

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6 付着構成則を放物線でモデル化した場合の理論解

STUDY ON BOND SPLITTING BEHAVIOR OF REINFORCED CONCRETE MEMBERS

Part 6 Theoretical solution by the parabolic model of bond constitutive law

浅野 浩平*, 八十島 章**, 金久保 利之***

Kouhei ASANO, Akira YASOJIMA and Toshiyuki KANAKUBO

This study presents the theoretical solution of bond stress distribution solving fundamental differential equation on bond problem with modeled bond stress – slippage relationship by parabolic curve. The modeled relationship has almost the same shape with previously proposed by the authors considering the equilibrium conditions of bond stress and splitting stress of concrete. By the theoretical bond stress solution, the bond strength is solved by the integration of the bond stress distribution. The previously proposed calculation method using the equivalent bond stress block (EBSB) is verified by the theoretical solution, and the calculated values of bond strength show a good agreement with theoretical ones. The relationship between bond strength and bond fracture energy can be also led by the theoretical solution.

Keywords : bond splitting strength, bond stress, slippage, differential equation, fracture energy

付着割裂強度, 付着応力, すべり量, 微分方程式, 破壊エネルギー

1. はじめに

補強筋とコンクリートの付着問題に関する基礎微分方程式は、次式で表現される¹⁾。

$$\frac{d^2 s}{dx^2} = \frac{1+np}{E_b \cdot a_b} \phi_b \cdot \tau_b \quad (1)$$

ここで、

 s : 補強筋のすべり量 ϕ_b : 補強筋の周長 a_b : 補強筋の断面積 E_b : 補強筋の弾性係数 τ_b : 付着応力 n : 弾性係数比 p : 補強筋比

(1)式において、付着応力がすべり量の関数として表せる付着構成則が与えられれば、任意の境界条件の下で(1)式を解くことにより、すべり量の分布、補強筋引張力の分布、付着応力の分布を得ることができる。また、付着応力の分布を任意区間で積分することにより補強筋の引張力の差分を算出することができ、その値を任意区間での補強筋の表面積で除すことによって平均付着応力を得ることができる。さらに、種々の条件下での平均付着応力の最大値を求めれば、その値が付着強度となる。しかしながら、付着構成則が一般的な関

数形で与えられた場合(1)式を数学的に解くことは困難であり、現在までに完全な形で理論解が示された付着構成則は一次関数（定数および比例式²⁾、軟化式³⁾）のみである。

著者らも力学的な意味合いを保持しながら、付着割裂性状における付着構成則を提案してきた。既報その1⁴⁾では、横補強による拘束がない場合の付着力と割裂力の関係を、内圧を受ける中空厚肉シリンドラに置換し、内部ひび割れの大きさとすべり量の関係を実験的に求めることによって横補強のない場合の付着構成則を提案した。既報その4⁵⁾では、横補強による拘束力と異形状の補強筋の節前面とコンクリートとの噛合い作用に着目して、その部分のコンクリートに局所的な圧縮破壊が生じるときの付着力およびすべり量を実験結果を基に定量化し、横補強のある場合の付着構成則を提案した。

しかし、それらの複雑な関数形の構成則を用いて(1)式を数学的に解くことは困難であり、平均的な付着性状や付着強度を求めるためには、既報その2⁶⁾やその4⁵⁾で報告したような数値計算に頼らざるを得ない。そのため著者らは、より簡易に付着強度を求めるために既報その3⁷⁾およびその5⁸⁾において、付着構成則の囲む面積（以下、付着破壊エネルギー G_m ）と等価な面積を有する等価付着ストレスブロック（以下、EBSB）を導入し、付着長の大小に応じてEBSB応力係数（最大付着応力に対するEBSBの付着応力の低減係数）を変化させることによって付着強度を求める方法を論じた。EBSBを用い

* 筑波大学第三学群工学システム学類 学類生

** 広島大学大学院工学研究科 助教・博士(工学)

*** 筑波大学大学院システム情報工学研究科
准教授・博士(工学)

Under Graduate Student, University of Tsukuba

Research Assoc., Graduate School of Engineering, Univ. of Hiroshima, Dr. Eng.

Assoc. Prof., Graduate School of Systems and Information Engineering, Univ. of Tsukuba,
Dr. Eng.

