

鋼桁-RC 橋脚剛結部の拘束効果と材料劣化の三次元解析

3-Dimensional Analysis for Confinement Effect and Material Deterioration of Hybrid Rigid Connection between Steel Girders and Reinforced Concrete Pier

内海 和仁*・中沢 正利**・岩熊 哲夫***

Kazuhito UCHIUMI, Masatoshi NAKAZAWA and Tetsuo IWAKUMA

*正会員 修士(工学) 首都高速道路公団

**正会員 工博 東北学院大学助教授 工学部土木工学科 (〒 985-8537 多賀城市中央 1-13-1)

***正会員 Ph.D. 東北大学大学院教授 工学研究科土木工学専攻 (〒 980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉 06)

3-dimensional numerical simulations are carried out for material deterioration of the hybrid rigid connection between steel girders and reinforced concrete pier. The constitutive relation for concrete is taken account of the void damage theory, and the confinement effect of steel cover plate on concrete rigid connection is included. As a result, the deteriorated process and concentrated portion of rigid connection are made clear, and the confinement effect by steel cover plate is quantitatively estimated.

Key Words : Hybrid rigid connection, Void Damage Theory, Confinement Effect, 3D-FEM

1. はじめに

鋼とコンクリートのそれぞれの材料特性を生かした複合構造の一つとして、鋼主桁と RC 橋脚を剛結させた複合ラーメン構造という構造形式が最近考案されるようになった。従来、このようなラーメン構造は中間支点部に横桁を設け、横桁にスタッドジベルを配置して、鋼主桁の断面力を剛結部のコンクリートから RC 橋脚に伝達させる形式で設計されている。そして現在までに、多主桁橋および箱桁橋に対して、このような複合ラーメン構造を採用した例が新しい構造形式として日本国内では数橋報告されている。

しかしながら力学的特性の異なる両構造を接合するため、剛結部における応力の伝わり方はそれぞれ単独な構造の場合とは異なっており、不明確な点が残されている。このことから、本研究で解析対象とする鋼 2 主桁複合ラーメン構造に対する設計・施工方法はいまだ十分に確立されていないのが現状である。この応力伝達は、上部工の鋼主桁 → 横桁 → スタッドジベル → コンクリート橋脚 → 地盤という経路をたどるが、その他にも横桁でコンクリート橋脚上部を囲んだ剛結部全体としての拘束効果も期待できることが知られている。この拘束効果はコンクリート製橋脚を巻き立て工法によって鋼板や被膜シートで補強する事例からも確認されている。これはコンクリート塊の終局状態での剥落や分離を防止することによる効果とも考えられるが、これらの現象を考慮した解析が困難なことも一因となって、拘束効果の定量的評価はいまだ確認されているとは言い難い。

そこで本研究では、鋼 2 主桁複合ラーメン構造の剛結部分に着目し、鋼の主桁および横桁によるコンクリート

の拘束効果とコンクリート材料の劣化挙動を三次元の非線形有限要素解析により追跡し、まず基本的な荷重条件に対する基礎的な力学的挙動を把握することを目的とした。数値計算には、材料中の微視的空隙(ポイド)が負荷により増大することで材料に損傷が蓄積され、やがては最終的な破壊に至るという、ポイド損傷理論に基づく構成則を導入した。ここで、材料中のポイドの分布は初期状態では均一であると仮定し、構造材料全体の損傷から破壊に至る現象を考えているという点で、本研究はメゾレベル的な損傷力学の立場にある。

2. ポイド損傷理論とその構成則

ここでは、多孔質延性材料を対象としたポイド損傷理論について説明し、この理論を組み込んだ構成則を展開する。なお、ポイド損傷理論では、材料からポイドを除いた母材そのものについては“微視的”という表現が用いられるのに対し、ポイドを内包した材料全体については“巨視的”という対の表現が用いられる。

2.1 Tvergaard の降伏関数

Tvergaard¹⁾は、多孔質延性材料においてポイド体積分率 f を考慮した Gurson²⁾の降伏関数に対して、延性材料の引張り試験結果と数値解析結果とを比較し、調整パラメータ q_1, q_2, q_3 を導入した以下の改良型の降伏条件を提案した。

$$\Phi = \frac{\bar{\sigma}^2}{\sigma_M^2} + 2q_1 f \cosh \left(\frac{q_2}{2} \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_M} \right) - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad (1)$$

