

RBSM 解析による RC ループ継手の破壊機構の評価

Analytical evaluation of the failure mechanism of loop-shaped re-bar joint using RBSM

山本 佳士*, 岩田 道春**, 黒田 一郎***, 古屋 信明****
Yoshihito Yamamoto, Michiharu Iwata, Ichiro Kuroda, Nobuaki Furuya

*修(工), 防衛大学校助教, システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

**修(工), 防衛省東北防衛局 (〒983-0824 宮城県仙台市宮城野区五輪 1-3-15)

***博(工), 防衛大学校准教授, システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

****博(工), 防衛大学校教授, システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

The failure mechanism of loop-shaped re-bar joint under bending moment is investigated from analytical point in this paper. In the analysis, RBSM is applied to describe the failure behavior of RC member with the loop-shaped re-bar joint. Validity of the numerical model is verified by comparison of a loading examination, and the failure process and the stress transfer mechanism are discussed.

Key Words: loop-shaped re-bar joint, bending moment, failure mechanism, RBSM

キーワード: ループ継手, 曲げモーメント, 破壊機構, RBSM

1. はじめに

近年, 工期短縮や高品質の確保を目的として, 鉄筋コンクリート (以下, RC) 部材をプレキャスト (以下, PCa) 化して施工する例が多く見られる. 現場における PCa 部材の接合方法としては, PC 鋼材により緊張力を導入する方法, あるいは PCa 部材から突出させた鉄筋を重ね合わせて配置し, そこに現場打ちコンクリートを打設して接合する方法がある. 後者の方法の場合, 工期の短縮および輸送時の部材寸法に対する制約の中で輸送コストをできるだけ抑えるためにも, 鉄筋の突出長はできるだけ短くすることが望まれる. ループ継手は, 鉄筋直線部に働く付着力および曲線部に働く支圧力により, 付着力のみで応力を伝達する重ね継手に比べ継手長さを短くすることができ, このため, PCa 床版の継手部などに採用されるケースが増えている.

ループ継手の設計基準としては, ドイツの DIN1045¹⁾がある. そこでは必要重ね継手長の算出式が定められており, 国内でも PCa 床版の設計に準用されている^{2,3)}. しかしながら, DIN1045 ではループ鉄筋曲線部の効果は評価されておらず, ループ継手の耐荷機構を明確に反映させたものとは言えない⁴⁾. したがって, ループ継手部の耐荷・破壊機構を明らかにするとともに, それを反映させたより合理的な設計法の確立が望まれる.

ループ継手を有する RC 部材 (以下, RC ループ継手)

を対象とした実験的研究は, これまでに多く行われているが, 研究者が個々に設定した実験条件で, ひび割れ発生荷重あるいは静的耐力などを評価することを目的とした研究がほとんどであり, 継手内部の力学挙動に着目した研究は, 中村・三浦⁵⁾によって行われた, ループ鉄筋のひずみ分布を詳細に計測し, コンクリートに作用する支圧力を評価した研究があるが, 継手内部のコンクリートの応力伝達機構や破壊進展挙動などは, 実験での観察が困難であり, 詳細な挙動については十分に解明されているとは言い難い.

著者らは, 観察が困難な RC ループ継手の内部抵抗機構を解析的に評価することを目的として, 剛体バネモデル (以下, RBSM) を用いて RC ループ継手の曲げ載荷解析を行っている⁶⁾. しかしながら, 曲げを受ける RC ループ継手には, 1) ループ鉄筋が引張側で降伏した後にコンクリートが圧壊もしくはループ鉄筋が破断して終局に至るモード (以降, 曲げ破壊), 2) 継手部コンクリートの破壊により継手機構が喪失して終局に至るモード (以降, 継手破壊), という 2 種類の破壊モードが考えられるが, 著者らの研究⁶⁾では, 上記の 2 種の破壊モードのうち, 曲げ破壊を示す実験のみを対象としていた. RC ループ継手の内部抵抗機構をより詳細に理解するためにも, 継手破壊型も対象として解析する必要がある.

そこで, 本研究では, まず, ループ鉄筋径, 配力鉄筋 (ループ鉄筋からコンクリートに作用する支圧力を分

散させるために梁軸直交方向に配置した補強筋)の有無およびコンクリート圧縮強度をパラメータとして、上述の異なる破壊モードに至るように作成した RC ループ継手の曲げ載荷実験を行った。さらに、同実験を対象として、RBSM を用いて解析を行い、実験結果との比較により手法の適用性を検証するとともに、RC ループ継手の内部抵抗機構と継手破壊機構を評価することを試みた。

2. 解析手法

2.1 コンクリートのモデル化

継手を有する RC 部材は、構造上、弱点部を有するため、ひび割れの集中が起こるなど通常の RC 部材と比較して不連続な挙動が顕著になる。また、対象としている RC ループ継手供試体は、奥行き方向に鉄筋の配置が変化するために、供試体内部の応力状態も 3 次元的に変化し、複雑な性状を示すことが考えられる。そこで、本研究では解析手法として不連続挙動の再現を得意とする RBSM を用いた。RBSM は対象を剛体要素と要素間のバネで離散化する手法であり、バネに破壊やすべり等の非線形特性を導入することにより、連続体解析手法と比較して容易にコンクリートのひび割れ等の不連続挙動を表現することができる。さらに、近年では Voronoi 分割を利用したランダムな要素分割手法の導入により、ひび割れの発生と進展の要素分割依存性は改善され、コンクリート構造物の耐荷力の評価のみならず、実験で観察されるひび割れの分散性や進展状況を良好に再現できるようになってきている。また、著者らは、参考文献7)において、コンクリートの粗骨材寸法程度の準微視的な力学挙動に着目し開発した構成モデルを 3 次元 RBSM に適用し、同手法により各種応力下のコンクリートの破壊解析を行っている。その結果、最大粗骨材寸法程度の要素寸法を用いることにより、提案手法はコンクリートの圧縮軟化・局所化挙動、体積膨張挙動および拘束圧依存性などの複雑な挙動を定量的に再現でき、さらに、実験で観察される変形・破壊性状を良好に再現できることを明らかにしている。本研究ではそれと同一のモデルを用いた。以下、同モデルの概要を示すが、詳細は、参考文献7)を参照されたい。

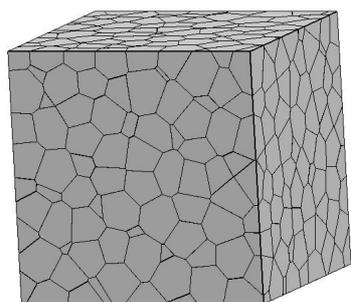


図-1 ボロノイ分割

図-1 に示すように、コンクリートは Voronoi 分割を用いたランダムな多面体要素で分割し、図-2 に示すように、各要素の重心心に 6 自由度の 3 次元剛体変位を設定する。要素境界面上には、表面力の評価点としての積分点を設定する。各積分点には、境界面法線方向および接線方向に、垂直バネおよびせん断バネからなるバネ系を配置する (垂直バネが 1 個、せん断バネが 2 個)。本モデルでは、図-2 に示すように、境界面を、境界面重心と境界面頂点からなる三角形に分割し、その三角形の重心に積分点を設定した⁸⁾。本提案モデルでは一つの境界面に対し複数の垂直バネおよびせん断バネからなるバネ系を配置することにより、回転バネを導入することなく、隣接する要素間の曲げモーメントおよびねじりモーメントの伝達を評価でき、さらに、垂直バネおよびせん断バネに導入する非線形挙動が要素間のモーメント-相対回転変位関係に反映されるため、回転バネの非線形性に相当する挙動を簡便に評価できる。

コンクリートの材料特性は、垂直バネに圧縮・引張挙動、せん断バネにせん断すべり挙動を以下のようにモデル化することで表現する。RBSM において、バネのひずみは積分点において算出される隣接要素の相対変位を特性長さ h で除したものとして定義される。ここで特性長さ h とは、隣接する要素 i, j の重心から要素境界面上に下ろした垂線の長さ h_i と h_j の和である。以下では、垂直バネのひずみを ε 、2 個のせん断バネのひずみを γ_l, γ_m と記し、これらのひずみに対する応力をそれぞれ、 σ, τ_l, τ_m と記す。

垂直バネの引張挙動は、図-3 のようにモデル化した。図中 E は弾性係数、 σ_t は引張強度および g_f は破壊エネルギーを示している。垂直応力が引張強度 σ_t に達するまでは弾性とし、その後は破壊エネルギー g_f によって軟化勾配を変化させる 1/4 モデルに従って応力を低減させた。また、除荷過程は原点指向型とした。垂直バネの圧縮挙動は、式(1)および図-4 に示す、2 つの 2 次関数を用いた逆 S 字曲線でモデル化した。

$$\sigma = \begin{cases} a_0 \varepsilon^2 + b_0 \varepsilon & (\varepsilon > \varepsilon_{c1}) \\ a_1 \varepsilon^2 + b_1 \varepsilon + c_1 & (\varepsilon \leq \varepsilon_{c1}) \end{cases} \quad (1a)$$

