

補強コンクリート部材の付着割裂性状に関する研究

その5 横補強のある場合の付着割裂強度算定式

STUDY ON BOND SPLITTING BEHAVIOR OF REINFORCED CONCRETE MEMBERS

Part 5 Predicting equation for bond splitting strength with lateral reinforcement

八十島 章*, 金久保 利之**

Akira YASOJIMA and Toshiyuki KANAKUBO

To develop a simple prediction formula of bond splitting strength, local bond stress versus slippage of reinforcement relationship was proposed in the preceding study (Part 4). This research presents the proposal of predicting equation for bond splitting strength with confinement of lateral reinforcement and the results of analysis performed to investigate influence of structural factors, such as bond length, lateral reinforcement ratio, concrete strength, Young's modulus of lateral reinforcement. The newly developed prediction formula is expressed for two different types, i.e., concrete splitting mode and lateral confinement mode. The predicted bond splitting strengths show a good agreement with experimental results of previous studies.

Keywords : bond splitting strength, stress block, bond length, lateral reinforcement ratio, effective bond length

付着割裂強度, ストレスブロック, 付着長, 横補強筋比, 有効付着長

1. はじめに

補強コンクリート部材の付着割裂強度および局所性状に関する研究は盛んに行われており、現在までに種々の付着割裂強度算定式が提案されている^{1)~4)}。これらの多くの算定式は、主筋径の20倍程度以上の付着長を持つ試験体を用いて実部材の付着割裂挙動を実験的に再現し、コンクリート強度、横補強筋量、付着長さ、コンクリートかぶり厚さ等を変動因子とした実験結果を回帰分析し、横補強のない付着割裂強度（コンクリート負担分： τ_{co} ）に横補強筋による付着強度増分（横補強筋による増分： τ_{co} ）を累加させた実験式である。

本来、補強コンクリート部材の付着割裂性状において、付着長が短い局所的な性状と付着長がある程度長い部材の平均的な性状は、横補強筋の有無に関わらず、同一の破壊メカニズムによるものであると考えられる。しかしながら、この両者の関係および破壊メカニズムに焦点をあて、それに立脚した付着割裂強度算定式の力学的構築を行おうとする研究はあまり進んでいない。

筆者らは、これまでに横補強のない場合の局所付着応力-すべり量関係を、主筋の種類やかぶり厚などを変動因子とした付着長の短い実験を通じて定量化し、この関係式を用いた数値解析により付着長が大きい部材の荷重端側からの連鎖的な破壊性状および種々の構造因子が与える影響を把握した^{5)~6)}。また、局所付着応力-すべり量関係の囲む面積と等価な面積を有する付着ストレスブロックを用

いた簡易な手法により横補強のない場合の付着割裂強度算定式を構築し、既往の付着実験の結果を十分な精度で評価できることを示した⁷⁾。また、横補強のある場合の局所付着応力-主筋すべり量関係を、横拘束力や主筋節形状などを変動因子とした実験的検討および横補強筋の拘束効果と割裂ひび割れ幅の関係に基づいて提案し、この関係と主筋すべり量に関する付着基礎微分方程式を用いた付着割裂強度の解析値が実験値と比較的良好に対応することを示した⁸⁾。

本報では、前報までと同様の手法により、定量化した横補強のある場合の局所付着応力-主筋すべり量関係を用いたパラメトリックな数値解析により種々の構造因子が与える影響について検討するとともに、力学的な意味付けを大きく失わない簡易な手法により横補強のある場合の付着割裂強度算定式を導出する。また、本算定式による計算値と既往の付着実験結果を対比させ、これまでに提案されている諸算定式の適合性と比較検討する。

2. 付着割裂強度算定式の構築

2.1 局所付着応力-主筋すべり量関係

前報：その4⁸⁾で行った数値解析では、横補強筋による局所の付着増分を主筋別（隅筋と中筋）に設定し、各々の主筋に対して解析を行って平均的な性状を求めた後に、拘束負担率で付加させて付着割裂強度を求めた。本報では、局所付着応力-主筋すべり量関係の囲

* 広島大学大学院工学研究科 助手・博士(工学)

** 筑波大学大学院システム情報工学研究科
助教授・博士(工学)Research Assoc., Graduate School of Engineering, Hiroshima University, Dr. Eng.
Assoc. Prof., Graduate School of Systems and Information Engineering, University of Tsukuba, Dr. Eng.

む面積に着目し、力学的考察に基づいた簡易な手法により付着割裂強度算定式を導出することを目的としている。そこで、図1に示すように、まず局所レベルで拘束負担率および横補強筋足数と主筋本数の比で平均化し、全主筋を対象に統合させた平均化局所付着応力－主筋すべり量関係を用いて算定式の構築を行う。各々の主筋の平均付着応力－荷重端すべり量関係を拘束負担率で付加させた平均性状の付加による解析値（前報その4の方法）と統合させた平均化局所付着応力－主筋すべり量関係から求めた局所の付加による解析値の比較を図2に示す。また、前報その4と同一の試験体166体の検証用データ^{1)～3), 9)～25)}を用いた数値計算の結果として、局所性状の付加による付着割裂強度の解析値と既往の付着実験結果の比較を図3に示す。付着割裂強度の解析値において、平均性状の付加の場合と局所性状の付加の場合はほぼ同等の値を示していることから、全主筋を統合させた平均化局所付着応力－主筋すべり量関係を用いて強度算定式を構築することが可能といえる。前報：その4⁸⁾で定量化した局所付着性状を踏襲し、全主筋を横補強筋の拘束負担率および横補強筋の足数と主筋本数の比により統合させた横補強のある場合の局所付着応力－主筋すべり量関係を以下に示す。

