

論文 横補強筋の無いRC部材のサイドスプリット型付着破壊モデルの提案

長友 克寛*1・松島 学*2・佐藤 裕一*3・松原 三郎*4

要旨：本研究では、横補強筋を配置していないRC部材のサイドスプリット型付着破壊を対象とし、できる限り力学的機構に忠実でかつ単純な解析モデルの構築を念頭において定式化を行った。そして、誘導した式を1次元ばねモデルに導入した後、増分法による数値解析を実行した。得られた付着割裂強度の解析値は、既往の付着割裂強度の提案式から求められる強度と良く一致し、提案モデルが単純であるにも関わらず適用性の高いものであることを示した。

キーワード：付着割裂強度, 異形鉄筋, サイドスプリット型付着破壊, ばねモデル

1. はじめに

鉄筋コンクリート部材の脆性的な破壊モードの一つとして付着割裂破壊がある。この破壊は、異形鉄筋がその横ふしによる機械的な噛み合いによって付着抵抗を発揮する際のくさび作用に起因する破壊形式である。すなわち、図-1に示すように、横ふし前面のコンクリートには鉄筋軸方向の支圧力(以後、付着力 δP_s と表記)と同時に鉄筋半径方向への圧縮力(以後、放射力 P_v と表記)が作用し、周辺コンクリートには鉄筋周方向への割り裂き引張力(以下、リングテンションと表記)が生じるのである。そして、一般のRC部材では、このリングテンションによってかぶりコンクリートがひび割れたり、鉄筋間を結ぶひび割れが生じて付着劣化が生じることになる。

付着割裂破壊の力学的メカニズムが上述のように明確になっているにも関わらず、これを解析的に定量化しようとする研究は、それほど多くない。Tepfers¹⁾は、短い定着長の試験体を対象に、中空厚肉円筒理論の式を用いて弾性、部分的ひび割れ弾性、および塑性状態の3つの状態に対する付着割裂強度の定量化を行い、実験値

が後の2つの状態における理論値の間にあることを示している。金久保等²⁾は、定着長がある程度長い場合を対象とし、Tepfersの理論における内部ひび割れ長さとの自らの実験結果におけるすべり量とを関連づけ、それを付着の基礎微分方程式に適用する解析法を提案し、付着割裂強度への影響因子に関する詳細な検討を行っている。しかし、定着長がある程度長く、しかもコンクリートおよび鉄筋の材料特性のみを用いた解析モデルは既往の研究には見られない。

一方、現在までに提案されている付着割裂強度式³⁾では、コンクリート寄与分と横補強筋寄与分の加算式の形をとることが多い。しかし、付着割裂破壊は横補強筋によって防止するのが原則であることから、前者のみに関する実験結

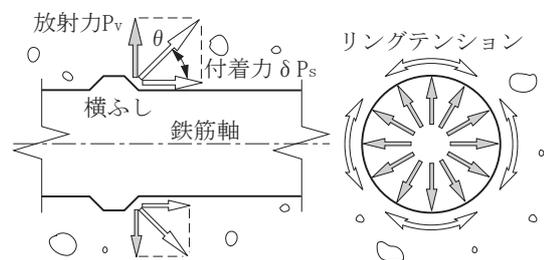


図-1 異形鉄筋横ふしによるくさび作用

*1 高松工業高等専門学校 建設環境工学科教授 博士(工学) (正会員)
 *2 香川大学 安全システム建設工学科教授 博士(工学) (正会員)
 *3 京都大学大学院 都市環境工学専攻助手 博士(工学) (正会員)
 *4 高松工業高等専門学校 建設環境工学科助手

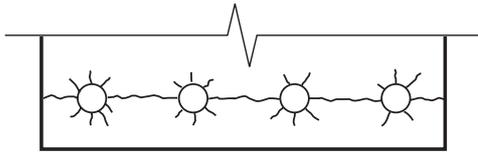


図-2 サイドスプリット型付着破壊

果はそれ程多くない。

本研究は、図-2に示すような横補強筋が無い場合のサイドスプリット型付着破壊を対象とし、力学的機構にできる限り忠実でかつシンプルな解析モデルを提案し、その適用性について検討したものである。

