着割裂強度を求めている。しかし、横補強筋による付着強度増分は、部材断面外周部にのみ横補強筋が配筋されている実験を対象に定式化されており、中子筋や中吊り筋等の副補強筋がある場合に実験結果を過小評価することが指摘されている [4]。日本建築学会刊行の「鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針」 [1] では、藤井・森田式を基にして、横補強筋による付着強度増分に副補強筋の効果も考慮した付着割裂強度算定式を示している。しかし、実験的な裏付けが充分とはいえず、実験結果に対して副補強筋の効果

* 東京大学大学院、** 工博 東京大学助教授 工学部建築学科、*** 工博 東京大学教授 工学部建築学科

を過小評価することが指摘されている [4]。また、高強度コンクリートを用いた実験結果に対しては、無補強の場合よく適合するが、横補強筋がある場合に過小評価となることが報告されている [5]。角・山田等は、単純梁の実験結果から副補強筋の効果を評価した付着割裂強度式を提案している [6]。しかし、角・山田式は実験結果に対して、横補強筋による付着強度増分を横補強筋比の2乗に比例して与えるため、副補強筋の効果を過大評価する傾向があると指摘されている [4]。

本研究では、単純梁の実験を行い、サイドスプリット型付着割裂破壊の強度に及ぼす主筋径、本数、横補強筋比及び主筋位置（上端・下端）の影響について検討し、主筋に沿う付着割裂破壊が生じるときに横補強筋に生じる応力度と、付着応力度の関係のモデル化を行なった。さらに、主筋の付着割裂破壊時における横補強筋の応力度を定量化し、主筋の付着割裂強度式を導いた。

2. 実験の概要

2.1 試験体

試験体は、実際の部材の応力状態に近く、加力方法も簡単であり、横補強筋の影響を調べる目的に適しているため、市之瀬等の実験 [7] を参考とした単純梁型とした。試験体の断面図を図1に、側面図を図2に示す。市之瀬等の試験体では、上端と下端の試験鉄筋および左右のスパンを各々別に試験することができ、1体につき4ヵ所の試験区間を持つことになる。そこで、各試験体では、コンクリート打設方向に対する上端筋（記号：TOP）および下端筋（BTM）の比較、及び、断面外周部のみに横補強筋を配したもの（記号：1）と、すべての主筋を横補強筋で拘束したもの（2）の比較を行った。荷重点から有効せいの長さ（38cm）離

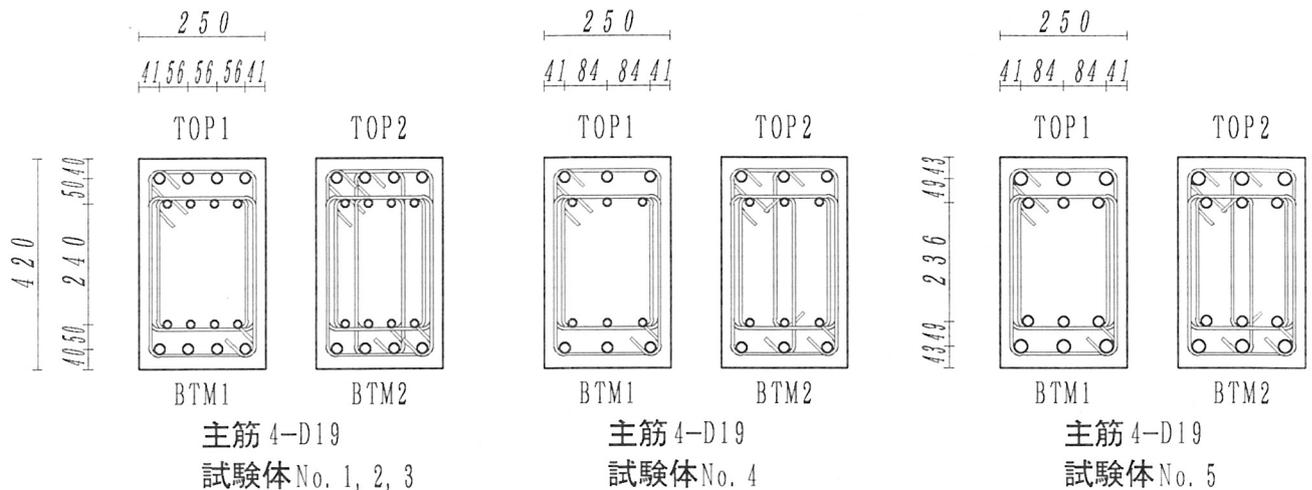


図1 断面図（単位mm）

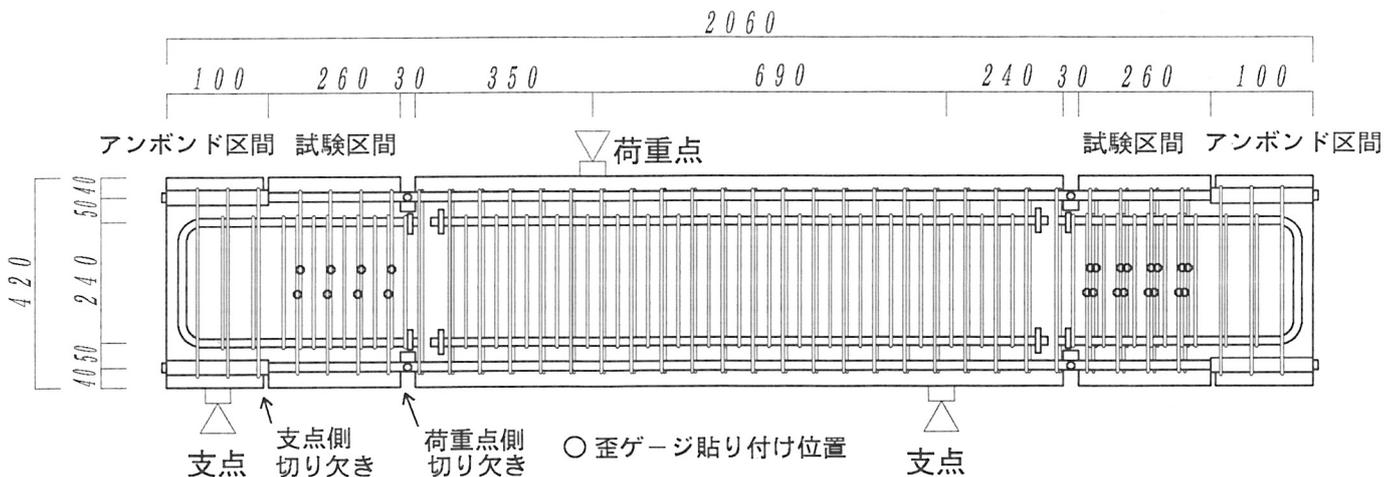


図2 側面図（単位mm）

れた位置から先の 26 cmの区間を主筋の付着を調べる試験区間とした(図2)。試験鉄筋の表面の異形節の形状を損うことなく歪度を測定するため、また、せん断ひび割れを誘発し、付着破壊する試験区間を明確にするため、試験区間の荷重点側コンクリートに切り欠き(深さ 7cm、幅 3cm)を設けた。試験鉄筋端部は、支点反力による主筋への拘束を防ぐため、主筋にスチール製のパイプを被せたアンボンド区間とした。アンボンド区間のコンクリートが、試験区間において主筋に沿う割裂ひび割れが発生するのを拘束し付着強度に影響することを避けるため、アンボンド区間と試験区間の境目にもコンクリートに切り欠き(深さ 4cm、幅 1cm)を設けた。試験体が、付着割裂破壊する以前に曲げ降伏及びせん断破壊することを防ぐ目的で、試験鉄筋の内側に、補助の鉄筋(2段筋と呼ぶ)を配し(No.1~3は 4-D16、No.4は 3-D16、No.5は 3-D19)、横補強筋を掛けた(2-6φ@60)。横補強筋の折り曲げ内のり寸法は 5d(d:横補強筋径 6mm)とした。

各試験体間の変数は、主筋本数、主筋径、横補強筋比である。主筋には、横節を持つ異形鉄筋(D19およびD25)を用いた。横補強筋には、全て 6φを用い、間隔および副補強筋の有無を変数とした。試験体 No.2が標準試験体であり、試験体 No.1~3では、主筋の配筋を 4-D19で同一にし、横補強筋の間隔をかえて横補強筋の影響を調べた。試験体 No.4, No.5は No.2と横補強筋の間隔は同一とし、主筋の配筋をそれぞれ 3-D19, 3-D25とした。パラメータの一覧を表1に示す。試験区間の横補強筋については、上端側が付着破壊した後、下端側を試験する際に横補強筋が伸びプレストレスを受けた状態になることを避けるため、上端の試験鉄筋と下端の2段筋、下端の試験鉄筋と上端の2段筋にそれぞれ横補強筋を掛け、上端筋と下端筋に別の横補強筋を配した。

2.2 使用材料の特性

使用した鉄筋の特性を表2に示す。ここで、降伏強度および弾性剛性は、材料試験から公称断面積を用いて算定した。使用したコンクリートは、早強コンクリートで、最大骨材寸法10mmとし、目標強度を270kgf/cm²とした。材料試験によるコンクリート強度σ_bは、No.1~No.3は 317kgf/cm²、No.4およびNo.5は 341kgf/cm²である。

2.3 加力方法及び測定事項

加力は、すべて単調载荷とした。4つの試験区間は、比較的付着強度の弱い上端側を先に加力し、その後反転し下端側を加力することとし、試験区間 TOP1, TOP2, BTM1, BTM2の順に4回の加力(加力1~加力4)を行った。