た簡易的な計算の場合、付着構成則の囲む面積と補強筋軸上において分布する付着応力の積分値は数学的に異なるものであり、数値計算の結果および実験の結果と比較しておおむね妥当なものであるとして論を進めてきている。

原論文は鋼板とコンクリートの付着に関する研究であるが、補強材の付着長が十分長く、コンクリートの剛性が補強材の剛性と比較して十分大きい場合、付着破壊エネルギー G_{fb} と補強材の最大引張荷重（付着強度）には次の関係があることが示されている⁹⁾。

$$P_{max} = b_s \cdot \sqrt{2 \cdot G_{fb} \cdot E_s \cdot t_s} \quad (2)$$

ここで、

P_{max} : 補強材の付着強度

b_s : 補強材の付着幅（単位長さあたりの付着面積）

G_{fb} : 付着破壊エネルギー

E_s : 補強材の弾性係数

t_s : 補強材の厚さ

ここで、補強材の単位長さあたりの付着面積を補強筋の周長に、補強材の断面積を補強筋の断面積に置き換えると次式になる。

$$P_{max} = \sqrt{2 \cdot G_{fb} \cdot E_b \cdot a_b \cdot \phi_b} \quad (3)$$

すなわち、付着長が十分長い場合は前述のEBSBによる付着強度式は(3)式と同値となることが示される。しかしながら、通常の鉄筋コンクリート部材を考えた場合、特に片引き型の引抜実験や片持梁形式の付着実験の試験体の場合には必ずしも付着長の長さが十分とは言えず^{6),8)}、EBSBによる付着強度算定式の精度には不明な点が残っている。

本論文では、既報その1⁴⁾で提案した付着構成則と類似な形状を有する放物線で構成則のモデル化を行い、その時の付着問題に関する基礎微分方程式の理論解を求め、既報その3⁷⁾で導出したEBSBを利用した付着割裂強度算定式の適合性を検討する。また、あわせて任意の付着構成則における付着破壊エネルギーと付着強度の関係を理論的に求め、(3)式を検証する。

2. 放物線による局所付着応力-すべり量関係のモデル化

2.1 既往の局所付着応力-すべり量関係

著者らが既報その1⁴⁾で定量化した局所付着応力-主筋すべり量関係を以下に示す。

$$\tau_b = 2 \cdot \sigma_t \cdot \beta \cdot s \cdot \frac{(r_u/d_b)^2 - (\beta \cdot s)^2}{(r_u/d_b)^2 + (\beta \cdot s)^2} \cdot \cot \alpha \quad (4)$$

ここで、

τ_b : 付着応力

σ_t : コンクリート割裂強度

β : 内部ひび割れの大きさとすべり量の関係を示す
定数 = 10.2 (1/mm)

s : 主筋すべり量

d_b : 主筋径

r_u : $C + d_b/2$ (C : コンクリートかぶり厚さ)

α : 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°

ただし、 $s > r_u/(\beta \cdot d_b)$ の範囲では、 $\tau_b = 0$ とする。

(4)式による局所付着応力-すべり量曲線を、図1に示す。なお、局所付着応力は(5)式の付着応力最大値 ($\tau_{b,max}$) で、すべり量は(6)式の局所付着応力が0となるときのすべり量 (s_u) で除して基準化している。頂点（極値）におけるすべり量 (s_{max}) は(7)式で与えられる。

$$\tau_{b,max} = (\sqrt{5}-1) \sqrt{\sqrt{5}-2} \cdot \sigma_t \cdot \frac{r_u}{d_b} \cdot \cot \alpha \quad (5)$$

$$s_u = \frac{r_u}{d_b \cdot \beta} \quad (6)$$

$$s_{max} = \sqrt{\sqrt{5}-2} \cdot s_u = 0.486 \cdot s_u \quad (7)$$

2.2 放物線によるモデル化

(4)式による局所付着応力-すべり量曲線の概形は、図1に示すように放物線に類似した形状を成している。また、後の理論解を求める際の利便性を考慮して、本報では(4)式で示される局所付着応力-すべり量関係を以下のように放物線でモデル化した。