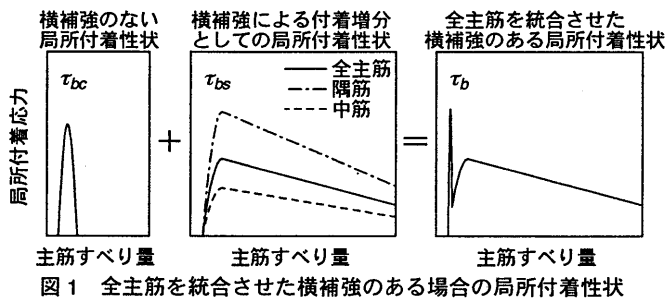


図1 全主筋を統合させた横補強のある場合の局所付着性状

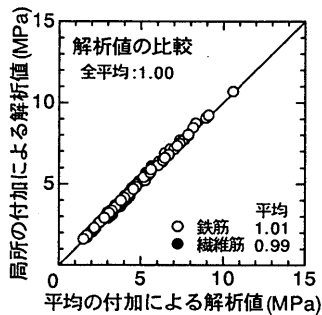


図2 解析値の比較

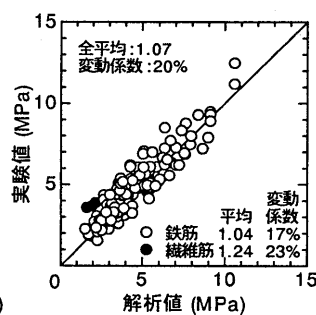


図3 実験値と解析値の比較

$$\tau_b = \tau_{bc} + \tau_{bs} \quad (1)$$

$$\tau_{bc} = 2 \cdot \sigma_t \cdot \beta \cdot s \cdot \frac{(r_u/d_b)^2 - (\beta \cdot s)^2}{(r_u/d_b)^2 + (\beta \cdot s)^2} \cdot \cot \alpha \quad (2)$$

$$\tau_{bs} = \tau_{bs, \max} \cdot (s/s_{\max}) \cdot (2 - s/s_{\max}) \quad (s \leq s_{\max}) \quad (3-a)$$

$$\tau_{bs} = -\frac{\tau_{bs, \max}}{l_n - s_{\max}} \cdot (s - l_n) \quad (s > s_{\max}) \quad (3-b)$$

$$\tau_{bc, \max} = 0.601 \cdot \sigma_t \cdot \frac{r_u}{d_b} \cdot \cot \alpha \quad (4)$$

$$\tau_{bs, \max} = (n_w/N) \cdot \sigma_{l, \max} \cot \theta + \lambda \cdot (1 - n_w/N) \cdot \sigma_{l, \max} \cot \theta \quad (5)$$

$$s_{\max} = \gamma \cdot k \cdot l_n \cdot \sigma_B / \sigma_{l, \max} \quad (6)$$

$$\sigma_{l, \max} = \sqrt{k \cdot \frac{b \cdot p_w}{N \cdot d_b} \cdot \frac{h}{l_{we}} \cdot E_{st} \cdot \sigma_B} \quad (7)$$

$$\text{ただし, } \sigma_{l, \max} \leq \sigma_{ly} = \frac{b \cdot p_w}{N \cdot d_b} \cdot \sigma_{wy} \quad (8)$$

ここで、

τ_b : 横補強のある場合の付着応力

τ_{bc} : 横補強のない場合の付着応力

τ_{bs} : 横補強による付着増分としての付着応力

s : 主筋すべり量, d_b : 主筋径, p_w : 横補強筋比

σ_t : コンクリート割裂強度

σ_B : コンクリート圧縮強度

r_u : コンクリートかぶり厚さに主筋半径を加えた値

β : 横補強のない場合の内部ひび割れの大きさとすべり量の関係を表す定数 = 10.2 (1/mm)

α : 横補強のない場合の主筋がコンクリートを押し広げる力の主筋方向とのなす角 = 34°

$\sigma_{l, \max}$: 拘束応力, n_w : 横補強筋の足数, N : 主筋本数

h : 主筋の節高さ, l_n : 主筋の節間隔, b : 部材幅

E_{st} : 横補強筋のヤング係数, σ_{wy} : 横補強筋の降伏強度

θ : 横補強のある場合の主筋がコンクリートを押し広げる力の主筋方向とのなす角 = 56°

k : 支圧強度で決まる拘束応力と割裂ひび割れ幅の関係を表す定数 = 0.018

γ : 主筋すべり量とひび割れ幅の関係を表す定数 = 0.45

l_{we} : 横補強筋の付着有効長さ = 横補強筋の径の9倍

λ : 横補強筋による隅筋と中筋の拘束負担率 = 0.62

2.2 平均的な付着性状に与える構造因子の影響

(1) 式と主筋すべり量に関する付着基礎微分方程式を用いて、文献6)に示される解析方法によるパラメトリックな数値解析を行い、付着長、横補強筋比、コンクリート強度、ヤング係数の各構造因子が平均的な付着割裂性状に与える影響を把握する。また、付着割裂強度に関して、解析値と実験値との対応を比較検討する。なお、解析にあたって、断面内の主筋位置は等間隔であるとし、文献中に記載のないコンクリート割裂強度は文献26)を参照して求めた。さらに、(1)式は下端筋のサイドスプリット型破壊を対象としているため、実験値は文献中に示される上端筋と下端筋の実験値の比率にしたがって下端筋に換算した。

(1) 付着長の影響

既往の付着割裂強度算定式では、付着長の影響を経験的に取り入れた式と、その影響を全く考慮していない式が存在する。主筋の引張荷重を付着全表面積で除した平均応力で付着割裂強度を論じる場合、通常、付着長が大きくなるにしたがい強度が低下することが考えられる。

文献2)の実験における付着長を変動因子とした試験体について、横補強筋比を種々変化した解析結果を図4に示す。同文献の横補強筋を有する単純梁形式の試験体は、断面 300×400mm、コンクリート圧縮強度 100MPa クラス、主筋 D25 (4本)、横補強筋比 0.6% (2-D10@80) である。また、図中には横補強筋比を 0.0～1.0% (4レベル) まで変化した解析結果も示している。解析結果は、概ね実験結果の傾向を捉えており、横補強筋比が小さく付着長が短い場合の解析結果は、横補強のない場合とほぼ同程度の値であり、コンクリートの割裂により決定している⁸⁾。また、付着長および横補強

筋比が大きくなると、横補強筋の拘束により決定される⁸⁾ことで強度の減少傾向が異なり、付着長が主筋径の50倍程度の大きさにおいては、その影響をあまり受けないことが確認できる。すなわち、付着長の影響は、横補強筋比の大きさと密接に関係しており、付着割裂強度がコンクリートの割裂で決定する場合と横補強筋の拘束で決定する場合では、その傾向が異なっている。なお、コンクリートの割裂で決定する場合は、横補強のない場合と同様な傾向にあると考えられる。これらの結果は、荷重端側からの連鎖的な破壊で平均付着応力が減少する性状を表しているといえる。

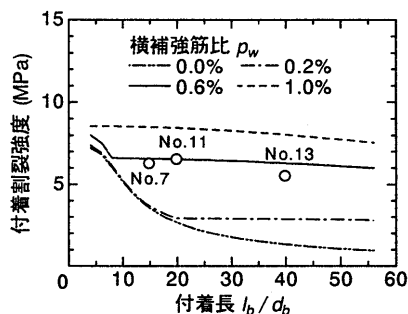


図4 付着長と付着割裂強度の関係

(2) 横補強筋比の影響

既往の多くの付着割裂強度算定式は、コンクリートの寄与分と横補強筋の寄与分の和で強度を評価し、横補強筋による強度増分を横補強筋比の1次式で表現している。そのため、横補強筋比が非常に大きい場合においても、コンクリートの寄与分が強度に影響する構成となり、アーチ機構とトラス機構の和によるせん断強度評価のように横補強筋の拘束効果が大きいときにコンクリートの寄与分が消滅する機構になっていない。

