両端拘束一方向性合成スラブの荷重変形特性に関する研究

EXPERIMENTAL STUDY ON THE LOAD-DEFLECTION PROPERTIES OF RESTRAINED ONE-WAY COMPOSITE SLABS

森村 毅*, 大廣 麻里**, 大田 和彦***, 在 永 末 徳*
*Tsuyoshi MORIMURA, Mari OHIRO, Kazuhiko OHTA
and Suenori ARINAGA*

In this report we described on obtaining the load-deflection curve of the restrained one way composite slabs and compared the curve of calculated results with the curve of experimental values, then investigated.

As a result, the curve of a calculation value showed a tendency to match a curve of experimental value well approximately.

Keywords : *Automation of construction work, Casting formwork, Top-concrete, Restrained one way composite slab, Load-deflection curve*

自動化施工, 打込み型枠, トップコンクリート, 両端拘束一方向性スラブ, 荷重変形曲線

1. はじめに

近年の鉄筋コンクリート構造の発展は型枠技術の進歩なくしては成り立たなかったと考えられる。特に最近、型枠技術の進歩は目覚しいが、それと密接な関係として論じられているものに地球環境破壊や資源の有効利用の問題がある。現在なお型枠材料として重要な役割を占めている合板は多量の熱帯雨林を伐採して作られるため、その行為が地球規模の環境破壊を起こす要因の一つにあげられている。

そのため我が国においても早急に合板型枠を見直し、合板型枠の代替品の開発を急がなければならず、現在では国土交通省を始め各建設業界においても積極的に研究開発が行われている。また、それと同時に建設業界に深刻な問題を投げかけているものに型枠専門工の高齢化や技能労働者不足がある。

従って、21 世紀の今日においては、将来起こりうるであろう上述の諸問題等について対処しておく必要があり、早急に建設工事全体の抜本的な解決策を考えておかなければならない。それが今日省力化やシステム化の必要性が要請されている所以である。

その抜本的な解決策の一環として現在国土交通省が進めているものに情報化施工や自動化施工がある。特に自動化施工の方面においては高曲げ無機材料によって作られた打込み型枠を用いて無支保工、支保工の簡略化およびコンクリート打設後早期に資材の運搬・ストック・据え置きのための自動型施工機械が走行できる床構法システムの開発がある。この床構法システムの開発は、3K の代名詞にもなっている建設現場にも週休 2 日制の導入を狙ったものである。打込み型枠材を用いた床スラブは型枠材を梁間に掛けて、上からトップ

コンクリートを流し込んで床スラブを形成するため一種のハーフスラブ形式の合成スラブである。型枠材自体は中空孔を有した一方向性のものであるが、配筋を施した後トップコンクリートを打込むと大梁で周辺が拘束されて二方向性の力学的性質を持つ合成スラブになると考えられる。

筆者は、長年その実用化に向けた研究開発に取り組んできた。その一環として筆者等は過去^{1)~4)}、上述の高曲げ無機材料の打込み型枠材(以後型枠材と称す)を用いて両端拘束一方向性合成スラブ(以後合成スラブと称す)の実物大実験を行ってきた。

そこで本研究は、合成スラブの破壊メカニズムおよび荷重変形特性を明らかにすることを目的に解析的研究を行い、その解析結果と過去行った実験結果の比較検討を行ったものである。なお、解析で用いた載荷方法は実験と同じ 4 等分割線上の 2 点均等載荷で行った。また、以下の論文では工学単位を用いている。

2. 基本仮定

合成スラブの破壊メカニズムおよび荷重変形特性を明らかにするためには、合成スラブの荷重変形曲線を解析的に求めること(以後解析曲線と称す)が非常に重要である。以下には、解析曲線を求めるために、以下の基本仮定を用いた。

- 1) コンクリート、鉄筋および型枠材の応力度-ひずみ度 ($\sigma - \epsilon$ 曲線) は完全弾塑性と考え、図 1(a)(b)(c)とした。
- 2) 部材断面は平面保持の仮定が成立する。
- 3) 面内圧縮力による軸方向変形は弾性範囲とする。
- 4) コンクリートと型枠材は一体化している。

* 近畿大学工学部 教授・工博

** 近畿大学 大学院生

*** 近畿大学工学部 准教授・工博

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Eng., Kinki Univ., Dr. Eng.

Graduate Student, Dept. of Architecture, Kinki Univ.

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Eng., Kinki Univ., Dr. Eng.

5) 中空孔を持つ型枠材は図2のような等価な中実型枠材とする。

図1 各材料の応力度－ひずみ度曲線

図2 型枠材のモデル化

3. 解析方法

一般のスラブは、二方向性として用いられるが、図3に示すように二方向性スラブは一方方向性スラブの集合体と考えることができ、一方方向性の性質を明らかにすることによって、その結果が二方向性にも適用できると考える。したがって、以下では一方方向性の合成スラブの解析曲線式の誘導方法について述べる。

図3 周辺拘束二方向性スラブ

3.1 解析曲線式の誘導

合成スラブは型枠材の上にトップコンクリートを打込んだものであるため、型枠材とコンクリートが必ずしも一体化するとは限らない。境界面の性状を考慮する必要はあるが、本研究では一体化した合成スラブと考えて解析曲線式の誘導を行う。また、式の誘導に際しては実験時の試験体の曲げひび割れ進行状態を参考として下記に示す3段階に分けて解析曲線式を誘導する。