ここに、 $\bar{\sigma} = (3/2 s_{ij} s_{ij})^{1/2}$ は材料の相当応力、 $s_{ij} = \sigma_{ij} - 1/3 (G_{ij} \sigma_{kk})$ は巨視的な Cauchy 応力 σ_{ij} の偏差成分、

G_{ij} は現配置での計量テンソル, σ_{kk} は垂直応力の総和, σ_M は材料全体からポイドを除いた母材そのものの微視的応力状態を示す相当引張り流れ応力 (あるいは応力パラメータ; 初期降伏以前は $\sigma_M = \sigma_Y$), σ_Y は初期降伏応力度である. ポイドを考慮しない場合, すなわち $f=0$ に対して式 (1) は $\bar{\sigma}^2 - \sigma_M^2 = 0$ となり, これは von Mises の降伏条件と一致する.

平面ひずみ条件の下, 円筒形ポイドあるいは球形ポイドが材料中に二重周期配列の形で分布すると仮定して数値解析を行った上で, 新たに導入した調整パラメータをそれぞれ $q_1=1.5$, $q_2=1.0$, $q_3=q_1^2$ とおけば, 実験値に対して精度の高い近似が得られることが確認された. これらの値はその後の研究でも踏襲されており, 一般に q_1 の値を 1.0 ~ 1.5 の間で適切に取れば良いとされている. また, 式 (1) で $q_1=q_2=q_3=1$ とおけば, 球形ポイド周辺の剛完全塑性体の球形対称変位に基づいて Gurson が導いた降伏関数と一致する. なお, この理論ではポイドが周期的に分布していると仮定されており, したがって巨視的な応答は等方性を示す.

2.2 ポイド体積分率の変化について

材料中のポイド体積分率は, 初期状態から存在するポイドの成長と, 負荷による材料の変形に伴って新たに発生するポイドの和で表される. さらに, ポイド体積分率がある程度の割合に達すると, 隣り合うポイドの境界が破壊してポイド同士が結合するという現象に発展する. これら全てを考慮すると, ポイド体積分率は次のような増分形式として仮定される.

$$\dot{f} = (\dot{f})_{\text{growth}} + (\dot{f})_{\text{nucleation}} + (\dot{f})_{\text{failure}} \quad (2)$$

母材材料が塑性的に非圧縮性であるとすれば, ポイドの成長によるポイド体積分率の増分は次式で与えられる.

$$(\dot{f})_{\text{growth}} = (1-f)G_{ij}\dot{\eta}_{ij}^p \quad (3)$$

ここに, $\dot{\eta}_{ij}^p$ は巨視的ひずみ増分の塑性部分を示す. 以降, 本論文では材料全体のひずみを “ η ”, ポイドを除いた母材材料のひずみを “ ε ” と表記する.

母材粒子界面の剥離や粒子そのものの破壊により, 新たなポイドの発生は主に第二相において起こるものと考えられる. 本解析ではポイド発生則に関して Needleman ら³⁾によって提案されている以下の形を採用する.

$$(\dot{f})_{\text{nucleation}} = \mathcal{A}\dot{\sigma}_M + \mathcal{B}\frac{\dot{\sigma}_{kk}}{3} \quad (4)$$

式中のパラメータ $\mathcal{A}$ および $\mathcal{B}$ は材料中のポイドが正規分布に従うとして決定される. ポイドの発生が塑性ひずみによって支配されるような材料に対して, Needleman ら⁴⁾により以下の式が提案された.

$$\mathcal{A} = \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} \right) \frac{f_N}{s\sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_M^p - \varepsilon_N}{s} \right)^2 \right] \\ \mathcal{B} = 0, \quad \text{for } \varepsilon_M^p = (\varepsilon_M^p)_{\text{max}} \text{ and } \varepsilon_M^p > 0 \quad (5)$$

ここに, f_N は塑性変形に伴ってポイドを発生させるような介在物の初期体積分率, s は標準偏差, ε_N はポイドの発生率が最大となるようなひずみの平均値である. 上式は母材の相当塑性ひずみ ε_M^p が ε_N に等しいときにポイドの発生率が最大となり, そのばらつきは標準偏差 s で与えられることを意味している.