荷重は、試験機ヘッドと試験体間のロードセルにより測定した。荷重点のたわみは、試験機床に固定した変位計により測定した。また、試験鉄筋のすべりは、試験体端部のコンクリートに変位計を固定し、それぞれの試験鉄筋端部のすべりを測定した。試験区間における主筋の付着応力度及び横補強筋の応力度を評価するため、主筋及び横補強筋の歪度を、図2に示す位置で表裏に2枚貼り付けた歪ゲージの値の平均により求めた。横補強筋には丸鋼を使用したため、付着の影響を無視し、測定位置と付着割裂面との歪度は等しいものとして扱った。

表1 試験体パラメータ一覧

試験体名	位置	主筋	横補強筋	
			配筋	Pw(%)
No. 1	TOP-1	4-D19	2-6φ@120	0.19
	BTM-1			
TOP-2	4-6φ@120		0.37	
BTM-2				
No. 2	TOP-1	4-D19	2-6φ@60	0.37
	BTM-1			
TOP-2	4-6φ@60		0.75	
BTM-2				
No. 3	TOP-1	4-D19	2-6φ@40	0.56
	BTM-1			
TOP-2	4-6φ@40		1.12	
BTM-2				
No. 4	TOP-1	3-D19	2-6φ@60	0.37
	BTM-1			
TOP-2	3-6φ@60		0.56	
BTM-2				
No. 5	TOP-1	3-D25	2-6φ@60	0.37
	BTM-1			
TOP-2	3-6φ@60		0.56	
BTM-2				

表2 使用材料の特性

鉄筋	降伏強度 σ _y kgf/cm ²	弾性剛性 E _s 10 ⁶ kg/cm ²
6φ	5390	1.99
D16	3750	1.86
D19	3670	1.85
D25	3620	1.82

3. 実験結果

以下の検討において、付着応力度τ_bは、以下の様に求めた。

$$\tau_b = \varepsilon \cdot E_s \cdot A_s / \phi \cdot l_b \quad (1)$$

ここに、 ε ：荷重点側の切り欠き内で測定した主筋の歪度（ただし、降伏した場合は降伏歪 ε_y ）、 E_s ：材料試験により得られた主筋のヤング係数(kgf/cm²)、 A_s ：主筋の公称断面積(cm²)、 ϕ ：主筋の公称周長(cm)、 l_b ：付着長さ(=24cm)。

最も付着強度の高い試験体 No.3-BTM2 は、最大耐力時には、試験区間荷重点側端部で主筋が降伏したものの、その歪度は降伏歪(1980 μ)をわずかに上回る 2100 μ 程度であった。その他はすべて、主筋は弾性範囲であった。試験区間の荷重点側端部に切り欠きを設けたため、切り欠きから試験区間内の一番目の横補強筋の位置までの間(20mm)

では、主筋に沿ってコーン状の破壊または、ダボ作用によるひび割れが付着割裂ひび割れよりも早期に発生することを考慮して、この範囲は付着強度に対して有効でないと仮定して、この長さを除いて付着長さ l_b を定めた(図3)。横補強筋は、全て弾性範囲であり降伏したものはなかった。横補強筋の応力度 σ_w は、外周筋と副補強筋ごとに、試験区間内の全ての横補強筋の応力度を平均して求めた。

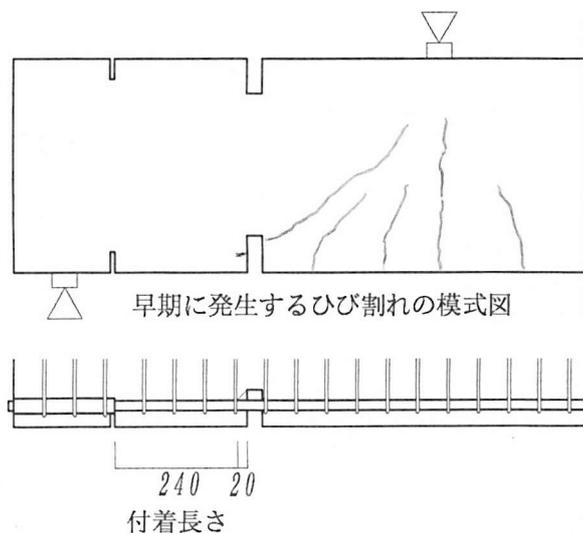


図3 付着長さ(単位mm)

3.1 破壊性状

標準試験体である No.2 について荷重変位関係を図4に、加力2(TOP2)終了後および加力4(BTM2)終了後のひび割れ状況図を図5に示す。図中において、該当する加力で生じたひび割れは実線で、それ以前の加力で生じていたひび割れは点線で示した。いずれの試験体も、曲げひび割れ、せん断ひび割れが順次発生した後、試験区間の主筋沿いに細かいひび割れが何本も生じた。最終的には、主筋沿いのひび割れが1本につながり大きく開き、サイドスプリット型の付着割裂破壊をし、耐力低下した。図5に示すように、上端筋(TOP)を試験している際には、下端筋側の試験区間の主筋近傍にはひび割れは発生しなかった。

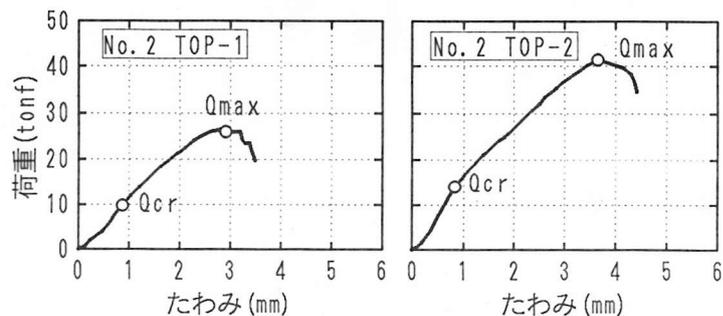


図4 荷重変形関係

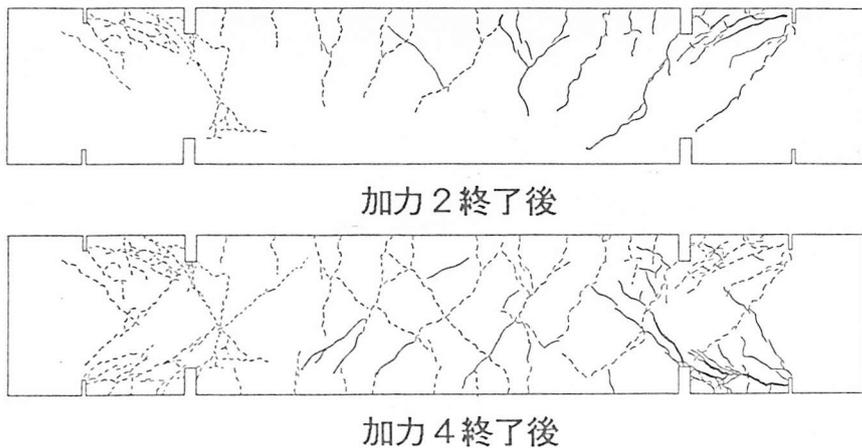


図5 ひび割れ状況図(試験体 No.2)

3.2 加力順序の影響

ひとつの試験体では、4つの試験区間 TOP1, TOP2, BTM1, BTM2 を順次加力したが、その際主筋の付着応力度 τ_b 、自由端すべりS及び横補強筋応力度 σ_w の変化の様子を、標準試験体である No.2の試験区間 TOP2, BTM2 を例に図6に示す。横軸は、データを測定した際のステップである。付着応力度 τ_b および自由端すべりSは、すべての主筋について測定したが、自由端すべりSは同一の試験区間内では、3本または4本の主筋で同様の推移を示した。図中には隅主筋の結果を示した。加力1(TOP1)および加力3(BTM1)において、

反対側のスパンの試験区間 TOP2, BTM2 では τ_b および S は変化していない。加力 2 (TOP2) において、下端筋である試験区間 BTM2 では、主筋が圧縮力を受けることにより付着応力度を生じる。しかし、圧縮力による最大付着応力度は、加力 4 (BTM2) における付着割裂破壊時の付着応力度の半分以下程度であり、残留応力もほとんどの試験体では 0kg/cm^2 であり、残留応力が生じた場合も $-3\sim 4\text{kg/cm}^2$ の範囲であった。また、加力 2 (TOP2) において、下端筋である試験区間 BTM2 では、主筋に自由端すべりはほとんど生じなかった。従って、いずれの試験体でも加力 1 (TOP1), 2 (TOP2) は、加力 3, 4 で試験する試験区間 BTM1, BTM2 の実験結果に対して影響を及ぼさなかったものと考えた。また、加力 2 (TOP2) の際に、試験区間 BTM2 の横補強筋には、せん断ひび割れが生じることにより応力度が発生しているが、上端筋側である試験区間 TOP2 では割裂ひび割れが開いて大きな残留応力が生じているのに対し、下端筋側である試験区間 BTM2 では残留応力はあまり生じていない。上端筋と下端筋の横補強筋を別々に配筋することにより残留応力の影響を少なくすることができた。

