

論文

[2099] ひびわれを生じた一方向スラブの瞬時曲げ問題に対する解析法について

正会員 岩原 昭次 (熊本工業大学)

§ 1. はじめに

鉄筋コンクリート (RCと略) 造床スラブの長期曲げ問題に対する解析法を確立するためには、解決しなければならない問題点が幾つかある。即ち、解析的に次の3項目をどのように定式化に盛り込むかなど、数々の小課題が未解決のままとなっている：①ひびわれ発生後における、梁定着部 (スタブ) からのスラブ端部引張鉄筋の経時的な抜出しの評価、②経時的なひびわれ発生の有り・無しの評価、③自重、積載荷重及び施工荷重の経時的な荷重履歴の解析への組み入れ方法。

このうち、特に、上記①、即ち、ひびわれ発生後における、スラブ端部引張鉄筋の抜出しに対する解析的扱いは余り明確になっていない。このため、長期曲げ問題の中の一つとして、瞬時曲げ問題、例えば、瞬時たわみなどを取り上げてみてもこれを解析的に適切に評価できるまでには至っていないようである。

本研究の最終目的はRC造スラブの長期曲げ問題に対する解析法を確立することにあるが、その一環として、前述した小課題①、②及び③のうち、①のスラブ端部引張鉄筋の抜出しに対する解析的扱いを提案し、また、これを考慮した一方向スラブの瞬時曲げ問題に対する解析法を示す。そして、この解析法の適合性を既往の実験資料で検討すると共に、計算結果を利用して幾つかの考察を行う。

尚、以下の本文ではスタブからのスラブ端部引張鉄筋の抜出しを、単に、鉄筋の抜出しと略す。

§ 2. 計算法概要

はじめに、端部引張鉄筋の抜出しを無視した場合に対して、tri-linear型の曲げモーメント-曲率関係に従うとして弾塑性状態下における曲げ部材のたわみ角式 (材端モーメントと節点角との関係式) を全歪理論によって定式化する。この誘導方法は、山田博士の方法²⁾とは異なるが、考え方は同じである。

次に、スラブ端部にひびわれを生じている場合のスタブにおける引張鉄筋の抜出し量と節点角との関係を求め、最後に、端部引張鉄筋の抜出しを考慮した場合の弾塑性たわみ角式を誘導する。

なお、鉄筋コンクリートスラブの使用荷重下で対象となる荷重はスラブを破壊に至らせしめるようなレベルの域に達することがないので、ここで扱う荷重はスラブ両端と中央部に塑性ヒンジが生じるまでの範囲としている。また、引張鉄筋の抜出しは端部についてのみ考慮し、部材中間部では無視する。

§ 3. 基本関係式

3-1 曲げモーメント-曲率関係

曲げモーメント-曲率関係はtri-linear型とする (図1)。

$$0 \leq M \leq M_c \quad \text{---} \quad \lambda = M / (EI_0) \quad M_c < M \leq M_y \quad \text{---} \quad \lambda = M / (\alpha EI_0) = \{ (1 + \beta)M - \beta M_c \} / (EI_0) \quad (1)$$

但し、 α は次式で示される剛性低下率である。

$$1/\alpha = 1 + \left(\frac{1}{\alpha_y} - 1 \right) \frac{1 - M_c/M_y}{1 - M_c/M_y} \quad \beta = (1/\alpha_y - 1) / (1 - M_c/M_y) \quad (\alpha_y = I_c/I_0) \quad (2)$$

ここで、 λ : 曲率、 I_c : ひび割れ断面の断面2次モーメント、 I_0 : 鉄筋を無視した弾性時断面2次モーメント、 M : モーメント、 M_c : ひび割れモーメント ($= 1.8\sqrt{F_c}$)、 M_y : 降伏曲げモーメント ($= 0.9A_s\sigma_y d$ 、 A_s = 鉄筋断面積、 σ_y = 鉄筋の降伏点応力、 d = 一方向スラブの有効丈)

