論文 鉛直打継ぎ面をもつコンクリート梁の断面内応力分布モデルの提案

佐藤あゆみ*1・山田 寛次*2・石山 智*3

要旨:コンクリート梁の鉛直打継ぎ面における応力分布モデルを検討した。モデルは破壊力学的実験によっ て導かれた引張軟化曲線をもとに構築したもので,打継ぎ面をもたない梁に対する強度比と破壊エネルギ比 が極めて簡便に算出できるようになっている。本モデルによる計算値と実験値とは,5種類(15体)の打継 ぎ試験体に対して概ね適合し,有効性が確かめられた。

キーワード:断面内応力分布,引張軟化曲線,打継ぎ,強度,靱性,破壊エネルギ

1. はじめに

1.1 研究の目的

コンクリートの打継ぎ面などの界面をもつ部材におい て当該部の強度と靱性を向上させることは、一体性を確 保して部材の構造性能向上を計るために最も重要であり、 古くから様々な検討が行われてきた¹⁾。その検討に当た って、ごく最近まで曲げ強度がパラメータとして評価さ れ²⁾ていたが、最近ではひび割れ幅と結合応力を関係づ ける引張軟化曲線 (以下,TSD) が有効なパラメータ として評価されている³⁾。

著者らも TSD を用いて様々な鉛直打継ぎ面をもつ梁の 強度と靱性向上の検討を行っており, 靭性指標である破 壊エネルギと強度指標とした曲げ強度との間には実験的 に密接な関係があることを指摘した^{4),5)}。本論文では, これを進め,鉛直打継ぎ面の TSD が求められた場合に, 強度と引張軟化特性との関係がどのようになるかを解析 的に明らかにしようとするものである。なお, コンクリ ートは破壊する前に微細ひび割れの集積を伴うと考えら れるため,最大荷重時における曲げ強度(以下,fb)は 縁応力としての物理的意味を持たない。しかし,基準試 験体と打継ぎ試験体とでリガメント断面が同一の場合, 最大曲げモーメントの比が強度つまり fb の比率と同一 となるため,本論文では強度比と fb 比を同一のものとし て扱う。

ここで破壊エネルギは TSD から直接求められるのに対 し,強度は圧縮領域が関係するため単純ではない。この ような問題は FEM などの離散化問題として逐一解析す ればその値が求められるが,TSD を用いて断面内応力分 布がモデル化できれば,簡便に最大曲げモーメントが決 定し強度が求まる。また断面内応力分布は直感的でもあ り,ファイバー要素法^のへの展開も可能と考えられる。 以上を踏まえ,本研究では打継ぎ試験体の打継ぎ面にお ける断面内応力分布をモデル化する方法を提案する。

1.2 既往の研究と本研究の関係

断面内応力分布モデルを構築してひび割れを含む部材 の挙動解析を行った研究は古くからあり⁷⁾,我が国でも 寸法効果の説明に用いている⁸⁾。ファイバー要素法とし ては曲げ挙動,テンションスティフニング,スナップバ ックの説明に用いた著者らの例^{9,10,11)}があり,古典的手 法である。

本研究の打継ぎ面でも既往の研究と同様に中立軸が存 在し、そこから歪みが線形分布すると仮定するが、新た に下記の二点につき、打継ぎ面特有のモデルとして定式 化する必要がある。

・ 最大荷重時のひび割れ面における,ひび割れ先端位 置の決定

・ ひび割れ部の複雑な引張応力分布を簡便に表現できるモデルの構築

本研究では一体打ち試験体を基準として、5種類の打継 ぎ試験体から上記二点を実験的に検討し、定式化した。

実験および解析

2.1 実験概要

(1) 試験体概要

試験体名および特徴を表-1,調合表を表-2,使用材料 を表-3に示す。本研究の試験体は一体打ち試験体(N) もしくは,表面処理を行った打継ぎ試験体である。表面 処理は打継ぎ面に凹凸を作る打継ぎシートを用いる方法