$$\tau_b = -a \cdot s \cdot (s - s_u) \quad (8)$$

ここで、係数 a は次式で定義される。

$$a = \frac{4 \cdot \tau_{b,max}}{s_u^2} \quad (9)$$

(8)式による局所付着応力-すべり量曲線をあわせて図1に示した。両者を比較すると、形状の差はごくわずかである。

なお、(4)式による局所付着応力-すべり量曲線は、内部ひび割れの大きさとすべり量の関係を実験結果から逆算して求め、中空厚肉シリンダーへの置換により定めた関係であるが、実験結果は最大付着応力時までしか得られていない。(4)式による付着構成則を用いた付着強度の数値計算値は実験結果の下限値を与える傾向⁶⁾があり、最大応力以降の軟化域の形状に不明な点が残ることがこの傾向を示す一因とも考えられる。最大応力以降の破壊は非常に脆性的であり、軟化域の性状を実験的に求めることには困難を伴うが、今後、加力装置を工夫する等して実験結果を得、別の機会に報告していきたいと考えている。

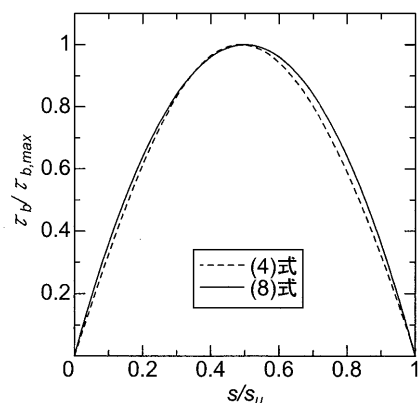


図1 局所付着応力-すべり量曲線の例

3. 基礎微分方程式理論解の導出

3.1 解法

(1)式と(8)式で表現される2階常微分方程式を解く。まず、(10)式のように新たな係数 v_b を導入する。

$$\nu_b = \frac{1+np}{E_b \cdot a_b} \phi_b \quad (10)$$

したがって、(1)式は(11)式で表せる。以下、微分方程式の解法にしたがって、

$$\frac{d^2 s}{dx^2} = \nu_b \cdot \tau_b \quad (11)$$

$$\therefore 2 \frac{ds}{dx} \cdot \frac{d^2 s}{dx^2} = 2\nu_b \frac{ds}{dx} \cdot \tau_b \quad (12)$$

$$\therefore \frac{d}{dx} \left(\frac{ds}{dx} \right)^2 = 2\nu_b \frac{ds}{dx} \cdot \tau_b \quad (13)$$

$$\therefore \left(\frac{ds}{dx} \right)^2 = 2\nu_b \int \tau_b ds + C_1 \quad (14)$$

$$\therefore \frac{ds}{dx} = \sqrt{2\nu_b \int \tau_b ds + C_1} \quad (15)$$

$$\therefore \int dx = \int \frac{ds}{\sqrt{2\nu_b \int \tau_b ds + C_1}} \quad (16)$$

ここで、 C_1 は積分定数であるが、 $C_1 \neq 0$ とすると(16)式の右边を数学的に解くのは困難になる。 C_1 は後出する積分定数 C_2 に含まれることになるので、ここでは $C_1 = 0$ とする。

次に、(16)式の右边についての計算を以下に示す。

$$(\text{右边}) = \int \frac{ds}{\sqrt{2\nu_b \int \tau_b ds}} \quad (17)$$

(17)式に(8)式を代入して積分すると、以下のように展開できる。

$$(\text{右边}) = \int \frac{ds}{\sqrt{2\nu_b \left(-\frac{a}{3}s^3 + \frac{a}{2}s_u s^2 \right)}} \quad (18)$$

$$= \sqrt{\frac{3}{2\nu_b a}} \cdot \int \frac{ds}{\sqrt{s \left(\frac{9}{16}s_u^2 - \left(s - \frac{3}{4}s_u \right)^2 \right)}} \quad (19)$$

ここで、(20)式により置換積分を行うと、

$$s - \frac{3}{4}s_u = \frac{3}{4}s_u \cdot \cos \theta \quad (20)$$

$$(\text{右边}) = -\frac{1}{\sqrt{\nu_b a s_u}} \int \frac{d\theta}{\cos \frac{\theta}{2}} \quad (21)$$

$$= -\frac{1}{\sqrt{\nu_b a s_u}} \ln \left| \frac{1 + \sin \frac{\theta}{2}}{1 - \sin \frac{\theta}{2}} \right| \quad (22)$$