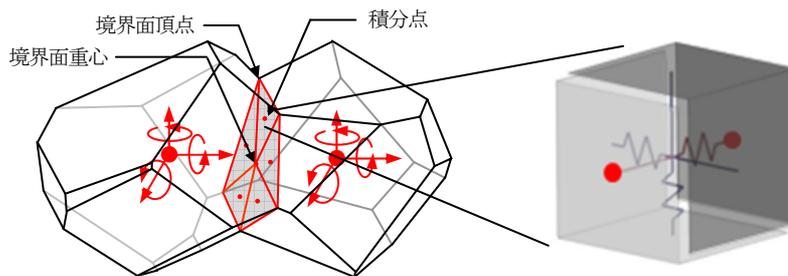


図-2 剛体要素の自由度と要素境界面上の積分点

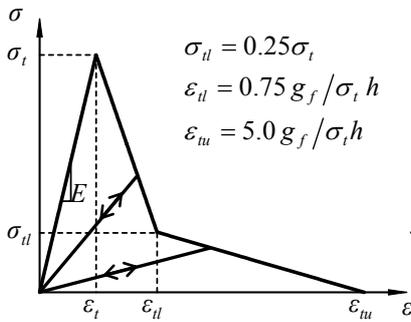


図-3 垂直バネの引張挙動

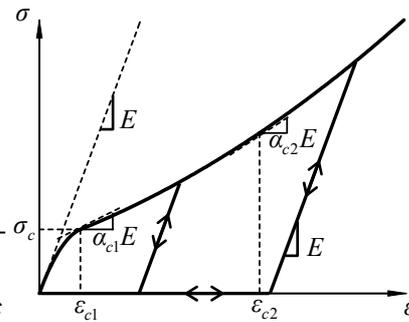


図-4 垂直バネの圧縮挙動

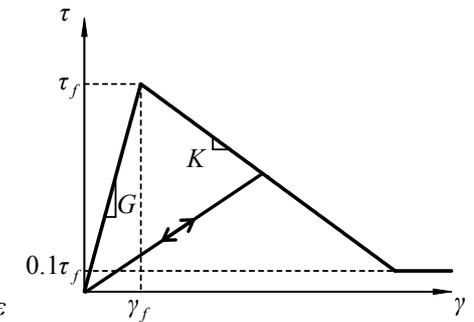


図-5 せん断バネの挙動

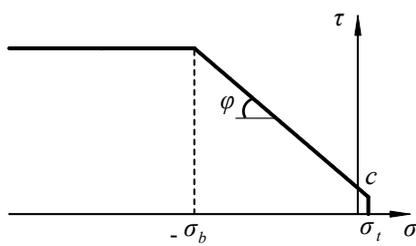


図-6 破壊基準

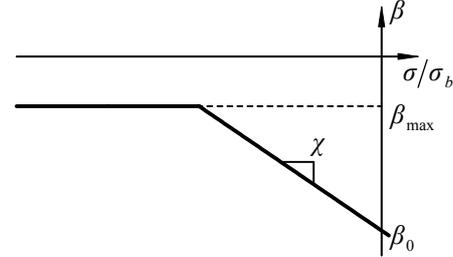


図-7 せん断バネの軟化係数

$$\varepsilon_{c1} = -\frac{2\sigma_c}{E(1 + \alpha_{c1})} \quad (1b)$$

$$a_0 = -\frac{E(1 - \alpha_{c1})}{2\varepsilon_{c1}} \quad (1c)$$

$$b_0 = E \quad (1d)$$

$$a_1 = \frac{E(\alpha_{c2} - \alpha_{c1})}{2(\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1})} \quad (1e)$$

$$b_1 = \frac{E(\alpha_{c1}\varepsilon_{c2} - \alpha_{c2}\varepsilon_{c1})}{\varepsilon_{c2} - \varepsilon_{c1}} \quad (1f)$$

$$c_1 = -a_1\varepsilon_{c1}^2 - b_1\varepsilon_{c1} - \sigma_c \quad (1g)$$

ここで、 σ_c 、 ε_{c2} 、 α_{c1} 、 α_{c2} は垂直バネの圧縮挙動における非線形性を制御する材料パラメータである。除荷・再負荷は図-4に示す経路を仮定した。山口ら⁹⁾およびGreen & Swanson¹⁰⁾は、コンクリート円柱供試体の静水圧載荷実験を行っており、その結果、静水圧応力-体積ひずみ曲線は緩やかな逆S字形状を描いた後、体積ひずみの進展に従って静水圧応力は増加し続けることを示している。垂直バネの圧縮挙動を上記のように逆S字型の関数でモデル化することにより、実験で観察される静水圧応力下のコンクリートの応答を再現できる⁷⁾。なお、本モデルでは垂直バネの圧縮挙動に軟化をモデル化していないが、最大粗骨材寸法程度の要素寸法を用いれば、垂直バネの引張軟化と以降に示すせん断バネの軟化に

より、材料試験供試体レベルの寸法を有するコンクリートの1軸圧縮軟化挙動を再現でき、さらに非線形体積膨張挙動および破壊の局所化挙動までを再現できる⁷⁾。

せん断応力-せん断ひずみ関係のモデル化に際しては、次式で表す、合成せん断ひずみ γ を定義した。

$$\gamma = \sqrt{\gamma_l^2 + \gamma_m^2} \quad (2)$$

γ は設定した構成モデルにより、合成せん断応力 τ に変換される。合成せん断応力 τ から τ_l および τ_m は次式で算定されると仮定した。

$$\tau_l = \tau \frac{\gamma_l}{\gamma}, \quad \tau_m = \tau \frac{\gamma_m}{\gamma} \quad (3)$$

合成せん断応力-合成せん断ひずみ関係は、式(4)および図-5に示すように、せん断強度に達するまでは線形と仮定し、せん断応力がせん断強度に達すると、せん断ひずみの進展に応じて軟化するものと仮定した。

$$\tau = \begin{cases} G\gamma & (\gamma < \gamma_f) \\ \max(\tau_f + K(\gamma - \gamma_f), 0.1\tau_f) & (\gamma \geq \gamma_f) \end{cases} \quad (4)$$

ここで、 τ_f はせん断強度、 $\gamma_f = \tau_f / G$ 、 K はせん断軟化係数である。合成せん断応力-合成せん断ひずみ関係の弾性係数 G は、垂直バネの弾性係数 E に係数 η を乗じて設定した。せん断強度は、RBSMの構成モデルとしてよく用いられている、図-6に示すモール・クーロン型の破壊基準を用いて、式(5)で算出されるものと仮定した。

$$\tau_f = \begin{cases} c - \sigma \tan \varphi & (\sigma > -\sigma_b) \\ c + \sigma_b \tan \varphi & (\sigma \leq -\sigma_b) \end{cases} \quad (5)$$

ここで、 c は粘着力、 φ は内部摩擦角、 σ_b はせん断強度が増加する圧縮応力の限界値（以下、圧縮限界値）である。せん断軟化係数 K は、式(6)および図-7に示すように、垂直バネの応力に依存するものと仮定した。

$$K = \beta G \quad (6a)$$

$$\beta = \min(\beta_0 + \chi(\sigma/\sigma_b), \beta_{\max}) \quad (6b)$$

ここで、 β_0 、 β_{\max} 、 χ は、せん断軟化係数の、垂直バネの応力依存性を制御する材料パラメータである。さらに、ひび割れ面（垂直バネが引張強度に達した面）においては、ひび割れ開口に伴うせん断伝達特性の劣化を表現するために、次式で示すせん断剛性の低減および軟化モデルを導入した。

$$\tau = \begin{cases} \beta_{cr} G \gamma & (\gamma < \gamma_{fi}) \\ \beta_{cr} \max(\tau_{fi} + K(\gamma_{\max} - \gamma_{fi}), 0.1\tau_{fi}) & (\gamma \geq \gamma_{fi}) \end{cases} \quad (7a)$$

$$\beta_{cr} = \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon} \exp\left\{\frac{\kappa}{\varepsilon_{tu}}(\varepsilon - \varepsilon_i)\right\} \quad (7b)$$

$$\tau_{fi} = c - \sigma_i \tan \varphi \quad (7c)$$

ここで、 β_{cr} はせん断剛性低減係数、 $\gamma_{fi} = \tau_{fi} / G$ 、 ε_i はひび割れ発生時の垂直ひずみ、 ε_{tu} は引張終局ひずみである。また、せん断バネの除荷・再負荷は原点指向型と仮定した。