- ① 第1段階－両端部コンクリートの曲げひび割れ荷重時
 - ② 第2段階－曲げひび割れ荷重以後、中央型枠材の曲げひび割れ荷重まで
 - ③ 第3段階－中央型枠材の曲げひび割れ荷重以後終局耐力まで
- 以下では、曲げひび割れ進展状態順に解析曲線式の誘導を行う。

1) 準備計算

型枠材は基本仮定5)の図2(a)で示したように中空断面を持つが、解析では図2(b)の置換中実断面（以後中実断面と称す）として用い

るため、解析で用いる中実断面の曲げ剛性($E_k I_k$)は中空断面の曲げ剛性($E_{kh} I_{kh}$)と等価なものに置換して求めた式(1)を用いる。

$$E_k \varepsilon_b Z = E_{kh} \varepsilon_b Z (1 - \alpha^3 \beta) \quad (1)$$

$$E_k = (1 - \alpha^3 \beta) E_{kh}$$

ここで、 $\alpha = h_s / h$ 、 $\beta = m b_s / B$ 、 h ：スラブ厚、 B ：スラブ幅、 h_s ：孔丈、 b_s ：1個分の孔幅、 m ：孔個数

2) 端部曲げひび割れ荷重時

この段階は合成スラブ両端部上端のコンクリート部分が曲げひび割れモーメントに達して曲げひび割れを生じる時点を指し、その時の合成スラブ両端部と中央部断面の応力状態およびひずみ分布状態は図4のように示される。

図4 端部曲げひび割れ以前の応力状態図

図4(b)から、端部断面のつり合い式 $C - T = 0$ (C ：圧縮合力、 T ：引張合力)より、端部の中立軸距離 eX を求めると、

$$eX = \frac{h^2 + (k-1)h_2^2 + 2(n-k)hp_t d_t + 2(n-1)hp_c(h-d_c)}{2\{h + (k-1)h_2 + (n-k)p_t h + (n-1)p_c h\}} \quad (2)$$

同様に、図4(c)から、中央部断面のつり合いより中央部の中立軸距離 cX を求めると次式になる。

$$cX = \frac{kh^2 - (k-1)h_1^2 + 2(n-k)hp_t(h-d_t) + 2(n-1)hp_c d_c}{2\{kh - (n-k)h_1 + (n-k)hp_t + (n-1)hp_c\}} \quad (3)$$

よって、端部および中央部断面に作用する曲げモーメント eM は次式で求まる。ここで求める eM は端部曲げひび割れモーメント M_{cr} となり $eM = M_{cr}$ で表せる。

$$eM = \frac{BE_{cc}\varepsilon_t}{3(h-eX)} \left\{ 3(n-1)hp_c(h-eX-d_c)^2 + 3(n-k)hp_t(eX-d_t)^2 + k_e X^3 + (k-1)(h_2-eX)^3 + (h-eX)^3 \right\} \quad (4)$$

また、図5の M 図より

$$cM = \frac{eM}{3} \quad (5)$$

ここで、 $n = E_s / E_c$ 、 $k = E_k / E_c$ 、 h_1, h_2 ：コンクリート厚と型枠材厚、 E_c, E_s, E_k ：コンクリート、鉄筋及び型枠材のヤング係数

図5 端部曲げひび割れ以前の曲げモーメント図

次に、両端部が曲げひび割れモーメントに達するときの合成スラブの中央たわみ量 $c\delta_{cr}$ は、図6のモールの定理より次式で求められる。

$${}_c\delta_{cr} = \frac{{}_eML_1(L/2-L_1/3)}{2E{}_c{}_eI} - \frac{{}_cML_2(L/2-a+L_2/3)}{2E{}_k{}_cI} - \frac{{}_cM(L/2-a)^2}{2E{}_k{}_cI} \quad (6)$$

なお、端部と中央部の断面 2 次モーメント ${}_eI$ 、 ${}_cI$ は

$${}_eI = \frac{B{}_eX^3}{3} + (n-k)p_tBh({}_eX-d_t)^2 + \frac{B(h-{}_eX)^3}{3} + (n-1)p_cBh(h-{}_eX-d_c)^2$$

$${}_cI = \frac{B{}_cX^3}{3} + (n-1)p_cBh({}_cX-d_c)^2 + \frac{B(h-{}_cX)^3}{3} + (n-k)p_tBh(h-{}_cX-d_t)^2$$

ここで、 $L_1 = {}_eML/4({}_cM+{}_eM)$ 、 $L_2 = {}_cML/4({}_cM+{}_eM)$ 、支点と荷重点の距離 $a: L/4 = L_1 + L_2$

図 6 端部曲げひび割れ以前のモールの仮想荷重図

よって、求める曲げひび割れ時の総荷重 W_{cr} は図 5 より

$$W_{cr} = \frac{32{}_eM}{3L} \quad (7)$$

また、端部曲げひび割れ荷重以後の計算に用いる曲げひび割れ荷重時の端部と中央部の圧縮ひずみ ${}_k\varepsilon_c$ 、 ${}_c\varepsilon_c$ の初期値は図 4(c) より次式で表される。

$${}_k\varepsilon_c = \frac{{}_eX{}_c\varepsilon_t}{h-{}_eX} \quad (8)$$

$${}_c\varepsilon_c = \frac{{}_cX{}_k\varepsilon_t}{h-{}_cX} \quad (9)$$

ここで、 ${}_c\varepsilon_t = {}_c\sigma_t/E_c$ 、 ${}_k\varepsilon_c = {}_cM(h-{}_cX)/E{}_k{}_cI$

