

[120] 繰返し荷重を受ける RC 部材の力学特性に関する解析的研究

正会員 小阪 義夫 (名古屋大学工学部)
 正会員 谷川 恭雄 (三重大学工学部)
 正会員 ○山田 和夫 (名古屋大学工学部)

1. まえがき

筆者らは、前報¹⁾においてコンクリートの多軸効果、主筋とコンクリート間の付着特性、部材端における主筋の抜け出し効果などを考慮に入れた分割要素法による鉄筋コンクリート(以下、RCと略記)部材の非弾性解析手法を提案するとともに、この解析手法を用いることによって、単調漸増荷重を受けるRC部材の非弾性挙動に及ぼす各種要因の影響を合理的に推定できることを確めた。しかし、上記の解析手法を用いて繰返し荷重を受けるRC部材の解析を行った場合、計算時間が膨大となり、実用上の問題が生じる。そのため、本研究では、RC部材の剛性方程式の組立てに際して、いくつかの簡略化を行った解析手法を提案し、繰返し荷重を受けるRC部材の力学特性に対する本解析手法の適用性について若干の検討を行う。

2. 解析手法

2.1 基本仮定

本解析では、軸力・曲げ・せん断力を受けるRC部材を対象とし、次に示す基本仮定に従ってRC部材の剛性方程式を誘導する。

- 1) RC部材の力学特性は、部材端における主筋の抜け出しとコンクリートの多軸効果を考慮した layered element method¹⁾を用いた危険断面および曲げモーメントが零の断面の断面解析とから推定する。
- 2) RC断面における平面保持の仮定は、引張クラックを有しないコンクリート要素と主筋要素で成立する。
- 3) 主筋のすべりは部材端のみで考慮し、部材端の主筋の抜け出しの影響はRC部材の剛体回転として取扱う。

2.2 引張クラックを有するコンクリート要素の応力度-ひずみ度関係

引張クラックを有するコンクリート要素では、前報¹⁾と同様に、クラック面における骨材のかみ合せ効果を考慮した直交異方性モデルを用いる。ただし、本解析では、引張クラックを有するコンクリート要素の全ひずみ度 $\{\epsilon_{ij}\}$ 、平面保持の仮定から定まる値は、図-1に示すクラック幅とクラック面におけるせん断すべりとから算定される等価クラックひずみ度 $\{\epsilon_{ij}^{cr}\}$ と連続体部のひずみ度 $\{\epsilon_{ij}^c\}$ との和で表わす。すなわち、

$$\{\epsilon_{ij}\} = \{\epsilon_{ij}^{cr}\} + \{\epsilon_{ij}^c\} \quad \dots\dots\dots (1)$$

このうち、連続体部のひずみ度は、コンクリート要素内で応力度が一定であるものと仮定すれば、連続体部のコンクリートの応力度-ひずみ度マトリクス $[D]$ 、等方性マトリクス)を用いて決定できる。また、引張クラックが発生した場合には、応力の解放に関連して、図-2に示すようなひずみ度の再分配を行う。ただし、この場合その時点のひずみ状態は保持するものとみなす。すなわち、応力の解放に伴う等価クラックひずみ度と連続体部のひずみ度の変化の和は零とみなす。

$$\{\Delta \epsilon_{ij}^{cr}\} + \{\Delta \epsilon_{ij}^c\} = 0 \quad \dots\dots\dots (2)$$

いま、解放応力を $\{\sigma_{ij}^{rc}\}$ とすると、 $\{\Delta \epsilon_{ij}^c\}$ は次のようになる。

$$\{\Delta \epsilon_{ij}^c\} = [D]^{-1} \{\sigma_{ij}^{rc}\} \quad \dots\dots\dots (3)$$