(J), 先打ちコンクリートの打継ぎ面を遅延剤によって 洗い出す方法(E), 流水を掛けながら目荒しを行なう方 法(R), 無処理(SP), さらに載荷試験によって破断し た一体打ち試験体の破断面に打継ぐ方法(FS)の合計5 種類とした。試験体は各水準3体ずつ作製し, 10×10× 40cmの梁型とした。概要を図-1(a)に示す。

(2) 打設および養生

打設は型枠に所定の材料を用いて一体打ちを行い、打

*1秋田県立大学大学院 システム科学技術研究科 建築環境システム学専攻 (正会員) *2秋田県立大学 システム科学技術学部 建築環境システム学科教授 工博 (正会員) *3秋田県立大学 システム科学技術学部 建築環境システム学科助教 工修 (正会員) 継ぐものは片側半分だけ先打ちを行った。24 時間後に脱型を行い,打継ぎ面に各種の表面処理を行った後,型枠の残る片側に所定の材料を打設した(図-1(b)参照)。打設後は28 日間の水中養生を行なった。

(3) 載荷試験

後打ちコンクリートの材齢 28 日で RILEM 推奨の破壊 靭性試験¹²⁾を行い,荷重および開口変位(以下, CMOD) を測定した。自重の影響を防ぐためカウンターウェイト を取付け,ひび割れを集中させるために載荷点下に高さ 50mm の切欠きを入れた状態で載荷した。また圧縮およ び割裂引張試験によって材料強度を調べた(**表-4**参照)。

2.2 引張軟化解析

ひび割れ発生後の引張軟化特性を評価するために JCI 標準の多直線近似解析法¹³⁾に基づき,破壊靱性試験によ って得られた荷重-CMOD 関係から TSD を求めた。図-2 に示すように,この TSD によって囲まれた面積が破壊エ ネルギ(単位面積あたりのひび割れを形成するのに必要 なエネルギ,以下,GF)である。

3. 結果

図-3 に破壊靭性試験によって得られた荷重-CMOD 曲 線,図-4に荷重-CMOD 曲線より求めた TSD を示す。図 -3および図-4はともに代表例を示しており,図-4の TSD では最大荷重時に対応するポイントに●印を付けている。 また,fb および各試験体の TSD から求めた引張軟化特性 値を表-5 に示す。各引張軟化特性値は図-2 において ft は初期結合応力,GFpxは最大荷重時までのGF を示し, Wer は限界ひび割れ幅,同様に Wpx は最大荷重時の仮想 ひび割れ幅である。 γ は ft と W を結んだ一直線モデル に対する実 TSD の GF 割合を示す。図-5 は GF-GFpx 関 係を表している。これより,両者には比例関係があるこ とが分かり,本研究の試験体では,最大荷重時の GF を 知れば最終の GF が推定できると言える。

試験体名	表面処理方法	先打ち試験体材齢
N	一体打ち	_
J	打継ぎシート	24時間
E	洗い出し	24時間
FS	破断面打継ぎ	35日
R	目荒し	24時間

表-1 試験体名および特徴

表-2	調合表

24時間

W/C s/a 質量 (kg/m³) (%) (%) W С S Ad 51.4 43.0 177 344 739 1010 1.72

Ad:高性能AE減水剤(C×0.5%)

無処理

SP

セイント	普通ポルトランドセメント			
	密度3.16g/cm ³			
細骨材	粒度調整細骨材			
	表乾密度2.51g/cm ³ 吸水率2.40%			
粗骨材	由利本荘産砕石			
	表乾密度2.59g/cm ³ 吸水率2.31%			
识和刘	高性能AE減水剤 メタクリル酸ポリマー			
/또 ጥ니 셔넷	密度1.055g/cm ³			

	表-4 コンクリートの機械的性質					
密度 圧縮強度		引張強度	弾性係数			
	(g/cm^3)	(MPa)	(MPa)	(GPa)		
	2.31	41.98	3. 47	26.99		