2. 基礎式の誘導

2.1 異形鉄筋を取り囲むコンクリートの

弾性せん断変形

図-3に異形鉄筋の横ふし間隔 l_r 1個分の区間について、周りのコンクリートのせん断変形状態を示す。この区間における鉄筋引張力の変化量すなわち付着力を δP_s とし、鉄筋の鉄筋中心から r の距離におけるせん断応力度を $\tau(r)$ とすると、力の釣合いより次式を得る。

$$2 \cdot \tau(r) \cdot \pi \cdot r \cdot l_r = \delta P_s \quad (1)$$

より、

$$\tau(r) = \frac{\delta P_s}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot l_r} \quad (2)$$

一方、コンクリートは弾性状態であると仮定すると、フックの法則より

$$\tau(r) = G_c \cdot \gamma(r) \quad (3)$$

ここに、 G_c はせん断弾性係数、 $\gamma(r)$ はせん断歪である。鉄筋軸方向変位を $u(r)$ とすると、

$$\gamma(r) = \frac{du}{dr} = \frac{\tau(r)}{G_c} = \frac{\delta P_s}{2 \cdot G_c \cdot \pi \cdot r \cdot l_r} \quad (4)$$

いま、鉄筋軸に垂直な平面内における鉄筋表面とコンクリートとの相対変位 S_c とすると、

$$\begin{aligned} S_c &= u(r = db/2) = \int_{db/2}^{\alpha \cdot db} \frac{du}{dr} dr = \int_{db/2}^{\alpha \cdot db} \gamma dr \\ &= \frac{\delta P_s}{2 \cdot G_c \cdot \pi \cdot l_r} \ln(2\alpha) \end{aligned} \quad (5)$$

従って、横ふし間隔1個分の付着力 δP_s は、

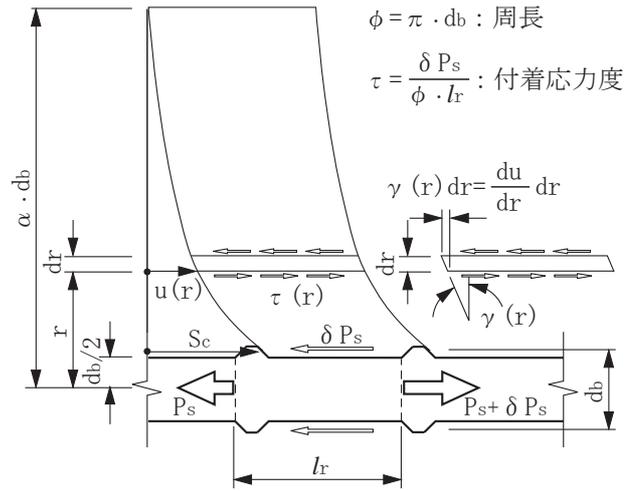


図-3 弾性せん断変形

$$\delta P_s = \frac{2 \cdot G_c \cdot \pi \cdot l_r}{\ln(2\alpha)} \cdot S_c = K_c \cdot S_c \quad (6)$$

ここに、 K_c はこのせん断変形挙動をスプリング要素で表現した場合の剛性であり、

$$K_c = \frac{2 \cdot G_c \cdot \pi \cdot l_r}{\ln(2\alpha)} \quad (7)$$

また、 α は、面外変形を考慮する鉄筋周囲のコンクリート領域の長さを鉄筋径 db の比で表したものであり、本研究では一定値 2.5 を採用した。

2.2 内部斜めひび割れの発生・進展

図-4に鉄筋横ふしから進展する内部斜めひび割れを示す。この斜めひび割れは、荷端(RC部材であれば主せん断ひび割れ面)より全ての横ふしにおいて順次発生していくものとし、その角度は $\theta = \pi/4$ と仮定する。一般に、荷端では角度 θ は大きくなり、しかも荷端からある程度だけ離れた位置の斜めひび割れが大きく成長するが、本研究では議論を簡単にするためこれらは考慮しない。