3) 端部曲げひび割れ荷重以後中央曲げひび割れ荷重以前

この段階は合成スラブ両端部上端のコンクリート部分に曲げひび割れが生じた後、中央部の型枠材に曲げひび割れが生じるまでを指し、その間の合成スラブ両端部と中央部断面の応力状態およびひずみ分布状態は図 7 に示す。なお、その時の中央総たわみ量 ${}_c\Delta_j$ は ${}_c\Delta_j = {}_c\delta_{cr} + {}_c\delta_j$ で、 ${}_c\delta_j$ は端部ひび割れ荷重以後の中央たわみ量であり、 ${}_c\delta_j = \Delta\delta \cdot j$ ($j=1 \sim r$ の整数値) とし、 $\Delta\delta$ は中央たわみの増分量である。ただし、 r は ${}_k\sigma_t > {}_k\sigma_b$ になる時の値である。

(a) 断面図 (b) 端部の応力度-ひずみ度分布 (c) 中央部の応力度-ひずみ度分布

図 7 端部曲げひび割れ以後の応力状態図

(a) つり合い式

図 7(b) から、端部断面のつり合い式 $C-T=N$ より端部の中立軸距離 ${}_eX$ についてまとめると次式になる。

$$\left\{ {}_k\varepsilon_{y1}/{}_k\varepsilon_c - ({}_k\varepsilon_{y1}/{}_k\varepsilon_c)^2/2 - \gamma/2 \right\} {}_eX^2 + ({}_c\mu p_t h - \beta p_t h + m p_t h {}_s\varepsilon_{y1}/{}_k\varepsilon_c - p_t h {}_k\varepsilon_{y2}/{}_k\varepsilon_c + \gamma h_2 + \eta m p_c h - m p_c h {}_s\varepsilon_{y2}/{}_k\varepsilon_c) {}_eX - ({}_c\mu p_t h d_t - \beta p_t h d_t + \gamma h_2^2/2 + \eta m p_c h d_c) = N {}_eX/E{}_kB{}_k\varepsilon_c \quad (10)$$

ただし、 ${}_k\varepsilon_c \geq {}_k\varepsilon_y \rightarrow {}_k\varepsilon_{y1} = {}_k\varepsilon_y$

${}_k\varepsilon_c < {}_k\varepsilon_y \rightarrow {}_k\varepsilon_{y1} = {}_k\varepsilon_c$

${}_s\varepsilon_c \geq {}_s\varepsilon_y \rightarrow \alpha = \beta = 0$ 、 ${}_k\varepsilon_{y2} = {}_k\varepsilon_y$ 、 ${}_s\varepsilon_{y1} = {}_s\varepsilon_y$

${}_s\varepsilon_c < {}_s\varepsilon_y \rightarrow \alpha = \beta = 1$ 、 ${}_k\varepsilon_{y2} = {}_s\varepsilon_{y1} = 0$

${}_s\varepsilon_t \geq {}_s\varepsilon_y \rightarrow \eta = 0$ 、 ${}_s\varepsilon_{y2} = {}_s\varepsilon_y$

${}_s\varepsilon_t < {}_s\varepsilon_y \rightarrow \eta = 1$ 、 ${}_s\varepsilon_{y2} = 0$

${}_k\sigma_t > {}_k\sigma_b \rightarrow \gamma = 0$

${}_k\sigma_t \leq {}_k\sigma_b \rightarrow \gamma = 1$

(b) 面内圧縮力の誘導

端部曲げひび割れ以後、端部断面が回転を始め、図 8 に示すように左半分の変形状態を考えると、試験体の回転によって試験体は両端部の拘束フレームを押し広げるため、その反作用として試験体の断面内には面内圧縮力が生じる。この場合中央部断面には型枠材に曲げひび割れが生じていないので弾性状態である。すなわち、ひび割れによって生じる端部断面の材軸線上のあき ${}_ee$ は端部回転による材軸長さ ${}_e'i'c'i'$ の長さから回転前の材軸長さ ${}_eici'$ を引いたものである。回転前の材軸長さは三平方の定理より、中央たわみによる水平方向の縮み量 ${}_ed$ と面内圧縮力による水平方向の縮み量 ${}_ec$ を差し引いた長さとしたたわみ量 ${}_c\Delta_j$ から求める。なお、 K は面内圧縮力による拘束フレームの伸び量と試験体の縮み量の割合を表す係数である。よって、求める端部のあき ${}_ee$ は次式になる。

$${}_ee = \sqrt{\left(\frac{L}{2} + K{}_ec\right)^2 + {}_c\Delta_j^2} - \sqrt{\left(\frac{L}{2} - {}_ed - {}_ec\right)^2 + {}_c\Delta_j^2} \quad (11)$$

高次の微小量を除いて整理すると下式になる。

$${}_ee = K{}_ec + {}_ec + {}_ed + \frac{2{}_c\Delta_j^2}{L} \quad (12)$$

ここで ${}_ee = (h/2 - {}_eX)2{}_c\delta_j/L$ 、 ${}_ec = NL/2AE{}_c$ 、 ${}_ed = {}_c\Delta_j^2/L$ を式(12)に代入し、面内圧縮力 N についてまとめると

$$N = \frac{2AE{}_c \{ {}_c\delta_j(h-2{}_eX) - {}_c\Delta_j^2 \}}{(1+K)L^2} \quad (13)$$