また、(16)式の左辺は、

$$(\text{左辺}) = x + C_2 \quad (23)$$

ここで、 C_2 は積分定数である。したがって、先の計算での置換を元に戻し、 s について解くと、以下に示す式を得る。

$$s = \frac{3}{2} \cdot s_u \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{e^{-(x+C_2)\sqrt{\nu_b a s_u}} - 1}{e^{-(x+C_2)\sqrt{\nu_b a s_u}} + 1} \right)^2 \right\} \quad (24)$$

ここで、(24)式を(8)式に代入すると、以下に示すように材軸方向座標 (x) に対する付着応力の理論解が得られる。

$$\tau_b = 6 \cdot a \cdot s_u^2 \cdot \frac{e^{-(x+C_2)\sqrt{\nu_b a s_u}} \left(e^{-2(x+C_2)\sqrt{\nu_b a s_u}} - 4e^{-(x+C_2)\sqrt{\nu_b a s_u}} + 1 \right)}{\left(e^{-(x+C_2)\sqrt{\nu_b a s_u}} + 1 \right)^4} \quad (25)$$

積分定数 C_2 は、付着応力分布が材軸方向に関してどこに位置するかを決定する定数であり、境界条件および座標軸の原点の取り方、さらに材端引張力の大きさに依存するものである。なお、付着長が十分長い場合に引張荷重端で荷重がちょうど最大になるとき、すなわち荷重端のすべり量が s_u に等しくなるときは、 $x=0$ のとき $\tau_b=0$ であるから、 C_2 は以下になる。

$$C_2 = \frac{1}{\sqrt{\nu_b a s_u}} \ln(2 + \sqrt{3}) \quad (26)$$

3.2 付着強度の理論解

理論解によって求まる種々の付着長に対する付着応力分布、主筋の引張力分布、すべり量の分布の例を、図2に示す。なお、図2-(a)の付着応力分布の図中ハッチ部で示されている EBSB とは、EBSB を用いて定まる、材軸上の等価な一様付着応力分布を示している。同図は、既報その3⁷⁾で示した各分布図と同一のパラメータの場合を例示しており、いずれも後述する付着強度時の分布図である。補強材とコンクリートの力学パラメータが同一であれば付着長が変化しても分布の形状自体は変化しないが、材軸上で分布する範囲が変化する。これは、先の積分定数 C_2 の取り方によって表現される。

(25)式を x について積分すれば材端での補強筋引張力が求まり、その値を補強筋の表面積で除せば平均付着応力が求まる。補強筋引張力の最大値を求めれば、付着強度を求めることができる。すなわち、付着強度の理論解を求めるために、(27)式および(28)式の最大値問題を考える。ここで l_b は対象試験体の付着長であり、積分区間の大きさである。また、新たな変数 x_1 は積分定数 C_2 を含んだ、付着応力分布の座標軸上の位置を表現する変数である。したがって、引張力が最大値を示すときの x_1 を求めることになる。

$$\frac{P}{\phi_b} = \int_{x_1}^{x_1+l_b} \tau_b dx \quad (27)$$

$$= \frac{6as_u^2}{\sqrt{\nu_b a s_u}} \left\{ \frac{1}{Z_2} \left(\frac{1}{Z_2} - 1 \right) \left(\frac{2}{Z_2} - 1 \right) - \frac{1}{Z_1} \left(\frac{1}{Z_1} - 1 \right) \left(\frac{2}{Z_1} - 1 \right) \right\} \quad (28)$$

ここで、

l_b : 付着長

P : 補強筋引張力

ϕ_b : 補強筋の周長

$$Z_1 = 1 + e^{-x_1 \sqrt{\nu_b a s_u}} \quad (29)$$

$$Z_2 = 1 + e^{-(x_1+l_b) \sqrt{\nu_b a s_u}} \quad (30)$$

(28)式の最大値を求めるので、(28)式を x_1 について微分する。

$$\frac{d}{dx_1} \left\{ \frac{1}{Z_2} \left(\frac{1}{Z_2} - 1 \right) \left(\frac{2}{Z_2} - 1 \right) - \frac{1}{Z_1} \left(\frac{1}{Z_1} - 1 \right) \left(\frac{2}{Z_1} - 1 \right) \right\} = 0 \quad (31)$$

したがって、 x_1 は次式で与えられる。

$$x_1 = -\frac{1}{\sqrt{\nu_b a s_u}} \ln \left\{ \frac{A - \sqrt{A^2 - 4e^{-l_b \sqrt{\nu_b a s_u}}}}{2e^{-l_b \sqrt{\nu_b a s_u}}} \right\} \quad (32)$$