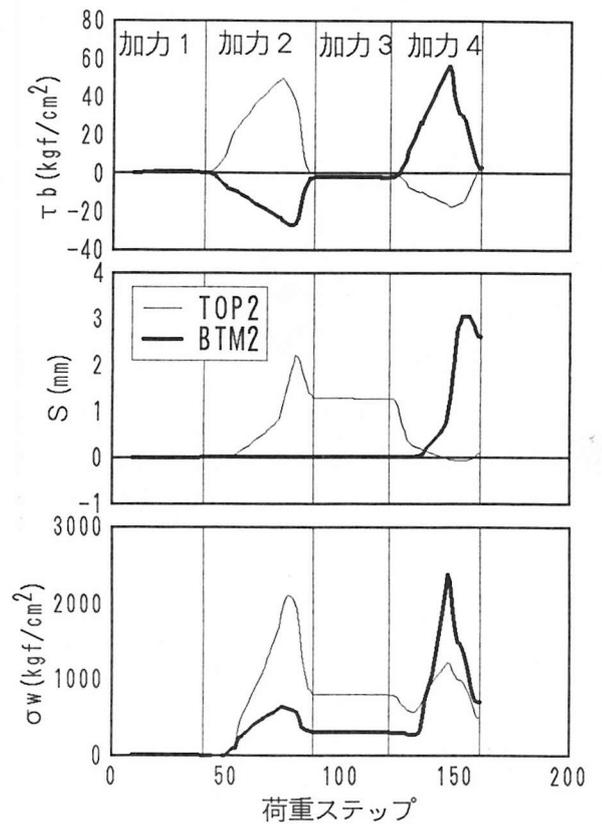


図6 τ_b 、 S 及び σ_w の推移

3.3 荷重～付着応力度関係

荷重と主筋付着応力度の関係を図7に示す。荷重と共に付着応力度は増加し、副補強筋がある場合 (TOP2) は、付着応力度が最大に達すると同時に荷重も低下し始める。副補強筋がない場合 (TOP1) は、中主筋の付着応力度が最大点を過ぎて低下しても、隅主筋の付着応力度が上昇して、試験体の耐力は低下しなかった。

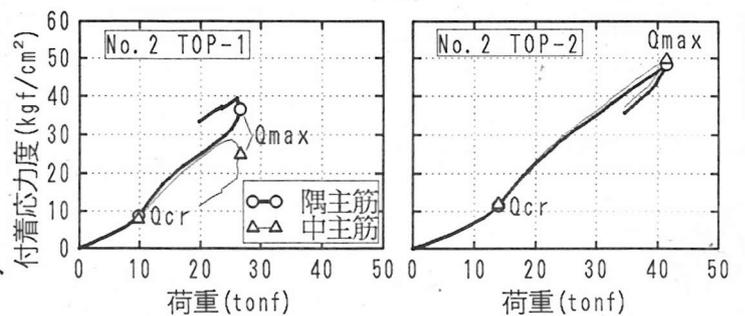


図7 荷重～付着応力度関係

表3 実験結果一覧

3.4 付着応力度～すべり関係

付着応力度 τ_b と自由端すべり S の関係の典型的な例 (No. 1-TOP2、No. 2-TOP1 及び No. 2-TOP2) を図8に示す。横補強筋比 p_w が等しく、配筋形状の異なる試験体 No. 1-TOP2 と No. 2-TOP1 を比較する。副補強筋を用いてすべての主筋を拘束した試験体 No. 1-TOP2 では、隅主筋、中主筋の付着応力度は同一の推移を示し同時に最大値に達する。一方、副補強筋のない試験体 No. 2-TOP1 では、隅主筋の最大付着応力度は試験体 No. 1-TOP2 よりも高くなって

試験体名	位置	最大付着応力度実験値			横補強筋応力度	
		τ_{max1}	τ_{max2}	τ_{maxav}	σ_{wmax1}	σ_{wmax2}
No. 1	TOP-1	27.8, 28.3	27.5, 25.7	27.1	1226	1226
	BTM-1	39.4, 38.1	37.5, 34.3	37.3	1665	1458
	TOP-2	33.1, 34.5	33.9, 36.1	34.4	1250	1250
	BTM-2	47.2, 50.0	44.2, 45.2	46.0	2153	2718
No. 2	TOP-1	39.5, 37.0	28.7, 31.3	31.3	2161	1017
	BTM-1	51.8, 53.8	40.6, 34.7	44.6	2291	1410
	TOP-2	48.9, 50.8	50.5, 51.2	49.4	1877	1806
	BTM-2	57.5, 57.4	58.2, 57.5	57.2	2710	2486
No. 3	TOP-1	47.0, 40.2	30.2, 34.2	36.3	2187	1869
	BTM-1	54.0, 57.3	40.8, 37.6	46.6	1413	894
	TOP-2	57.9, 62.0	63.3, 64.1	61.9	1991	2146
	* BTM-2	73.2, 73.2	73.2, 73.2	73.2	2181	1969
No. 4	TOP-1	50.3, 53.1	40.1	47.0	2879	2449
	BTM-1	56.3, 54.3	43.0	49.6	2144	1227
	TOP-2	53.5, 57.8	57.0	56.1	2163	2242
	BTM-2	69.8, 68.5	65.1	67.5	1836	2244
No. 5	TOP-1	49.6, 49.3	31.6	42.5	3221	2795
	BTM-1	51.8, 46.8	35.4	43.7	2049	986
	TOP-2	50.2, 47.6	51.2	49.5	2502	2759
	BTM-2	56.0, 52.9	52.3	53.7	2629	2315

τ_{max1} : 隅主筋の最大付着応力度 (kgf/cm^2) τ_{max2} : 中主筋の最大付着応力度 (kgf/cm^2)
 $\tau_{max.av}$: 全主筋の平均付着応力度の最大値 (kgf/cm^2)
 σ_{wmax1} : 隅主筋最大付着応力度時の横補強筋応力度 (kgf/cm^2)
 σ_{wmax2} : 中主筋最大付着応力度時の横補強筋応力度 (kgf/cm^2) *) 主筋降伏後の付着破壊

いるが、中主筋の付着応力度は隅主筋に比べて最大値も低く、小さなすべりの段階で先に低下し始める。部材全体としての全主筋の平均付着応力度は、副補強筋のある試験体 No.1-TOP2 の方が最大値も高く、等しい横補強筋比 p_w であれば副補強筋を用いた方が有効な配筋方法である。試験体 No.2-TOP1 に副補強筋を加えた試験体 No.2-TOP2 は、隅、中主筋共に最大値が高くなっている。隅主筋、中主筋それぞれの最大付着応力度 τ_{max1} 、 τ_{max2} 、および全主筋の平均付着応力度の最大値 $\tau_{max.av}$ (隅主筋と中主筋は同時に最大に達すると限らないので、 τ_{max1} と τ_{max2} の平均とはならない。) を表3に示す。

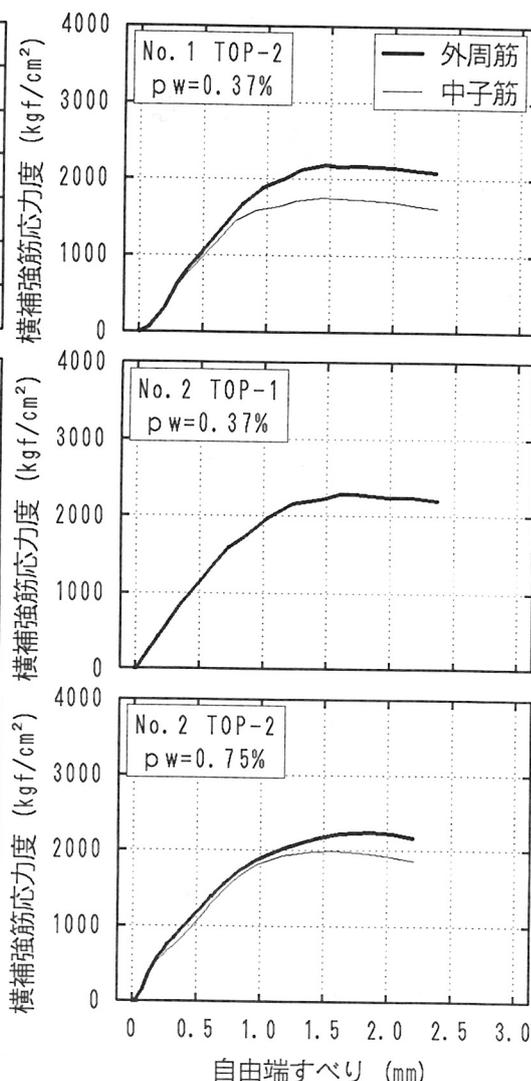
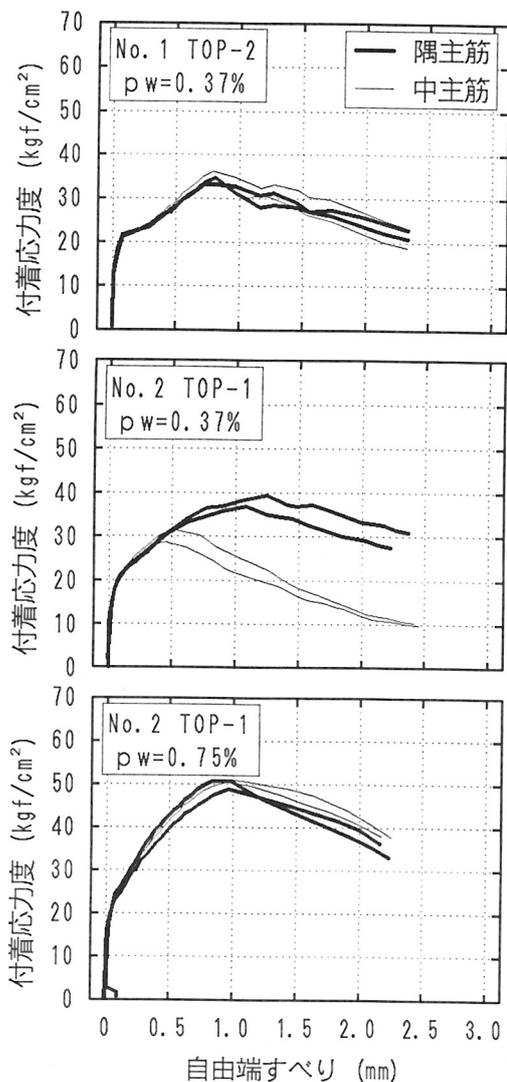