(a) 材軸方向の弾性縮み時の変形状態 (b) 端部ひび割れ以後の変形状態

図 8 端部曲げひび割れ以後の変形状態図

(c) 端部中立軸距離の誘導

上述の式(13)を式(10)に代入して、端部中立軸距離 ${}_eX$ についてま

$$\begin{aligned} & \left\{ k \varepsilon_{y1} / k \varepsilon_c - (k \varepsilon_{y1} / k \varepsilon_c)^2 / 2 - \gamma / 2 \right\} \varepsilon^2 X^2 + \{ \alpha m p_i h - \beta p_i h \\ & + m p_i h_s \varepsilon_{y1} / k \varepsilon_c - p_i h_s \varepsilon_{y2} / k \varepsilon_c + \gamma h_2 + \eta m p_c h - m p_c h_s \varepsilon_{y2} / k \varepsilon_c \\ & + 4 A E_c (\Delta - \delta_{cr}) / (1 + K) L^2 \} \varepsilon^2 X - \left[\alpha m p_i h d_i - \beta p_i h d_i + \gamma h_2^2 / 2 \right. \\ & \left. + \eta m p_c h d_c - 2 A E_c \{ h (\Delta - \delta_{cr}) - \Delta^2 \} / (1 + K) L^2 \right] = 0 \end{aligned} \quad (14)$$

(d) 曲げモーメントの算定式

よって、端部断面に作用する曲げモーメント ${}_eM$ は次式で求まる。

$$\begin{aligned}
{}_eM = & BEk_k \varepsilon_c \left[(k \varepsilon_{y1} / k \varepsilon_c) {}_eX(h/2 - {}_eX/2) \right. \\
& - (k \varepsilon_{y1} / k \varepsilon_c)^2 {}_eX \{h/2 - {}_eX + (k \varepsilon_1 / k \varepsilon_c) {}_eX/3\} / 2 \\
& + \alpha m p_1 h({}_eX - d_1)(h/2 - d_1) / {}_eX - \beta p_1 h({}_eX - d_1)(h/2 - d_1) / {}_eX \\
& + m p_1 h_s \varepsilon_{y1}(h/2 - d_1) / k \varepsilon_c - p_1 h_k \varepsilon_{y2}(h/2 - d_1) / k \varepsilon_c \\
& + m p_c h_s \varepsilon_{y2}(h/2 - d_c) / k \varepsilon_c + \eta m p_c h({}_eX - d_c)(h/2 - d_c) / {}_eX \\
& \left. - \gamma(h_2 - {}_eX)^2(h/2 - {}_eX/3 - 2h_2/3) / 2 {}_eX \right]
\end{aligned} \tag{15}$$

(e) 中央曲げモーメントの誘導

中央部断面は型枠材を使用しているため、まだ曲げひび割れは生じてなく、スラブの変形状態は左右対称になっている。ここでは、その左半分の変形状態と断面応力状態を取り上げると図 9 のようになる。これにたわみ角法を用いると次式のようにまとまる。

図9 端部曲げひび割れ以後のつり合い図

$${}_eM = -\frac{2E_c I_e (2{}_e\theta - {}_c\theta - 3R)}{(L/2) + {}_eC} \quad (16)$$

$${}_cM = -\frac{2E_c I_c (2_c\theta -_e\theta - 3R)}{(L/2) +_cC} \quad (17)$$

ここで ${}_c\theta = 0$ から式(16)を ${}_c\theta$ についてまとめると

$${}_e\theta = \frac{3R}{2} - \frac{(L/2)({}_eM + {}_eC)}{4E_{{}_e}I} \quad (18)$$

式(18)を式(17)に代入し, さらに $R = c\Delta_j/(L/2)$ とおくと

$${}_cM = \frac{{}_cI({}_eM + {}_eC)}{2{}_eI} + \frac{3E{}_cI{}_c\Delta j}{(L/2)^2}{}_eC \quad (19)$$

ここで ${}_eC = -3W_jL/32$, ${}_cC = -W_jL/32$ を式(19)に入れると

$${}_cM = \frac{cI_eM}{2_eI} + \frac{3E_c cI_c \Delta_j}{(L/2)^2} + \frac{W_j L(1-3_eI/2_cI)}{32} \quad (20)$$

左半分の c_i 点に関するつり合いより

$$-_e M -_c M + N_c \Delta_j + \frac{W_j L}{8} = 0$$

$$\text{よつて } W_j = \frac{8(eM + cM - N_c \Delta_j)}{L} \quad (21)$$

式(21)を式(20)に代入してまとめると、中央部曲げモーメント cM は次式で表される。

$${}_cM = \left[\{ {}_cI/2{}_eI + (1-3{}_cI/2{}_eI)/4 \} {}_eM + \left\{ 3E_{c,c}I/(L/2)^2 \right. \right. \\ \left. \left. - (1-3{}_cI/2{}_eI)N/4 \right\} {}_c\Delta_j \right] / \{ 1 - (1-3{}_cI/2{}_eI)/4 \} \quad (22)$$