2.3 主筋の抜け出しによる付加変形量の算定方法

主筋の抜け出し量の算定に際しては、次のような仮定を設ける。

- 1) RC部材内では、主筋とコンクリート間の完全付着を仮定し、主筋のすべりは部

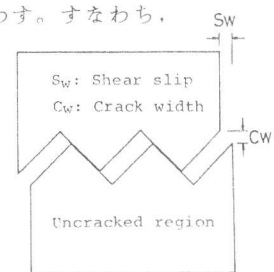


図-1 クラックのモデル化

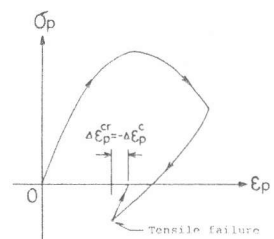


図-2 応力の解放に伴うひずみ度の再分配

材端のみで考慮する。また、この効果は、図-3に示すように、RC部材の剛体回転として取扱う。

2)部材端に加わる主筋の軸力としては、危険断面で算定した主筋の軸力を用いる。

3)主筋の軸力の増分と抜け出し量の増分との関係には、

$$\Delta P_{si} = K_i \cdot \Delta S_i \quad \dots\dots\dots (4)$$

が成立する。ここに、 ΔP_{si} ：主筋の軸力の増分、 ΔS_i ：主筋の抜け出し量の増分、 K_i ：主筋の接線抜け出し剛性。

4)主筋の抜け出し量の算定に際しては、RC部材両端の変形状態は保持され、かつ主筋の抜け出しによってRC部材内のひずみ状態は、すべての断面で一様に変化する。

いま、2軸曲げを受けるRC部材を考えると、部材端における主筋の軸力の増分(ΔP_{si})は、仮定1および2より、次式で表わされる。

$$\Delta P_{si} = E_{si} (\Delta e_c - Z_{si} \cdot \Delta \varphi_{yc} - Y_{si} \cdot \Delta \varphi_{zc}) A_{si} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 E_{si} ：主筋の接線ヤング係数、 Δe_c ：危険断面の材軸ひずみ度の増分、 $\Delta \varphi_{yc}$ 、 $\Delta \varphi_{zc}$ ：それぞれ危険断面のyおよびz軸まわりの曲率の増分、 Y_{si} 、 Z_{si} ：それぞれ主筋位置のyおよびz座標値、 A_{si} ：主筋の断面積。

したがって、主筋の抜け出し量の増分(ΔS_i)は、式(4)および式(5)を用いて決定できる。また、yおよびz軸方向に対する主筋の抜け出し量の変化状態を、重回帰分析によって平面補間すると、 ΔS_i は、近似的に、 $\Delta S_i = a - Z_{si} \cdot b - Y_{si} \cdot c$ と表わせる。この主筋の抜け出し量の増分を、RC部材全体で評価するために、RC部材の材軸長さ(ℓ)で無次元化すると、主筋の単位抜け出し量の増分($\Delta \epsilon_{bi}$)は次のようになる。

$$\Delta \epsilon_{bi} = a/\ell - Z_{si} \cdot b/\ell - Y_{si} \cdot c/\ell = \Delta \epsilon_{slip} - Z_{si} \cdot \Delta \varphi_{y slip} - Y_{si} \cdot \Delta \varphi_{z slip} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ところで、仮定4)より、RC部材両端の変形状態は保持されているから、式(6)に示す主筋の単位抜け出し量の増分によって、j-断面のひずみ状態は次のように変化する。