母材材料の微視的な塑性ひずみ状態を示す相当塑性ひずみ ε_M^p は, 次の増分方程式によって応力パラメータ σ_M と関連付けられる.

$$\dot{\varepsilon}_M^p = \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} \right) \dot{\sigma}_M \quad (6)$$

ここに, E はヤング率, E_t は現配置における応力レベル σ_M での母材に対する一軸の真応力-自然ひずみ曲線の勾配 (すなわち接線係数) である. 本解析ではこの曲線を, 母材に対する相当引張り流れ応力 σ_M と相当ひずみ ε_M を用いて, 以下のような区分的べき乗硬化則により定義する.

$$\varepsilon_M = \begin{cases} \frac{\sigma_M}{E} & \text{if } \sigma_M \leq \sigma_Y \\ \frac{\sigma_Y}{E} \left(\frac{\sigma_M}{\sigma_Y} \right)^n & \text{if } \sigma_M > \sigma_Y \end{cases} \quad (7)$$

ここに, σ_Y は母材の降伏応力度, n は硬化指数であり, 鋼材に対しては $n=10$ と仮定している.

材料が引張り载荷を受け, 局所的なせん断帯の発生を経て最終的な破断へと向かう現象が材料中の塑性ひずみの進展に伴うものと考えられ, 式 (2) の最終項は次の形でモデル化される.

$$(\dot{f})_{\text{failure}} = \begin{cases} \mathcal{C}\dot{\sigma}_M, & \text{for } f > f_c \\ 0, & \text{for } f \leq f_c \end{cases} \quad (8)$$

この式は式 (4) の右辺第一項と類似した形であるが, ポイド体積分率 f がある臨界値 f_c よりも小さい限りは $\mathcal{C} = 0$ として扱われる. しかしながら, ポイド体積分率は臨界値 f_c を超えると ε_M^p とともに線形に増加するようになり, ε_c のひずみが付加された後に全体的な破壊に至る. なお, 今回は線形増加の仮定を用いたが, より複雑な手法ではこれが ε_M^p に依存すると仮定されている. これより式 (6) を考慮して $\mathcal{C}$ は次式で表される.

$$\mathcal{C} = \left(\frac{1}{E_t} - \frac{1}{E} \right) \frac{f_u - f_c}{\varepsilon_c} \quad (9)$$

ここに, f_u はポイド体積分率の限界値であり, f がこの値に達することは材料が耐荷力を喪失する状態を表している. この値は仮定された降伏関数より計算できる.

式 (1) において $\bar{\sigma} = \sigma_{kk} = 0$, $f = f_u$ とすると

$$2f_u q_1 - 1 - q_3 f_u^2 = 0 \quad (10)$$

より, $q_1=1.5$, $q_3=q_1^2$ に対して $f_u=2/3$ と得られる.

2.3 ポイドの影響を考慮した弾塑性構成則

微視的な相当引張り流れ応力 σ_M および相当塑性ひずみ ε_M^p は, ポイド周辺の母材材料における実際の微視的な場を詳細に述べたものではなく, あくまでも平均値と

して扱われる。しかしながら、母材材料における微視的な相当塑性仕事率が材料全体の巨視的な相当塑性仕事率と等しいと仮定することは妥当であると考えられ、以下の関係が成り立つものとする。

$$\sigma_{ij}\dot{\eta}_{ij}^p = (1-f)\sigma_M\dot{\epsilon}_M^p \quad (11)$$

これに式(6)を代入することにより、母材材料の相当引張り流れ応力の速度に関する以下の式が得られる。

$$\dot{\sigma}_M = \frac{EE_t}{E-E_t} \frac{\sigma_{ij}\dot{\eta}_{ij}^p}{(1-f)\sigma_M} \quad (12)$$

さて、Tvergaardの降伏関数において、多孔質延性材料に対する巨視的なひずみ速度の塑性部分は、一般的な塑性論に基づく垂直性法則により次式の形で与えられる。

$$\dot{\eta}_{ij}^p = \Lambda \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (13)$$