以上求めた式(13), 式(15), 式(22)を式(21)に代入すると, 曲げひび割れ以後の $c\Delta_j$ 時の荷重 W_j が求まる。

3) 中央曲げひび割れ以後終局耐力まで

この段階は図 10 のように端部と中央部の型枠材に曲げひび割れが発生した場合であり、その変形状態は左半分が剛体回転すると考えて中立軸距離と曲げモーメントを誘導する。

(a) 端部のつり合い式

この段階の端部のつり合い式 $C-T=N$ による，端部の中立軸距離 ${}_eX$ と曲げモーメント ${}_eM$ との式は前段階の式(14)，式(15)と全く同じになるので，ここでは省略する。

(a) 断面図 (b) 端部の応力度-ひずみ度分布 (c) 中央部の応力度-ひずみ度分布

図 10 中央曲げひび割れ以後最終耐力時までの応力状態図

(b) 中央部のつり合い式

図 10 から中央部のつり合い式 $C-T=N$ より, 中央部断面の中立軸距離 c_X と曲げモーメント c_M を求めると式(23), 式(24)になる。

$$\begin{aligned} & \{ \epsilon_{cy1} / \epsilon \epsilon_{cc} - \epsilon_{cy1}^2 / 2 \epsilon \epsilon_{cc}^2 + \gamma(k-1)/2 \}_c X^2 + (\alpha n p_c h - \eta p_c h \\ & + \beta n p_t h - n p_t h_s \epsilon_{y1} / k \epsilon_c - p_t h_s \epsilon_{y2} / k \epsilon_c + \gamma \hbar_2 + \eta m p_c h \\ & - m p_c h_s \epsilon_{y2} / k \epsilon_c) e^X - (\alpha m p_t h d_t - \beta p_t h d_t + \gamma \hbar_2^2 / 2 \\ & + \eta m p_c h d_c) = N e^X / E_k B k \epsilon_c \end{aligned} \quad (23)$$

$$\begin{aligned}
{}_c M = & (E_c B_c \varepsilon_{cc} / {}_c X) \left\{ \varepsilon_{cy1} {}_c X^2 (h/2 - {}_c X/2) / {}_c \varepsilon_{cc} \right. \\
& - \varepsilon_{cy1}^2 {}_c X^2 (h/2 - {}_c X + 3 {}_c \varepsilon_{cc}) / 2 {}_c \varepsilon_{cc}^2 \\
& - \gamma(k-1)({}_c X - h_1)^2 (h/2 - {}_c X/3 - 2h_1/3) / 2 \\
& + \alpha n_p h({}_c X - d_c)(h/2 - d_c) + \beta n_t h(h - {}_c X - d_t)(h/2 - d_t) \\
& + n_p h(h/2 - d_t) \varepsilon_{sy2} / {}_c \varepsilon_{cc} + n_p h(h/2 - d_c) \varepsilon_{sy1} / {}_c \varepsilon_{cc} \\
& \left. - p_c h(h/2 - d_c) \varepsilon_{sy1} / {}_c \varepsilon_{cc} \right\}
\end{aligned} \quad (24)$$

ただし, ${}_c\varepsilon_{cc} \geq \varepsilon_{cy} \rightarrow \varepsilon_{cyl} = \varepsilon_{cy}$

$${}_c\mathcal{E}_{cc} < \mathcal{E}_{cv} \rightarrow \mathcal{E}_{cv1} = {}_c\mathcal{E}_{cc}$$

$${}_c\mathcal{E}_{SC} \supseteq \mathcal{E}_{SV} \rightarrow \mathcal{E}_{SV|} = \mathcal{E}_{SV} \text{ , } \alpha = 0$$

$${}_c \mathcal{E}_{SC} < \mathcal{E}_{SV} \rightarrow \mathcal{E}_{SV1} = 0, \quad \alpha = 1$$

$${}_c\mathcal{E}_{sc} \geq \mathcal{E}_{cv} \rightarrow \mathcal{E}_{cv2} = \mathcal{E}_{cv}, \quad \eta = 0$$

$${}_c \mathcal{E}_{sc} < \mathcal{E}_{cv} \rightarrow \mathcal{E}_{cv2} = 0, \quad \eta = 1$$

$${}_c\mathcal{E}_{st} \geq \mathcal{E}_{sv} \rightarrow \mathcal{E}_{sv2} = \mathcal{E}_{sv}, \quad \beta = 0$$

$${}_c\mathcal{E}_{st} < \mathcal{E}_{sv} \rightarrow \mathcal{E}_{sv2} = 0, \quad \beta = 1$$

$${}_cX \geq h_1 \rightarrow \gamma = 1, \quad {}_cX < h_1 \rightarrow \gamma = 0$$

(c) 面内圧縮力の誘導

図 11 の合成スラブ左半分の変形状態より、端部と中央部のあき (e_{e+e}) は式(11)と同様にして求める。すなわち、中央ひび割れ以後の端部と中央部の材軸長さ $e'i'ci''$ から中央ひび割れ以前の中央たわみ $c\Delta_f$ 時の材軸長さ $e'i'ci''$ を引けば端部と中央部のあき (e_{e+e}) は次式のように求まる。

$$e e + c e = \sqrt{\left(\frac{L}{2} + K e_c\right)^2 + c \Delta_j^2} - \sqrt{\left(\frac{L}{2} - e_c - e_d\right)^2 + c \Delta_r^2} \quad (25)$$

高次の微小量を除いて整理すると下式になる。

$$e e + c e = k e_c + e_c + e_d + \frac{c \Delta_j^2 - c \Delta_r^2}{L} \quad (26)$$