文献20)の横補強筋比(横補強筋の足数)を変動させた試験体を解析した例を図5に示す。対象とした試験体は、断面300×450mm、コンクリート圧縮強度63MPaで、主筋には異形鉄筋D16(5本)が、横補強筋にはφ6(2本および4本)が使用されている。左図は横補強筋の足数が2本および4本で付着長が300mmの試験体であり、右図は横補強筋の足数4本で種々の付着長における解析結果を示している。実験結果は横補強筋の足数ごとに記号を変えてプロットし、右図中の破線は(5)式による横拘束の局所最大付着応力を示している。解析結果は、横補強筋比および横補強筋の足数の違いによる実験結果の傾向を比較よく捉えており、中子筋の有無で強度の増大傾向に違いが表れている。右図より、付着長が短い場合は横補強筋比が増加するにしたがい破線に漸近しているが、付着長がある程度長い場合は横補強筋比が増加するにしたがい破線から離れ減少し、付着長の大きさにその程度が異なっている。横補強筋比が小さく付着長が短い場合は、コンクリートの割裂による局所性状が大部分を負担しているが、横補強筋比および付着長が大きくなるにつれて、コンクリートの割裂による寄与分が減少し、横拘束による負担が増大している。また、(5)式に漸近する程度の横補強筋比においては、コンクリートの割裂による寄与分が消滅して横補強筋による拘束が強度の全てを負担している。さらに、横補強筋比の増大にともない破線から離れ減少する付着長においては、横補強筋比が大きいほど局所で負担する付着応力が大きくなり、付着応力分布が短い区間に分

布する状態になるため、平均付着応力が横拘束による局所最大付着応力の増加分ほど大きくならない。この傾向は、付着長およびコンクリート強度が大きいほど、また主筋ヤング係数が小さいほど顕著に現れる。

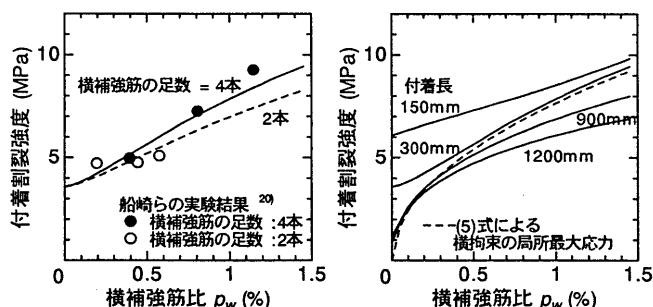


図5 横補強筋比と付着割裂強度の関係

(3) コンクリート強度の影響

ほとんどの既往の算定式は、コンクリート強度の影響を圧縮強度を用いて表し、圧縮強度の平方根の比例式で付着割裂強度を与えている。これは、コンクリート割裂強度を経験的に圧縮強度の平方根で表現することと付着割裂強度をコンクリートの寄与分と横補強筋の増加分の和で与えているためと考えられる。

文献2)のコンクリート強度を変動因子とした試験体について、主筋ヤング係数および付着長を種々変化させて解析した例を図6に示す。同文献の試験体は、断面300×400mm、横補強筋比0.6%で、主筋には異形鉄筋D25(4本)が使用され、付着長500mmの試験体である。コンクリート圧縮強度の増大にともなう実験結果の増加傾向は、解析結果とよい対応を示している。コンクリート圧縮強度は横補強筋比と同様な傾向を示し、コンクリート圧縮強度および付着長が大きいほど、また主筋ヤング係数が小さいほど局所で負担する付着応力が増大し、主筋すべり量も大きくなるために、付着応力分布が短い区間に分布することになる。そのため、解析結果から確認できるように、平均付着応力である付着割裂強度は局所付着応力の増加ほどに大きくならない。

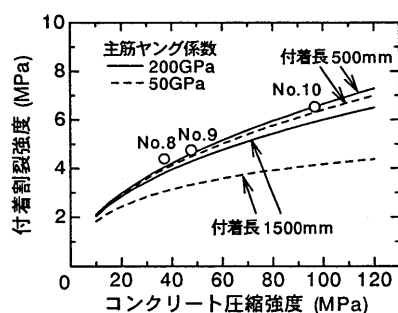


図6 コンクリート強度と付着割裂強度の関係

(4) 横補強筋ヤング係数の影響

横補強筋のヤング係数を鉄筋のヤング係数で除した値(ヤング係数比)のべき乗により、経験的に横補強筋ヤング係数の影響を評価している算定式¹⁴⁾が見られるが、ほとんどの算定式ではその影響は考慮されていない。

文献15)の試験体の内、主筋に異形鉄筋D13(4本)を用い、横補強筋にアラミド繊維筋およびカーボン繊維筋を使用した横補強筋

比 1.00% の試験体の実験結果と解析結果の比較を図 7 に示す。解析対象とした試験体は、断面 200×350mm、付着長 300mm、コンクリート圧縮強度 38MPa である。解析結果は、実験結果の傾向を概ね捉えており、横補強筋比により強度の増加傾向が異なっている。横補強筋比が小さい場合は、横補強筋ヤング係数が大きくなってもコンクリートの割裂で決定しているため、ほぼ線形的に増加している。一方、補強筋比が大きい場合は、横補強筋ヤング係数が増大するにしたがい、強度の負担割合がコンクリートの割裂から横補強筋の拘束に移行するために増加傾向が異なっている。

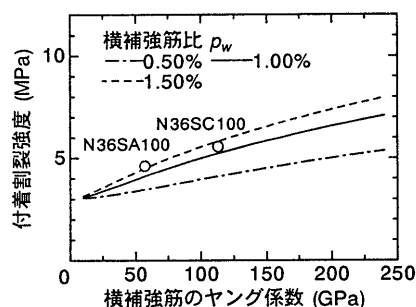


図 7 横補強筋のヤング係数と付着割裂強度の関係

2.3 等価付着ストレスブロック (EBSB)

表 1 に示される片持梁形式の引抜試験を想定した 4 種類の解析ケースについて、(1) 式のモデルを用いて前節と同様な手法により数値積分した結果を図 8 および図 9 に示す。なお、解析にあたって、断面内の主筋位置は等間隔とした。