図8 付着応力度～すべり関係 図9 横補強筋応力度～すべり関係

3.5 横補強筋応力度～すべり関係

図9に、横補強筋応力度 σ_w と自由端すべり S の関係の例 (No.1-TOP2、No.2-TOP1 及び No.2-TOP2) を示す。横補強筋の応力度は、付着応力度がピークに達するまでは、すべりと共に増加し、付着割裂ひび割れが大きく開き付着応力度が最大に達した後は、横補強筋の応力度は、あまり変化しなかった。付着割裂破壊発生時の、すなわち付着応力度が最大に達した時の横補強筋の応力度 σ_{wmax} は、900～2700kg/cm² の範囲であった。主筋の付着応力度が最大値に達する時の横補強筋応力度 σ_{wmax} を表3に示した。

3.6 横補強筋による主筋拘束応力度

ここで、横補強筋に生じた応力 σ_w が、すべて直接主筋に伝達されると仮定して、横補強筋による主筋拘束応力度 σ_c を以下の様に定義する (図10)。

$$\sigma_c = \frac{\sigma_w \cdot n \cdot A_w}{N \cdot d_b \cdot S} = \frac{\sigma_w \cdot b \cdot p_w}{N \cdot d_b} \quad (2)$$

ここに、 σ_w : 横補強筋応力度 (kg/cm²)、 n : 一組の横補強筋本数、 A_w : 横補強筋断面積 (cm²)、 N : 主筋本数、 d_b : 主筋径 (cm)、 S : 横補強筋間隔 (cm)、 p_w : 横補強筋比、 b : 部材幅 (cm)。

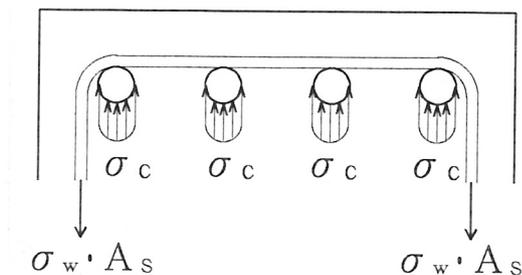


図10 主筋拘束応力度 σ_c

主筋の付着応力度 τ_b と横補強筋による拘束応力度 σ_c の関係を図11に示す。 τ_b は、隅主筋と中主筋ごとに該当する主筋の付着応力度を平均した。 σ_c は、副補強筋のない場合は外周筋が全主筋を平均的に拘束するとして求め、副補強筋のある場合には、外周筋が隅主筋を、副補強筋が中主筋を拘束するものとして求めた。図中に、既往の付着割裂強度式である藤井・森田式 [3] におけるコンクリート負担分 τ_{co} 。(上端筋)を示した。付着応力度 τ_b が、 τ_{co} を超えると拘束応力度 σ_c が増加し始める。横補強筋の応力は、せん断ひび割れが開くことによって生じるが、付着割裂破壊した本実験では、試験区間においてせん断ひび割れはあまり進展せず、主筋沿いに付着割裂ひび割れが多数発生し、ひび割れ幅が開くことにより最大付着応力度に達しているの、横補強筋の応力度に対するせん断ひび割れの影響を無視することとした。副補強筋のある試験体では、 τ_b が τ_{co} を超

えると、隅主筋と中主筋ではほぼ同様の傾きで、 τ_b と σ_c が増加している。副補強筋のない試験体では、 τ_{co} を超えた後、しばらくは隅主筋と中主筋が、同一の線上を推移するが、途中で中主筋の τ_b が頭打ちとなっている。各試験体を比較すると、拘束応力度 σ_c が増加し始める点と、付着応力度 τ_b が最大に達する点を結ぶ傾きは、ほぼ一定の値となっている。すなわち、横補強筋が主筋を拘束する拘束応力度は、付着割裂強度を支配する重要な因子であり、これらの関係を定量化することにより付着割裂強度を評価することができる。

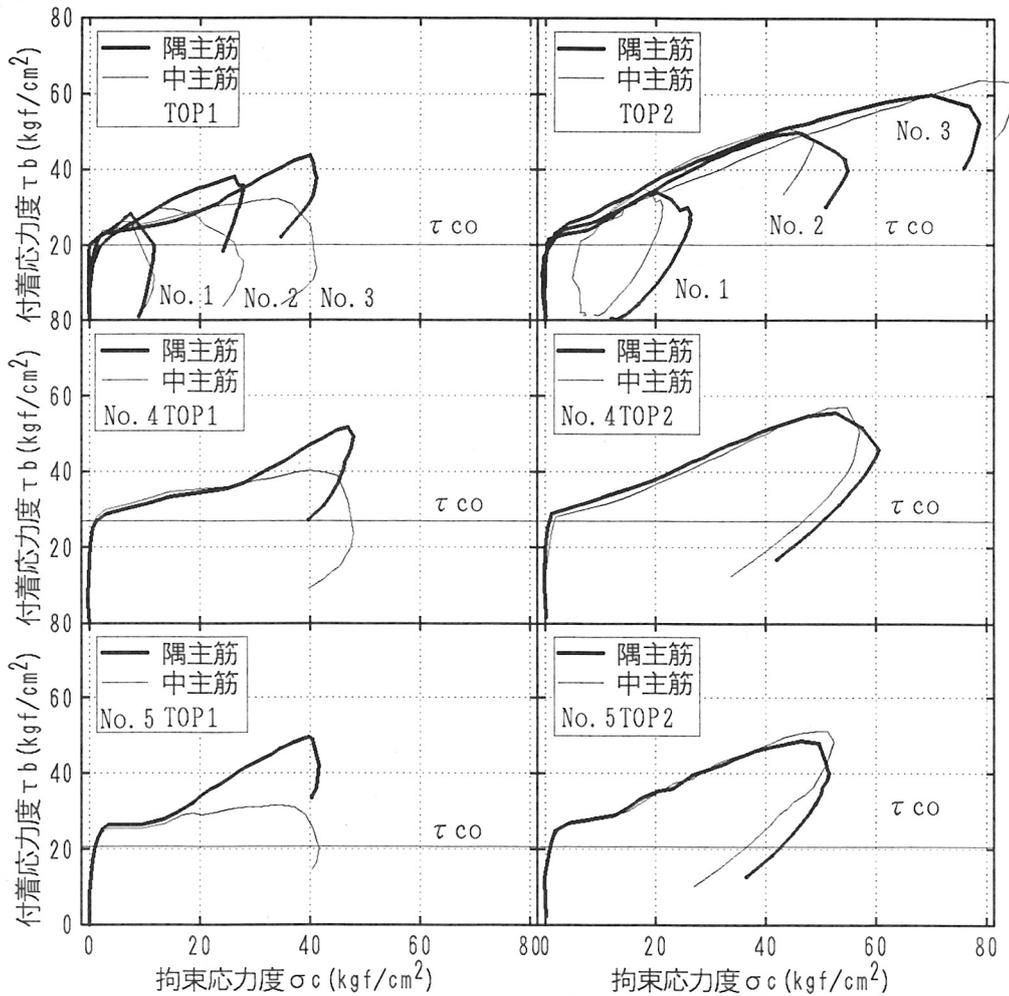


図11 付着応力度 τ_b ～拘束応力度 σ_c の関係

4. 付着割裂強度式の誘導

4.1 横補強筋による主筋拘束応力度～付着応力度関係のモデル化

現在、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] では、藤井・森田の研究 [3] に基づいた付着割裂強度精算式を示している。ここで、藤井・森田式のサイドスプリットモードの場合を示すと、

$$\tau_u = \tau_{co} + \tau_{st} \quad (3)$$

$$\text{コンクリート負担分 } \tau_{co} = (0.307 b_i + 0.427) \cdot \sqrt{\sigma_B} \quad (4)$$

$$b_i = b_{si} = b / (N \cdot d_b) - 1 \quad (5)$$

$$\text{横補強筋負担分 } \tau_{st} = 24.9 q_{st} \sqrt{\sigma_B} \quad (6)$$

$$q_{st} = \frac{n \cdot A_w}{N \cdot d_b \cdot S} = \frac{b \cdot p_w}{N \cdot d_b} \quad (7)$$

ただし、 $\tau_{st} \leq 0.87 \sqrt{\sigma_B}$ 、下端筋に対しては 1.22倍する。

藤井・森田式は、無補強の場合には実験結果に対する適合性が良いこと、また、横補強筋がある場合（特に、副補強筋のある場合）には実験結果を過小評価すること等が指摘されている [4, 5, 6]。横補強筋がない場合、主筋沿いに付着割裂ひび割れが発生すると同時に付着割裂破壊し付着応力は低下する。しかし、横補強筋を配筋すれば、付着割裂ひび割れが発生しても横補強筋が主筋を拘束し、ひび割れの進展を遅らせ、付着割裂強度を高めることができる。