ここで $e e = (h/2 - e_c X) 2 c \delta_j / L$, $c e = (h/2 - e_c X) 2 (c \delta_j - c \delta_r) / L$, $e_c = N L / 2 A E_c$, $e_d = c \Delta_r^2 / L$ を式(25)に代入し、面内圧縮力 N についてまとめると

$$N = \frac{2 A E_c \left\{ (2 h - e_c X - c X) (c \delta_j - c \delta_r) - (h/2 - e_c X) 2 c \delta_r / L - c \Delta_j^2 \right\}}{(1 + K) L^2} \quad (27)$$

ここで、 A : 合成スラブの圧縮断面積, $c \delta_r$: 中央曲げひび割れ時点の中央たわみ量, $c \delta_j$ ($j : r+1, r+2, \dots$) : 中央ひび割れ以後のたわみ量

(a) 材軸方向の弾性縮み時の変形状態 (b) 中央ひび割れ以後の変形状態
図 11 中央曲げひび割れ以後最終耐力時までの変形状態図

(d) 中立軸決定式の誘導

以上求めた式(15), 式(23)および式(27)より $c X$, $e X$ に関してまとめれば $c X$, $e X$ に関する 4 次方程式になり、これを解くことによって中央および端部の中立軸距離を求め得る。これを式(15), 式(24)に代入すると、端部および中央部の曲げモーメントが求まる。

(e) 中央曲げひび割れ以後の荷重の算定式

図 9 の $c i'$ 点のつり合い式から求める荷重 W は次式で求められる。

$$W_j = \frac{8(e M + c M - N c \Delta_j)}{L} \quad (28)$$

4. 検討に用いる試験体の実験概要

3 章で誘導した解析曲線式の妥当性を検討するために、過去に実験を行った各種型枠材を用いた合成スラブの試験体を用いる。ここでは、検討に用いた合成スラブ試験体の概要について述べる。

4.1 試験体

合成スラブ試験体は図 12(a)~(c)に示す 3 種類の型枠材 (FM30, FM75, FM100) の上に、図 13(a)~(d)のようにトップコンクリートを打込んだ断面と試験体長さ 280 cm, 両端に 20 cm の梁を設けた全長 320 cm の合成スラブである。この各試験体を FM3010, FM3030, FM7510, FM10005 と名付ける。なお、ここで用いた型枠材は高曲げ無機材料を用いて押し出し成形によって作製している。各試験体数は若材令 (3 日強度)・標準材令 (28 日強度) とともに 2 体ずつ計 16 体である。

4.2 材料の力学特性

合成スラブに用いた若材令・標準材令のトップコンクリートは表 1 の条件で調合した生コンクリートを使用した。主筋および補強筋に用いた鉄筋は、9 ϕ , 6 ϕ の 2 種類の丸鋼を用いた。

合成スラブに用いた型枠材の素材と型枠材の 2 点均等荷重で行った曲げ試験の曲げ応力度-ひずみ度曲線は図 14 に示した。また別に $\phi 20$ で長さ 30 cm の丸棒を用いて引張試験と圧縮試験を行った。その力学的性質は表 2 に示した。

以上示したコンクリートおよび鉄筋等の材料の力学的性質については表 3, 表 4 に示した。

図 12 使用型枠材の形状と種類

図 13 試験体の断面と配筋および形状図 (上: 断面図, 下: 配筋図)

図 14 曲げ応力度－ひずみ度曲線

表 1 生コンクリートの調査表

コンクリート強度 kgf/cm ²	水セメント 比	スラブ cm	粗骨材の 最大寸法	細骨材の 最大寸法
255	65%	18	20mm以下	5mm以下

4.3 実験方法

実験は図 15 に示すように、試験体両端部の拘束条件を得るために鋼製拘束フレームに試験体を挿入し、試験体両端部の梁と拘束フレームの隙間に超石膏を注入して試験体と拘束フレームの一体性を得た。荷重方法は図 15 のように 4 等分割線の均等 2 点荷重とし、最終荷重まで単純漸増荷重で行った。

図 15 鋼製拘束フレームと荷重方法

5. 実験結果

4 章のように各合成スラブの耐力実験を行った結果、最終耐力時の試験体の代表的な破壊状態を図 16 の(a)～(h)に示した。以下では、各試験体の破壊に至るまでのひび割れ伸展状態について述べる。

図(a)(b)は FM3010 の若材令・標準材令である。両試験体とも、まず両端部の上端にひび割れが発生し、荷重増加に伴って中央下部にも発生、続いて端部の型枠材にも亀裂が伸展する。終局強度付近で、中央部と端部においてトップコンクリートと型枠材の境界面に剥離ひび割れが生じた。その後、あまり荷重が増加せず変形のみ伸展した。図(c)(d)は FM3030 の若材令・標準材令である。この図から分かるように、ひび割れ伸展状態はほぼ FM3010 と同様であるが、若材

表 2 型枠材の力学特性

型枠材 種類	曲げ強度 kgf/cm ²	圧縮強度 kgf/cm ²	引張強度 kgf/cm ²	曲げヤング係数 kgf/cm ²
FM30	139	1389	105	247000
FM75	132	772	122	232000
FM100	158	806	131	223000