ここで、

$$A = 2(e^{-l_b \sqrt{\nu_b a s_u}} + 1) + \sqrt{3(e^{-2l_b \sqrt{\nu_b a s_u}} + 10e^{-l_b \sqrt{\nu_b a s_u}} + 1)} \quad (33)$$

以上より、付着強度理論解として次式を得る。

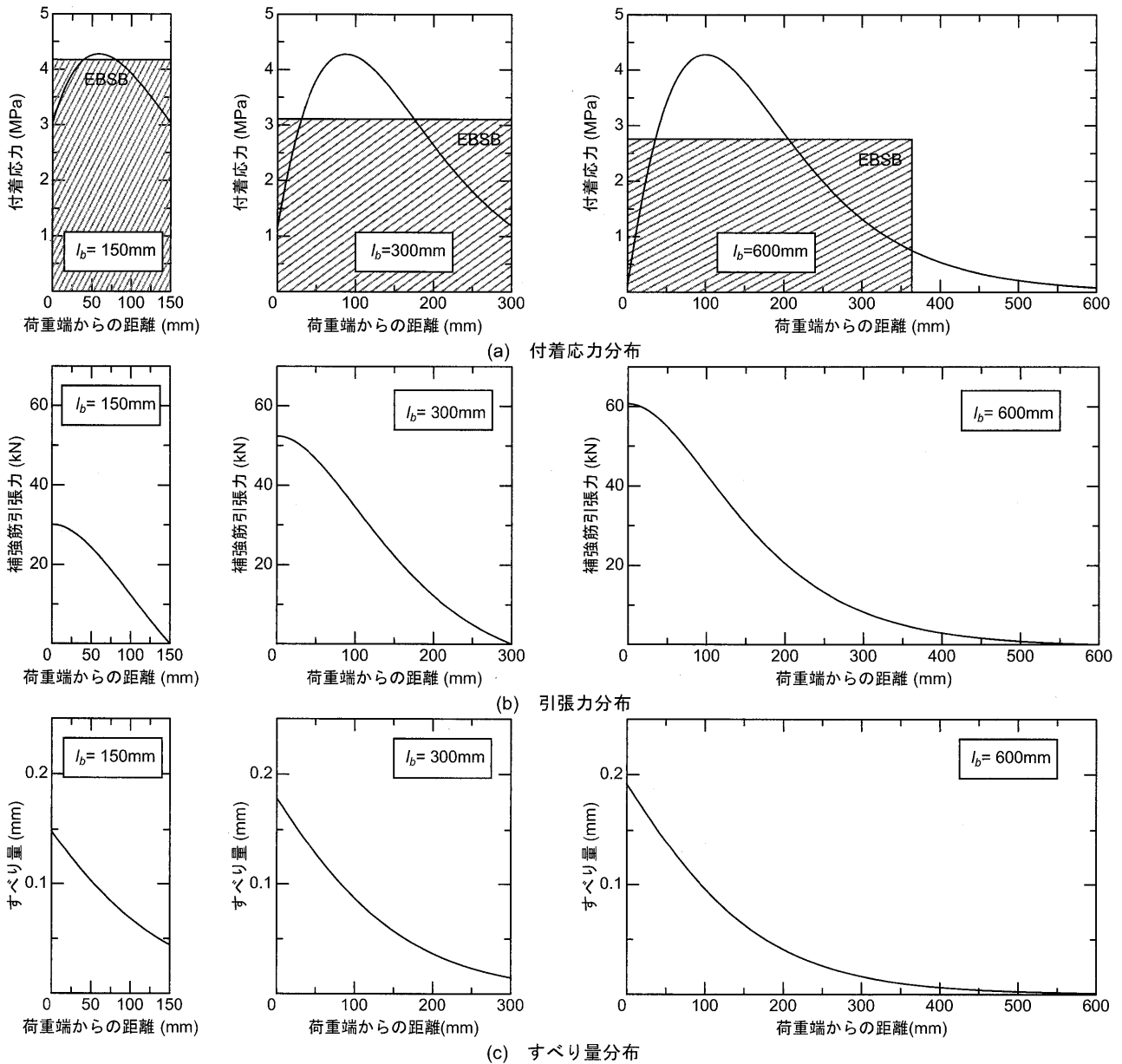


図2 付着応力・主筋引張力・すべり量分布の例

$$\tau_{co} = \frac{P}{\phi_b \cdot l_b} \quad (34)$$

$$= \frac{6as_u^2}{l_b \sqrt{v_b} as_u} \left\{ \frac{1}{Z_2} \left(\frac{1}{Z_2} - 1 \right) \left(\frac{2}{Z_2} - 1 \right) - \frac{1}{Z_1} \left(\frac{1}{Z_1} - 1 \right) \left(\frac{2}{Z_1} - 1 \right) \right\} \quad (35)$$

ここで、

τ_{co} : 付着強度

$$Z_1 = 1 + \frac{A - \sqrt{A^2 - 4e^{-l_b \sqrt{v_b} as_u}}}{2e^{-l_b \sqrt{v_b} as_u}} \quad (36)$$

$$Z_2 = 1 + \frac{A - \sqrt{A^2 - 4e^{-l_b \sqrt{v_b} as_u}}}{2} \quad (37)$$

$$A = 2(e^{-l_b \sqrt{v_b} as_u} + 1) + \sqrt{3(e^{-2l_b \sqrt{v_b} as_u} + 10e^{-l_b \sqrt{v_b} as_u} + 1)} \quad (38)$$