付着割裂作用に対して、コンクリートおよび横補強筋それぞれが抵抗する効果を、そのまま累加できるとは断定できないが、3.6節に示した実験結果から、付着応力度 τ_b と横補強筋による拘束応力度 σ_c の関係を図12の様にモデル化した。せん断理論におけるトラス機構を考えると、付着力と横補強筋の応力の関係は、コンクリート圧縮束材が材軸となす角度により変化し、一義的には定められない。しかし、本研究で扱った試験体はすべて同一の形状を持っており、各試験体で同様のトラス機構が形成されていると考え、敢えてコンクリート圧縮束材の角度の影響を無視して、図12のモデル化を行った。 σ_c が増加し始めるA点の付着応力度は、藤井・森田式の τ_{co} が既往の無補強の実験結果に対して適合性が良いこと、また、本実験結果でも τ_{co} のあたりから σ_c が増加し始めるので、A点の付着応力度として藤井・森田式の τ_{co} をそのまま適用した。すなわち、付着割裂強度 τ_{bu} は、付着破壊時の拘束応力度 $\sigma_{c,u}$ を与えれば、以下の式で与えられる。

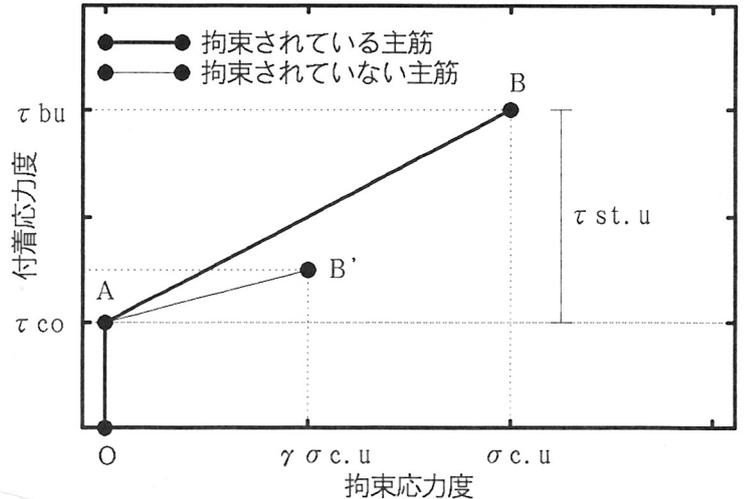


図12 $\tau_b \sim \sigma_c$ 関係のモデル化

$$\tau_{bu} = \tau_{co} + \alpha \cdot \sigma_{c,u} \quad (8)$$

α は図12におけるA点から付着割裂強度を発揮するB点またはB'点までの勾配であり、横補強筋の拘束応力度 σ_c と、 σ_c が負担する付着応力度の間の摩擦係数に相当する値である。

隅主筋および中主筋の付着強度の実験値 τ_{max1} 、 τ_{max2} （表3）からコンクリート負担分の τ_{co} を差引いた横補強筋による付着強度増分 $\tau_{st,u}$ と、それぞれの主筋の付着応力が最大に達する時の横補強筋拘束応力度 $\sigma_{c,u}$ を求め、それらの関係を図13に示す。

ただし、上端筋、下端筋それぞれのデータを有効に活用するため、上端筋の付着強度実験値 τ_{max1} 、 τ_{max2} には本実験で得られた強度比1.22をかけて下端筋と統一的に扱った。 $\sigma_{c,u}$ は、上端筋と下端筋で同程度であり上端下端の違いによる影響はないものとして扱った。横補

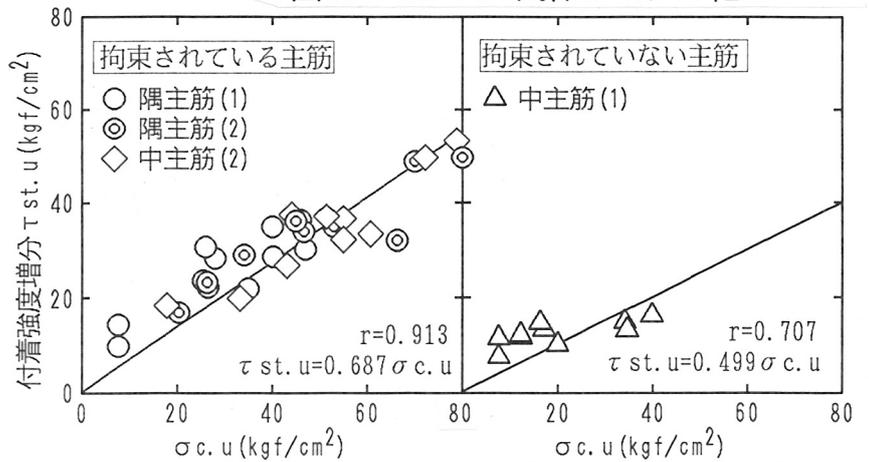


図13 付着強度増分 $\tau_{st,u}$ と拘束応力度 $\sigma_{c,u}$

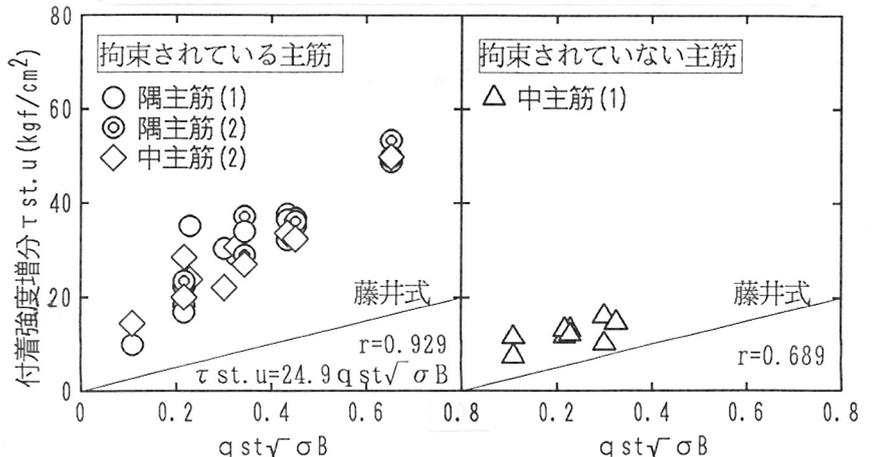


図14 付着強度増分 $\tau_{st,u}$ と $q_{st}\sqrt{\sigma_B}$ の関係

強筋による拘束の有無で分類して、この傾き α を最小二乗法により求めると、以下を得た。

$$\alpha = \begin{cases} 0.687 & (\text{拘束あり}) \\ 0.499 & (\text{拘束なし}) \end{cases} \quad (9)$$

藤井・森田式において、横補強筋による付着強度増分の項 τ_{st} に、横補強筋の応力度 σ_w は含まれておらず、(7)式に示した $q_{st}\sqrt{\sigma_B}$ の関数としている。ここで、 $q_{st}\sqrt{\sigma_B}$ と実験値 $\tau_{st,u}$ の関係を図14に示す。図中に藤井・森田式における横補強筋負担分(式(6))を実戦で示した。図13と図14を比較すると、相関係数 r はほぼ同程度であり、 $\tau_{st,u}$ を $\sigma_{c,u}$ により評価することができる。

4.2 付着割裂破壊時の横補強筋応力度

4.1節により、図12の $\tau_b \sim \sigma_c$ のモデルにおける、付着割裂破壊時の拘束応力度 $\sigma_{c,u}$ を定量化することにより、付着割裂強度を求めることができる。 $\sigma_{c,u}$ は、付着割裂破壊時の横補強筋応力度 $\sigma_{w,u}$ を評価すれば、(2)式より、以下の様に求まる。

$$\sigma_{c,u} = \frac{\sigma_{w,u} \cdot b \cdot p_w}{N \cdot d_b} \quad (10)$$

本実験を含めて既往の付着実験では、付着割裂破壊に際して横補強筋は降伏せず、その降伏強度 σ_y は付着割裂強度を支配する要因とならないことが報告されている[例えば2]。付着割裂破壊時の横補強筋応力度 $\sigma_{w,u}$ に着目した研究は、これまでほとんど行われていない。そこで、横補強筋が弾性範囲にある場合の $\sigma_{w,u}$ を定量化するために、付着割裂破壊時に横補強筋応力が発生するメカニズムを次の様に仮定した。

- (1) 付着割裂ひび割れ幅 w_u は、主筋の異形横筋の高さ h に比例し、 h は主筋径 d_b に比例する。
- (2) 横補強筋の伸び Δl は、付着割裂ひび割れ w_u の幅に等しい。
- (3) 横補強筋の伸び Δl が、ひび割れ面直交方向の全長さ l の範囲で均等に分布し、歪度 $\varepsilon_{w,u}$ を生ずる。
- (4) l は引張筋圧縮筋中心間距離 j_t に等しい。

以上の仮定から、

$$w_u = \beta \cdot d_b \quad (11)$$

$$\Delta l = w_u \quad (12)$$

$$\varepsilon_{w,u} = \Delta l / l \quad (13)$$

$$l = j_t \quad (14)$$

$$\sigma_{w,u} = E_w \cdot \varepsilon_{w,u} \quad (15)$$

(11)~(15)式をまとめると

$$\begin{aligned} \sigma_{w,u} &= \beta \cdot E_w \cdot d_b / j_t \\ &= \beta' \cdot d_b / j_t \end{aligned} \quad (16)$$