表-5 全試験体の引張軟化特性値

	fb	ft	Wcr	Wpx	GF	GFpx
	MPa	MPa	mm	mm	N/mm	N/mm
N1	4.94	6.82	0. 213	0.011	0.0911	0. 0296
N2	4.85	7.07	0. 130	0.007	0. 0955	0. 0261
N3	4.60	7.28	0. 224	0.013	0.1160	0. 0299
J1	3.74	5.80	0.200	0.007	0.0597	0.0160
J2	3.80	5.56	0.051	0.007	0.0467	0.0169
J3	3.53	4.76	0.117	0.010	0.0501	0.0188
E1	2.85	2.90	0.113	0.007	0.0340	0.0104
E2	3.12	3.92	0.049	0.006	0. 0343	0.0119
E3	2.80	3.26	0.083	0.008	0.0372	0.0119
FS1	1.61	2.11	0.094	0.006	0. 0243	0.0044
FS2	2.01	2.90	0. 088	0.005	0. 0211	0.0056
FS3	2.11	2.11	0. 105	0.007	0. 0288	0.0074
R1	3.42	6.47	0.047	0.003	0.0407	0.0107
R2	3.03	5.68	0.054	0.005	0. 0297	0.0101
R3	3.60	5. 52	0.038	0.007	0. 0336	0.0140
SP1	2.00	3.65	0. 028	0.003	0.0112	0.0039
SP2	2.20	3.49	0.027	0.003	0.0129	0.0045
SP3	1.75	3.03	0.071	0.006	0.0131	0.0047

4. 考察

4.1 ファイバーモデルの構築

(1) 応力モデルの構成

a. 概要

本研究では最大荷重時におけるリガメント部の応力モ デルを,既往の研究と同様に中立軸の存在や,そこから 歪みが線形分布すると仮定し図-6 に示すように提案す る。またここでは評価される側の打継ぎ試験体(試験体 1)と一体打ち試験体(基準とする試験体 2)との最大曲 げモーメントの比を評価するため,両方のモデルを仮定 した。これらはリガメント高さhが等しく,それぞれひ び割れが αx もしくは x まで伸展した状態で最大荷重と なったと仮定する。

この時, ひび割れ幅が先端からの距離に比例している (図-7) とすれば, ひび割れ部分の応力分布は図-4の最 大荷重までの TSD と同形状になるが,ここでは三角形に 簡略化してある。またひび割れ先端位置よりも圧縮側で は弾性状態を仮定して, 図-6 に示すようにひび割れ先端 部の応力を β ft または ft, 圧縮縁応力を fcl または fc2 とする。更に圧縮縁から中立軸までの距離をそれぞれ z, y とすると,単位幅当たり,それぞれの試験体の曲げモ ーメントが以下のように示される。

b. 試験体1に関するモーメントの計算

引張側と圧縮側の力の釣り合いから,

$$f_{c_1} = \frac{\beta f_t}{z} \left\{ h - \alpha x \left(1 - \gamma_1 \right) - z \right\}$$
⁽¹⁾

また平面保持仮定より,

$$f_{c_1} = \frac{z \cdot \beta f_t}{h - \alpha x - z} \tag{2}$$

式(1),(2)を等置してzが求まる。

$$z = \frac{\left\{ \left(h - \alpha x \right) + \alpha x \gamma_1 \right\} \left(h - \alpha x \right)}{2 \left(h - \alpha x \right) + \alpha x \gamma_1}$$
(3)

 $z z v h - z - \alpha x = h_{\alpha} \geq z > \langle \rangle,$ $h_{\alpha} = h - z - \alpha x = \frac{(h - \alpha x)^{2}}{2(h - \alpha x) + \alpha x \gamma_{1}}$ (4)