図 8 は平均付着応力-荷重端すべり量関係を示し、ケース II に示される二点鎖線は、文献 14) の実験で変動因子が同等な試験体の実験結果である。同図中には、最大応力時に○、荷重端すべり量 s_f が横補強のないときの局所付着応力が 0 になる主筋すべり量 $s_{e, \eta}$ ($=r_u/(\beta \cdot d_b)$) と等しくなったときに□、横補強筋の拘束による場合で平均付着応力が極大値に達したときに×記号を付している。また、図 9 は図上段からそれぞれ軸方向 (自由端からの距離) に対する (a) 付着応力分布、(b) 主筋引張力分布、(c) 主筋すべり量分布を示しており、各々左列から図 8 のケース I～IV の場合に対応している。実線あるいは一点鎖線で示される曲線が (1) 式による解析結果であり、ハッチ部および破線は等価付着ストレスブロック (以下、EBSB) による計算結果である。図 9 の各分布で、ケース I および IV の実線は最大応力時を示し、ケース II の実線は横拘束による平均付着応力の極大時を、ケース III の実線は荷重端すべり量が s_e の時を示している。なお、ケース II および III の付着応力分布図には一点鎖線で最大応力時を示している。

平均付着応力-荷重端すべり量関係は、すべてのケースで 2 ケ所の極値を持っており、ケース I および III はコンクリートの割裂で付

表 1 解析諸元

解析ケース	I	II	III	IV
断面形状	200×350mm		300×400mm	
コンクリート強度	$\sigma_B = 34\text{MPa}$ $\sigma_t = 2.5\text{MPa}$		$\sigma_B = 60\text{MPa}$ $\sigma_t = 4.0\text{MPa}$	
主筋	4-D13 ($E_b = 200\text{GPa}$)		4-D25 ($E_b = 200\text{GPa}$)	
横補強筋	2-D6@140 $p_w = 0.15\%$	2-D6@26 $p_w = 0.80\%$	2-D10@320 $p_w = 0.15\%$	2-D10@80 $p_w = 0.60\%$
付着長	150mm	300mm	500mm	1000mm

着割裂強度が確定する場合であり、ケース II および IV は横補強筋の拘束による負担が支配的になる場合である。なお、ケース II はコンクリートの割裂により最大に達しているように見えるが、全体的な挙動から判断するとコンクリートの割裂よりも横拘束による負担が支配的になっている。また、ケース II の解析結果と実験結果は、最大応力およびポストピーク挙動において、比較的良好に対応していることが確認できる。

ケース I および III の場合は横補強筋の拘束効果が小さいために横補強のない場合と同程度の強度であり、横補強のない場合の局所付着応力が強度の大部分を占めていることが確認できる。また、ケース I では付着応力を担う区間が付着域全体となっているが、ケース III ではあまり付着応力が生じていない区間が存在し、付着応力発生領域が限られている。一方、横拘束で決定しているケース II および IV の場合は、最大付着応力と横拘束による平均付着応力の極大値が同等であり、横拘束による負担が支配的になっている。また、付着長が大きくなるにしたがい最大応力時の荷重端すべり量が増大することから、横補強のない場合と同様に横拘束で決定する場合においても、有効に付着応力を担う区間が荷重端から自由端へと推移すると考えられる。

図 9 の付着応力分布に示されるハッチ部は、前報: その 3⁷⁾と同じ手法で定義した EBSB の一例であり、有効な付着域に対する局所付着応力-主筋すべり量関係を (1) 式の囲む面積と等価な長方形の面積で代替することによる一定の付着応力分布である。また、ケース III のように付着長が大きい場合には、ある程度以上の付着応力が発揮される有効な付着領域においてのみ EBSB を定義することで簡易に付着応力を定めることができ、力学的な意味付けを大きく失うことなく付着割裂強度算定式の導出を行うことが可能となる。本報では、局所性状において 2 つの極値を持つ (1) 式のモデルに対して、横補強のない局所付着応力が支配的なコンクリートの割裂で決定される場合と横補強筋の拘束効果により横拘束で決定される場合の各々について、EBSB および有効付着長を定義し、付着長の大小に応じて付着割裂算定式を導出する。最終的な付着割裂強度は 2 つの場合から求まる値の最大値とする。

2.4 付着割裂強度算定式

主筋すべり量に関する付着基礎微分方程式は、主筋軸方向の変位が連続でコンクリートの変形を無視すると次式で表現できる。

$$\frac{d^2 s}{dx^2} = \frac{\phi_b}{E_b \cdot a_b} \cdot \tau_b \quad (9)$$

ここで、 τ_b : 付着応力、 s : 主筋すべり量

a_b : 主筋断面積、 ϕ_b : 主筋の周長、 E_b : 主筋ヤング係数

付着応力 τ_b が (1) 式で与えられた場合、(9) 式の主筋すべり量 s に関する 2 階微分方程式は数学的に解くことはできないが、一定な付着応力である EBSB を用いることで (9) 式は容易に解くことができる。EBSB を定義するにあたり、横補強のない局所性状が支配的であるコンクリートの割裂で決定される場合と横補強筋の拘束効果による横拘束で決定される場合の 2 通りに分けて考える。

(1) コンクリートの割裂で決定する場合

コンクリートの割裂で強度が確定される場合、図 8 および図 9 のケース I と III に示されるように、横補強のない場合の局所付着応力

一すべり量関係が大部分を負担するため、横補強のない場合の局所付着応力が 0 になる主筋すべり量 s_e までを有効な局所付着応力-主筋すべり量関係と捉え、付着長の大きい場合と小さい場合に分けて、付着割裂強度算定式を構築する。すなわち、主筋すべり量 s_e 以降の局所付着応力を 0 とし、付着長が大きい場合は荷重端すべり量が s_e 時の応力分布に対して、付着長が小さい場合は最大応力時の応力分布に対して EBSB を定義して導出する。

主筋すべり量 0~ s_e における横補強のある局所の最大付着応力は、

横補強のない場合の最大応力時すべり量 s_e ($=0.486 s_e$) の近傍であることから、EBSB の付着応力を以下で表現する。

$$\frac{d^2 s}{dx^2} = \frac{\phi_b}{E_b \cdot a_b} \cdot k_{sc} \cdot (\tau_{bc, \max} + \tau_{bs}(s_e)) = \frac{k_{sc}}{\lambda_{sc}} \quad (10)$$

ここで、 λ_{sc} は (11) 式のように定義した主筋付着指標とする。なお、主筋付着指標の次元は「長さ」である。

$$\lambda_{sc} = \frac{E_b \cdot a_b}{\phi_b \cdot (\tau_{bc, \max} + \tau_{bs}(s_e))} \quad (11)$$