ただし、 $\sigma_{w,u}$ が降伏強度 σ_{wy} 以下とする。すなわち、 $\sigma_{w,u} \leq \sigma_{wy}$

ここに、 E_w : 横補強筋のヤング率(kg/cm²)、 β : 付着破壊時の割裂ひび割れ幅と主筋径の比、 β' : 付着破壊時の横補強筋応力度と d_b / j_t の比 ($= \beta \cdot E_w$)、 σ_{wy} : 横補強筋降伏強度(kg/cm²)。

ここで、横補強筋で拘束された主筋について、本実験で得られた $\sigma_{w,u}$ と d_b / j_t の関係を図15に示す。(ただし、本実験の場合 j_t は、横補強筋が配筋されている引張側の試験鉄筋と圧縮側の2段筋の間隔 29cm

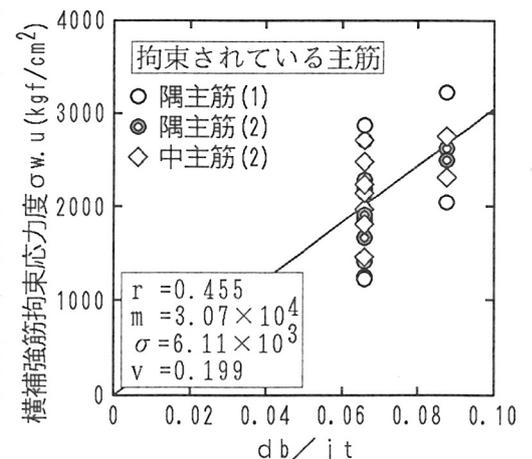


図15 $\sigma_{w,u}$ と d_b / j_t の関係

である。) 図15において、 $\sigma_{w,u}$ と d_b/j_t の間の相関係数 r は0.455、 $\sigma_{w,u}/(d_b/j_t)$ の変動係数 v は0.199と必ずしも良く対応しているとは言えない。ここで扱ったデータは、総データ数30、 d_b/j_t は2種類に限られており、さらにデータを蓄積する必要がある。また、本来、ひび割れ幅にはせん断ひび割れの影響を無視することは出来ず、より合理的な応力発生メカニズムを開発する必要がある。しかし、現状の限られたデータに対して、 β' を図15から暫定的に定めることとする。

$$\beta' = 3.06 \times 10^4 \quad (17)$$

横補強筋で拘束されない主筋の場合、付着割裂強度時の横補強筋応力度 $\sigma_{w,u}$ は、拘束されている主筋の $\sigma_{w,u}$ よりも低かった。そこで、中主筋の $\sigma_{w,u}$ は、隅主筋の $\sigma_{w,u}$ に低減率 γ を掛けたものになると仮定する。図16に副補強筋がない試験区間 TOP1, BTM1 における隅主筋と中主筋の $\sigma_{w,u}$ の関係を示し、横補強筋で拘束されない主筋に対する $\sigma_{w,u}$ の低減率 γ を求めたところ、以下を得た。

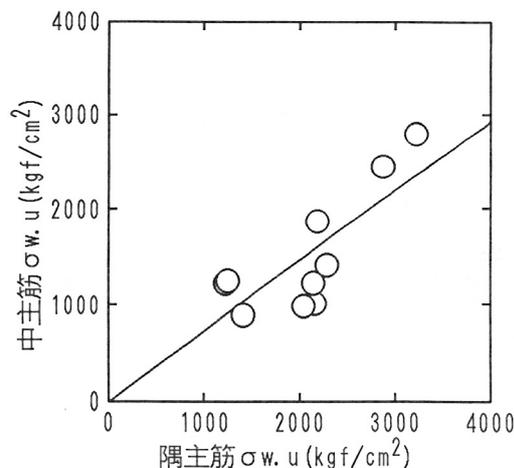


図16 隅主筋と中主筋の $\sigma_{w,u}$

$$\gamma = 0.732 \quad (\text{拘束されている主筋の場合 } \gamma = 1 \text{ とする}) \quad (18)$$

4.3 付着割裂強度式

式(4)、(8)~(10)、(16)~(18)をまとめると、下端主筋のサイドスプリット型の付着割裂強度 τ_{bu} は、

$$\tau_{bu} = \tau_{co}' + \tau_{st}'$$

$$\tau_{co}' = 1.22 \tau_{co} = (0.375 b_t + 0.521) \cdot \sqrt{\sigma_B} \quad (\tau_{co} \text{は藤井・森田式の(4)式による。})$$

$$\tau_{st}' = \alpha \frac{b \cdot p_w}{N \cdot d_b} \beta' \gamma \frac{d_b}{j_t} = \alpha \cdot \beta' \cdot \gamma \frac{b \cdot p_w}{N \cdot j_t}$$

ただし、 $\beta' (d_b/j_t) \leq \sigma_{wy}$ より

$$\tau_{st}' \leq \alpha \gamma \frac{b \cdot p_w \cdot \sigma_{wy}}{N \cdot d_b}$$

の様に定量化され、横補強筋で拘束されている主筋に対して、

$$\tau_{st}' = 2.10 \times 10^4 \frac{b \cdot p_w}{N \cdot j_t} \quad (\tau_{st}' \leq 0.687 \frac{b \cdot p_w \cdot \sigma_{wy}}{N \cdot d_b}) \quad (19)$$

横補強筋で拘束されていない主筋に対して、

$$\tau_{st}' = 1.12 \times 10^4 \frac{b \cdot p_w}{N \cdot j_t} \quad (\tau_{st}' \leq 0.365 \frac{b \cdot p_w \cdot \sigma_{wy}}{N \cdot d_b}) \quad (20)$$

の様に定量化される。

また、部材としての付着割裂強度 τ_{bu} は、(20)、(21)式より一列の主筋の荷重平均として以下の式により算定される。

$$\tau_{bu} = (0.375 b_i + 0.521) \cdot \sqrt{\sigma_B} + \frac{2.10n + 1.12(N-n)}{N} \times 10^4 \frac{b \cdot p_w}{N \cdot j_t}$$

$$= (0.375 b_i + 0.521) \cdot \sqrt{\sigma_B} + (1.12 + 0.98 \frac{n}{N}) \frac{b \cdot p_w}{N \cdot j_t} \times 10^4 \quad (21)$$

ただし、

$$\tau_{bu} \leq (0.375 b_i + 0.521) \cdot \sqrt{\sigma_B} + (0.365 + 0.322 \frac{n}{N}) \frac{b \cdot p_w \cdot \sigma_{wy}}{N \cdot d_b}$$

上端筋は τ_{bu} を 1.22 で除す。

5. 既往の実験との比較

5.1 既往の実験結果との比較

4章に示した付着割裂強度式(21式)と既往の付着実験結果を比較検討する。比較に用いた既往の実験の一覧を表4に示す。比較に用いた実験結果としては、近年行われた付着実験である藤井・森田 [2]、本実験、角・飯塚他 [5]、角・山田他 [6]、市之瀬・横尾他 [7]、竹内・村田他 [8] および田中他 [9] による実験から、横補強筋を持ちサイドスプリット型の付着割裂破壊を起こしたと報告されている試験体を抽出した。これらの実験は、加力方法としては単純梁型、カンティレバー型を含み、その実験変数は、部材寸法、主筋の径および本数、横補強筋の比、副補強筋の有無、コンクリート強度などであり、表4に示すように広範囲のデータを含む。

(21)式による計算値および現在用いられている指針の付着強度式 [1] による計算値と実験結果 $\tau_{max. av}$ との比較を各パラメータで分類し図17-(A)~(D)に示す。表5に、それぞれの計算値に対する実験値の比の平均 m 、標準偏差 σ 、相関

係数 r および資料数 n を示した。主筋位置 (上端・下端) および横補強筋による拘束状態 (外周のみ・中子筋有り) により分類した場合 (図17-(A)、表5)、指針式では中子筋のある場合に計算値がかなり過小評価となるが、(21)式では、中子筋の有無に拘らず、指針式と比較して、平均 m が 1 に近く、標準偏差 σ が小さく、相関係数 r も 1 に近く実験結果を良く評価することができる。(21)式の特徴として、付着割裂強度の横補強筋負担分 $\tau_{s,t}$ において、 $\tau_{s,t}$ の式の中に $\sqrt{\sigma_B}$ を含んでいないことと、式の分母に j_t が表れる (指針式では d_b) ことがある。図17-(B)および表5によれば、(21)式はコンクリート強度 σ_B が高くなるにつれて実験値を過小評価する傾向が有る。しかし、(21)式の方が相関係数、平均、標準偏差いずれも実験値と良い対応になっている。図17-(C)および表5では、 d_b/j_t により分類して比較を行った。指針式では、 d_b/j_t が

表4 比較に用いた既往の実験

実験者	文献番号	試験方法	試験数	断面 (cm)	主筋	σ_B (kgf/cm ²)	横補強筋比 p_w (%)
藤井等	2	カンティレバー型	25	30×40	4-D19	255~285	0.15~0.80
本研究	4	単純梁型	20	25×42	4-D19 3-D19 3-D25	317~341	0.18~1.12
飯塚・角	5	単純梁型	19	30×40	4-D25	373~1056	0.60~1.20
山田・角	6	単純梁型	22	20×40	4-D19 3-D19	181~361	0.28~1.27
市之瀬等	7	単純梁型	11	31×46	4-D25 7-D13	319	0.26~1.45
竹内等	8	カンティレバー型	16	20×35	4-D13	582~934	0.20~0.80
田中等	9	カンティレバー型	16	65×85	4-D41 4-D38 4-D35	367~391	0.18~1.22