本解析モデルで必要となる材料パラメータをまとめると、垂直バネの弾性係数 E 、せん断バネと垂直バネの弾性係数の比 η 、引張強度 σ_t 、破壊エネルギー g_f 、垂直バネの圧縮挙動の非線形性を制御するパラメータ σ_c 、 ε_{c2} 、 α_{c1} 、 α_{c2} 、粘着力 c 、内部摩擦角 φ 、圧縮限界値 σ_b 、せん断バネの軟化係数を制御するパラメータ β_0 、 β_{\max} 、 χ 、ひび割れ面のせん断伝達特性の劣化を制御するパラメータ κ の計 15 である。表-1 に、参考文献 7) で同定した、1 軸引張、1 軸圧縮、静水圧圧縮および 3 軸圧縮応力下のコンクリートの巨視的な軟化・局所化挙動、体積膨張挙動および拘束圧依存性挙動を再現できる材料パラメータを示す。表中の上付き*は、コンクリート材料試験により得られる材料特性値であることを示しており、 E^* ：ヤング係数、 f_t^* ：引張強度、 G_f^* ：破壊エネルギー、 f_c^* ：圧縮強度である。

2.2 鉄筋のモデル化

鉄筋のモデル化には、Saito and Hikosaka¹¹⁾によって提案されている、離散鉄筋モデルを用いた。離散鉄筋モデルでは、図-8に示すように、鉄筋を一連の梁要素としてモデル化し、梁要素節点において長さ0のリンク要素を介してコンクリート剛体要素に結合される。リンク要素は、梁軸方向(1成分)、梁軸直角方向(2成分)の相対変位に対して抵抗するバネおよび各軸周りの相対回転変位に対して抵抗する回転バネからなり、梁軸方向の相対変位に対して抵抗するバネに非線形性を導入し、鉄筋-コンクリート間の付着すべり特性をモデル化する。また、鉄筋の応力-ひずみ関係には図-9に示すようにバイリニア型とし、鉄筋降伏後の接線弾性係数は初期弾性係数の1/100とした。鉄筋-コンクリート間の付着応力-すべり関係には、澤部ら¹²⁾が、RC部材解析への適用性を示している、図-10および次式に示すモデルを用いた。

表-1 材料パラメータ

垂直バネ							せん断バネ							
弾性係数	引張領域			圧縮領域			弾性係数	破壊基準			軟化挙動			
E (N/mm ²)	σ_t (N/mm ²)	g_f (N/mm ²)	σ_c (N/mm ²)	ε_{c2}	α_{c1}	α_{c2}	$\eta = \frac{G}{E}$	c (N/mm ²)	φ (degree)	σ_b (N/mm ²)	β_0	β_{\max}	χ	κ
1.4E*	0.8f _t *	0.5G _f *	1.5f _c '*	-0.015	0.15	0.25	0.35	0.14f _c '*	37	f _c '*	-0.05	-0.025	-0.01	-0.3

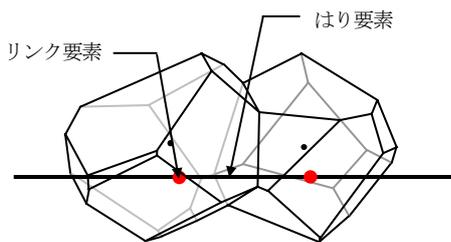


図-8 鉄筋モデル

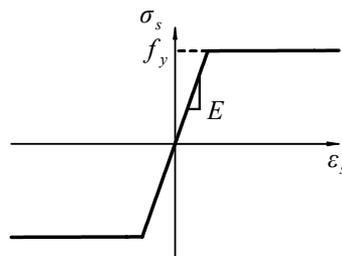


図-9 鉄筋の応力-ひずみ関係

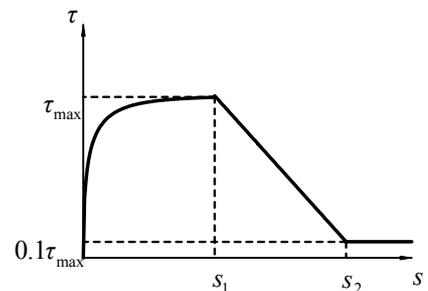
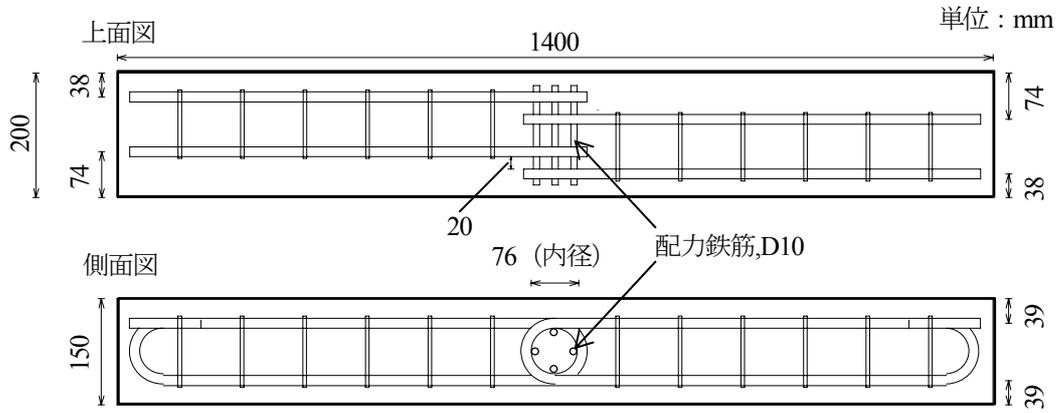


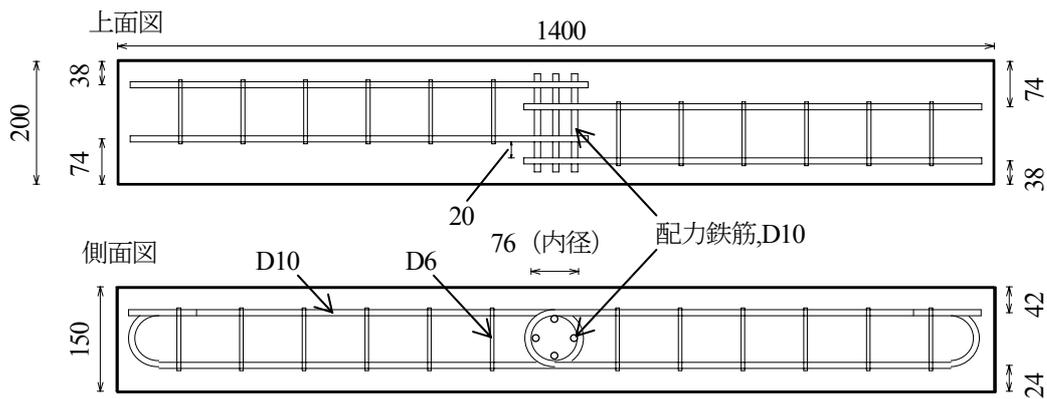
図-10 付着応力-すべり関係

$$\tau = \begin{cases} 0.4 \times 0.9 \times (f_c')^{\frac{2}{3}} (1 - \exp(-40(\frac{s}{D})^{\frac{1}{2}})) & 0 \leq s \leq s_1 \\ \tau_{\max} - (\tau_{\max} - 0.1\tau_{\max}) \frac{s - s_1}{s_2 - s_1} & s_1 \leq s \leq s_2 \\ 0.1\tau_{\max} & s_2 \leq s \end{cases} \quad (8)$$

ここで、 f_c' はコンクリートの圧縮強度(N/mm²), D は鉄筋径(mm), s_1, s_2 はそれぞれ 0.2mm, 0.4mm である. 梁軸直交方向バネおよび回転バネは線形弾性と仮定し, その相対変位が無視できるようにコンクリートを表現するバネの剛性と比較して十分大きな剛性を設定した¹³⁾.