式(13)中のパラメータ Λ は塑性未定乗数であり、塑性载荷の間は常に満たさなければならない以下の整合条件より決定される。

$$\dot{\Phi}(\sigma_{ij}, \sigma_M, f) = \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\sigma}_{ij} + \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_M} \dot{\sigma}_M + \frac{\partial \Phi}{\partial f} \dot{f} = 0 \quad (14)$$

$$\begin{cases} \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{2}{\sigma_M} \left(\frac{3}{2} \frac{s_{ij}}{\sigma_M} + \alpha G_{ij} \right), \\ \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_M} = -\frac{2}{\sigma_M} \left(\frac{\bar{\sigma}^2}{\sigma_M^2} + \alpha \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_M} \right), \\ \frac{\partial \Phi}{\partial f} = 2q_1 \cosh \left(\frac{q_2 \sigma_{kk}}{2 \sigma_M} \right) - 2q_3 f \end{cases} \quad (15)$$

この整合条件に式(2)～式(4)、式(8)、式(12)および式(13)を代入することにより以下の関係を得る。

$$\dot{\eta}_{ij}^p = \frac{1}{H} \left(\frac{3}{2} \frac{s_{ij}}{\sigma_M} + \alpha G_{ij} \right) \left(\frac{3}{2} \frac{s_{kl}}{\sigma_M} + \beta G_{kl} \right) \frac{\nabla \sigma_{kl}}{\sigma_M} \quad (16)$$

$$\alpha = \frac{f}{2} q_1 q_2 \sinh \left(\frac{q_2 \sigma_{kk}}{2 \sigma_M} \right), \quad (17)$$

$$\beta = \alpha + \mathcal{B} \frac{\sigma_M}{6} \frac{\partial \Phi}{\partial f} \quad (18)$$

ここに、 $\nabla \sigma_{ij}$ はCauchy応力のJaumann速度であり、巨視的なCauchy応力速度との関係は次式で示される。

$$\nabla \sigma_{ij} = \dot{\sigma}_{ij} + (G_{ik}\sigma_{jl} + G_{jk}\sigma_{il})\dot{\epsilon}_{kl} \quad (19)$$

また、 H は以下に示されるひずみ硬化係数である。

$$H = \frac{1}{1-f} \frac{EE_t}{E-E_t} \left(\frac{\bar{\sigma}^2}{\sigma_M^2} + \alpha \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_M} \right) \left\{ \frac{\bar{\sigma}^2}{\sigma_M^2} + \alpha \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_M} - \left(\mathcal{A} + \mathcal{C} \right) \frac{\sigma_M}{2} \frac{\partial \Phi}{\partial f} \right\} - 3\alpha(1-f) \frac{\sigma_M}{2} \frac{\partial \Phi}{\partial f} \quad (20)$$

材料全体の巨視的なひずみ増分は弾性部分と塑性部分の和より

$$\dot{\eta}_{ij} = \dot{\eta}_{ij}^e + \dot{\eta}_{ij}^p \quad (21)$$

と表される。ここで弾性ひずみ速度に関しては

$$\dot{\eta}_{ij}^e = \frac{1}{E} \{ (1+\nu)G_{ik}G_{jl} - \nu G_{ij}G_{kl} \} \frac{\nabla \sigma_{kl}}{\sigma_M} \quad (22)$$

と表すことができるため、式(16)と足し合わせて弾塑性のひずみ-応力の増分関係が以下のように示される。

$$\dot{\eta}_{ij} = B_{ijkl} \frac{\nabla \sigma_{kl}}{\sigma_M} \quad (23)$$

ここに、 B_{ijkl} は弾塑性コンプライアンスであり、次式で与えられる。

$$B_{ijkl} = \left[\frac{1}{E} \{ (1+\nu)G_{ik}G_{jl} - \nu G_{jk}G_{il} \} + \frac{1}{H} \left(\frac{3}{2} \frac{s_{ij}}{\sigma_M} + \alpha G_{ij} \right) \left(\frac{3}{2} \frac{s_{kl}}{\sigma_M} + \beta G_{kl} \right) \right] \quad (24)$$