*1 かぶりコンクリートなしの試験体は除いた。

表5 (21)式および指針式と実験値の比較

	n	(21)式			指針式			
		r	m	σ	r	m	σ	
(A)	● 上端外周筋	43	0.909	0.999	0.197	0.923	1.160	0.195
	▲ 上端中子有	17	0.786	1.169	0.192	0.890	1.662	0.206
	◇ 下端外周筋	45	0.953	0.936	0.130	0.945	1.077	0.143
	▽ 下端外周筋	24	0.841	1.003	0.150	0.900	1.474	0.161
(B)	○ $\sigma_B \leq 400 \text{ kg/cm}^2$	96	0.874	0.952	0.171	0.835	1.253	0.265
	△ $\sigma_B \leq 800 \text{ kg/cm}^2$	12	0.849	1.124	0.096	0.778	1.173	0.150
	◆ $\sigma_B > 800 \text{ kg/cm}^2$	21	0.728	1.146	0.153	0.086	1.316	0.344
(C)	○ $d_b/j_t \leq 0.04$	4	0.988	0.989	0.073	0.991	0.991	0.051
	△ $d_b/j_t \leq 0.06$	60	0.909	0.941	0.180	0.888	1.103	0.211
	◇ $d_b/j_t \leq 0.08$	42	0.899	1.021	0.164	0.925	1.391	0.209
	▼ $d_b/j_t > 0.08$	23	0.841	1.118	0.163	0.707	1.453	0.280
(D)	○ $p_w \leq 0.4\%$	54	0.891	1.028	0.191	0.818	1.204	0.247
	△ $p_w \leq 0.8\%$	58	0.915	0.993	0.174	0.791	1.267	0.277
	◇ $p_w \leq 1.2\%$	9	0.894	1.030	0.152	0.635	1.443	0.329
	▼ $p_w > 1.2\%$	8	0.940	0.825	0.074	0.796	1.310	0.236
全データ		129	0.894	1.000	0.182	0.816	1.255	0.274

n:資料数, r:相関係数, m:(実験値/計算値)の平均, σ :(実験値/計算値)の標準偏差

大きくなるにつれて、すなわち断面に対する主筋の径が太くなるほど過小評価となる傾向がある。一方、(21)式では、 d_b/j_t によるばらつきは少なく(8)～(16)式で仮定したメカニズムの妥当性を認めることが出来る。図17-(D)および表5では、横補強筋比 p_w により分類した。(21)式は、横補強筋比 $p_w > 1.2\%$ の範囲で計算値が過大評価となっている。

5.2 提案式の修正

既往の実験結果と(21)式による計算値の比較から、(21)式に対して若干の修正を行った。

(1) 上端筋の付着割裂強度

図17-(A), (B)より上端筋でコンクリート強度 σ_B の高いデータに対して(21)式は過小評価となる傾向がある。これまで、高強度コンクリートはブリーディングの影響が少なく、上端筋の下端筋に対する強度低下は顕著でなくなることが報告されている[5]。(21)式は上端筋の付着割裂強度 τ_{bu} は(21)式の計算値を1.22で除すとしたが、この値を高強度コンクリートの範囲まで適用することには問題がある。そこで、対象とした実験結果から上端と下端の比較ができる試験体を抽出し、上端筋の下端筋に対する強度低減率 λ (上端筋の $\tau_{max,av}$ /下端筋の $\tau_{max,av}$)とコンクリート強度 σ_B の関係を図18に示し、回帰直線を求めると、

$$\lambda = 0.803 + 1.52 \times 10^{-4} \sigma_B \quad (22)$$

を得た。

(2) 横補強筋比 p_w による制限

図17-(D)および表5によれば、(21)式は、横補強筋比 p_w が1.2%を超える実験結果に対しては、計算値が過大評価となる傾向がある。そこで、(21)式において、

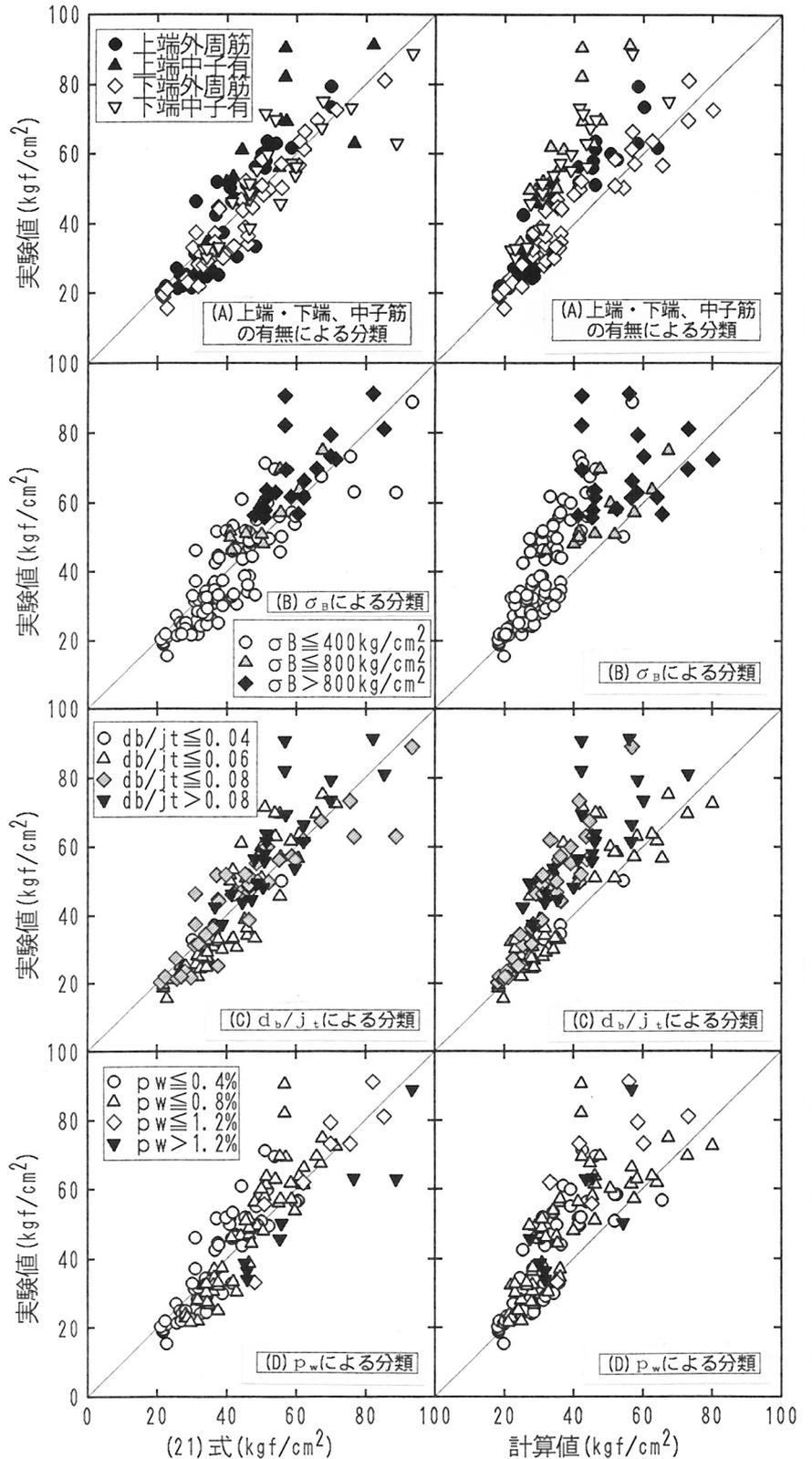


図17 (21)式および指針式と実験値の比較

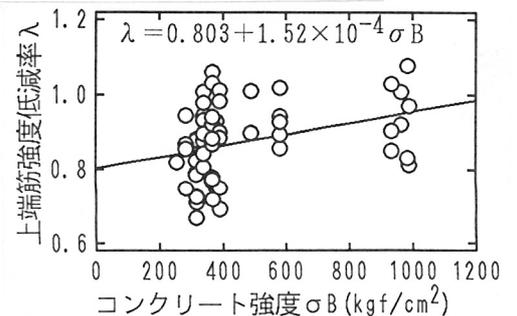


図18 λと σ_B の関係

$$p_w \leq 1.2\% \quad (23)$$

の制限を設けることとする。

(21)式において、 p_w に(23)式の制限を設け、上端筋の強度には(22)式の λ を掛けて強度を低減して求めた計算値と実験値 $\tau_{max. av}$ の比較を図19-(A)~(D)および表6に示す。

(22)、(23)式を適用した結果、図19-(B)および表6によれば、高強度コンクリート

の場合に計算値が過小評価となる傾向はかなり改善され、コンクリート強度によるばらつきはほぼなくなった。図19-(D)および表6によれば、横補強筋比 p_w が1.2%を越えるもので過大評価となる傾向についても改善された。

以上の結果から、付着割裂強度式として、以下を提案する。

$$\tau_{bu} = \tau_{co}' + \tau_{st}'$$

$$\tau_{co}' = (0.375 b_i + 0.521) \cdot \sqrt{\sigma_B}$$

ただし、 $b_i = b / (N \cdot d_b) - 1$

$$\tau_{st}' = (1.12 + 0.98 \frac{n}{N}) \frac{b \cdot p_w}{N \cdot j_t} \times 10^4$$

ただし、 $p_w \leq 1.2\%$

$$\tau_{st}' \leq (0.365 + 0.322 \frac{n}{N}) \frac{b \cdot p_w \cdot \sigma_{wy}}{N \cdot d_b}$$

上端筋には、 $\lambda = 0.803 + 1.52 \times 10^{-4} \sigma_B$ を τ_{bu} に乗じる。

(24)