$$\Delta \epsilon_j = \Delta \epsilon_j^{glob} - \Delta \epsilon_{slip}, \Delta \varphi_{yj} = \Delta \varphi_{yj}^{glob} - \Delta \varphi_{y slip}, \Delta \varphi_{zj} = \Delta \varphi_{zj}^{glob} - \Delta \varphi_{z slip} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 $\Delta \epsilon_j^{glob} = \Delta \epsilon_j^{old} + \Delta \epsilon_{slip}^{old} = \text{const.}$ 、 $\Delta \varphi_{yj}^{glob} = \Delta \varphi_{yj}^{old} + \Delta \varphi_{y slip}^{old} = \text{const.}$ 、 $\Delta \varphi_{zj}^{glob} = \Delta \varphi_{zj}^{old} + \Delta \varphi_{z slip}^{old} = \text{const.}$ は、現時点のRC部材両端の変形状態を保持するために必要なj-断面のひずみ度の増分である。主筋の抜け出し量の増分は、以上の式(4)～式(7)の計算を $\Delta \epsilon_j$ 、 $\Delta \varphi_{yj}$ および $\Delta \varphi_{zj}$ の変化量がある値(本研究では、得られた値の1%)以下になるまで繰返し実行することによって算定する。したがって、主筋の抜け出しによるRC部材の付加変形量の増分は、次式によって決定できる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta U_{slip} &= \ell \cdot \Delta \epsilon_{slip}, \Delta V_y slip = (\ell^2/2) \cdot \Delta \varphi_{y slip}, \Delta V_z slip = (\ell^2/2) \cdot \Delta \varphi_{z slip} \\ \Delta \theta_y slip &= \ell \cdot \Delta \varphi_{y slip}, \Delta \theta_z slip = \ell \cdot \Delta \varphi_{z slip} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 ΔU_{slip} ：材軸方向の付加変形量の増分、 $\Delta V_y slip$ 、 $\Delta V_z slip$ ：それぞれyおよびz軸方向の付加変形量の増分、 $\Delta \theta_y slip$ 、 $\Delta \theta_z slip$ ：それぞれyおよびz軸まわりの付加回転角の増分。

2.4 RC部材の剛性方程式

前報¹⁾で示した layered element method によるRC断面の柔性方程式を2軸曲げ・せん断力を受けるRC断面のそれに拡張すると、一般に次式を得る(ただし、ねじりモーメントは無視する)。

$$\{\Delta \epsilon_j, \Delta \varphi_{yj}, \Delta \varphi_{zj}, \Delta \epsilon_{xyj}, \Delta \epsilon_{xzzj}\}^T = [T_j] \cdot \{\Delta N_j + \Delta f_{1j}^u, \Delta Q_{yj} + \Delta f_{1j}^v, \Delta Q_{zj} + \Delta f_{2j}^v, \Delta M_{yj} + \Delta f_{2j}^m, \Delta M_{zj} + \Delta f_{3j}^m\}^T \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここに、 $[T_j]$ ：増分柔性マトリクス、 $\Delta \epsilon_j$ ：材軸ひずみ度の増分、 $\Delta \varphi_{yj}$ 、 $\Delta \varphi_{zj}$ ：それぞれyおよびz軸まわりの曲率の増分、 $\Delta \epsilon_{xyj}$ 、 $\Delta \epsilon_{xzzj}$ ：それぞれyおよびz軸方向のせん断ひずみ度の増分、 ΔN_j ：軸力の増分、 ΔQ_{yj} 、 ΔQ_{zj} ：それぞれyおよびz軸方向のせん断力の増分、 ΔM_{yj} 、 ΔM_{zj} ：それぞれyおよびz軸まわりの曲げモーメントの増分、 Δf_{ij}^u ：等価非弾性力の増分。

本解析では、上式中のRC断面の柔性マトリクス($[T_j]$)および等価非弾性力($\{\Delta f_{ij}^u\}$)が、RC部材内で図-4の

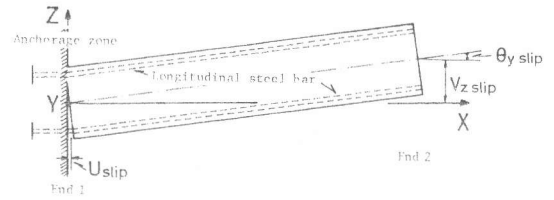


図-3 主筋の抜け出しによるRC部材の変形図(平面外力時)

(a)~(d)に示すように分布するものと仮定する。すなわち、RC部材を非弾性領域と弾性領域(本研究では、引張クラックの発生していない領域を示す)に分類し、非弾性領域の柔性マトリクスおよび等価非弾性力は、危険断面で算定した値と曲げモーメントが零の断面で算定した値から直線補間によって求める。RC部材の柔性方程式は、式(9)で示されるRC断面に関する柔性方程式を力の釣合い条件と変形の適合条件を考慮して部材全長にわたって積分することで得られる。また、RC部材の剛性方程式は、上記の柔性方程式を逆変換することによって決定できる。