一方、式(23)の逆関係は

$$\nabla \sigma_{ij} = D_{ijkl} \dot{\eta}_{kl} \quad (25)$$

の形で表され、ここに

$$D_{ijkl} = \frac{E}{1+\nu} \left[\frac{1}{2} (G_{ik}G_{jl} + G_{jk}G_{il}) + \frac{\nu}{1-2\nu} G_{ij}G_{kl} - \frac{\left\{ \frac{3}{2} \frac{s_{ij}}{\sigma_M} + \alpha \frac{1+\nu}{1-2\nu} G_{ij} \right\} \left\{ \frac{3}{2} \frac{s_{kl}}{\sigma_M} + \beta \frac{1+\nu}{1-2\nu} G_{kl} \right\}}{(1+\nu) \frac{H}{E} + \frac{3}{2} \frac{\bar{\sigma}^2}{\sigma_M^2} + 3\alpha\beta \frac{1+\nu}{1-2\nu}} \right] \quad (26)$$

である。鋼材に対する材料パラメータは、 $E=206\text{GPa}$ 、 $f_N=0.04$ 、 $s=0.10$ 、 $\epsilon_N=0.30$ とおいた^{5),6)}。また、初期ポイド体積分率 $f_I=0.0001$ としている。

3. コンクリート材料に対する弾塑性構成則

コンクリートも多孔質連続体であることから、コンクリートの構成則にポイド損傷理論を組み込んだ損傷モデルがBurlionら⁷⁾により提案された。ただし、ポイド損傷理論は圧縮的な作用に対してのみ有効と仮定している。しかし、本研究ではコンクリートの拘束効果の数値的な把握に重点を置いているため、コンクリート材料の引張り作用に対してもポイド損傷理論を適用できるものとして引張り作用による損傷を表現することにする。

3.1 コンクリート材料の損傷モデル

ポイド体積分率の変化による損傷は等方的な現象であるのに対し、引張りによる微視的な亀裂は物理的な観点より幾何学的に方向が定められ、微視亀裂は作用する応力に垂直な面内に進展する。しかし、補正や数値的手段の観点より異方的な損傷モデルは等方的な損傷モデルと比較して複雑であることから、ここでは簡素化するために等方性を仮定する。さらに、その利点に留意して、引張りおよび圧縮による損傷はともにスカラーであるとし、弾性係数に対してそれぞれ独立に作用すると仮定する。材料の弾性係数の総合的な変化を測る尺度 $\bar{D}$ は $\bar{D} \in [0, 1]$ であり、これは材料の剛性が2つの境界値(剛性をゼロにした場合、および亀裂やポイドが存在しない健全な状態)の間で変化することを表す。