(a) LO2-D1 供試体



(b) LO1-D1 供試体

図-11 供試体概要図

表-2 供試体名と実験パラメータの一覧

名称*	ループ鉄筋径	配力鉄筋	圧縮強度 (N/mm ²)
LO2-D0-C2	D16	無	31.7
LO2-D0-C1		無	22.4
LO2-D1-C2		有	31.7
LO2-D1-C1		有	22.4
LO1-D0-C2	D10	無	31.7
LO1-D0-C1		無	22.4
LO1-D1-C2		有	31.7
LO1-D1-C1		有	22.4

* LO はループ鉄筋径(loop), D は配力鉄筋の有無 (distributing bar), C はコンクリートの圧縮強度を表す

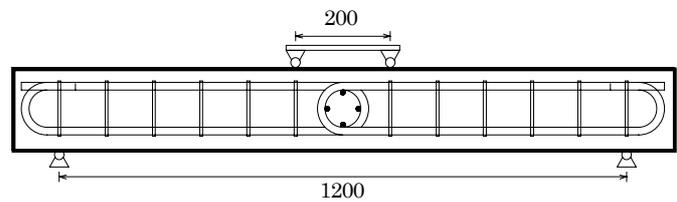


図-12 荷重実験概要

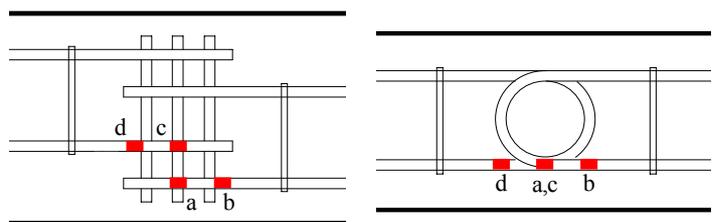
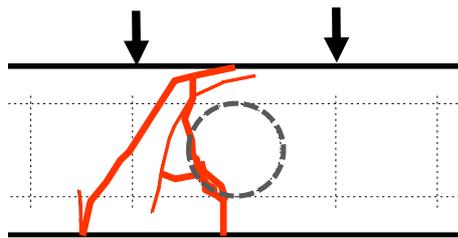
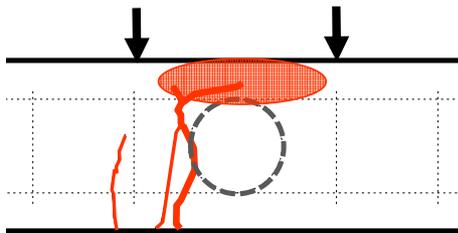


図-13 ひずみゲージ貼付位置



(a) LO2-D0-C2 供試体



(b) LO2-D1-C2 供試体

図-14 ひび割れ性状および破壊モード

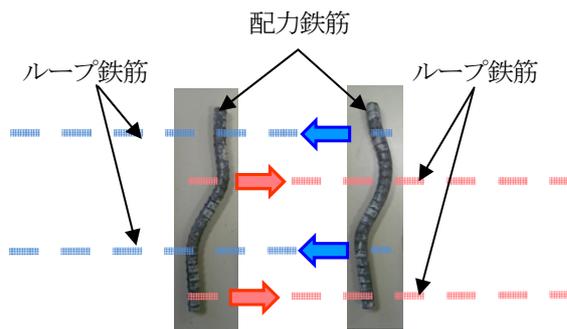


図-15 配力鉄筋に変形性状と支圧力

3. RC ループ継手供試体の曲げ載荷実験

3.1 実験概要

図-11 に供試体の概要図を、表-2 に供試体名と実験パラメータの一覧を示す。実験パラメータは、ループ鉄筋径、配力鉄筋の有無およびコンクリート圧縮強度である。ループ鉄筋径は、部材の曲げ降伏耐力に大きく影響し、また、ループ鉄筋に囲まれるコンクリート部（以下、コアコンクリート）に作用する支圧力分布に影響を与える配力鉄筋およびコンクリート圧縮強度は、継手破壊耐力に大きく影響することが考えられる。これらのパラメータを組み合わせることで、実験において異なる破壊モードが生じるようにした。表-2 に示すように、LO2 供試体のループ鉄筋には D16 を用い、ループ鉄筋曲げ直径（内径）は、コンクリート標準示方書の半円形フックの最小曲げ直径の規定¹⁴⁾を準用し、鉄筋径の 4 倍以上である 76mm とした。これにあわせて、ループ鉄筋に D10



写真-1 継手破壊の状況

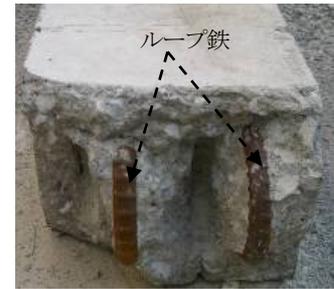
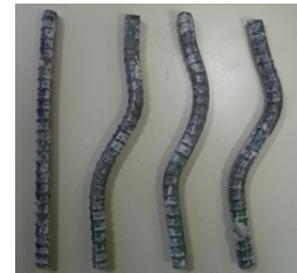


写真-2 凹凸状の破面の様子



上 中 中 下

写真-3 配力鉄筋の変形状況

を用いた LO1 供試体のループ鉄筋曲げ直径も 76mm とした。継手間隔（梁を上側から見た時のループ鉄筋同士の間隔）は LO2 供試体で 20mm、LO1 供試体で 26mm とした。また、鉄筋定着を確実にするために、上側ループ鉄筋を梁端まで伸ばし、下側ループ鉄筋（梁の主筋に相当）端部には半円形フックを設けてある。さらに、継手区間以外での破壊を防ぐために、ここにはスターラップ (D6) を 100mm 間隔で配置した。引張鉄筋比は LO2 供試体が 1.52%、LO1 供試体が 0.56% である。配力鉄筋には、D10 を用いた。鉄筋は全て SD295 を使用しており、降伏強度は、D16 で 319N/mm²、D10 で 354 N/mm² であった。

実験要領を図-12 に示す。荷重スパン 1200mm、荷重点間隔 200mm の 2 点对称一方向荷重を行った。荷重は荷重治具とアムスラーの間に設置したロードセルによって測定し、変位は荷重点で測定した。また、表-2 中の C1 供試体には、図-13 に示すように 2 本のループ鉄筋にそれぞれ 2 か所ずつひずみゲージを貼付し、鉄筋ひずみを計測した。

3.2 実験結果および考察

(1) ひび割れ性状および破壊モード

図-14 に、荷重終了時におけるひび割れ性状の代表的な例を示す。太線は最終的に大きく開口したひび割れを示しており、楕円はコンクリートが圧壊した部分を示している。

図-14(a)の配力鉄筋を配置していない LO2-D0-C2 供試体では、まず発生した曲げひび割れが、ループ鉄筋曲線部に沿って進展した。その後、ひび割れは供試体上縁部まで達し、最終的に継手部で部材が分離した（写真-

1). 分離した供試体の破面を写真-2 に示す. 写真で観察されるくぼみは, 分離した反対側のループ鉄筋があった位置であり, 特徴的な凹凸状の破面を形成していることがわかる. なお, これと同様のひび割れ進展・破壊性状と破面の様子は, 配力鉄筋なしの D0 シリーズ供試体すべてで観察された. 本研究ではこの破壊形式を継手破壊型と呼ぶ.

図-14(b)の LO2-D1-C2 供試体では, 前述の LO2-D0-C2 供試体と同様に, まず, 曲げひび割れがループ鉄筋曲線部に沿って進展した. しかしながら, 継手部で部材が分離することなく, 最終的に梁上縁部における圧壊により最大荷重を迎える曲げ破壊型の破壊モードを示した. 同様なひび割れ進展・破壊性状は, ループ鉄筋径およびコンクリート圧縮強度に関わらず配力鉄筋を配置した D1 シリーズ試体すべてで観察された. 本研究ではこの破壊形式を曲げ破壊型と呼ぶ.

写真-3 に, 載荷終了後にはつり出した配力鉄筋の状

態を示す. すべての供試体の配力鉄筋は, 写真のように水平断面内で曲げ変形が生じており, 配力鉄筋の折れ曲がり点は, 梁上面から見たときの配力鉄筋とループ鉄筋との交点と一致していた. このことから, 配力鉄筋には図-15 に示した矢印のような支圧力が, ループ鉄筋から作用したと考えられる. また, 写真-3 に示すように, すべての供試体で, コアコンクリートの上側に配置した配力鉄筋の変形量が, 他の配力鉄筋と比較して小さかった. これらの配力鉄筋の変形性状は, ループ鉄筋からコアコンクリートおよび配力鉄筋に作用する支圧力が 3 次元的に変化することに起因して生じたと考えられる. この 3 次元的な支圧力分布については, 4 で解析的に評価する.