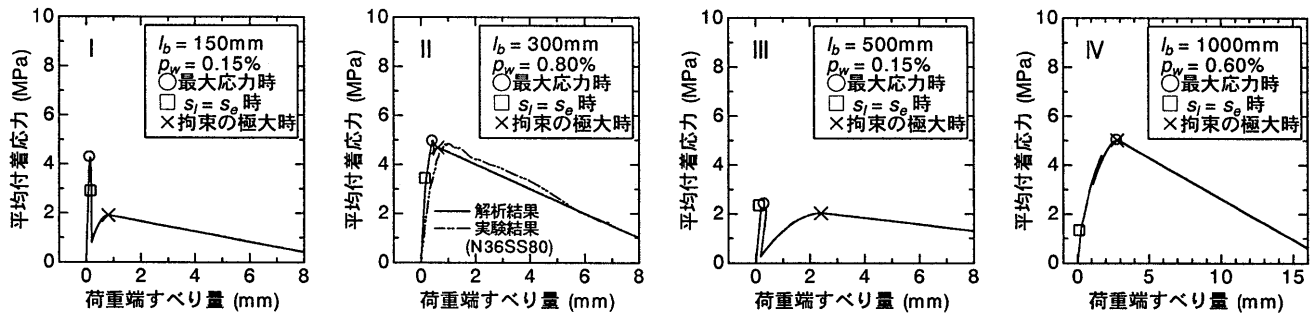
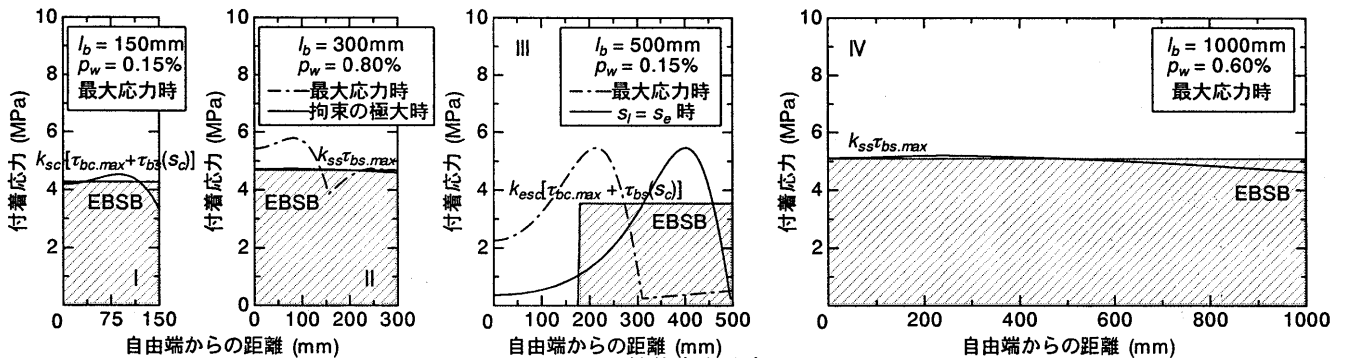
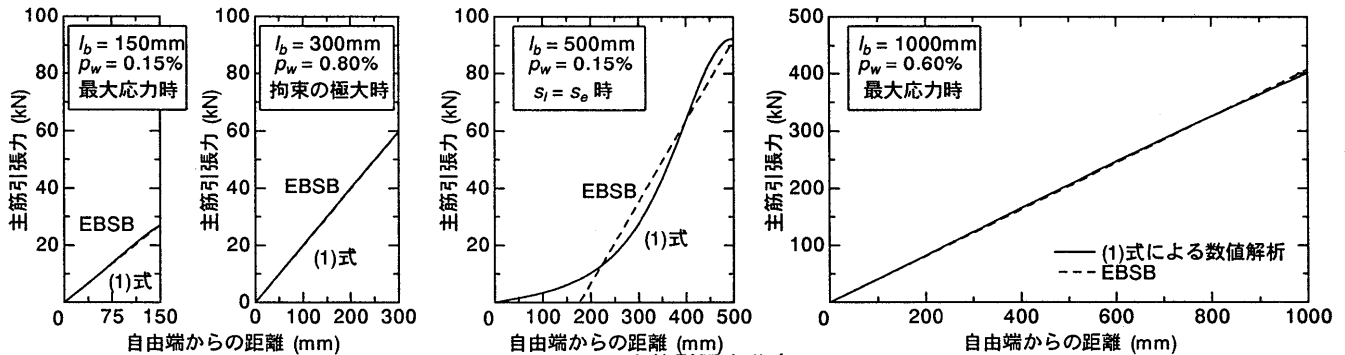


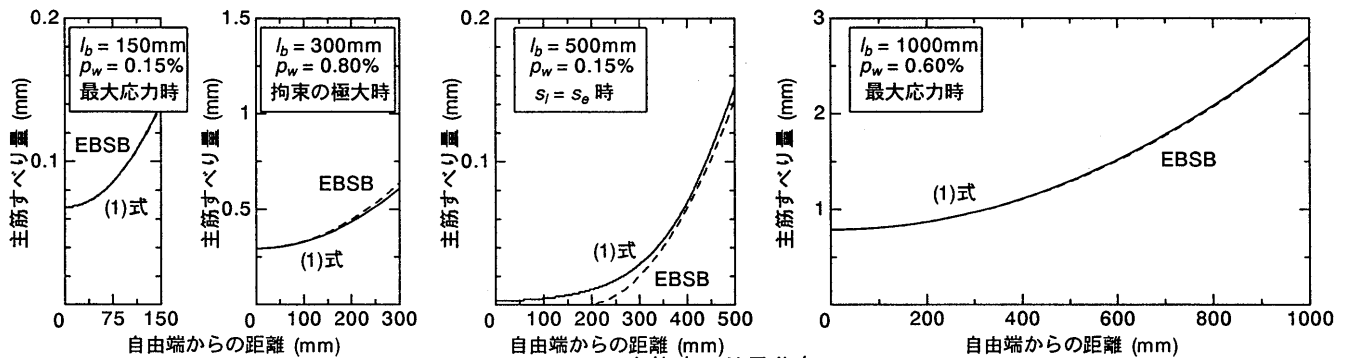
図 8 平均付着応力-荷重端すべり量関係



(a) 付着応力分布



(b) 主筋引張力分布



(c) 主筋すべり量分布

図 9 付着応力分布、主筋引張力分布、主筋すべり量分布

(a) 付着長が大きい場合

付着長が大きい場合、荷重端すべり量 $s_l = s_c$ の時は、局所付着応力をすべり量 $s = s_c$ 以上で 0 としたときの最大応力時に相当し、図 8 のケースⅢに示されるように、その時の応力と最大平均付着応力が同等であることから、EBSB の応力係数を主筋すべり量 $0 \sim s_c$ における付着応力の囲む面積から求める。また、簡易に付着割裂強度を算出するために、付着領域に対して有効付着長を定義し、有効に付着応力を担う区間を限定する。