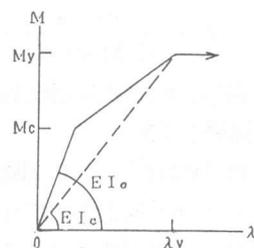


図1 モーメント-曲率関係

3-2 スタブにおける付着剛性

近年までの非常に多数の実験および解析資料の蓄積と分析とから、材料的要因や付着試験体の形状の他に、付着応力-滑り ($\tau-S$) 関係が鉄筋に沿って局所的に変化することが知られてきており、 $\tau-S$ 関係を数式化することは非常に困難であることが知られている²⁾。しかしながら、骨組のたわみ等の解析では、スタブからの端部引張鉄筋の抜出しを考慮する場合に対して、全体的な挙動を把握すると共に解析法の簡明さを図るために、スタブ内の $\tau-S$ 関係の詳細な数式表示ではなく、むしろ、より合理的かつ簡明に評価できる巨視的な $\tau-S$ 関係の表示の方が重要である。

本解析では、使用荷重下、即ち、鉄筋に生じる応力がせいぜい長期許容応力度程度以下となるような荷重レベルを対象にする。この様な荷重レベルでは $\tau-S$ 関係は弾性であり、また、bi-linear 型 $\tau-S$ 関係を解析に用いても十分であることが示されている³⁾。

以下の手順に従って、bi-linear型 $\tau-S$ 関係の付着強度 τ_y と付着弾性剛性 E_B を定める。

① $\tau-S$ 関係の一般式として、六車・森田等の提案式 (3)式を用いる⁴⁾。その際、相対すべり量の最大値 $S_{max}=0.3mm$ とする。

$$\tau_{x1} = e \frac{\log \{(e-1)S_{x1}+1\}}{(e-1)S_{x1}+1} \quad (\tau_{x1} = \tau_x / \tau_{max}, S_{x1} = S_x / S_{max}) \quad (3)$$

②解析に用いるbi-linear型 $\tau-S$ 関係での付着強度 τ_y と E_B は(3)式から計算する。

③ τ_y はスタブが付着割裂破壊をするような場合、付着割裂強度 τ_{max} を用いて次式で表す。

$$\tau_y = 0.9 \tau_{max} \quad (4)$$

τ_{max} は藤井などが提案するV-notch型付着割裂強度式 (5)式を用いる⁵⁾。

$$\tau_{max} = (0.307b_1 + 0.427) \sqrt{F_c} \quad b_1 = \sqrt{3}(2C_{min}/D + 1) \quad (5)$$

但し、 C_{min} :最小被り厚さ、 D :鉄筋直径、 F_c :コンクリートの圧縮強度。

付着破壊はコンクリートの付着割裂破壊のほかにも、もう一つ、引張鉄筋の破断によって決まる場合がある。被り厚さがあり、付着長が長い場合は大抵これに当てはまる。この場合、[1] 最終時の付着応力は付着割裂強度よりも小さいこと [2] 加力端付近の引張鉄筋が降伏歪を越える場合、鉄筋はかなりの伸び能力を有しているため、加力端からかなりの深さまで塑性域となっていると推測されること [3] 片引き試験体に対する定着長についての検討によれば有効定着長として $35D$ を用いれば十分である⁶⁾こと等から、次のように仮定して付着強度を算出することにする。

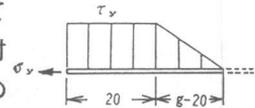


図2 τ 分布の仮定

定着長 g が $20cm$ を越える場合図2に示すように、 $20cm$ の長さ部分を完全塑性、残りの $g-20(cm)$ は弾性域とする。但し、 g が $35D$ 以上の場合、 $g=35D$ とする。これより、次式を得る。

$$\tau_y = \frac{\sigma_y A_s}{(0.5 \times g + 10) \phi} \quad (g \geq 20 \text{ cm}) \quad (6)$$