3. 解析モデル

本解析手法の適用性について検討するために、ここでは、図-5に示すような単純ばり形式のRC部材に関する遠藤による実験の結果²⁾との比較検討を行う。

3.1 構成素材の力学モデル

(1)コンクリート：本解析では、コンクリートの構成方程式として、Z. P. Bazantらが提案した3種類のエンドクロニック理論^{3)~5)}を使用し、比較検討する。

(2)鉄筋および主筋とコンクリート間の付着特性：前報¹⁾と同様に、鉄筋の応力度-ひずみ度関係には、ひずみ補償とボウシガー効果を考慮した非線形モデルを、主筋とコンクリート間の付着すべり関係には、森田らのモデル⁶⁾を用いる。

3.2 解析要因

構成素材の力学性質を表-1に、また本解析で取上げた要因および解析上の主な仮定を表-2に示す。なお、本解析では、RC断面の分割層数は10層とし、定着域における主筋とコンクリート間の付着特性に関して、第1付着剛性から第2付着剛性へ変化する点の付着応力度は、 100 kgf/cm^2 とした。

4. 解析結果とその考察

図-6は、主筋の抜け出しを無視した場合の解析結果と実験結果を比較したものである。図によれば、第1サイクルにおけるRC部材の荷重(P)-変位(δ)関係の解析値は、コンクリートの構成モデルの影響をそれほど受けていないが、第2サイクル目になると、RC部材の力学挙動が主筋の性状に大きく支配される荷重が零の近傍において、構成モデルによる相違が若干認められる。これは、本解析では、主筋の降伏後の応力度-ひずみ度関係式として上述のような非線形モデルを用いているため、除荷開始時の主筋のひずみ状態によって、それ以後の挙動が大きく相違するためと思われる。また、解析結果では、どの構成モデルを用いても第1サイクルの負荷荷時の最大荷重の絶対値が正載荷時に比べて約1 ton小さくなっているが、これは、正載荷時に圧縮主筋が降伏したためである。

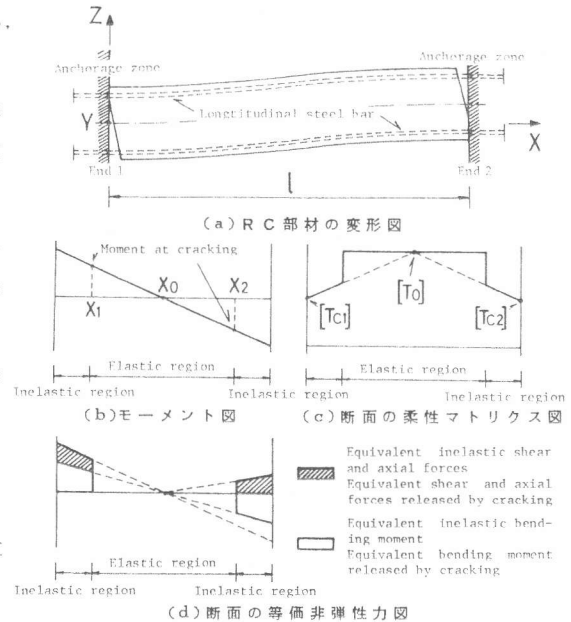


図-4 RC部材の剛性方程式の相立てに関する主な仮定

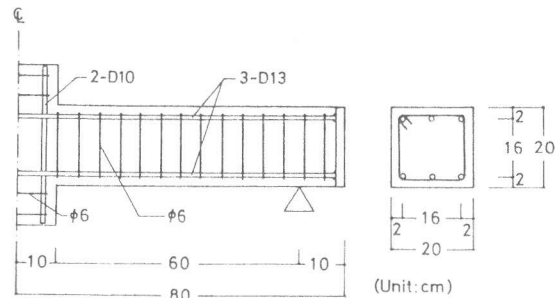


図-5 試験体の形状・寸法

表-1 構成素材の力学性質

(a) 主筋および横補強筋

Kind of steel bar	E_{s1} ($\times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$)	σ_y (kgf/cm^2)	ϵ_{sh}	σ_u (kgf/cm^2)	ϵ_u
Longitudinal bar	2.10*	4730	0.01*	6000*	0.2*
Lateral bar	2.10*	3330	0.01*	4700*	0.2*

[Notes] E_{s1} : Initial Young's modulus, σ_y : Yield point, ϵ_{sh} : Strain at strain hardening, σ_u : Tensile strength, ϵ_u : Strain at tensile strength, *: Value assumed in this analysis.