ここで、 τ_{bs} は主筋すべり量 $0 \sim s_c$ において直線に見なすことができ、 s_c は s_e のほぼ半分であることから、 τ_{bs} に対する応力係数は 1 となる^注。さらに、横補強のないときの応力係数が 0.643 であることから⁷、横補強のある場合の EBSB の応力係数は以下となる。

$$k_{esc} = \frac{0.643 \cdot \tau_{bc,max} + \tau_{bs}(s_c)}{\tau_{bc,max} + \tau_{bs}(s_c)} \quad (12)$$

試験体の付着長 l_b が有効付着長 l_{esc} と等しい場合、自由端すべり量が 0 のとき荷重端すべり量が s_c と等しくなるため、有効付着長は以下で表すことができる。

$$s_e = \frac{k_{esc}}{2 \cdot \lambda_{sc}} l_{esc}^2 \quad (13)$$

$$\therefore l_{esc} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_{sc} \cdot s_e}{k_{esc}}} \quad (14)$$

したがって、付着長が大きい場合の付着割裂強度は、主筋引張力を付着区間全表面積で除した (15) 式で表現できる。

$$\tau_{bu,sc} = [0.643 \cdot \tau_{bc,max} + \tau_{bs}(s_c)] \cdot \frac{l_{esc}}{l_b} \quad (15)$$

(b) 付着長が小さい場合

付着長が小さい場合、図 9 のケースⅠに示されるように、付着応力を担う区間は付着域全体であり、EBSB 応力係数は付着長により変動する。しかしながら、局所の最大付着応力が $s = s_c$ の近傍であり、 τ_{bs} がすべり量 $0 \sim s_c$ の間では直線に見なせることを考慮すると、横補強のある場合の局所付着応力は、横補強のない場合の局所付着応力に定付着応力 $\tau_{bs}(s_c)$ を付加した値となる。そのため、EBSB の応力係数は、付着長と有効付着長の比の関数で表現でき、横補強のない場合の近似式⁷と同様な式となる。したがって、付着長が小さい場合の付着割裂強度は、主筋引張力を付着区間全表面積で除した (16) 式で表せる。

$$\tau_{bu,sc} = \left[\frac{1 - k_{ess}}{2} \cdot \cos\left(\left(\frac{l_b}{l_{ess}}\right)^2 \pi\right) + \frac{1 + k_{ess}}{2} \right] \cdot \tau_{bc,max} + \tau_{bs}(s_c) \quad (16)$$

(2) 横拘束で決定する場合

横補強筋による拘束で強度が確定される場合、図 9 のケースⅡおよびⅣの付着応力分布の囲む面積に着目すると、横補強のない付着応力の囲む面積は横補強による付着増分の囲む面積に比べて非常に小さいことが確認できる。また、図 8 のケースⅡにおける横補強筋の拘束による極大値は、横補強による付着応力のみから算出された付着割裂強度に相当し、最大応力と比較すると若干小さく、その差は僅かである。そのため、横拘束で強度が決定する場合は、横補強のないときの付着応力は無視し、横補強による付着増分である付着

応力—主筋すべり量関係のみを考えて、付着長の大きさに応じて付着割裂強度算定式を構築する。このとき、付着基礎微分方程式の (9) 式は、横補強による付着増分の最大付着応力である (5) 式を用いた EBSB によって、(17) 式で表現できる。

$$\frac{d^2 s}{dx^2} = \frac{\phi_b}{E_b \cdot a_b} \cdot k_{ss} \cdot \tau_{bs,max} = \frac{k_{ss}}{\lambda_{ss}} \quad (17)$$

ここで、 λ_{ss} は (18) 式で定義した主筋付着指標とする。

$$\lambda_{ss} = \frac{E_b \cdot a_b}{\phi_b \cdot \tau_{bs,max}} \quad (18)$$

(a) 付着長が大きい場合

付着長が非常に大きい場合、横補強による局所付着応力は主筋すべり量 $s = l_n$ 以上において付着応力が 0 になるため、有効に付着応力の発生する区間は限られた領域になる。そのため、付着応力の囲む面積と等価な面積である EBSB を定め、有効付着長を定義することで簡易に付着割裂強度を求めることができる。そこで、主筋すべり量 $s = 0 \sim l_n$ の範囲に対して、横補強による付着増分である (3) 式の面積を数学的に求めると、付着長が有効付着長より大きい場合の EBSB 応力係数は以下で表現される。

$$l_n \cdot k_{ess} = \frac{2}{3} \cdot s_{max} + \frac{l_n - s_{max}}{2} \quad (19)$$

$$\therefore k_{ess} = 0.5 + \frac{1}{6} \cdot \frac{s_{max}}{l_n} \quad (20)$$

また、付着長が有効付着長のときに荷重端すべり量と自由端すべり量の差が節間隔 l_n となるため、有効付着長は (21) 式で定義できる。

$$l_{ess} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_{ss} \cdot l_n}{k_{ess}}} \quad (21)$$

したがって、付着長が大きく横拘束で決定する場合の付着割裂強度は (22) 式で表現できる。

$$\tau_{bu,ss} = k_{ess} \cdot \tau_{bs,max} \cdot \frac{l_{ess}}{l_b} \quad (22)$$

(b) 付着長が小さい場合

付着長が小さい場合、EBSB 応力係数は横補強のない場合と同様に付着長により変動し、付着長と有効付着長の比の関数で表現されるため、数値計算による結果を近似することとする。数値計算の結果を図 10 に示す。また、図中には数値計算の結果を近似した (23) 式による値を実線で示している。近似式による値は、比較的良好に計算結果と対応していることが確認できる。

$$k_{ss} = \frac{1 - k_{ess}}{2} \cdot \cos\left(\pi \cdot \left(\frac{l_b}{l_{ess}}\right) \sqrt{\frac{l_b}{l_{ess}}}\right) + \frac{1 + k_{ess}}{2} \quad (23)$$