表 3 鉄筋の力学的特性

鉄筋 種類	降伏強度 kgf/cm ²	引張強度 kgf/cm ²	ヤング係数 kgf/cm ²
φ9	4863	6223	2100000
φ6	3392	4376	2100000

表 4 コンクリートの力学的特性

試験体 種類	材令	圧縮強度 kgf/cm ²	引張強度 kgf/cm ²	ヤング係数 kgf/cm ²
FM3010	3	117	11	154000
	28	312	31	227000
FM3030	3	123	13	172000
	28	263	31	262000
FM7510	3	112	14	183000
	28	246	27	330000
FM10005	3	131	14	170000
	28	316	20	252000

令・標準材令とも中央ひび割れが生じた後、中央上部のコンクリートの圧壊で最終耐力に至った。図(e)～(h)は FM7510, FM10005 の若材令・標準材令である。これらの試験体も、基本的には上述と同様であるが、ただ型枠材が厚いため、端部ひび割れが生じた後のひび割れ伸展状態は型枠材上部に沿って生じる傾向がみられた。このことは FM3010 のように端部型枠材にひび割れが生じないため引張抵抗はなく、圧縮抵抗のみと考えられる。最終的には 4 試験体とも両端部の梁の水平せん断破壊で最終耐力に至った。

図 16 若材令と標準材令の最終破壊状態図

また、図 17(a)～(d)には、上述試験体の荷重たわみ曲線（以後実験曲線と称す）を示した。なお、実験曲線と 3 章で求めた解析曲線を比較検討するため解析曲線を各図中に併記した。また、各試験体の最大荷重実験値と解析値の比較を表 5 に示した。表 6 は、合成スラブに用いた型枠材 FM30, FM75, FM100 の素材・部材・合成スラブの曲げ強度の比較を表したものである。なお、計算に用いた断面係数は、合成スラブのみ等価断面を考慮している。

図 17 若材令・標準材令の荷重変形曲線比較図

表 5 最大荷重時の耐力比較

試験体 種類	材令	番号	実験値 kgf	計算値 kgf	実験値 計算値
FM3010	3	1	1750	2424	0.72
		3	7210	10005	0.72
FM3030	3	2	7500	9966	0.75
		3	14920	18221	0.82
FM7510	3	2	12850	18503	0.69
		3	16700	20334	0.82
FM10005	3	2	16820	20079	0.84
FM3010	28	1	1785	2506	0.71
		2	1840	2698	0.68
FM3030	28	1	12070	14000	0.86
		2	13250	14000	0.95
FM7510	28	1	23900	23081	1.04
		2	20200	23223	0.87
FM10005	28	1	23000	25001	0.92
		2	19850	24169	0.82

表 6 素材・部材・合成スラブの曲げ強度

合成スラブ 名称	使用 型枠材	曲げ強度(kgf/cm ²)			
		素材	型枠材	標準材令	若材令
FM3010	FM30	185	139	90	43
FM3030	FM30	185	139	92	33
FM7510	FM75	239	132	98	64
FM10005	FM100	282	158	72	46

6. 比較検討および考察

以上の図 17(a)～(d)および表 5, 表 6 より実験結果と解析結果の比較から次のように考察できる。

6.1 荷重たわみ曲線

1) FM3010 型の場合

図 17(a)から分かるように、FM3010 型の若材令は中央ひび割れ荷重までの実験曲線と大きな差が生じた。この原因は、試験体厚が長

さに比べて非常に薄くコンクリート強度も小さいため、試験体を拘束フレームへ挿入中、端部上部に曲げひび割れが入り中央たわみ量もかなり生じていたことにある。すなわち、この試験体は実験前すでに第 2 段階に入って実験開始と同時に面内力が発生しており、他の試験体のように弾性たわみが測定されなかったことによるものとする。それに対して、標準材令は比較的よく追従している。これはほぼ解析仮定と同じ傾向のひび割れ伸展状態だったからといえる。しかし、中央ひび割れ以後、実験曲線はほぼ水平に推移しているのに対し、若干上昇傾向をみせている。この差は、図 16(a)(b)のひび割れ伸展状態からも分かるように試験体の中央部と端部の型枠材とトップコンクリート間に生じた剥離による影響によって剛性が低下したためと考える。

2) FM3030 型の場合

図 17(b)から若材令・標準材令とも実験曲線と解析曲線は、若干差異はあるが比較的近似する傾向を示した。しかし、若材令の中央ひび割れ後の曲線に差が生じている。この試験体のひび割れ状態は両端部とも型枠材を避けてひび割れが伸展している。すなわち、端部の型枠材はほとんど引張力を負担せず、圧縮力のみ負担すると考える。それに対し、解析曲線は式中に型枠材の影響を取り込んでいるため耐力上昇したものと考えられる。

3) FM7510, FM10005 型の場合

図 17(c)(d)の比較図から、解析曲線のうち中央の型枠材に曲げひび割れが生じるまでの荷重たわみ曲線は直線性のある上昇傾向を示すが、実験曲線は図中のように端部曲げひび割れ以後、型枠材とト

トップコンクリートとも境界面に生じた剥離によって徐々に中央の曲げ剛性が落ちるため滑らかな曲線となって解析曲線と差を生じた。この差をなくするためには解析曲線に剥離の影響を考慮した曲げ剛性を取り入れる必要がある。最終耐力は両端部に設けた梁幅が 20 cm と小さかったため、梁とスラブの付け根部分の水平せん断破壊によって耐力が急激に落ちた。そのため、解析曲線の最終たわみは実験結果と同様に水平せん断破壊で終了させた。しかし、解析曲線は全体的な傾向としては実験曲線をよく表しているといえる。