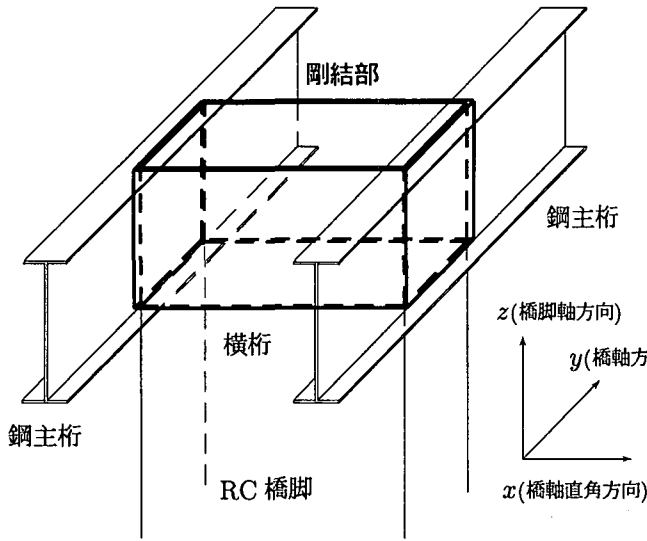


図-1 鋼桁-RC 橋脚剛結部

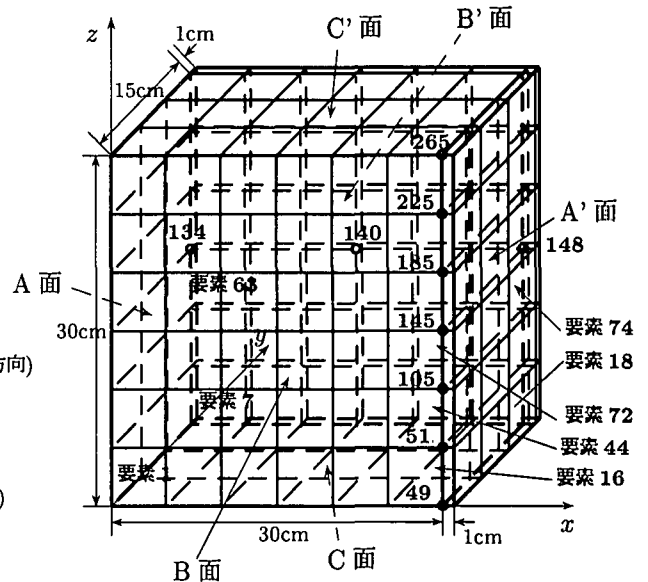


図-2 有限要素モデル (280 節点, 168 要素)

ここで、材料の体積弾性係数とせん断弾性係数が損傷により同じ割合で低下すると仮定し、弾性の応力-ひずみ関係を以下のように定義する。

$$\sigma_{ij} = (1 - D)[\lambda \eta_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu \eta_{ij}^e],$$

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} = G \quad (27)$$

すなわち、上式によると $(1 - D)E$ が損傷を考慮した材料の弾性係数となり、これは引張り作用による損傷の蓄積に伴って低下する反面、圧縮作用によって損傷が回復して母材自体が有する弾性係数 E に近づいてゆくと解釈できる。

3.2 コンクリート材料に対するポイド損傷理論

前章と同様にコンクリート材料のポイド体積分率 f^* の増減は材料の塑性流れに支配されると考えることができるが、コンクリート材料に対するポイドの発展則は成長に関する現象のみで表現する。Gurson モデルと同様、ポイドの成長は非可逆的な塑性体積ひずみ η_{kk}^p に支配されるものと仮定され、式 (3) と似た形ではあるが、実験との比較により提案⁷⁾された以下の式で示される。

$$\dot{f}^* = (\dot{f}^*)_{\text{growth}} = k(1 - f^*)\dot{\eta}_{kk}^p \quad (28)$$

ここに、 k はコンクリートのポイド体積分率 f^* が塑性流れの結果として変化する割合 (速度) を支配するモデルパラメータである。本研究では文献⁷⁾に基づき、標準的なコンクリートに対する f^* の初期値を $f_1^* = 0.30$ と仮定し、また $k=105$ とおく。

ポイド体積分率の変化を弾性係数の進展と関連付ける必要があるが、簡潔な近似として $\dot{f}^* = \dot{D}$ とする。すなわち、ポイド体積分率の変化は材料の弾性係数の変化と連成し、圧縮作用によるポイド体積分率の減少により、材料の弾性係数は母材自体が有する弾性係数 E に限りなく近づく。すなわち、標準的な Gurson モデルにおい

ては表されない弾性域での硬化・軟化の効果をもたらすことが大きな特徴である。

3.3 コンクリート材料の弾塑性構成式

当然、圧縮作用よりも引張り作用を受ける場合にコンクリートは弱い挙動を示すことより、降伏判定に用いるコンクリートの降伏応力は引張りと圧縮作用を受ける場合とでは異なる値を仮定して解析する。

さて、前章と同様に増分形の応力-ひずみ関係を導出する。ポイドの発展則は式 (28) に示すようなポイドの成長則のみで表現されるため、式 (20) で示されるひずみ硬化係数 H はポイドの発生則と結合則を除いた以下のような簡潔な形となる。

$$H = \frac{1}{1 - f^*} \frac{EE_t}{E - E_t} \left(\frac{\bar{\sigma}^2}{\sigma_M^2} + \alpha \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_M} \right)^2 - 3\alpha k(1 - f^*)f^* \frac{\sigma_M}{2} \frac{\partial \Phi}{\partial f^*} \quad (29)$$

鋼材に対して適用する前章のような構成則との相違はひずみ硬化係数 H のみであり、結局のところ、コンクリート材料に対する弾塑性構成式に関しても式 (25)、式 (26) を適用することとなる。

4. 基本荷重条件に対する RC 橋脚剛結部の挙動

4.1 解析モデルおよび解析条件

解析対象は、図-1 に示すような鋼 2 主桁複合ラーメン橋の剛結部の部分モデルである。ここでは、図-1 中に太線で描かれている剛結部分コンクリートとそれを拘束している鋼板に限定し、コンクリートを鋼板で巻き立てた箱型の構造物を対象として、ポイド損傷理論に基づく非線形解析を実施する。また、鋼板を全く巻き立てな