但し、 σ_y は鉄筋の降伏点応力、 A_s 、 ϕ は鉄筋の断面積と周長。

bi-linear 型 $\tau-S$ 関係における付着強度 τ_y は(4)式から計算される値と(6)式で計算される値のいずれか小さい方を用いることにする。

④ 付着弾性剛性 E_B は図3に示すように、 $\tau-S$ 関

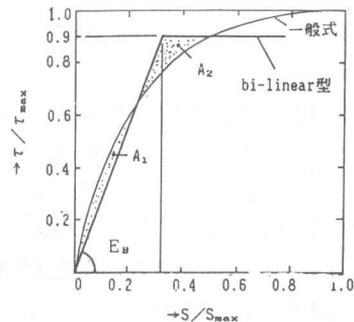


図3 bi-linear型 $\tau-s$ 関係

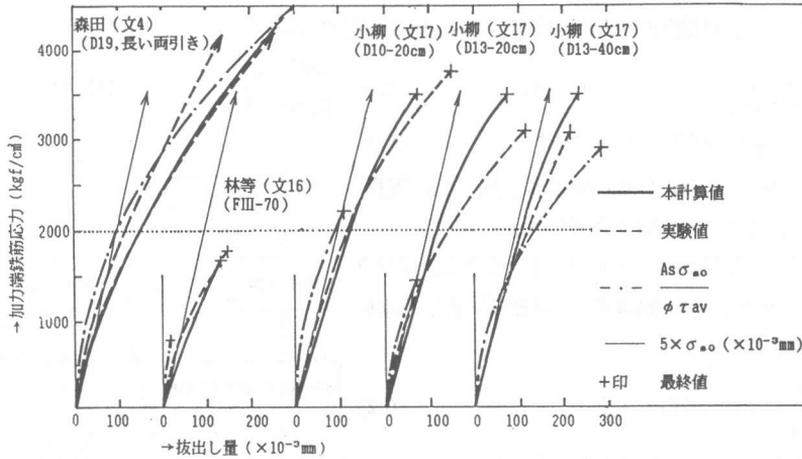


図4 τ - s 関係式の妥当性に関する検討

係の一般式(3)式とbi-linear型折線とで囲まれる二つの面積部分 A_1 と A_2 が等しくなるように定める。次式となる。

$$E_B = 92.16(\tau_y / 0.9) \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (7)$$

3-3 仮定した τ - S 関係の妥当性の検討

図4に3-2で仮定したbi-linear型 τ - S 関係の妥当性について既往の実験資料に対して検討した結果を示す。この図から十分適用できることが示される。

§ 4. 鉄筋の拔出しを考慮した弾塑性たわみ角式

4-1 鉄筋の拔出しを無視した場合の弾塑性たわみ角式

一般的な場合として、図5(a)に示すような、両端付近が塑性で、中央付近が弾性である部材の弾塑性たわみ角式は次の諸関係式から誘導される。

$$y_1|_{x=a} = y_2|_{x=a}, \quad \frac{dy_1}{dx}|_{x=a} = \frac{dy_2}{dx}|_{x=a}, \quad y_2|_{x=1-b} = y_3|_{x=1-b}, \quad \frac{dy_2}{dx}|_{x=1-b} = \frac{dy_3}{dx}|_{x=1-b}$$