各ストレスブロックの中立軸に関するモーメントの合 計 M₁は式(5)となる(mについては次項参照)。

$$M_{1} = \frac{1}{6} \beta f_{t} \left\{ 2h_{\alpha}^{2} + h_{\alpha} \left(2z + 3\alpha x \gamma_{1} \right) + \alpha x \gamma_{1} \left(2z + m\alpha x \right) \right\}$$
(5)

c. 試験体2に関するモーメントの計算

上記と全く同様の方法で下記の式が得られる。

$$f_{c_2} = \frac{f_t}{y} \left\{ h - x(1 - \gamma_2) - y \right\}$$
(6)

$$y = \frac{\{(h-x) + x\gamma_2\}(h-x)}{2(h-x) + x\gamma_2}$$
(7)

$$h_{x} = h - y - x = \frac{(h - x)^{2}}{2(h - x) + x\gamma_{2}}$$
(8)

$$M_{2} = \frac{1}{6} f_{t} \left\{ 2h_{x}^{2} + h_{x} \left(2y + 3x\gamma_{2} \right) + x\gamma_{2} \left(2y + mx \right) \right\}$$
(9)

 M_1/M_2 は曲げモーメント比であるが, リガメントが同一 寸法であれば, 強度比, つまり fb 比と同一になる。







図-6 試験体1(左)および試験体2(右)の断面内応力分布

(2) モデルに必要な各種係数の計算方法

以上のモデルにおいて本研究では以下 a および b の二 点に関して新しい提案を行っている。

a. ひび割れ先端位置 α x の計算方法

図-6において最も重要な点はひび割れ先端位置(x, a x)の決定である。ひび割れ先端位置は逆解析の過程で, ひび割れ伸展の節点番号とリガメント全節点数(本研究 では40,図-8参照)との関係から分かるが,それらを調 べないで,TSDだけから求められると都合がよい。本研 究では引張軟化解析における逆解析と順解析の結果をも とに以下のようにして求めた。

最初に、ひび割れ部分の高さとひび割れ幅には、図-7 のような線形の関係があると仮定して、ひび割れ開口の 角度の 1/2 を θ とおき、tan θ を求めた(式(10))。次に、 各試験体の tan θ - β 関係をプロットすると、図-9 に示す とおり tan θ は β に比例することが分かる。その回帰直線 は式(11) であるが、これは初期結合応力が小さいほど θ が小さく、ひび割れ幅が同じならばより高い位置まで ひび割れが伸展していることを意味している。ここで n は逆解析で求められたひび割れ伸展位置が全節点数 40 に対して下から何番目に相当するかの数を表しており、 α x および $h \cdot n / 40$ はともにひび割れ先端位置を示す。 これから式(10),(11) を等置してひび割れ先端位置 α x が式(12) として求められる。

$$\tan \theta = \frac{(1/2)W_{px}}{h(n/40)}$$
(10)

$$\tan\theta = 280\beta \times 10^{-6} \tag{11}$$

$$\alpha x = h \cdot n / 40 = \frac{W_{px}}{560\beta} \times 10^6 \tag{12}$$



図-7 ひび割れ幅と距離

図−8 解析用メッシュ



図-10 ひび割れ領域における補正係数mの考え方

さらに基準試験体のひび割れ伸展高さ x は,式 (12) 中の α および β ともに 1.0 としたものであり,この $x = W_{px}/560 \times 10^6$ によって式 (12)を除した値が α となる (式 (13))。ここで Wpx 比は基準試験体の Wpx に対し て打継ぎ試験体の Wpx が何割であるかを意味しており, 他の係数は図-6 に説明している。以上のように TSD の みの情報で α が求められる。