4. 付着強度理論解による EBSB 算定式の検証

既往の付着割裂実験の結果を利用し、理論解による付着強度と既

報その3で提案したEBSBによる付着強度算定式の比較検討を行う。検討の対象とした試験体は、既報その3で用いたものと同じ試験体とした。データ数は全56（上端筋の実験値は、その文献中に示される上端筋と下端筋の比率にしたがって下端筋に換算している）で、サイドスプリット型で破壊した試験体を対象としている。また、既報その3ではコンクリートの変形を無視して算定式の展開をしているため、本報でも比較のためにコンクリートの変形を無視することにした。具体的には、(10)式で定義した係数 v_b の分子を1とした。

付着割裂強度の実験値と理論解による計算値の比較を、図3に示す。図中、黒塗りのプロット点はEBSBによる算定式上、試験体の付着長が有効付着長より小さい場合のデータを示す。理論解では、計算値が若干小さく算出されて安全側に評価する傾向があり、全試験体の実験値と計算値の比較値の平均値は1.22、変動係数は12%である。比較のために、実験値とEBSBによる算定式による計算値との比較を図4に示す。平均値は1.21、変動係数は13%である。さらに、理論解とEBSBによる算定式の計算値の比較を図5に示す。

EBSB による算定式と理論解の計算値にはほとんど差は見られず、理論解に対する EBSB 算定式の比較値は、平均値 1.01, 変動係数 2% である。若干黒塗りのプロット点で示すデータの差が、他のデータと比較して大きい。理論解の場合、付着応力分布の囲む面積を数学的に積分可能なので、有効付着長 l_e という概念は必要ない。付着長 l_b が有効付着長 l_e より小さい場合、EBSB 算定式では近似関数を用いて計算値を算出している。このときの近似誤差が、黒塗りのプロットにおける差の起因であると考えられる。全般的に見れば EBSB 算定式は簡易的な式であるにも関わらず、かなり精度が高い式であるといえる。