$$\theta_A = \frac{dy_1}{dx}|_{x=0}, \quad \theta_B = \frac{dy_3}{dx}|_{x=1}$$

但し、 y_1, y_2, y_3 は図5中のA~C, C~D, D~Bの各区間のたわみ。 θ_A, θ_B は材端A, Bの節点角である。

上式の連続条件を用いることによってひびわれ発生による剛性変化に伴うモーメント再配分が完全に考慮されることになる。

4-2 スタブ部分の材端モーメントと鉄筋の拔出しによる節点角との関係

部材材端の回転角 θ_1 、スタブ部分の回転角 θ_1' 及び引張鉄筋の拔出しによる回転角 θ_1'' との間には次の関係が成り立つ。

$$\theta_1 = \theta_1' - \theta_1'' \quad (i = A \text{ あるいは } B) \quad (8)$$

一方、スタブ部分からの鉄筋の拔出し量 u と引張鉄筋応力 σ_s との間には付着応力-すべり関係が弾性範囲である時には次式が誘導できる。

$$u = X \sigma_s \quad (9)$$

但し、 X は引張鉄筋の拔出しが片引き試験体でモデル化できる

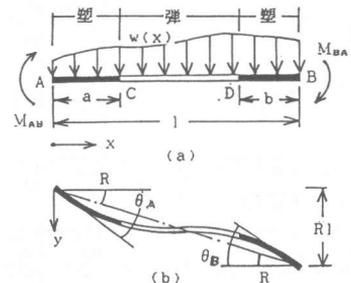


図5 部材の弾塑性状態

時(10,a)式、両引き試験体でモデル化できる時(10,b)式となる。

$$X = \frac{\cosh \eta g + np}{E_m \eta \sinh \eta g} \quad (10, a)$$

$$X = \frac{\cosh \eta g - 1}{E_m \eta \sinh \eta g} \quad (10, b)$$

$$\eta = \sqrt{(1+np) \phi E_s / (E_m A_m)} \quad (11)$$

ここで、g, As, φ, Es:鉄筋の定着長、断面積、周長及びヤング係数。np=ヤング係数比×鉄筋比。

θ₁”とuとの間にはθ₁” = u(d-Xn)の関係が成り立つ(図6)とし、また、σs = Es λi(d-Xn)と(1)式とを用いると次式が得られる。

$$\theta_1'' = \frac{X E_s}{E_c I_o} \{ (1+\beta) M_1 - M_c \} \quad (12)$$

但し、M₁は材端iにおける曲げモーメント。

4-3 鉄筋の抜出しを考慮した弾塑性

たわみ角式の誘導

4-1で誘導した弾塑性たわみ角式に(8)式と(12)式とを代入することによって、(θ_A', θ_B', R₁)と(M_{AB}, M_{BA})との関係式である鉄筋の抜出しを考慮した弾塑性たわみ角式が求まる。