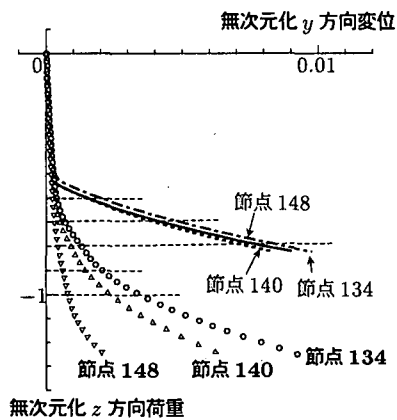


図-3 荷重-変位曲線 (圧縮解析)

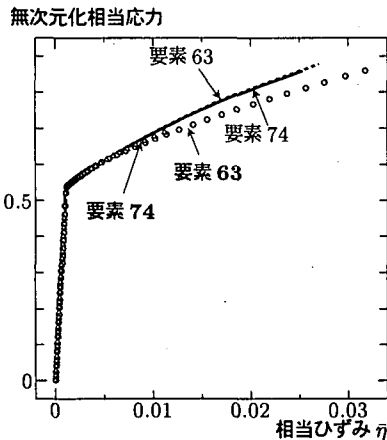


図-4 応力-ひずみ関係 (圧縮解析)

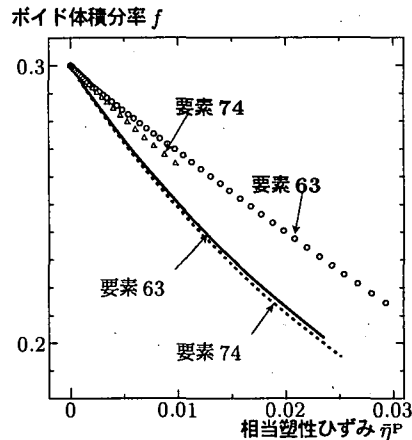


図-5 ボイド体積分率の変化 (圧縮解析)

いコンクリート塊のみについても同様に扱い、比較検討する。鋼板によるコンクリートの拘束効果の基礎的な特性を示すため、実構造物の1/10モデルを設定し、基本的な荷重条件である圧縮力、曲げモーメント、およびせん断力を個々に作用させた場合を取り上げる。また、解析モデルの対称性から、図-2に示すような1/4有限要素モデル(280節点・168要素)を採用する。

この拘束効果の数値的傾向をより明確に捉えるために、鋼板には降伏点の比較的高いSM570を用いる。また、コンクリートとしてはBurlionら⁷⁾が扱った設計基準強度 $f'_{ck}=30\text{MPa}$ の材料を想定する。ここで、コンクリート材料の初期引張り降伏応力を圧縮作用による初期降伏応力に対して1/10に設定した。降伏判定の前に、各増分ステップ毎に応力の垂直成分の総和 σ_{kk} の正負を調べ、 $\sigma_{kk}>0$ ならば引張り作用、 $\sigma_{kk}<0$ ならば圧縮作用を受けていると判定する。なお、鋼要素とコンクリート要素は完全に付着しているものとみなして解析し、接触問題等としての扱いは行わない。

ここでは、コンクリートに鋼板を巻き立てた解析対象を“モデル1”、その比較対象であるコンクリートのみを“モデル2”と呼ぶ。また、モデル1に対しては○印や△印、モデル2に対しては実線や点線などの曲線により解析結果を示す。なお、荷重-変位曲線に関しては、鋼板によるモデル全体の剛性上昇への寄与分を考慮して、鋼とコンクリートのヤング率の比からコンクリートの剛性に置き換えた換算荷重を用いる。

4.2 一軸圧縮解析の結果

図-2のメッシュ分割図において、圧縮力として上面(C'面)上の各節点に対してz軸の負方向に等分布荷重を与えた。境界条件としてはA、B、C面上の節点が各面に垂直な方向には動かないように固定した。