$$\alpha = W_{px} \not \vdash / \beta \tag{13}$$

b. ひび割れ領域での簡便なストレスブロック形状

ひび割れ領域でのストレスブロックは TSD の当該ひび 割れ幅までの形状が現れる。これは図-4に見るように複 雑な形状であるが、本研究ではβ, γ, mという係数を 導入することで三角形の一直線モデルに縮約して簡便に 表現した。βは初期結合応力が基準試験体に対して何割 であるかを示しており, TSD から直接求められる。また, γは仮定した三角形 TSD と実 TSD との面積比つまり GF 比で, それぞれ係数 γ1 (試験体 1), γ2 (試験体 2) を 乗じることで実 TSD に一致するように補正した。さらに, 面積比だけではモーメントアーム長の違いが表せないの で、両者の中立軸からの断面一次モーメントが概略一致 するように,以下に述べるモーメントアーム長の補正係 数 m (図-10) を導入した。つまり、最大荷重時におけ る TSD は台形に近いので図-10 のようにモデル化し,引 張側の縁応力とひび割れ先端の結合応力ft との比をkと する。この台形の重心位置は三角形仮定のそれ(x/3)よ りも遠くなり, $(x/3) \cdot \{(1+2k)/(1+k)\}$ となる。つまり m=(1+2k)/(1+k)を掛けることでモーメントアーム長が補 正できる。なお実際の TSD 形状は凹の斜辺を持つ台形で あるため,重心位置は以上の簡略モデルとは異なるが, 一次の近似としては大きく間違っていないと考えられる。 また以上のように,係数の値は全て TSD から求められる。

(3) M₁, M₂の計算手順

求められた TSD から最大荷重時のひび割れ幅 Wpx およ び初期結合応力の基準試験体との比である β を求めると, 式 (12) から α x が決まる。同時に一直線モデルと実 TSD との面積比 γ を計算する。また式 (3), (7) から y, z が求まれば h α , hx が計算でき, M₁, M₂が求まる。

4.2 応力モデルの適合性の考察

(1) 曲げ強度比の実験値と計算値との比較

各試験体に対して,前節の方法で最大荷重時の α , β , γ 1(または γ 2)を算出した(**表**-6)。なお m は試験体 間に大差が無かったため,全試験体の平均値 1.217 を用 いた。これから最大荷重時の γ を省略した応力分布図(各 試験体の代表例)は図-11のように求められる。また同 時に最大曲げモーメント比(M_1/M_2)が計算できるが,

表-6 最大荷重時のα, β, γおよび M₁/M₂

	β	α	Ŷ	M_1/M_2
N1	0.965	1.573	0.774	0.862
N2	1.000	1.000	1.002	1.000
N3	1.030	1.730	0.624	0.768
J1	0.820	1.122	0.812	0.742
J2	0.786	1.218	0.859	0.779
J3	0.673	2.083	0.761	0.616
E1	0.410	2.154	1.100	0. 484
E2	0.554	1.454	1.024	0.642
E3	0.461	2.389	0.895	0.547
FS1	0. 298	2.661	0.717	0.267
FS2	0.410	1.731	0.743	0.339
FS3	0.298	3.314	0.959	0.327
R1	0.915	0.449	1.088	0.919
R2	0.803	0.823	0.729	0.707
R3	0.781	1.197	0.735	0.675
SP1	0.516	0.711	0.797	0.517
SP2	0.494	0.911	0.784	0. 487
SP3	0.429	1.752	0.565	0.337





図-12 実験値(強度比)と計算値(M₁/M₂)の相関



図-13 実験値(GF比)と計算値($\alpha \beta^2 \gamma$)の相関

打継ぎ試験体と基準試験体とでリガメント高さがほぼ同 ーであるため、この比はモデルから求めたfb比に等しく なる。この値を表-6に示す。図-12に実験値(fb比)と 本モデルによる計算値(M₁/M₂)の相関を示すが、相関 係数 R=0.91 であることから見て、かなり良い相関を示す ことが分かる。

(2) 破壊エネルギ比の実験値と計算値との比較

前節のモデルに従って、破壊エネルギを算出し、靭性 と各種係数の関係を考察した。図-5 に示したように、最 大荷重時までの GFpx は最終的な破壊エネルギ GF と強 い相関があるので、ひび割れ幅が Wpx になったときの基 準試験体と打継ぎ試験体の GFpx の比を計算すれば、破 壊エネルギの比が分かる。