4-4 計算手順: 図7 に計算のフローを示す。

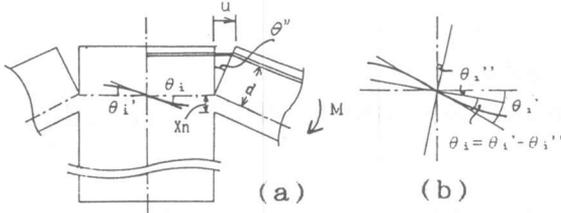


図6 スタブにおける回転角

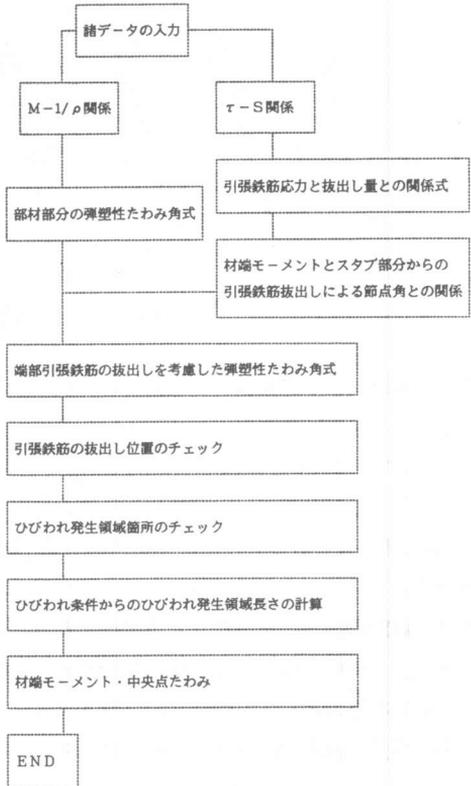


図7 計算のフローチャート

表1 中央たわみに対する計算値と実験値との比較

研究者	試験体名称	断面寸法 Bcm×Hcm	スパン (cm)	有効寸法(cm)		引張鉄筋比(As/BI%)		荷重形式 w: (tf/m) p: (tf)	加力間隔 材令(口)	コンクリート		実験値	瞬時的たわみ(mm)		井野等の 計算値	ACI435 推奨式
				端部	中央部	端部 (複筋比)	中央部 (複筋比)			圧縮強度 (kgf/cm ²)	ヤング係数 (×10 ⁵ kgf/cm ²)		鉄筋の抜 出し考慮	鉄筋の抜 出し無視		
安藤 中田(16)	D-2	100×13	360	8.35	10.5	0.40 (0.41)	0.29 (0.94)		28	141	1.41	2.20	2.40	1.85	-	2.86
	No.1	100×14	450	10.35	10.5	0.45 (0.34)	0.33 (0.46)		28	179	1.64	1.60 推定値 (1.43)	2.28 (1.09)	1.81 (0.85)	-	2.98 (1.86)
中田 17)	No.1	100×14	450	10.35	10.5	0.45 (0.34)	0.33 (0.46)		30	168	1.85	1.53	1.30 (1.07)	1.30 (0.85)	7.6	2.44 (1.59)
松崎等 18)	A-1	100×12	380	9.5	9.5	0.42 (0.72)	0.30 (0)		7	150	2.21	5.24	5.77 (1.10)	4.23 (0.81)	-	5.70 (1.09)
山本 19)	S6	40×13	500	10.5	10.5	0.49 (1)	0.49 (0)		28	221	2.33	5.08	5.31 (1.05)	3.85 (0.76)	-	4.99 (0.98)
	S7															
小柳等 20)	No.1	50×12	308	9	9	0.36 (1)	0.36 (0)		56	189	1.99	1.14	1.13 (0.99)	0.91 (0.80)	-	1.71 (1.50)
	No.2								56	141	1.40	2.03	1.77 (0.87)	1.40 (0.69)	-	2.61 (1.29)
岩原 21) 22)	SN-1	45×13.7	360	10	10.5	0.35 (1)	0.35 (0)		30	204	2.32	1.36	1.32 (0.97)	1.04 (0.76)	9.1	1.81 (1.33)
	SN-3	45×13.5		12	10.2							1.63	1.33 (0.82)	1.03 (0.63)	7.1	1.85 (1.13)
	SN-4	45×13.3		8	10.1	0.36 (1)	0.36 (0)					1.72	1.62 (0.94)	1.30 (0.76)	15.1	2.07 (1.21)
	SN-21	45×13	400	10	10.5	0.37 (1)	0.37 (0)		29	202	2.17	4.47	5.38 (1.20)	3.66 (0.82)	-	4.71 (1.05)
	SN-22											5.36	5.38 (1.00)	3.66 (0.66)	-	4.71 (0.88)
	SN-23												3.99	3.49 (0.87)	2.32 (0.58)	-

§ 5 ひび割れを生じた両端固定一方向スラブの瞬時たわみに関する検討

既往の実験資料において、載荷直後にひびわれを生じた両端固定一方向スラブに対して解析を行う。瞬時たわみについて実験値と本解析値と計算値との比較を表1に示す。表1には、鉄筋の抜出しを無視した場合の計算値、杉野目らの計算値⁹⁾及びACI435委員会推奨式⁷⁾による値をも示してある。鉄筋の抜出しを考慮した本解析に対して、中田(No.1)の試験体を除いて、計算値/実験値の比が0.82~1.20であり、特に、計算値/実験値の比で0.85~1.15以内に収まるものが12体中10体あり、計算値は実験値に良く近似する。