(2) 鉄筋ひずみ分布

図-16 に, C1 シリーズの最大荷重時における鉄筋ひずみを示す. 実験結果から, すべての供試体において, 外側 (a, b) よりも内側 (c, d) に位置するループ鉄筋

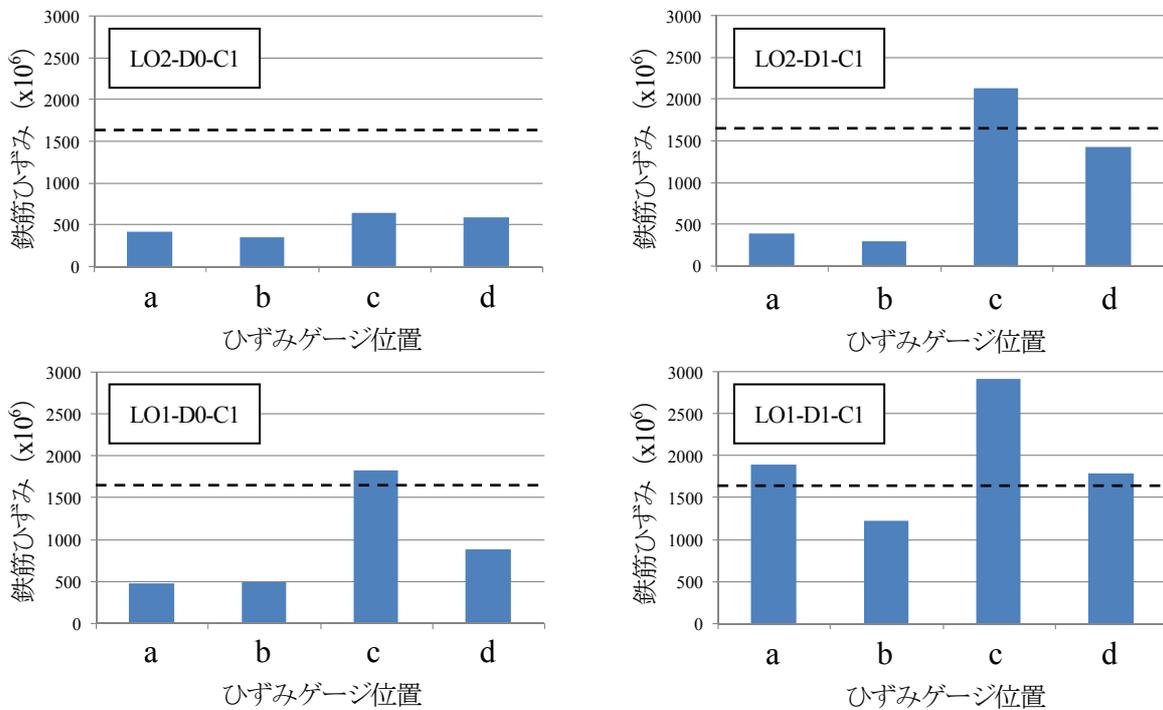


図-16 ループ鉄筋ひずみ

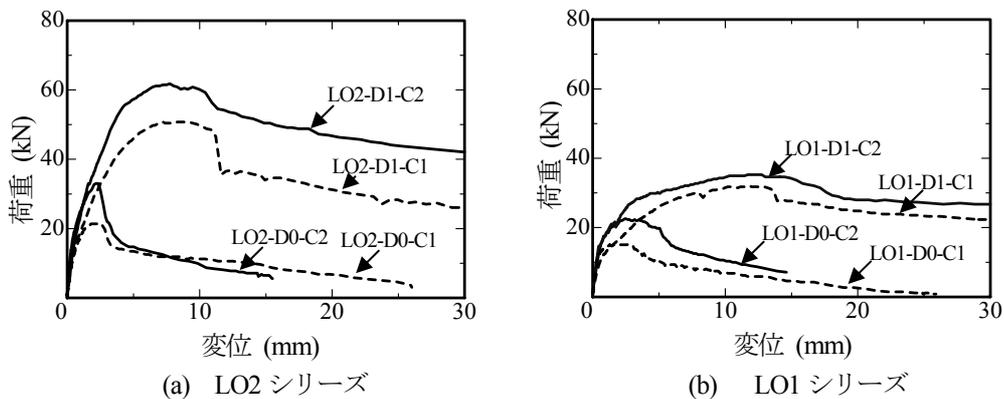


図-17 荷重-変位関係

のひずみが大きくなっていることが確認できる。

図中に示した破線は、材料試験によって得られた鉄筋の降伏ひずみである。最終的に継手破壊挙動を示した配力鉄筋を配置していないD0シリーズのうち、LO2 供試体では、鉄筋降伏が生じていないのに対し、LO1 供試体では、鉄筋が降伏していることが確認できる。これは、LO1 供試体の方が、ループ鉄筋径が小さく、継手破壊耐力と部材の曲げ降伏耐力が近接していたためだと考えられる。

(3) 荷重－変位関係

図-17に各供試体の荷重－変位関係を示す。まず、配力鉄筋の有無が荷重－変位応答に与える影響に着目する。配力鉄筋を配置することにより、例えばLO2-C2 供試体では最大荷重が倍になっていることが分かる。さらに、最大荷重到達以降、急激に荷重が低下する脆性的な挙動から延性的な挙動にシフトする様子が確認できる。その他の実験ケースでも同様に、配力鉄筋を配置することによって、最大荷重および変形性能が増加する傾向が確認できる。これは、3.2(1)で示したように配力鉄筋を配置することにより、継手破壊型から曲げ破壊型へと破壊モードがシフトしたためである。

つづいて、コンクリートの圧縮強度の影響について着目する。配力鉄筋の有無およびループ鉄筋径の大小にかかわらず、すべての実験条件で、圧縮強度が増加すると耐力が増加していく傾向が確認でき、特に、継手破壊挙動を示した、D0シリーズの方が、曲げ破壊挙動を示す、D1シリーズよりも、圧縮強度が増加した時の最大荷重の増加率が大きくなっていることが確認できる。

次に、ループ鉄筋径の影響について着目すると、配力鉄筋の有無および圧縮強度の大小にかかわらず、すべての実験条件で、ループ鉄筋径を大きくすると、最大荷重が増加する様子が確認できる。3.2(2)で示したように、ループ鉄筋径が小さいLO1 供試体では、破壊モードによらず、最大荷重以前に鉄筋の降伏が確認されており、このため、全てのケースで最大荷重が増加したと考えられる。

4. RC ループ継手供試体の曲げ載荷解析

4.1 解析概要

図-18に解析モデルの一例を示す。3の実験において、脆性的な荷重変位応答を示した配力鉄筋を配していないD0シリーズでは写真-2に示したように、向かい合う

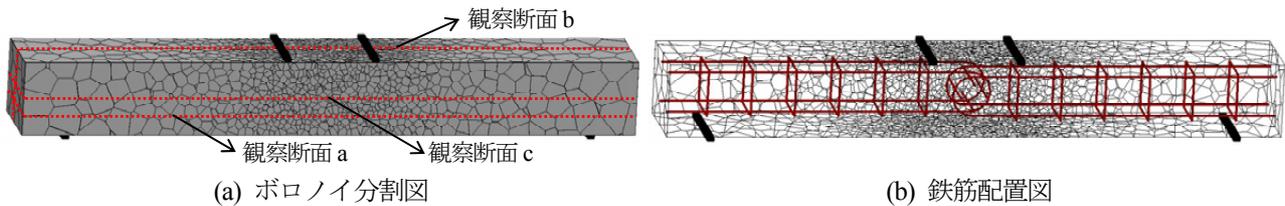


図-18 解析モデルの一例 (LO2-D1 シリーズ)