5.3 提案式の適用範囲

ここで、提案した付着割裂強度式は、単調載荷で主筋降伏前に付着割裂破壊する部材の実験結果に基づき導かれたものである。実際の梁降伏型の構造物では、梁主筋の降伏後におこる付着割裂破壊も防ぐ必要がある。正負交番繰返し加力を受け、主筋降伏後に付着割裂破壊する部材の主筋の付着強度に関する実験は、ほとんど行われていない。現在のところ、繰返し載荷の影響および主筋の降伏の影響は、充分明らかではないので、提案した付着割裂強度式は、正負交番繰返し加力を受け、主筋降伏後に付着割裂破壊する部材の主筋の付着割裂強度に対しては適用範囲外とする。

ここで扱ったデータは、主筋が4本以下の試験が主であり、主筋が5本以上の試験は4体(全て7-D13)

表6 (24)式と実験値の比較

		n	(24)式		
			r	m	σ
(A)	● 上端外周筋	43	0.925	0.932	0.165
	▲ 上端中子有	17	0.853	1.080	0.155
	◇ 下端外周筋	45	0.958	0.940	0.128
	▽ 下端外周筋	24	0.878	1.010	0.141
(B)	○ $\sigma_B \leq 400 \text{ kg/cm}^2$	96	0.891	0.942	0.163
	△ $\sigma_B \leq 800 \text{ kg/cm}^2$	12	0.923	1.078	0.065
	◆ $\sigma_B > 800 \text{ kg/cm}^2$	21	0.821	1.030	0.112
(C)	○ $d_b/j_t \leq 0.04$	4	0.977	1.013	0.052
	△ $d_b/j_t \leq 0.06$	60	0.926	0.920	0.162
	◇ $d_b/j_t \leq 0.08$	42	0.915	1.005	0.154
	▽ $d_b/j_t > 0.08$	23	0.907	1.022	0.113
(D)	○ $p_w \leq 0.4\%$	54	0.901	1.004	0.180
	△ $p_w \leq 0.8\%$	58	0.953	0.956	0.136
	◇ $p_w \leq 1.2\%$	9	0.967	0.935	0.105
	▽ $p_w > 1.2\%$	8	0.960	0.863	0.075
全データ		129	0.928	0.969	0.156

n:資料数, r:相関係数, m:(実験値/計算値)の平均, σ :(実験値/計算値)の標準偏差

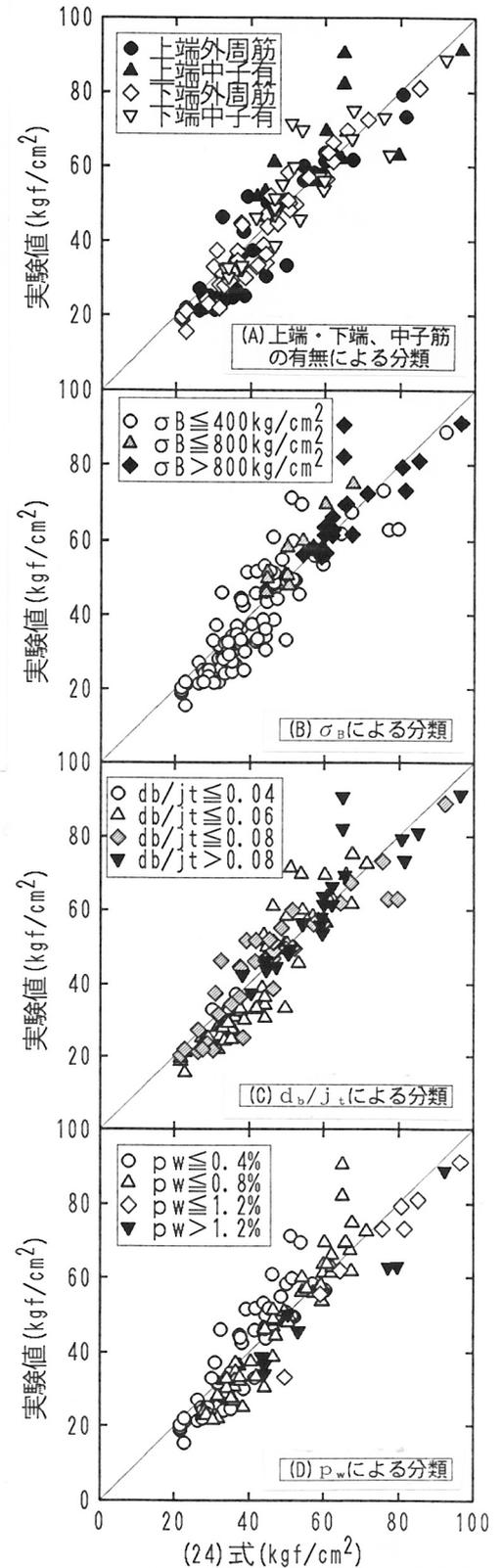


図19 (24)式と実験値の比較

のみである。この4体のみから、主筋5本以上の場合に対する提案式の適合性を論じることは危険であり、今後のデータの蓄積を待つ必要がある。コンクリート強度 σ_b は、200~1000kg/cm²程度の範囲でよく適合しており、1000kg/cm²程度の高強度コンクリートに対しても提案式を用いることが可能である。また、横補強筋が降伏する場合を想定して横補強筋負担分の項に制限を設けたが、ここで扱ったデータの範囲では、横補強筋の降伏が報告された例はなく、また提案した付着割裂強度式でもこの制限に触れるものはなかった。ただし、提案式では横補強筋の応力度が d_b/j_t に比例する形式になっているため、断面に対する主筋の径が大きく、横補強筋が低強度であれば、横補強筋の応力度が降伏強度 σ_{wy} を越えてしまう可能性がある（例えば、 $\sigma_{wy}=3000\text{kg/cm}^2$ 、 $j_t=30\text{cm}$ の場合、主筋がD29以上では横補強筋が降伏すると判定される）。しかし、この制限に関しては実験的な裏付けが無く、今後実験的に確認する必要がある。また、ここで扱ったデータの d_b/j_t は、0.0348~0.0876の範囲であり、この範囲で提案式はよく適合した。

柱部材などで高軸力を受ける場合に、横補強筋に応力が生じ付着割裂強度に影響する可能性がある。付着割裂強度に対する軸力の影響は、今後検討すべき課題である。

近年、2段配筋の部材の付着割裂強度に対する実験が盛んに行なわれている〔例えば10,11〕。2段配筋の場合、1段目主筋の付着強度は、2段目に主筋がない場合と比較して、低くなるという報告〔10〕と高くなるという報告〔11〕があり、そのメカニズムには不明な点が多く、今後検討すべき課題である。

6. 結論

- 単純梁の主筋の付着割裂強度に関する実験を行ない、付着割裂強度に影響する要因について検討した結果、
- (1) 横補強筋が主筋を拘束する拘束応力度に、主筋の付着割裂強度が支配されることを実験的に確認した。
 - (2) 拘束応力度を主筋径と主筋中心間距離の関数として定量化し、横補強筋による付着割裂強度増分 τ_{st} を導き、これと藤井・森田式の τ_c との累加の形で、付着割裂強度式を提案した。
 - (3) 提案式は、既往のサイドスプリット型の付着実験結果に対して良い適合性を示した。

7. 謝辞

試験体の計画に際して、名古屋工業大学助教授 市之瀬敏勝博士に多くの助言を頂き、同氏の実験計画を参考にさせて頂いた。試験体の製作は、大成建設（株）戸田PC製作作業所に依頼した。試験体製作・試験実施にあたり、東京大学工学部助手の細川洋治、田才晃両氏に御協力頂いた。ここに記して感謝の意を表す。

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1報 付着割裂破壊を支配する要因についての実験結果—」、日本建築学会論文報告集、pp.47~54、1982年9月。
- 3) 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年2月。
- 4) 前田匡樹、小谷俊介、青山博之；「RC部材の付着割裂強度に関する実験的研究」、コンクリート工学年次論文報告集、Vol13 No.2、pp.145~150、1991年6月。
- 5) 角徹三、張建東、熊谷信太郎、飯塚信一；「高強度コンクリートを用いた鉄筋コンクリートはりの付着割裂強度」、コンクリート工学年次論文報告集、Vol13 No.2、pp.163~168、1991年6月。
- 6) 角徹三、山田守、合衆将三；「鉄筋コンクリート部材の付着割裂強度算定式の提案」、日本建築学会論文報告集、pp.23~33、1990年8月。
- 7) 市之瀬敏勝、横尾慎一、南宏一；「付着割裂強度に及ぼす主筋本数と横補強筋の効果」、コンクリート工学年次論文報告集、Vol13 No.2、pp.157~162、1991年6月。
- 8) 竹内匡和、藤沢正視、上之園隆志、村田達雄、村上秀夫；「高強度鉄筋・高強度コンクリートを用いたRC部材の付着性状（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.353~354、1989年10月。
- 9) 田中久也、上田秀樹、熊森雅己、有馬文昭、古橋剛、鈴木亨；「高強度材料を用いたRC部材の付着性能に関する基礎的研究」、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造II、pp.369~370、1991年9月。
- 10) 岩倉知行、大屋戸理明、金久保利之、広沢雅也、藤沢正視、園部泰寿；「2段配筋を有する鉄筋コンクリート部材の付着割裂強度（その2：2段配筋部材の付着割裂強度）」、日本建築学会大会学術講演梗概集、C 構造II、pp.351~352、1991年9月。
- 11) 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、Vol13 No.2、pp.151~156、1991年6月。