図-4において、鉄筋軸から距離 r_c にある斜めひび割れ先端に作用するせん断応力度を $\tau(r_c)$ とし、この $\tau(r_c)$ のみによる斜めひび割れの発生・進展条件を考える。斜めひび割れ面に直交する方向の引張歪 ε_1 は次式で表される。

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E_c} \{ \sigma_1 - \nu_c (-\sigma_2 + \sigma_1) \} \quad (8)$$

ここに、 σ_1 、 σ_2 は $\tau(r_c)$ を成分分解することにより、

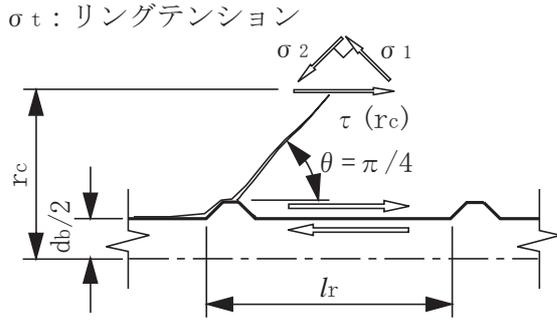


図-4 内部斜めひび割れ先端の微小要素

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \frac{\sqrt{2}}{2} \tau(r_c) \quad (9)$$

また、 σ_t はリングテンション、 ν_c および E_c はそれぞれコンクリートのポアソン比および縦弾性係数を表す。

いま、図-5に示すように、鉄筋周囲のコンクリートを内圧 q を受ける厚肉中空円筒に置換すると、中心より r の位置におけるリングテンション σ_t は弾性理論より、

$$\sigma_r = \frac{\{(\alpha \cdot d_b)^2 + (d_b/2)^2\} \cdot (d_b/2)^2}{\{(\alpha \cdot d_b)^2 - (d_b/2)^2\} \cdot r^2} \cdot q \quad (10)$$

従って、放射状ひび割れが発生していない時点での σ_t は、式(10)に $r = d_b/2$ を代入することにより次式で表される。

$$\sigma_r = \frac{4 \cdot \alpha^2 + 1}{4 \cdot \alpha^2 - 1} \cdot q \quad (11)$$

上式の σ_t がコンクリート引張強度 f_t に到達した後は、図-6に示すように、放射状ひび割れの発生した中空円筒となる。中心より r の位置におけるリングテンション σ_t は、式(10)において $d_b/2$ を放射状ひび割れの到達距離 r_t で置換すればよい。そして、その式に $r = r_t$ を代入することにより、放射状ひび割れ先端での σ_t が次式で表される。

$$\sigma_r = \frac{\{(\alpha \cdot d_b)^2 + r_t^2\}}{\{(\alpha \cdot d_b)^2 - r_t^2\}} \cdot q' \quad (12)$$

ここに、 q' は放射状ひび割れ先端を連ねる円筒面に作用する内圧であり、力の釣合式より次式で表される。

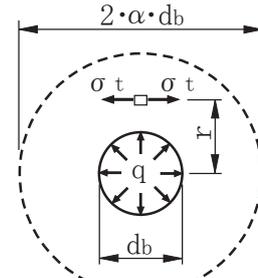


図-5 厚肉円筒モデル

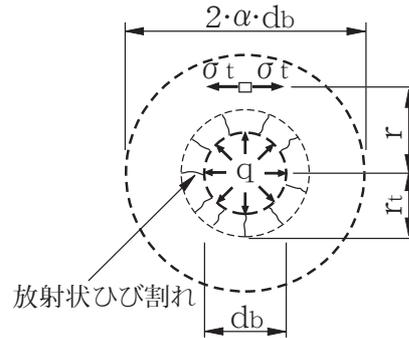


図-6 放射状ひび割れの発生した厚肉円筒モデル

$$q' = \frac{d_b}{2 \cdot r_t} \cdot q \quad (13)$$

放射状ひび割れ進展長さ r_t は、式(12)の σ_t を引張強度 f_t と等値することにより求められる。

最終的に、図-4の内部斜めひび割れの進展長さ r_c は、式(8)より計算される引張歪とコンクリート限界引張歪 ϵ_{cr} とを等値して得られる方程式を解くことによって計算される。ただし、解析においては、この r_c が r_t よりも小さい場合には、 $\sigma_t = 0$ と置いた。