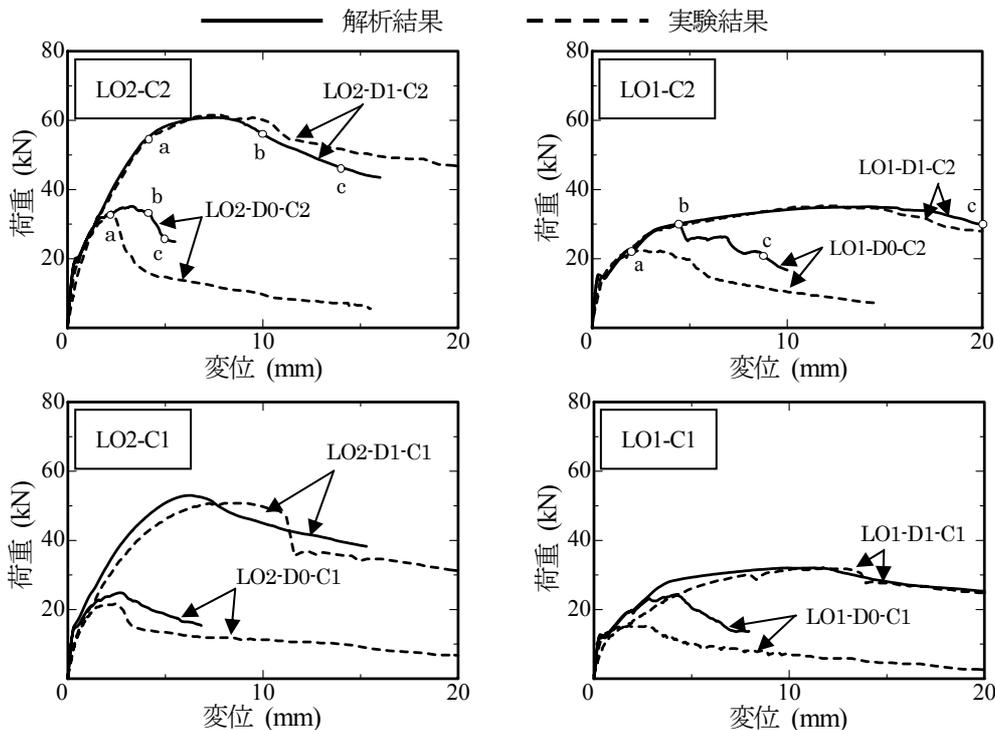


図-19 荷重変位関係

ループ鉄筋間で、上面から見て梁軸に対して傾いた破断面を形成して終局に至った。この、向かい合うループ継手の間の狭い領域に生じる破断面を RBSM で表現するためには、要素寸法を十分小さくする必要がある。本研究では、要素特性長さ h の平均値（以下、要素寸法）を等曲げ区間内では約 5mm とした。なお、要素寸法が、例えば、材料供試体の寸法程度から骨材寸法程度など、大きく変化すれば、仮定する力学挙動も変化し、したがって、バネに導入する構成モデルや材料パラメータも変化することが考えられる。参考文献 7) では、最大骨材寸法程度の要素寸法を対象として、構成モデルの構築および材料パラメータの同定を行っており、要素寸法 10mm から 30mm であれば、要素分割および要素寸法の影響は小さいことを仮定している。本研究では、さらに小さい要素寸法 5mm と仮定しているが、参考文献 7) で示したものと同一の構成モデルおよび材料パラメータを用いることで、1 軸引張、1 軸圧縮、静水圧圧縮および 3 軸圧縮挙動を概ね再現できることを確認している。また、実験において、破壊は等曲げ区間内に集中し、等曲げ区間の外側では顕著なひび割れの進展は見られなかったことから、計算負荷を軽くするために、等曲げ区間の外側になるほど要素寸法が大きくなるよう設定した（供試体端部で約 50mm）。载荷は、供試体上面に設置した 2 つの载荷板要素の一方を変位制御、他方は変位制御点に作用する荷重と同じ荷重が作用するよう制御して行った。

4.2 解析結果と実験結果との比較

(1) 荷重－変位関係

図-19 に、解析および実験によって得られた荷重－変位関係を示す。まず、曲げ破壊挙動を示した、D1 シリーズ供試体の解析結果に着目すると、解析は実験の最大荷重およびポストピーク挙動を良好に再現していることがわかる。継手破壊挙動を示した D0 シリーズ供試体の結果に着目すると、ループ鉄筋径が大きい、LO2-D0-C2 および LO2-D0-C1 供試体では、最大荷重は概ね評価しているものの実験よりも延性的な挙動を示していることが分かる。ループ鉄筋径が小さい LO1-D0-C2 および LO1-D0-C1 供試体では、最大荷重を過大に評価している。

本解析モデルによる解析結果は、曲げ破壊型の荷重変位関係は概ね再現できているものの、継手破壊型に対しては、実験結果との乖離が見られた。この乖離の原因については、4.3(3)で考察する。しかしながら、解析結果は配力鉄筋の有無、ループ鉄筋径およびコンクリート圧縮強度の大小が耐力および変形性能に与える傾向を概ね捉えていることが分かる。

(2) 変形・破壊性状

図-20 に、C2 シリーズ供試体の解析により得られた図-19 上の c 点における変形図を示す（変形倍率 10）。同図中には、実験のひび割れ性状も併せて示す。図より、解析は、D1 シリーズ供試体で、最終的に圧壊する挙動を、D0 シリーズ供試体では、発生した曲げひび割れが、ループ鉄筋曲線部に沿って進展し、最終的に、ひび割れは供

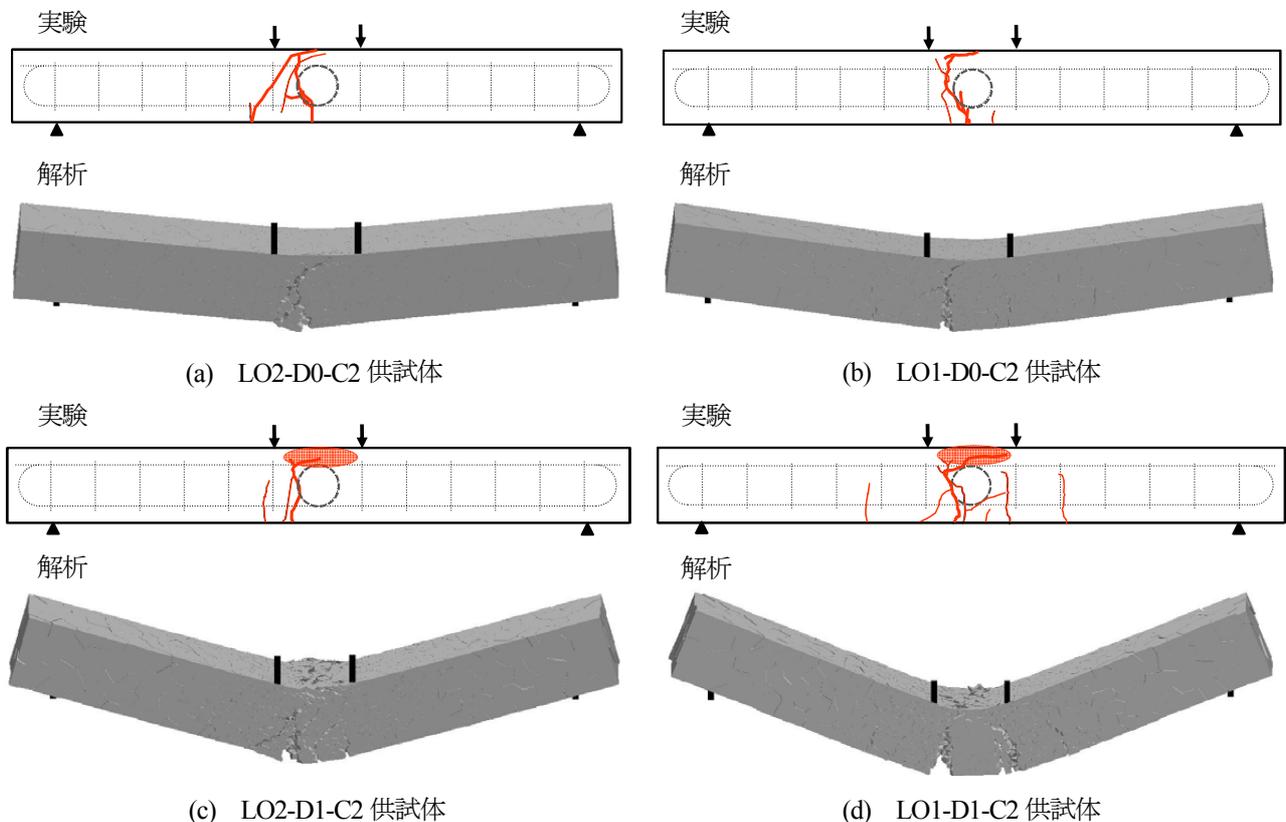


図-20 解析および実験により得られた破壊性状の比較

試体上縁部まで達して終局を迎えるという実験で観察された挙動を良好に捉えていることが確認できる。

(3) 鉄筋のひずみ分布性状

図-21に、C1シリーズ供試体の解析により得られた、最大荷重時における鉄筋ひずみ分布を示す。図中の鉄筋の色は青から赤に近づくほど鉄筋ひずみが大きくなることを示しており、降伏ひずみに達すると黒色になるよう設定している。実験では LO2-D0-C1 供試体に鉄筋降伏は見られず、LO2-D1-C1 は内側のループ鉄筋だけが降伏したが、解析は実験の傾向を捉えていることがわかる。LO1-D0-C1 についても、実験では内側のループ鉄筋は降伏したものの、外側のループ鉄筋は降伏しなかったが、解析はこの傾向を再現している。また、LO1-D1-C1 の解析は、実験と同様にループ鉄筋が4本とも降伏する結果となり、実験を再現していることがわかる。

4.3 内部応力・損傷進展挙動の評価

前節で、本解析モデルは、継手破壊挙動を示す供試体の荷重変位応答を過大に評価するものの、実験パラメータの違いが耐力、変形性能、破壊モードおよび鉄筋のひずみ分布性状に及ぼす影響を良好に再現していることを確認した。本節では、実験では観察できない、供試体内部のひび割れ性状、応力分布性状等を可視化することにより、RC ループ継手の継手破壊および曲げ破壊機構を評価する。