鉄筋の抜出しを無視した計算値は、実験値に対して平均で約8割程度の値となっている。また、計算値が実験値の約6~7割程度しか評価していないものが13体中4体ある。

以上のことから、変形が数mm程度の比較的小さい瞬時たわみに対しても、ひびわれが生じたならば、鉄筋の抜出しを考慮して計算を行う必要があることが分かる。

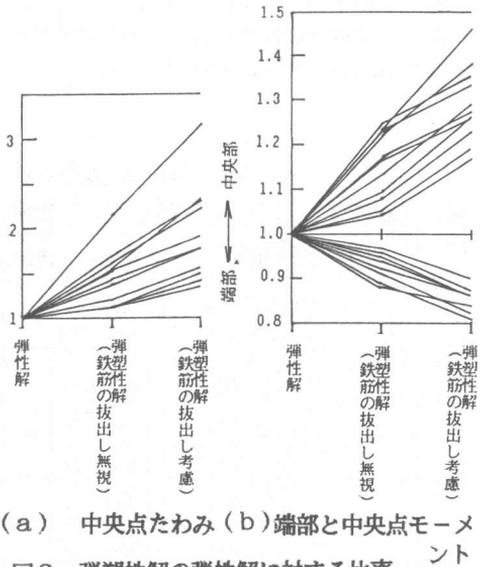
ACI435委員会推奨式による計算値は実験値の約0.8~1.6倍であり、全体的にばらつきが大きい。実験値が4~5mm程度だと、計算値は実験値に比較的良く近似するようである。ACI435委員会推奨式はスパン長さに柱間寸法を取り、断面二次モーメントに対しては Bransonの有効断面二次モーメント I_e を用いてたわみを計算する。 I_e は $2.2 \leq M_{max}/M_o \leq 4$ 及び $1.3 \leq I_o/I_e \leq 3.5$ の範囲の試験体の実験資料から統計的に求められた実験式である⁹⁾。但し、 M_{max} は弾性計算による最大モーメントである。計算値と実験値が比較的良く近似する試験体は何れも M_{max}/M_o は約2に近い。この比較の結果から、ACI435委員会の瞬時たわみ推奨式は、鉄筋の抜出しによる付加たわみがある程度考慮されていると考えられ、それゆえ、瞬時たわみが小さい場合鉄筋の抜出しによる付加たわみを大きく評価し、一方、ある程度以上の場合付加たわみを妥当的に評価すると考えられる。

§ 6. 解析結果についての考察

図8に、表1に載せた試験体の中央点のたわみ、端部と中央点曲げモーメントの弾性解、鉄筋の抜出しを無視した場合の弾塑性解及び考慮した場合の弾塑性解の比較を示す。但し、弾性解の値を基準(即ち、1)に表してある。また、解析結果から得られるひびわれ発生状況で区分して、弾塑性解の弾性解に対する比率を表2に示す。

図8は、中央点たわみと端部モーメントが弾性解→鉄筋の抜出しを無視した弾塑性解→鉄筋の抜出しを考慮した弾塑性解の順で、それぞれ、大略、直線状に増大あるいは減少していく傾向を示している。

表2から、中央点のたわみについて、鉄筋の抜出しを考慮した弾塑性解値は、鉄筋の抜出しを無視した弾塑性



(a) 中央点たわみ (b) 端部と中央点モーメント
図8 弾塑性解の弾性解に対する比率

表2 ひびわれ発生状況による弾塑性解/弾性解 ()内は平均

ひびわれ発生状況	中央たわみ		端部モーメント		中央モーメント	
	弾塑性	抜出し	弾塑性	抜出し	弾塑性	抜出し
端部のみ	1.10~1.37	1.36~1.78	0.89~0.97	0.81~0.90	1.05~1.25	1.17~1.46
	(1.22)	(1.54)	(0.95)	(0.87)	(1.12)	(1.28)
端部と中央部	1.52~2.15	2.23~3.16	0.87~0.94	0.83~0.87	1.10~1.23	1.21~1.35
	(1.71)	(2.39)	(0.91)	(0.85)	(1.18)	(1.29)