2.3 放射状ひび割れによる相対変位

図-7左側に、鉄筋横ふしから進展する放射状ひび割れの角度 θ_t 分の領域を示す。鉄筋軸からのひび割れ進展距離は r_t とする。ただし、解析では、この r_t が r_c よりも大きい場合には、 r_c を用いた。いま、この内部ひび割れ進展域を同図右側のように片持ちばりに置換する。はりの厚さ(断面高さ)は横ふし間隔 l_r とする。はりの平均幅 b_t は次式で表される。

$$b_t = \theta_t \cdot (r_t + d_b/2) / 2 \quad (14)$$

従って、はりの断面二次モーメント I_t は、

$$I_t = \frac{b_t \cdot l_r^3}{12} \quad (15)$$

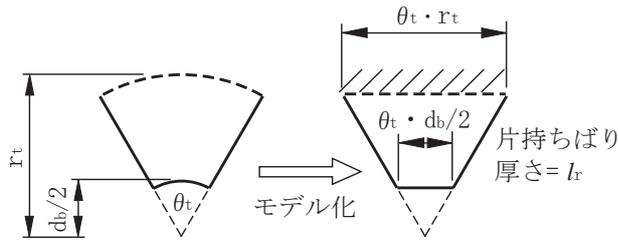


図-7 放射状ひび割れによる片持ちばり

この片持ちばりの先端に鉄筋軸方向力 P_t が作用したときの、先端の鉄筋軸方向変位は S_t は、

$$S_t = \frac{P_t \cdot (r_t - db/2)^3}{3 \cdot E_c \cdot I_t} \quad (16)$$

ここに、 P_t は、

$$P_t = \frac{\theta_t \cdot \delta P_s}{2 \cdot \pi} \quad (17)$$

式(16)、(17)より、

$$\delta P_s = \frac{\pi \cdot E_c \cdot (r_t + db/2) \cdot l_r^3}{4 \cdot (r_t - db/2)^3} \cdot S_t = K_t \cdot S_t \quad (18)$$

ここに、 K_t は、式(6)と同様にこのせん断変形挙動をスプリング要素で表現した場合の剛性であり、

$$K_t = \frac{\pi \cdot E_c \cdot (r_t + db/2) \cdot l_r^3}{4 \cdot (r_t - db/2)^3} \quad (19)$$

鉄筋表面での相対変位すなわちすべり量を S とすると、式(6)と(18)より、

$$S = S_c + S_t = \left(\frac{1}{K_c} + \frac{1}{K_t} \right) \cdot \delta P_s = \frac{1}{K_b} \cdot \delta P_s \quad (20)$$

ここに、 K_b は合成ばね剛性であり、

$$K_b = 1 / \left(\frac{1}{K_c} + \frac{1}{K_t} \right) \quad (21)$$

2.4 局部的付着割裂破壊条件

図-8 にサイドスプリット型付着破壊の生じた RC 部材断面を、図-9 に図-8 の陰影部分の応力状態をそれぞれ示す。図-9 では、応力集中を考慮して、鉄筋近傍での応力値を鉄筋から離れた位置での値の3倍に仮定した。まず、図-1 より付着力 δP_s と放射力 P_v との関係を求める。いま、鉄筋表面における付着応力度を τ 、放射方向応力度 (図-5、6 における内圧)