(1) ひび割れ性状

図-22に、図-18中の破線で示す観察断面aにおけるひび割れ性状を示す。図中赤色の実線は、垂直バネの応

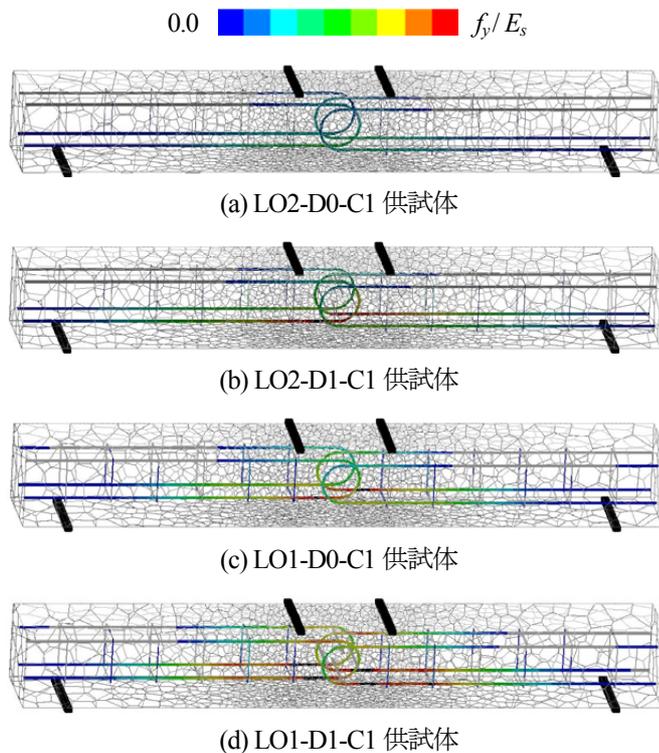


図-21 鉄筋ひずみ分布性状

力が引張強度到達以降、引張強度の 1/4 まで低下した面を表しており、破線は鉄筋を示している。

LO2-D0-C2 供試体のひび割れ状況に着目すると、まず、図-19に示す荷重変位曲線上のa点で、曲げひび割れがループ鉄筋の先端付近で生じている様子が確認できる。荷重低下直後のb点では、ひび割れが隣接するループ鉄筋先端部を結ぶ形で連結している様子が見られる。この挙動は、実験で観察された破断面に対応している。同様に、LO1-D0-C2 についても、ループ継手先端部を結ぶひび割れが生じて破壊に至っていることが確認できる。

次に、LO2-D1-C2 のひび割れ進展図に着目すると、a点では、ループ継手先端付近で曲げひび割れが発生し、荷重低下後のb点で、外側のループ鉄筋間の2箇所ループ鉄筋先端部を結ぶ斜めのひび割れが生じていることがわかる。しかしながら、配力鉄筋なしのLO2-D0-C2とは異なり、内側2本のループ鉄筋間にはひび割れが生じていないことがわかる。ループ鉄筋径が小さく曲げ降伏耐力が小さい、LO1-D1-C2 供試体では、荷重低下後b点でも継手部コンクリートにほとんどひび割れが生じていないことが分かる。

(2) 応力分布性状

図-23に、LO2-D0-C2 について、ひび割れ発生前およびひび割れ発生後の、梁軸方向の直応力分布を示す。こ

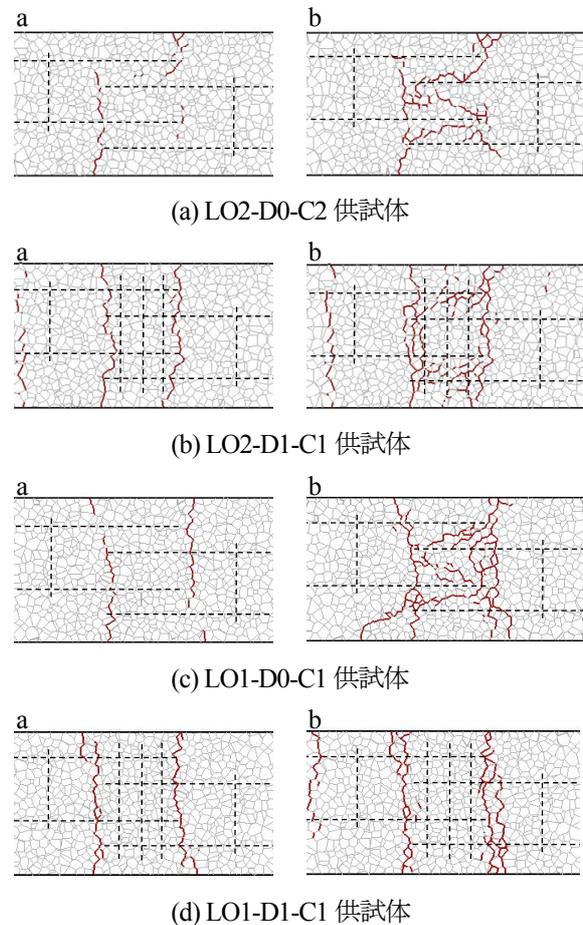


図-22 内部ひび割れ性状

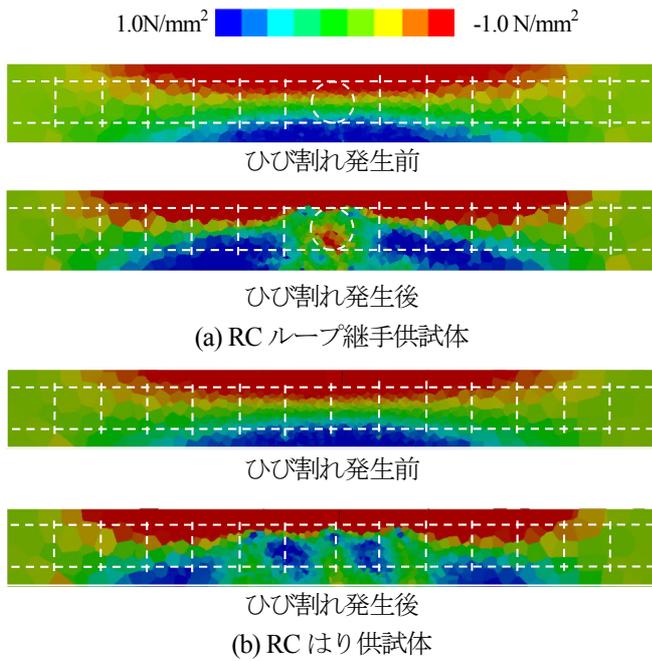


図-23 曲げひび割れ発生前後の応力分布性状

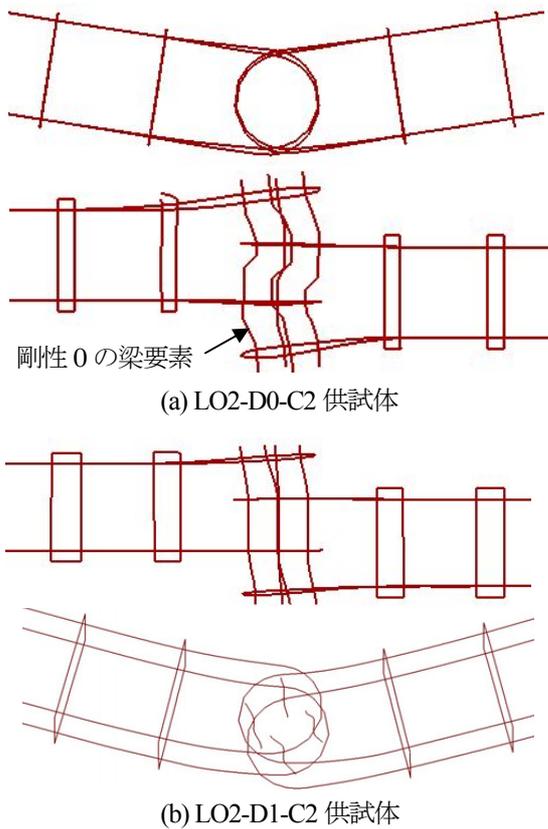


図-25 鉄筋の変形性状

ここで、梁軸方向の直応力とは一つの剛体要素を、要素重心を通り、梁軸方向に直交する断面で切断し、その自由体の力の釣合いから切断面に作用する内力を求め、それを切断面面積で除したものである。観察断面は、図-18中の破線で示す観察断面 b である。また、比較のため、同図には継手部を設けない、通常の RC はり供試体につ

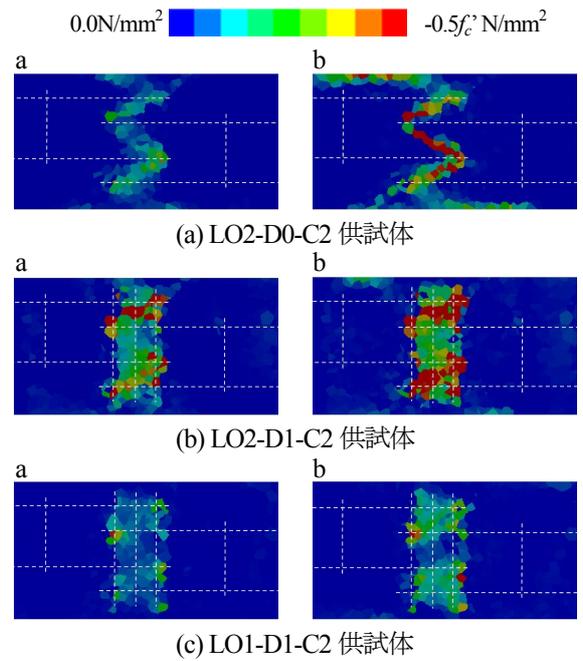


図-24 ループ継手内部の応力分布性状



写真-5 コンクリートのはらみ出しの様子

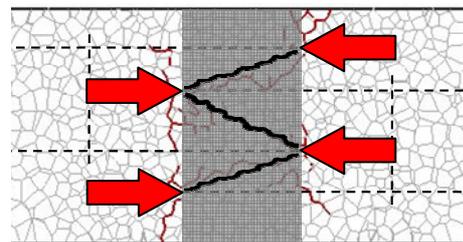


図-26 コアコンクリートに作用する支圧力とひび割れ性状の関係

いて解析し、ひび割れ発生前後における応力分布をそれぞれ示す。RC はり供試体の寸法および使用鉄筋は、LO2-D0-C2 供試体と同様である。両者を比較すると、ループ継手はひび割れ発生前では通常の曲げ応力分布を示しているが、ひび割れ発生以降は、コアコンクリートに圧縮応力が生じており、ループ継手特有の応力分布を