(b) コンクリート

E_{c1} ($\times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$)	ν_c *	f_c (kgf/cm^2)	f_t (kgf/cm^2)
1.661*	0.18	180	14.4**
1.367*			

[Notes] E_{c1} : Initial Young's modulus, ν_c : Initial Poisson's ratio, f_c : Compressive strength, f_t : Tensile strength, *: Value calculated by endochronic theory, **: Value assumed in this analysis, **: Prototype of endochronic theory, **: Improved and hysteretic fracturing endochronic theory.

表-2 解析要因および解析上の主な仮定

Type of constitutive law	Bond stiffness (ton/cm^2)				β	Anchorage length (cm)
	K_{1p}	K_{2p}	K_{1n}	K_{2n}		
Model - I	-	-	-	-	0.3	10.0
Model - II	10.0	0.5	10.0	0.5		
Model - III						

[Notes] Model - I: Prototype of endochronic theory, Model - II: Improved endochronic theory, Model - III: Hysteretic fracturing endochronic theory.

K_{1p} , K_{1n} : First bond stiffness at positive and negative bond stress, respectively.
 K_{2p} , K_{2n} : Second bond stiffness at positive and negative bond stress, respectively.
 β : Shear transfer factor.
 Anchorage zone is subdivided into 20 blocks.