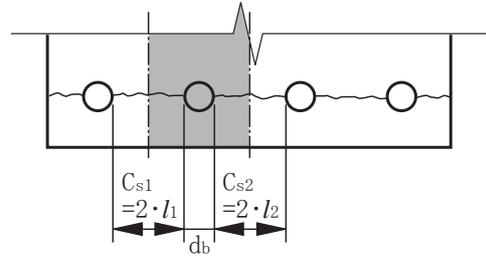


図-8 部材断面における解析領域

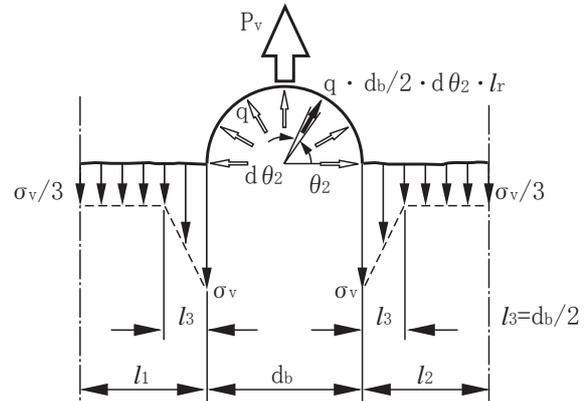


図-9 サイドスプリット面での応力状態

を q 、両者のなす角度を θ とする。以下では、角度 $\theta = \pi/4$ とし、図-4 に示した斜めひび割れの角度に等しいものとする。これにより次式を得る。

$$q = \tau \cdot \tan \theta = \tau \quad (22)$$

$$\begin{aligned} \delta P_s &= \tau \cdot \pi \cdot db \cdot l_r \\ &= \frac{q \cdot \pi \cdot db \cdot l_r}{\tan \theta} = q \cdot \pi \cdot db \cdot l_r \end{aligned} \quad (23)$$

図-9 において内圧の鉛直成分を積分すると、

$$\begin{aligned} P_v &= q \cdot db/2 \cdot l_r \int_0^\pi \sin \theta_2 \cdot d\theta_2 \\ &= q \cdot db \cdot l_r \end{aligned} \quad (24)$$

放射力 P_v と割裂面におけるコンクリート引張応力度の合力との力の釣り合いより、

$$P_v = \frac{\sigma_v}{3} \cdot (l_1 + l_2 + 2 \cdot l_3) \cdot l_r \quad (25)$$

式(24)と(25)より、

$$q = \frac{\sigma_v}{3 \cdot db} \cdot (l_1 + l_2 + 2 \cdot l_3) \quad (26)$$

式(23)と(26)より、

$$\delta P_s = \frac{\sigma_v}{3} \cdot \pi \cdot (l_1 + l_2 + 2 \cdot l_3) \cdot l_r \quad (27)$$

図-10に、今回の解析で使用する割裂面でのコンクリート引張応力度 σ_v と伸び δ_v (割裂ひび割れ面を含む長さ l_f の領域での平均伸び)との関係を示す。これを一般式として次式で表示する。

$$\sigma_v = f(\delta_v) \quad (28)$$

なお、図中の G_F はひび割れ後に消費される破壊エネルギー、 l_f はひび割れ領域長さであり、後者には粗骨材最大寸法の3倍を用いた。

図-11に、式(25)中の σ_v が f_t に到達した後における、式(21)のせん断剛性 K_b の処理方法を示す。解析的にせん断剛性の負勾配を求めることは困難であるため、今回の解析では剛性低下パラメータ β を導入し、 $-\beta \cdot K_c$ へと強制的に低下させた。ここに、 K_c は式(7)のせん断剛性である。パラメータ β の基準値としては藤井³⁾の実験結果を参考にして $\beta=0.2$ を採用し、比較のため $\beta=1.0$ についても検討を行った。

3. 数値解析

3.1 ばねモデル

図-12に、RC部材の主筋1本分の領域を対象とし、それを主筋を表すばね要素と周囲のコンクリートを表す付着要素にモデル化したものを示す。各節点は横ふし位置に対応している。

付着要素の要素剛性式は式(20)に示したとおりである。主筋要素 i の付着剛性式は次式となる。

$$\delta P_{si} = K_s \cdot \delta l_{ri} \quad (29)$$

$$K_s = \frac{E_s \cdot A_s}{l_r} \quad (30)$$

$$\delta l_{ri} = (S_{i+1} - S_i) \quad (31)$$

ここに、 S_i は節点 i のすべり量、 K_{si} は要素 i のばね剛性、 E_s は主筋の縦弾性係数、 A_s は主筋断面積、 δl_{ri} はばね要素の伸びである。