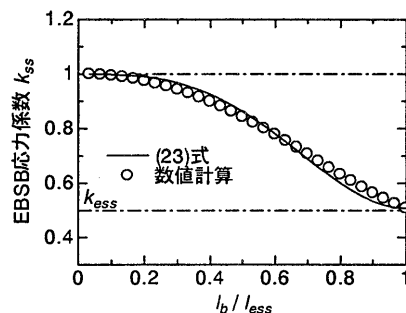


図 10 EBSB 応力係数と付着長の関係

したがって、付着長が小さく横拘束で決定する場合の付着割裂強度は (24) 式で表せる。

$$\tau_{bu,ss} = \left[\frac{1-k_{ess}}{2} \cdot \cos\left(\pi \cdot (l_b/l_{ess}) \sqrt{l_b/l_{ess}}\right) + \frac{1+k_{ess}}{2} \right] \cdot \tau_{bs,max} \quad (24)$$

3. 付着割裂強度算定式の検証

3.1 付着割裂強度算定式

最終的な横補強のある場合の付着割裂強度は、前章で導出したコンクリートの割裂で決定される強度と横補強筋の拘束で決定される強度のうちの最大値とする。導出した本算定式を以下にまとめる。

$$\tau_{bu} = \max(\tau_{bu,sc}, \tau_{bu,ss}) \quad (25)$$

(1) コンクリートの割裂で決定する場合

$$l_{esc} = \sqrt{\phi_b \cdot (0.643 \cdot \tau_{bc,max} + (s_c/s_{max}) \cdot (2 - s_c/s_{max}) \cdot \tau_{bs,max})} \quad (26)$$

$l_b \geq l_{esc}$ のとき

$$\tau_{bu,sc} = [0.643 \cdot \tau_{bc,max} + (s_c/s_{max}) \cdot (2 - s_c/s_{max}) \cdot \tau_{bs,max}] \cdot \frac{l_{esc}}{l_b} \quad (27)$$

$l_b < l_{esc}$ のとき

$$\tau_{bu,sc} = \left[\frac{1-k_{esc}}{2} \cdot \cos\left(\pi \cdot (l_b/l_{esc})^2\right) + \frac{1+k_{esc}}{2} \right] \cdot \tau_{bc,max} + (s_c/s_{max}) \cdot (2 - s_c/s_{max}) \cdot \tau_{bs,max} \quad (28)$$

(2) 横補強筋の拘束で決定する場合

$$l_{ess} = \sqrt{\phi_b \cdot (3 + s_{max}/l_n) \cdot \tau_{bs,max}} \quad (29)$$

$l_b \geq l_{ess}$ のとき

$$\tau_{bu,ss} = k_{ess} \cdot \tau_{bs,max} \cdot \frac{l_{ess}}{l_b} \quad (30)$$

$l_b < l_{ess}$ のとき

$$\tau_{bu,ss} = \left[\frac{1-k_{ess}}{2} \cdot \cos\left(\pi \cdot (l_b/l_{ess}) \sqrt{l_b/l_{ess}}\right) + \frac{1+k_{ess}}{2} \right] \cdot \tau_{bs,max} \quad (31)$$

3.2 既往の実験結果による検証

既往の片持梁形式および単純梁形式の付着割裂実験の結果を使用し、本算定式による付着割裂強度の適合性の検証を行う。また、本算定式との比較のために、藤井らによる算定式¹⁾、角らによる算定式²⁾、前田らによる算定式⁴⁾を用いた計算値との比較も行った。検証対象とした試験体は、藤井ら¹⁾、角ら^{2), 9), 10)}、前田ら³⁾、鈴木ら¹⁰⁾、田中ら¹¹⁾、遠藤ら¹²⁾、笠原ら¹³⁾、市之瀬ら^{17), 18)}、竹内ら¹⁹⁾、船崎ら²⁰⁾、中田ら²¹⁾、黒木ら²²⁾、松野ら²³⁾、吉田ら²⁴⁾、飯星ら²⁵⁾、筆者ら^{14), 15)}の研究で加力実験された普通コンクリートの試験体であり、補強材に鉄筋および連続繊維筋が使用され、サイドスプリット型で破壊した下端筋の試験体 166 体（鉄筋 132 体、連続繊維筋 34 体）である。解析にあたって、断面内主筋位置が等間隔であるとして割裂線長さおよびコンクリートかぶり厚を求め、文献中に記載のないコンクリート割裂強度は文献 26) を、主筋節形状は JIS G3112 を参照して算出している。

付着割裂強度の実験値と各算定式による計算値の比較を図 11 に

示す。本算定式は、計算値が若干小さく算出され安全側の評価であり、全試験体の実験値と計算値の比較値の平均値は 1.13、変動係数 21% である。また、主筋および横補強筋に鉄筋を使用した試験体では平均値 1.10、変動係数 19% であり、主筋または横補強筋に連続繊維筋を使用した試験体では平均値 1.36、変動係数 19% となっている。さらに、本算定式は、これまでに提案されている各算定式と比較すると、高強度における実験値と計算値の対応が良く、実験値と計算値の比較値のばらつきを表す変動係数も各算定式と同程度である。本算定式は、部材の実験結果を回帰分析し横補強のない付着割裂強度に横補強の付着増分強度を累加した実験式とは異なり、主筋径、コンクリート強度、付着長、横補強筋比、主筋および横補強筋のヤング係数などを構造因子として力学的意味合いを保持した簡易な手法により導出したコンクリートの割裂または横補強筋の拘束で決定される算定式であり、コンクリートの割裂というばらつきの大きい性状に起因した付着割裂強度を既往の諸算定式と遜色なく十分な精度で評価できていると考えられる。

なお、本手法によって求まる EBSB は、付着応力—すべり量関係の囲む面積から求まる近似的な面積であるため、主筋軸方向の付着応力分布の囲む面積とは数学的に一致しない。