この破壊エネルギ比 (GF 比)の計算は単純で,式 (14) に示すように Wpx 比, β および γ を乗じて求められる 。 さらに,先の式 (13)を用いると式 (14)の右辺最終項 が導かれる。これら係数も fb 比と同様に全て TSD から 求められる。

$$GF \mathfrak{k} = W_{px} \mathfrak{k} \times \beta \times \gamma = \alpha \beta^2 \gamma \tag{14}$$

図-13 は、計算した破壊エネルギの比(GF比)と実験 結果の破壊エネルギを比較したものであるが、相関係数 R=0.94 と良い適合性を示している。

5. まとめ

打継ぎ試験体の打継ぎ面における断面内応力分布のモ デルを提案した。モデルは、最大荷重時のひび割れ先端 位置の決定、さらに、ひび割れ部の複雑な引張応力分布 を簡便に表現する方法を定式化することによって、打継 ぎ面に対して構築したものである。モデルによる計算値 と実験値とを比較した結果、強度および破壊エネルギと もに概ね適合し、その有効性が確かめられた。なお提案 するモデルでは, 強度および破壊エネルギの計算が, TSD から求められる数値のみによって簡便に行なわれる。今 後,本モデルを用いて様々なシミュレーションを行なう 予定である。

参考文献

- 例えば吉田徳次郎, 久保田秀雄:新旧混凝土の接合 に就て, 土木学会誌, Vol. 9, No. 3, pp.471-481, 1923.6
- 2) 土木学会編:コンクリート構造物におけるコールド ジョイント問題と対策,土木学会,2000
- 3) 栗原哲彦,安藤貴宏,内田裕市,六郷恵哲:引張軟 化曲線によるコンクリート打継ぎ部の付着性状の評 価,コンクリート工学年次論文報告集,Vol. 18, No.2, pp.461-466, 1996
- 4) 佐藤あゆみ、山田寛次、石山智:鉛直打継ぎ目をも つコンクリート梁の引張軟化特性と破壊進展に関す る考察、日本建築学東北支部研究報告集、第70号、 構造系、pp.49-54、2007
- K. Yamada, A. Satoh, S. Ishiyama: Evaluation of adhesion characteristics of joint in concrete by tension softening properties, Proceedings of "Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structure", vol.3, pp. 1753-1759, June 17-22, 2007
- 山田寛次,三橋博三:ポリプロピレン短繊維補強セメント系押出成形材料の高靭性化のメカニズムに関する考察,日本建築学会構造系論文集,No.520, pp.1-8, 1999
- D. J. Hannant: Fibre Cements and Fibre Concretes, John Wiley & Sons, Chichester, 219pages, 1978
- 8) 六郷恵哲,内田裕市,加藤英徳,小柳治:コンクリートの曲げ強度の推定に関する破壊力学的検討,コンクリート工学論文集,第3巻,第1号,pp.57-63,1992
- 9) 山田寛次,石山智:ポリプロピレン短繊維補強セメント材料板の曲げ挙動に関する考察,コンクリート工学年次論文報告集,Vol.24, No.1, pp.279-284, 2002
- 10)山田寛次,石山智:ファイバー要素法による短繊維 補強セメント材料のスナップバック挙動予測,コン クリート工学年次論文報告集,Vol.23,No.2, pp.193-198,2001
- 11) 山田寛次,三橋博三:高強度連続繊維筋で補強され た繊維強化セメント系複合材料梁の曲げ靭性向上に 関する考察,日本建築学会構造系論文集, No.537, pp.1-6, 2000
- 12) RILEM Draft Recommendation: Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-point bend Tests on Notched Beams, Materials and Structures, Vol.18, No.106, pp.285~290, 1985
- 13) 日本コンクリート工学協会編: JCI規準集 2004, 日本 コンクリート工学協会, pp.550-558, 2004