3.2 解析手順

図-13に解析手順を簡単に示す。解析には増分法を用い、各節点位置 i での割裂ひび割れ領域の伸び δ_{vi} を微量ずつ増加させることによって、その他の増分量を逐次求めていった。

コンクリートの圧縮強度 f_c' 、引張強度 f_t およ

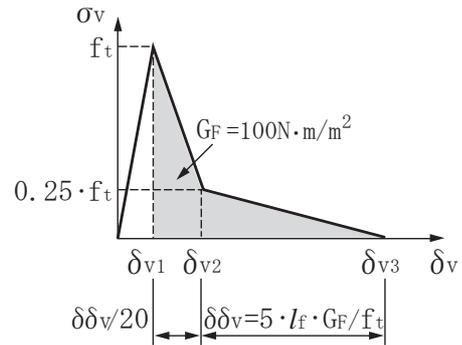


図-10 コンクリート引張応力
-ひび割れ領域の伸び関係

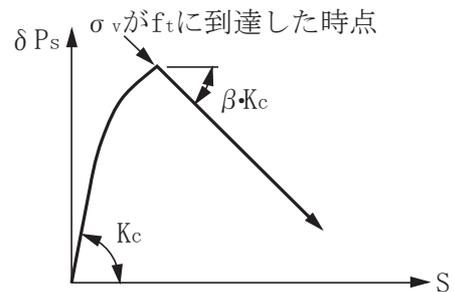


図-11 剛性低下パラメータ β の定義

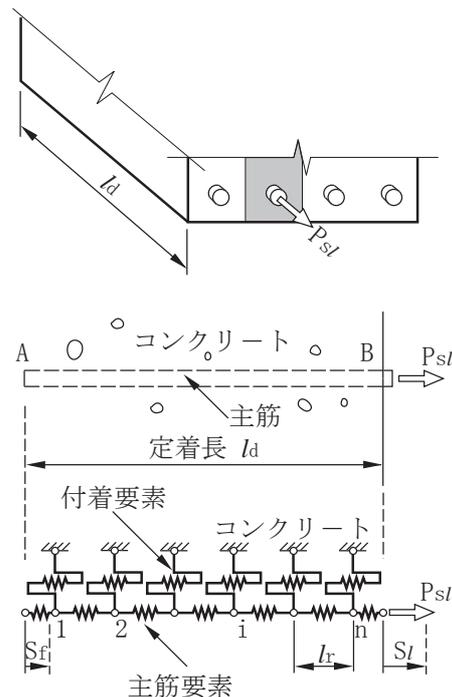


図-12 解析用ばねモデル

び縦弾性係数 E_c の関係には、以下の実験式⁴⁾を使用した。

$$f_t = 0.267 \cdot f_c'^{2/3} \quad (32)$$

$$E_c = 8500 \cdot f_c'^{1/3} \quad (33)$$

3.3 解析結果

表-1に平均付着割裂強度の解析値 τ_{ucal} と実

表-1 平均付着割裂強度の解析値と実験値の比較の一例

解析No.	1	2	3	4	5	6	7
定着長 l_d (mm)	400	400	400	400	400	200	530
剛性低下パラメータ β	0.2	1.0	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
付着割裂パラメータ b_{si}	3.14	3.14	3.14	3.14	4.19	3.14	3.14
圧縮強度 f_c' (MPa)	30	30	20	40	30	30	30
引張強度 f_t (MPa)	2.6	2.6	2.0	2.6	2.6	2.6	2.6
弾性係数 E_c (GPa)	26	26	23	29	26	26	26
直径 d_b (mm)	19.1	19.1	19.1	19.1	19.1	19.1	25.4
横ふし間 l_r (mm)	12.0	12.0	12.0	12.0	12.0	12.0	16.0
弾性係数 E_s (GPa)	200	200	200	200	200	200	200
解析値 τ_{ucal} (MPa)	2.74	1.73	2.17	3.21	3.44	3.13	2.74
実験値 τ_{uexp} (MPa)	2.92	2.92	2.39	3.36	3.60	2.92	2.93
τ_{ucal}/τ_{uexp}	0.94	0.59	0.91	0.96	0.96	1.07	0.94