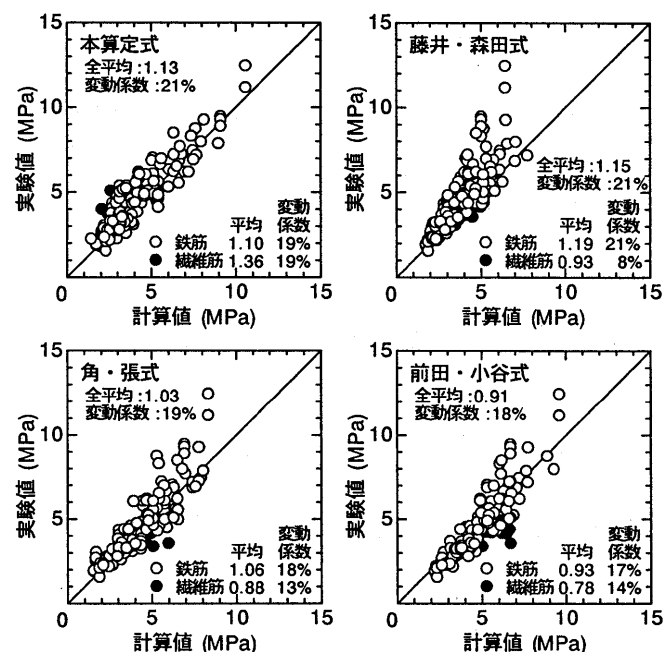


図 11 付着割裂強度の実験値と計算値の比較

4. まとめ

定量化した横補強のある場合の局所付着応力—主筋すべり量関係と主筋軸方向の変形が連続である場合のすべり量に関する付着基礎微分方程式を用いたパラメトリックな数値解析により種々の構造因子が与える影響について検討した。その結果に基づき、局所付着応力の囲む面積と等価な面積を有する付着ストレスブロックを利用して、コンクリートの割裂で決定する場合と横補強筋の拘束で決定する場合に区別し、主筋および横補強筋のヤング係数、付着長、主筋種類、コンクリート強度、横補強筋比を構造因子として力学的な意味付けを失わずに簡易な手法により横補強のある場合の付着割裂強度算定式を提案した。本算定式による付着割裂強度は、若干実験結果を安

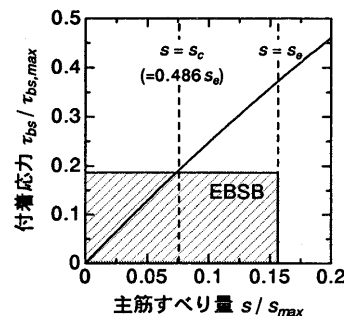
全側に評価するものの、既往の付着実験結果と良く対応しており、これまでに提案されている諸算定式と比較しても遜色なく十分な精度で評価できることを示した。

参考文献

- 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書, No.319, pp.47~54, 1982.9
- 角 徹三, 張 建東, 飯塚信一, 山田 守: 高強度コンクリートレベルをも包含する RC 部材の付着割裂強度算定式の提案, コンクリート工学論文集, 第3巻, 第1号, pp.97~108, 1992.1
- 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強度式の提案, 構造工学論文集, Vol.38B, pp.293~306, 1992.3
- 前田匡樹, 小谷俊介, 青山博之: 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強度式, 構造工学論文集, Vol.40B, pp.277~284, 1994.3
- 金久保利之, 米丸啓介, 福山 洋: 補強コンクリート部材の付着割裂性状に関する研究, その1: 横補強のない場合の局所付着割裂性状, 日本建築学会構造系論文集, No.492, pp.99~106, 1997.2
- 金久保利之, 小島浩一, 米丸啓介, 福山 洋: 補強コンクリート部材の付着割裂性状に関する研究, その2 横補強のない場合の性状に与える構造因子の影響, 日本建築学会構造系論文集, No.506, pp.163~168, 1998.4
- 八十島 章, 金久保利之: 補強コンクリート部材の付着割裂性状に関する研究, その3 横補強のない場合の付着割裂強度算定式, 日本建築学会構造系論文集, No.567, pp.117~123, 2003.5
- 八十島 章, 金久保利之: 補強コンクリート部材の付着割裂性状に関する研究, その4 横補強のある場合の局所付着割裂性状, 日本建築学会構造系論文集, No.607, pp.141~148, 2006.9
- 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, 日本建築学会構造系論文集, No.414, pp.23~33, 1990.8
- 鈴木英之, 西原 寛, 田畑 卓: 鋼板補強された鉄筋コンクリート部材の付着割裂強度, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.835~840, 2001.7
- 田中久也, 上田秀樹ほか: 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, 1991.9
- 遠藤英之, 中澤 淳, 南 宏一: 高強度材料を組合せた鉄筋コンクリート部材における付着割裂破壊性状 (その3), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-2 構造Ⅳ, pp.623~624, 2000.9
- 笠原美幸, 中野克彦, 松崎育弘: 高靱性セメント材料が異形鉄筋の付着割裂性状に及ぼす影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-2 構造Ⅳ, pp.129~130, 2001.9
- 米丸啓介, 金久保利之, 福山 洋, 園部泰寿: 連続繊維補強コンクリート部材の付着割裂強度, コンクリート工学論文集, Vol.4, No.2, pp.101~109, 1993.7
- 園部泰寿, 藤沢正視, 金久保利之, 米丸啓介: 連続繊維による補強コンクリート部材の付着性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.2, pp.625~630, 1992.6
- 角 徹三, 張 建東, 福田拓也: 高強度コンクリートを用いた実大 RC 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.919~920, 1992.8
- 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, Vol.13, No.2, pp.157~162, 1991
- 市之瀬敏勝, 横尾慎一: 高強度コンクリートを用いた RC 部材の付着割裂実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.2, pp.75~80, 1992.6
- 竹内匡和, 村田達雄, 藤沢正視, 上之園隆志, 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, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C 構造Ⅱ, pp.353~356, 1989.10
- 船崎憲介, 遠藤英之, 中澤 淳, 南 宏一: 高強度材料を組合せた鉄筋コンクリート部材における付着割裂破壊性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-2 構造Ⅳ, pp.503~506, 1999.9
- 中田幸造, 吉村浩二, 菊池健児, 黒木正幸, 高木秀敏, 益田豊ほか: 炭素繊維シート補強 RC 柱における異形鉄筋の付着割裂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, C-2 構造Ⅳ, pp.631~634, 2000.9
- 黒木正幸, 吉村浩二ほか: 炭素繊維シート補強 RC 柱における異形鉄筋の付着割裂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, C-2 構造Ⅳ, pp.135~138, 2001.9
- 松野一成, 河野 進, 角 徹三: 連続繊維シートによる RC 部材の付着割裂強度増大効果, 日本建築学会構造系論文集, No.548, pp.95~100, 2001.10
- 吉田藍子, 松本 至, 中野克彦, 松崎育弘: 高性能コンクリートの付着性状に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.2, pp.835~840, 2002.6
- 飯星 力, 藤井 栄, 角 徹三: 連続繊維で補強したコンクリート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-2 構造Ⅳ, pp.577~578, 2003.9
- 野口貴文, 友澤史紀: 高強度コンクリートの圧縮強度と各種力学特性との関係, 日本建築学会構造系論文集, No.472, pp.11~16, 1995.6

注

横補強による局所付着応力—主筋すべり量の増分 (τ_{bs} : (3-a)式) の例を付図1に示す。 $s = s_c$ までの面積を示す増分に対する EBSB の応力は、 $s = s_c$ の時の応力とほぼ等しくなり、応力係数を1とすることができる。



付図1 横補強による局所付着応力—すべり量の増分

(2006年9月6日原稿受理, 2006年12月5日採用決定)