示していることが分かる。また、その圧縮応力はコアコンクリートの下側で生じていることが分かる。

つづいて、図-24 に、図-18 中の破線で示す観察断面 c における梁軸方向の圧縮応力分布を示す。配力鉄筋なしの LO2-D0-C2 供試体では、応力の高い領域がループ鉄筋先端部をつなぐ線上に局所的に現れていることが分かる。一方、配力鉄筋ありの LO2-D1-C2 および LO1-D1-C2 供試体では、コア部コンクリート全体に圧縮応力が分散している様子が確認できる。

(3) 鉄筋の変形状況

図-25 に、図-19 に示す荷重-変位曲線上の b 点における鉄筋の変形状況（変形倍率 15）を示す。また、LO2-D0-C2 供試体は実際には配力鉄筋がないが、コアコンクリートの変形状況を把握するために、剛性 0 の梁要素を配力鉄筋の位置に配置している。

まず、LO2-D0-C2 供試体の鉄筋変形図に着目すると、剛性 0 の梁要素の変形状況から、コアコンクリートがそれぞれのループ鉄筋から交互に反対向きの支圧力を受けていることが分かる。その結果、図-24 に示すような応力分布性状を示す。コアコンクリートを図-26 に示すように梁と見なすと、支圧力によりコアコンクリートにはせん断力が作用し、このせん断力により、コアコンクリートには、前述のような、上面から見て斜めのひび割れが生じたと考えられる。なお、4.2(1)で示したように、解析は継手破壊型を示す供試体の最大荷重および変形性能を大きく評価する傾向にあった。この傾向は以下の理由により生じたものと考えられる。RBSM では、ひび割れが要素界面に沿って進展する。本解析では要素寸法を 5mm としたが、それでもループ継手間の狭い領域で生じるひび割れ面の凹凸を実現象と比較して大きく評価し、その結果、上記の上面から見て斜めに生じるひび割れ面のせん断抵抗が大きくなり、最大荷重および変形性能を過大評価したと考えられる。この要素寸法の影響については、さらに要素寸法を小さくして解析を行うなど検討する必要があるが、このことは今後課題としたい。

また同図から、外側のループ鉄筋が梁側面方向へはらみ出していることも確認できる。この変位は、コアコンクリートに作用するせん断力によって生じる斜めひび割れに沿う、せん断ずれ挙動に起因したダイレイタンスー効果によるものと考えられる。なお、この現象は写真-5 に示すように実験でも観察されている。

つづいて、LO2-D1-C2 の鉄筋変形図に着目すると、配力鉄筋に、実験でも観察されたような曲げ変形（写真-3 参照）が生じていることがわかる。配力鉄筋は曲げ変形しながらも、配力鉄筋がない場合には集中的に作用する支圧力を分散させることで、コア部コンクリートの破壊を防いでいると考えられる。また、実験では上側の配力鉄筋に曲げ変形が見られなかったが、解析でも同様の傾向を捉えている。これは、ループ鉄筋がコア部コンクリートを締付けながらも、コア部コンクリートを軸に梁

の左右が回転しようとするため、上側では締付けが小さくなるために見られる現象である。

5. まとめ

本研究では、異なる破壊モードで終局に至るよう実験パラメータを設定した RC ループ継手供試体の曲げ載荷実験を行った。さらに、実験を対象として著者らが提案している構成モデルを適用した RBSM を用いて解析を行い、実験結果との比較による同手法の適用性を検証するとともに、RC ループ継手の破壊機構を解析的に評価した。本研究で得られた結果を要約すると以下のようになる。

- (1) 実験パラメータとして、ループ鉄筋径、配力鉄筋の有無およびコンクリートの圧縮強度を設定した。本実験の範囲内において、破壊モードに対しては、配力鉄筋の有無の影響が最も顕著であった。配力鉄筋がある場合には、RC 部材としての曲げ降伏が先行し、圧壊により終局を迎えた。一方、配力鉄筋がない場合は、梁上面から見て、ループ継手の先端部を結ぶ特徴的な凹凸状の破断面を形成して、部材が分離する破壊挙動を示した。
- (2) 提案モデルを用いた解析により得られた荷重変位応答は、曲げ破壊型を示す供試体に対しては、最大荷重および荷重低下挙動を良好に再現していた。一方、継手破壊挙動を示した供試体に対しては最大荷重および変形性能を過大に評価する傾向を示した。この傾向については、解析モデルの要素寸法が大きく、ループ鉄筋間の狭い領域で生じるひび割れ進展の自由度を制限していることが原因であると考えられる。しかしながら、解析結果は、異なる実験条件で観察された、変形・破壊性状およびループ鉄筋のひずみ分布性状など細部の挙動まで良好に再現していた。
- (3) 実験では計測が困難な、供試体内部のひび割れ性状、応力分布性状を解析により評価した。配力鉄筋がない場合には、ループ鉄筋とコアコンクリート間の相互作用で生じる支圧力が局所的に生じる性状が観察され、配力鉄筋を配置した場合には、支圧力が分散する性状が観察された。また、配力鉄筋を配置していない場合には、ループ鉄筋から、局所的に、また交互に逆向きの支圧力を受けるため、コアコンクリートに斜めひび割れが生じ、実験で観察された破断面が形成されることが分かった。

参考文献

- 1) Deutsches Institut für Normung : Deutsche Industrie Normen, pp.133-148, 1988.
- 2) 中井博, 川口昌宏, 柳沼善明, 阪野雅則, 鍵和田功 : プレキャスト RC 床版ループ鉄筋重ね継手の強度, お

- よび疲労に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.41A, pp1069-1076, 1995.
- 3) 成田信之ほか: 鋼橋の未来, pp.101-104, 技報堂出版, 1998.
 - 4) F・レオンハルト, E・メニッヒ (横道英雄訳): 鉄筋コンクリートの配筋, 鹿島出版会, pp.68-69, 1985.
 - 5) 中村定明, 三浦尚: RC ループ継手の力学挙動に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No.774/V-65, pp.17-26, 2004
 - 6) 岩田道春, 山本佳士, 黒田一郎, 古屋信明: 剛体 - バネモデルによる鉄筋継手部の応力伝達機構に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.3, pp.679-685, 2008.
 - 7) 山本佳士, 中村光, 黒田一郎, 古屋信明: 3次元剛体バネモデルによるコンクリート供試体の圧縮破壊解析, 土木学会論文集 E, Vol.64 No.4, 612-630, 2008.
 - 8) 山本佳士, 黒田一郎, 塩野谷昇, 古屋信明: 剛体バネモデルによる高速荷重を受ける RC 梁のせん断破壊解析, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.3, pp.805-810, 2007.
 - 9) 山口弘, 藤本一男, 野村設郎: 高圧 3 軸圧縮応力下におけるコンクリートの応力-ひずみ関係 その 1 静的荷重, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 389, pp. 99-108, 1988.
 - 10) Green, S.J. and Swanson, S.R. : Static constitutive relations for concrete, Rep. No. AFWL-TR-72-244, Air Force Weapons Lab., Albuquerque, N. Mex, 1973.
 - 11) Saito, S. and Hikosaka, H. : Numerical analysis of reinforced concrete structures using spring network model, *Journal of Materials, Concrete Structures and Pavements*, Japan Society of Civil Engineers, No.627 V-44, pp. 289-303, 1999.
 - 12) 澤部純浩, 上田尚史, 中村光, 国枝稔: せん断補強筋に鉄筋不良が生じた RC はりのせん断破壊挙動解析, 土木学会論文集, Vol.62, No.2, pp. 444-461, 2006
 - 13) Saito, S. : Fracture analyses of structural concrete using spring networks with random geometry, Doctoral thesis, Kyushu University, Japan, pp. 33-41, 1999.
 - 14) 土木学会コンクリート委員会鉄筋継手指針改訂小委員会: 鉄筋定着・継手指針 2007 年版, 土木学会, 2007 (2009 年 9 月 24 日受付)