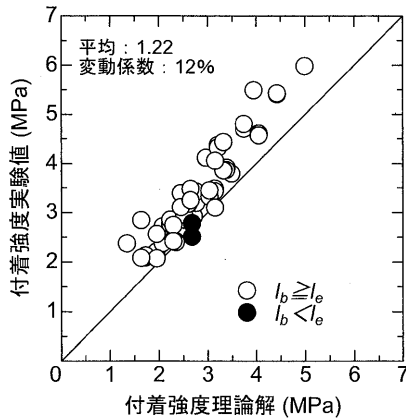


図3 付着割裂強度の実験値と理論解の比較

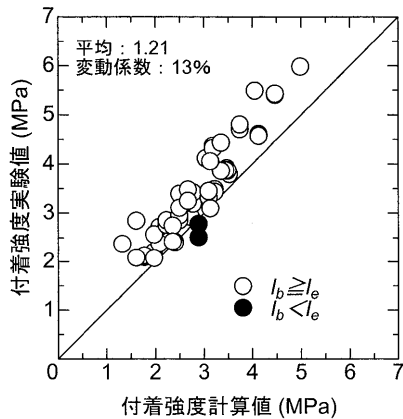


図4 付着割裂強度の実験値とEBSB算定式の比較

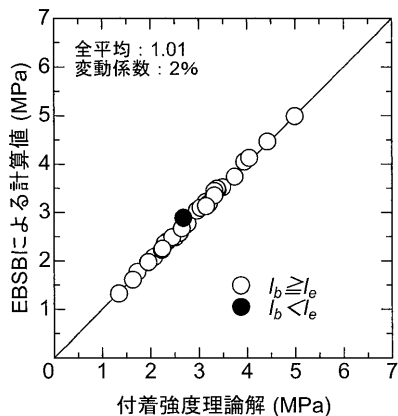


図5 EBSB算定式と理論解の比較

5. 付着強度と付着破壊エネルギーの関係

局所付着応力—すべり量曲線に囲まれる面積は、付着問題における破壊エネルギーであり、1章で述べたように、付着破壊エネルギーと付着強度(最大引張力)には関係があることが報告されている。本節では、任意の関数形で付着構成則が与えられた場合の付着破壊エネルギーと最大引張力の関係を考察する。なお、対象とするのは付着長が十分長い場合(数学的には無限大)である。

付着基礎微分方程式の(1)式について、両辺を1回積分すれば、次式のような関係があることは明らかである。

$$\frac{ds}{dx} = \frac{1+np}{E_b \cdot a_b} \cdot P = \frac{\nu_b}{\phi_b} \cdot P \quad (39)$$

これを(15)式に代入すれば、次式を得る。

$$\frac{\nu_b}{\phi_b} \cdot P = \sqrt{2\nu_b \int \tau_b ds + C_1} \quad (40)$$

ここで、付着長が十分長いものとすれば最大引張力 P_{max} は、次式で与えられる。

$$P_{max} = \int_0^{\infty} \tau_b dx \quad (41)$$

付着破壊エネルギー G_{fb} は

$$G_{fb} = \int_0^{\infty} \tau_b ds \quad (42)$$

で与えられるから、対応する積分範囲に留意すれば(40)式は次式で表せる。

$$\frac{\nu_b}{\phi_b} \cdot P_{max} = \sqrt{2\nu_b \cdot G_{fb} + C_1} \quad (43)$$

付着長が十分長い片引き加力の場合、すべり量が0のとき引張力も0であるから、積分定数は $C_1 = 0$ となる。これより(43)式を整理すると、次式を得る。

$$P_{max} = \sqrt{\frac{2 \cdot G_{fb} \cdot \phi_b^2}{\nu_b}} \quad (44)$$

ここで、(10)式を代入すると、 P_{max} は G_{fb} によって次式のように表される。

$$P_{max} = \sqrt{\frac{2 \cdot G_{fb} \cdot E_b \cdot a_b \cdot \phi_b}{1+np}} \quad (45)$$

(45)式は、任意の関数形の付着構成則に対して成り立つ関係式である。ここで、コンクリートの剛性が十分大きく変形を無視できるものとすれば ($np \rightarrow 0$)、(3)式が成立する。

6. まとめ

本報では、補強筋とコンクリートの付着強度の理論解を、付着問題に関する基礎微分方程式を数学的に解くことによって導出することを目的として、既報で定量化した局所付着応力—主筋すべり量関係に類似した放物線を用いて付着構成則をモデル化し、理論解を導出した。また、EBSB 算定式の計算値と比較を行い、ほぼ理論解と差がないことを示した。

参考文献

- 1) 六車 照, 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) — (I), 日本建築学会論文報告集, 第131号, pp.1~8, 1967.1

- 2) 例えば, 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
- 3) 例えば, 吉澤弘之: 連続繊維シートによるコンクリート構造物の複合補強効果の解明, 茨城大学学位論文, 2000.3
- 4) 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
- 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, 第 607 号, pp. 141~148, 2006.9
- 6) 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
- 7) 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
- 8) 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 5: 横補強のある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.614, pp.91~98, 2007.4
- 9) B. Täljsten : Strengthening of Concrete Prisms using the Plate-Debonding Technique, International Journal of Fracture, Vol.82, pp.253-266, 1996

(2007年10月10日原稿受理, 2008年1月8日採用決定)