以上 1)2)3)の比較より、解析曲線は実験曲線をよく表せたと考える。しかし、第 2 段階で差を生じる傾向があり、これについては解析曲線に境界面の剥離の影響を考慮に入れて改善していく必要がある。

6.2 最大荷重時の実験値と解析値の比較検討

表 5 は最大荷重時の実験結果と解析結果の比較表である。これより最大荷重時では約 30% 程度の差異が出た。その原因は、上述したように境界面の剥離の影響を取り込んでいないためである。しかし、合成スラブという異なる材質を考慮すると比較的合ったと考える。

6.3 型枠材の曲げ強度

図 18 は表 6 に示す型枠材から切り出した素材の曲げ強度を基準にして型枠材、合成スラブ（以後標準材令、若材令と称す）に用いた場合の型枠材の曲げ強度の低下についてまとめたものである。この図から型枠材、標準材令および若材令の順で曲げ強度が低下していることが分かる。これは型枠材や合成スラブのように同じ素材であっても形状変化、トップコンクリート厚やトップコンクリートからの吸水量およびトップコンクリートの収缩量等の影響によってかなり強度低下したと考えられる⁹⁾。

また、型枠材がトップコンクリートとの一体性が十分でない若材令の場合でも、FM3010 や FM7510 の曲げ強度は素材強度の 22%～28% 程度となることから、トップコンクリート厚は型枠材厚と同じ厚さに打つことが望ましい。

以上のことから、型枠材を実用的に用いる場合は、素材強度が大きくても型枠材の使用目的によってかなり強度低下があるため、その点をよく考慮しておく必要がある。

図 18 素材曲げ強度に対する型枠材曲げ強度比

7. まとめ

高曲げ強度を持つ打込み型枠材を用いた合成スラブは、両端を拘束すれば若材令（3 日強度）でもかなり高い耐力を期待できることが分かった。特に、建設業界は従来 3K（きつい、汚い、危険）のイメージが強く、熟練労働者の高齢化や技能工と呼ばれる腕の良い技能労働者の確保が年々難しくなっている現状で、打込み型枠を用いるスラブ工法は非常に有効な手段であると考えられる。

本研究は両端拘束一方向性合成スラブの解析曲線式にウェートを置いて報告したものである。

その結果、打込み型枠材の種類に関わらず合成スラブ厚の厚い実用的な試験体は解析曲線と実験曲線が比較的良好な傾向を示した。このことから解析条件で提案した 3 段階方式は検証した範囲内ではあるが妥当であることが確認された。しかし、トップコンクリートと打込み型枠材に生じた境界面の剥離の影響によって中央ひび割れ荷重や両端部の型枠材ひび割れ荷重が実験曲線より解析曲線の方が大きく出る傾向があり、今後はそれらの影響を考慮に入れて解析曲線式を改善していく必要がある。

以上のことから、本解析方法はトップコンクリートと型枠材の境界面の影響を取り入れていないが、合成スラブの実験曲線の傾向をほぼ全体に渡って表している。したがって、本実験範囲内であるが本解析方法は実用的な合成スラブの傾向を示す一方法として充分適用可能であると考えられる。

謝辞

本研究は、故馬場明生氏のご指導を賜りました。ここに謹んで感謝申し上げます。また、実験資料は、建設省総合技術開発プロジェクトの自動化適合型鉄筋コンクリート開発の一環で行われたものを用いています。さらに、日本化薬（株）及び（株）ノザワからは打込み型枠等の資材を提供して頂きました。以上に対し深く謝意を表します。

参考文献

- 1) 森村 毅，在永末徳，馬場明生：自動化適合型鉄筋コンクリート構法の開発(36)，床構造の開発，その 7 面内力を受ける打ち込み型枠スラブのモデル実験，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），A，pp.99-100，1993.9
- 2) 村上雅則，馬場明生，森村 毅，在永末徳：自動化適合型鉄筋コンクリート構法の開発(65)，床構造の開発，その 12 強軸方向に型枠材を用いた両端拘束一方向性合成スラブに関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（東海），A，pp.1005-1006，1994.9
- 3) 黒田芳憲，馬場明生，森村 毅，在永末徳：自動化適合型鉄筋コンクリート構法の開発(66)，床構造の開発，その 13 弱軸方向に型枠材を用いた両端拘束一方向性合成スラブに関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（東海），A，pp.1007-1008，1994.9
- 4) 森村 毅，在永末徳，馬場明生：自動化適合型鉄筋コンクリート構法の開発(67)，床構造の開発，その 14 強軸と弱軸方向に型枠材を用いた実物大合成スラブの比較検討，日本建築学会大会学術講演梗概集（東海），A，pp.1009-1010，1994.9
- 5) 藤原亮二，森村 毅，在永末徳：打込み型枠材を用いた両端拘束合成スラブの荷重変形特性に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（九州），A-1，pp.351-352，1998.9
- 6) 森村 毅，在永末徳，馬場明生：自動化適合型鉄筋コンクリート構法の開発(13)，型枠・鉄筋構工法の開発，その 7 一体性スラブの乾燥収縮・付着およびせん断強度，日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸），A，pp.807-808，1992.8

（2008年10月9日原稿受理，2009年2月5日採用決定）