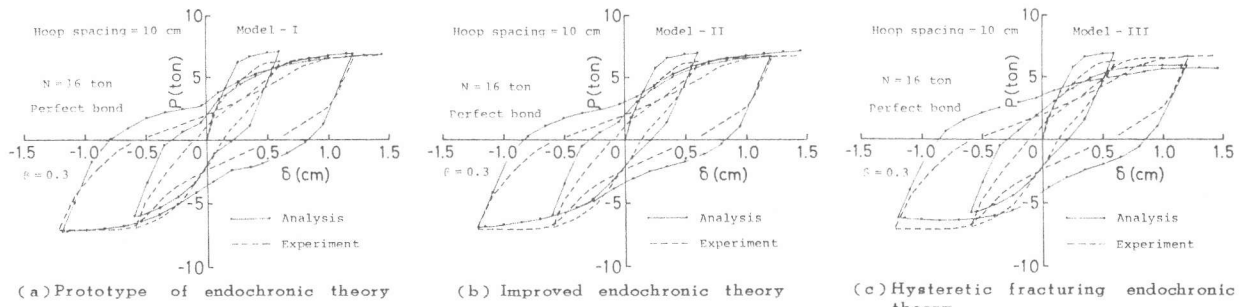


図-6

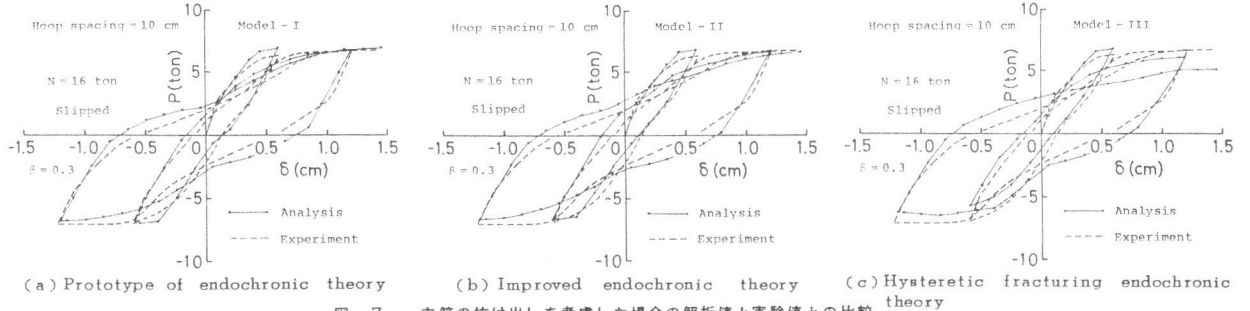


図-7

図-7は、部材端における主筋の抜け出しを考慮した場合の解析結果について同様の比較を行ったものであるが、第1サイクルの正載荷時の曲げ剛性や履歴ループなど、図-6に示した主筋の抜け出しを無視した場合よりも、さらに実験結果に合致していることがわかる。なお、コンクリートの構成モデルとして、Hysteretic fracturing endochronic theory⁵⁾を使用した場合の解析結果が、他の構成モデルを用いた場合よりも繰返し載荷に伴うRC部材の劣化が若干激しいが、これは、コンクリートの履歴特性の相違によるものと思われる。⁷⁾ また、図-8は、前報¹⁾の分割要素法による解析結果(コンクリートの構成方程式として、Z.P. Bazantらが1976年に提案した初期のエンドクロニック理論²⁾を使用し、主筋とコンクリート間のすべりは無視している)を再録したものであるが、部材端における主筋の抜け出しを考慮した本解析結果の方が実験結果とよく一致しており、本解析手法の妥当性を示している。

5. むすび

本報では、繰返し荷重を受けるRC部材の履歴特性に及ぼす各種要因の影響を解析的に解明することを目的として、layered element methodを拡張した比較的簡便な解析手法を提案するとともに、若干の解析例によって本解析手法の妥当性を示した。しかし、本解析手法は、前述のようになりにかなり大胆なモデル化を行っているため、今後適用例を増して適用限界や問題点などを明らかにし、本解析手法の改良を行っていく予定である。なお、本解析手法による1増分当たりのcpu時間は、RC部材を10ブロックに分割した分割要素法の約1/7であるが、収束がよいため、図-6および図-7に示すような非線形領域を含めた場合には、1/20程度に短縮できる。

本解析では、主筋のすべりに関して、部材端における主筋の抜け出しのみを考慮したが、RC部材内の主筋のすべりをも考慮した簡略化手法およびその解析結果については、次の機会に報告する。

〔謝辞〕本研究の数値解析に御協力を得た名大大学院生・伊藤大輔君(現旭化成)に謝意を表します。また、本研究費の一部は、昭和57年度文部省科研費(奨励研究(A))による。ここに付記して謝意を表す。

〔引用文献〕1) 小阪義夫, 谷川恭雄, 山田和夫, 馬場研治, 第4回コンクリート工学年次講演論文集, 昭57., 2) 遠藤利根穂, 日本建築学会関東支部研究報告集, 昭和43., 3) Z.P. Bazant and P.D. Bhat, Proc. of ASCE, Jour. of EM-Div., Vol. 102, No. EM4, Aug. 1976., 4) Z.P. Bazant and C.L. Shieh, Nuclear Engineering and Design, Vol. 47, 1978., 5) Z.P. Bazant and C.L. Shieh, Proc. of ASCE, Jour. of EM-Div., Vol. 106, No. EM5, Oct. 1980., 6) 森田司郎, 角徹三, 日本建築学会論文報告集, 第229号, 昭50.3., 7) 谷川恭雄, 山田和夫, コンクリート工学, Vol. 21, No. 1, 昭58.1.

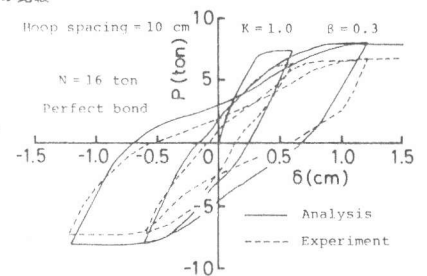


図-8 分割要素法による解析結果¹⁾
(完全付着を仮定し、Prototype of endochronic theoryを使用)