験値 τ_{uexp} との比較の一例を示す。定着長 l_d が約 $20d_b$ を超えると τ_{uexp} への l_d の影響が小さくなるという既往の研究結果³⁾に基づき、解析値は $l_d = 20d_b$ の場合を基準とした。実験値は藤井等³⁾の提案した付着割裂強度式より求めた。同表より、 $\beta = 0.2$ の場合、比 τ_{ucal}/τ_{uexp} は $0.91 \sim 1.07$ の間にあり、鉄筋径 d_b 、付着割裂パラメータ b_{si} 、コンクリート強度 f_c' の各種組み合わせに対して、解析値と実験値とは良好な一致をみていることが判る。定着長が $l_d = 10d_b$ と短い解析No.6では、解析値が大きくなっており、既往の実験結果と傾向が一致している。なお、解析No.2から分かるように、剛性低下パラメータを $\beta = 0.2$ から 1.0 へと増加させることにより、当然 τ_{ucal} は低下する。

4. 結論

本研究では、横補強筋を配置していないRC部材のサイドスプリット型付着破壊を対象とした1次元ばねモデルを提案し、増分法による数値解析を実行した。得られた付着割裂強度の解析値は、既往の付着割裂強度の提案式から求められる強度と良く一致した。

参考文献

1) Tepfers, R. : Cracking of Concrete Cover along Anchored Deformed Bars, Magazine of Concrete Research, Vol.31, No.106, pp.3-12, March 1979
 2) 金久保 利之ほか：補強コンクリート部材

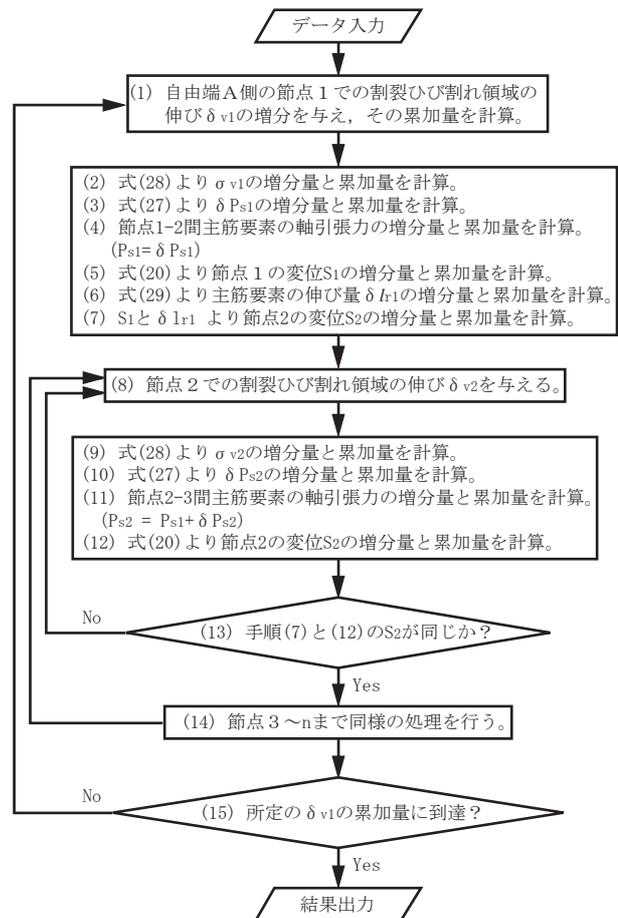


図-13 解析手順

の付着割裂性状に関する研究（その1，2），日本建築学会構造系論文集，第492号，第506号，pp.99-106，pp.163-169，1997.2，1998.4

3) 藤井 栄：鉄筋コンクリートにおける付着・定着特性とその部材性能に及ぼす影響に関する研究，京都大学学位論文，1992.1
 4) 岡村 甫，前田詔一：鉄筋コンクリート工学，市ヶ谷出版，pp.12-16，1987