弾塑性・・・鉄筋の抜出しを無視した弾塑性解 抜出し・・・鉄筋の抜出しを考慮した弾塑性解

解値に対して、端部のみひびわれを生じる場合平均で約1.3倍(1.54/1.22)、端部と中央にひびわれを生じる場合約1.4倍(2.39/1.71)であり、たわみに対して鉄筋の拔出の影響がかなり大きいことが分かる。また、端部モーメントと中央部モーメントについて、鉄筋の拔出を考慮した弾塑性解の弾性解に対する比率はそれぞれ0.85~0.87倍と1.28~1.29倍を示しており、このことから、端部に生じるモーメントがひびわれモーメント以上となる場合には端部でのひびわれ発生後のモーメントは余り増加せず、その分、中央部のモーメントが増加し、中央部にもひびわれを誘発しやすくさせることが分かる。

表3に引張鉄筋の拔出を考慮した弾塑性解による端部モーメント M_e 、長期許容曲げモーメント M_d 及び M_e から求めた端部引張鉄筋応力 σ_s も合わせて示す。この表から、 σ_s は、 M_e が M_d を大きく越える場合(SN-21,SN-22)長期許容応力度 $f_t = 2tf/cm^2$ 近くになるが、 M_e が M_d をやや越える程度以下ならば、 f_t よりもかなり低くなる事が分かる。このことは、少なくとも、瞬時の床スラブに対する長期許容応力度の設定はたわみやひびわれの制御に余り寄与していないことを表している。

§7. まとめ

従来、比較的曖昧であった床スラブの瞬時曲げ問題に対する計算法について、特に、一方向床スラブに対する定式化を行い、既往の実験資料を解析的に検討した。

次のような結果を得た。①本論文で提示した bi-linear型 τ - S 関係式は鉄筋の拔出し量算定に対して十分適用できる。

②引張鉄筋の拔出を考慮した本解析法はひびわれ発生後の瞬時たわみや応力再配分を適切に評価する。③少なくとも、床スラブの瞬時曲げ問題に対して、鉄筋の長期許容応力度の設定はたわみやひびわれ制御に余り寄与しない。

【参考文献】文1)山田孝一郎「たわみ角法形式による骨組の弾塑性解析法とその応用」日本建築学会論文報告集、第80号、昭和37年12月
 文2)藤井栄・森田司郎「異形鉄筋の付着応力-すべり」関係に関する考察」第二回RC構造の剪断問題に対する解析的研究に関するコロキウム、1983.10 文3)岩原昭次「長期設計荷重下におけるRC造スラブの鉄筋の拔出しに関する解析的研究」日本建築学会論文報告集、第400号、1989.6 文4)六車・森田他「鋼とコンクリートの付着に関する基礎的研究(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、昭和42年2月 文5)藤井・森田「異形鉄筋の付着割裂強度に関する研究第2報 付着割裂強度算定式の提案」日本建築学会論文報告集、第324号、昭和58年2月 文6)杉野目・井野他「使用荷重下における鉄筋コンクリート梁のたわみについて」日本建築学会北海道支部研究報告集、No.61、昭和63年3月 文7) ACI Committee 435 「Proposed Revisions by Comitee to ACI Building Code and Commentary Provisions on Deflections」、ACI Journal, pp229~238 1978. June 文8) C.G Salmon, A. Fattah & Saeed Mirza 「Computation of Deflection for Beams and One-Way Slabs」SP43-2, Deflection of Concrete Structures, pp15~pp53, American concrete Institute, Detroit, 1974 文9)安藤雄平・中田文四郎「鉄筋コンクリートスラブのクリープ変形状態に関する実験研究(その1),(その2)」日本住宅公団豊産試験場技術報告、No.6、昭和50年3月 文10)中田文四郎他「鉄筋コンクリート大型スラブのクリープ変形状態に関する実験研究(その1)-筋力の違いによる長期たわみと振動性状-」日本住宅公団総合試験場技術報告、No.10、1979 文11)松崎尚弘他「鉄筋コンクリート造床スラブの長期たわみに関する実験的研究(その1),(その2)」鹿島建設技術研究所報、第27号、昭和54年6月 文12)山本俊彦他「若材令で過荷重を受けたRCスラブの長期たわみ」東急建設技術研究所報、No.8、昭和57年文13)小柳光生他「床スラブの長期たわみに関する研究」コンクリート工学、1983, vol.21, No.9 文14)岩原昭次「両端固定鉄筋コンクリート造一方向床スラブの長期曲げ性状」コンクリート工学年次論文報告集9-2, 1987 文15)岩原昭次「ひび割れを入れた鉄筋コンクリート床スラブの長期曲げ性状に関する研究(その3)」日本建築学会中国・九州支部研究報告、第7号、昭和62年3月 文16)林静雄ほか「ひびわれ近傍における異形鉄筋とコンクリートの付着性状に関する実験研究」日本建築学会論文報告集、第348号、昭和60年2月 文17)小柳光生著「鉄筋コンクリート床スラブの長期たわみに関する研究」、学位論文、昭和60年11月

表3 M_e , M_d 及び σ_s

研究者名	試験体名	曲げモーメント (tfm)						解析的な中央部のひびわれ発生の有無	Md (tfm)	σ_s (Kgf/cm ²)
		端部			中央					
		弾性	弾塑性	拔出し	弾性	弾塑性	拔出し			
安藤	D-2	0.92	0.84	0.75	0.36	0.45	0.53	無	0.80	847
		(0.91)	(0.82)		(1.25)	(1.46)				
中田	NO.1	1.00	0.97	0.94	0.43	0.46	0.53	無	1.15	677
		(0.97)	(0.90)		(1.07)	(1.23)				
松崎	A-1	0.69	0.67	0.63	0.35	0.37	0.41	無	0.83	504
		(0.97)	(0.90)		(1.06)	(1.19)				
山本	S6	0.52	0.48	0.45	0.26	0.30	0.38	有	0.47	1280
		(0.92)	(0.87)		(1.15)	(1.26)				
	S7	0.52	0.48	0.45	0.26	0.31	0.33	有		1232
		(0.92)	(0.87)		(1.19)	(1.27)				
小柳	NO.1	0.35	0.34	0.31	0.21	0.22	0.25	無	0.34	408
		(0.97)	(0.90)		(1.05)	(1.17)				
	NO.2	0.35	0.33	0.30	0.21	0.23	0.26	有		719
		(0.94)	(0.86)		(1.10)	(1.23)				
岩原	SN-1	0.46	0.44	0.40	0.23	0.26	0.30	無	0.38	598
		(0.96)	(0.86)		(1.13)	(1.29)				
	SN-3	0.46	0.44	0.40	0.23	0.25	0.29	無	0.45	606
		(0.96)	(0.87)		(1.09)	(1.26)				
	SN-4	0.46	0.41	0.37	0.23	0.28	0.32	無	0.30	618
	(0.89)	(0.81)		(1.22)	(1.38)					
	SN-21	0.61	0.54	0.51	0.30	0.37	0.40	有	0.38	1859
	SN-22	(0.89)	(0.84)		(1.23)	(1.33)				
	SN-23	0.54	0.47	0.44	0.27	0.33	0.36	有		1253
		(0.89)	(0.83)		(1.22)	(1.35)				

(注1) 弾：弾性解 弾塑性：弾塑性解(鉄筋の拔出し無視)
 拔出し：弾塑性解(鉄筋の拔出し考慮)
 (注2) ()内は弾性解に対する比率
 (注3) Md：長期許容曲げモーメント
 (注4) σ_s ：鉄筋の拔出しを考慮した端部モーメントによる引張鉄筋応力