解析結果を図-3～図-5に示す。図-3に示したのは、B'面上の節点134、140および148における荷重-変位関係である。縦軸は載荷面に作用するz軸方向の応力をコンクリートの初期圧縮降伏応力で除した無次元化z方

向荷重、横軸はy方向変位をy方向のモデル寸法で除した無次元化y方向変位である。コンクリートの降伏後、モデル1とモデル2の変位には差が生じており、荷重レベルが上がるにつれてさらに顕著な違いとなる。これは、y軸と垂直な面には鋼板が存在し、z方向に圧縮荷重が作用するに伴いy軸方向に物体が膨もうとするのを鋼板が押さえ込む役目を果たしているためであり、鋼板によるコンクリートの拘束効果が発揮されていることがわかる。また、モデル2においてはどの節点でもほぼ同じ軌跡を描いているが、モデル1では着目する節点がモデルの中心位置から遠ざかるほど変位が小さくなる傾向となる。これはB'面と垂直に隣り合うA'面に巻き立てられている鋼板に近づくほどその拘束の影響を受け、コンクリートの変形が抑制されるためである。

図-4に示したのは、要素63と要素74の相当応力-相当ひずみ関係である。縦軸は要素の相当応力 $\bar{\sigma}$ をコンクリートの初期圧縮降伏応力で除した無次元化相当応力、横軸は要素の相当ひずみ $\bar{\eta}$ である。モデル2では両要素ともほとんど同じ挙動を示しているのに対し、モデル1では隅角部に位置する要素74は中央に位置する要素63と比較してあまり荷重の影響を受けていないことがわかる。これに関しても、要素74は鋼板を巻いたことにより2方向に変形が拘束され、ひずみがより小さく抑えられるためであり、拘束効果の現れであると解釈できる。これらの要素のボイド体積分率の変化を図-5に示す。縦軸はコンクリートのボイド体積分率 f 、横軸は要素の相当塑性ひずみ $\bar{\eta}_p$ である。全体的に圧縮作用を受けているため、ボイドは減少する傾向にある。ここでも、モデル1では両要素のボイドの変化に大きな差が生じているが、これはボイド体積分率の変化が塑性体積ひずみに支配され、拘束の有無によりボイドの減少の傾向が大きく異なってくるためである。

4.3 曲げ解析の結果

図-2のメッシュ分割図において、曲げモーメントとしてモデルの上側が圧縮領域、下側が引張り領域となる

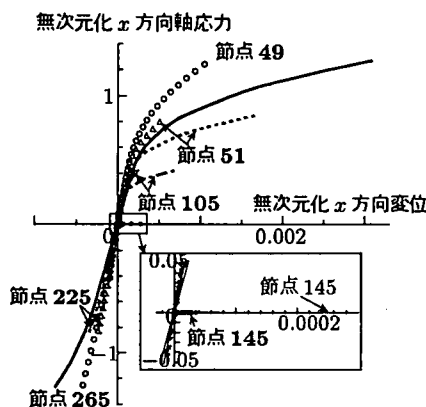


図-6 荷重-変位曲線(曲げ解析)

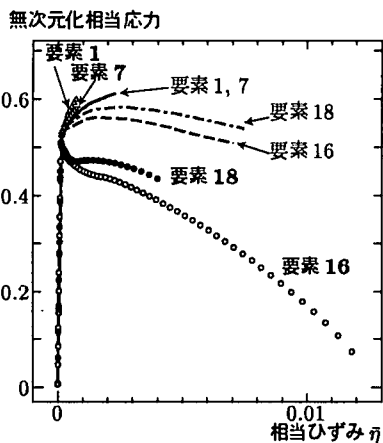


図-7 応力-ひずみ関係(曲げ解析)

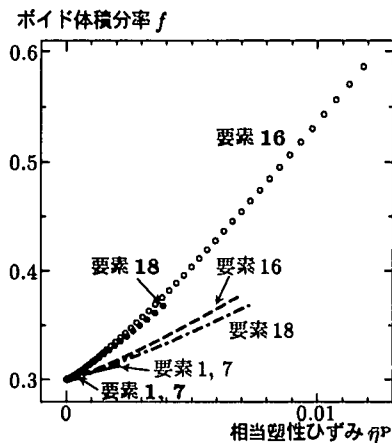


図-8 ポイド体積分率の変化(曲げ解析)

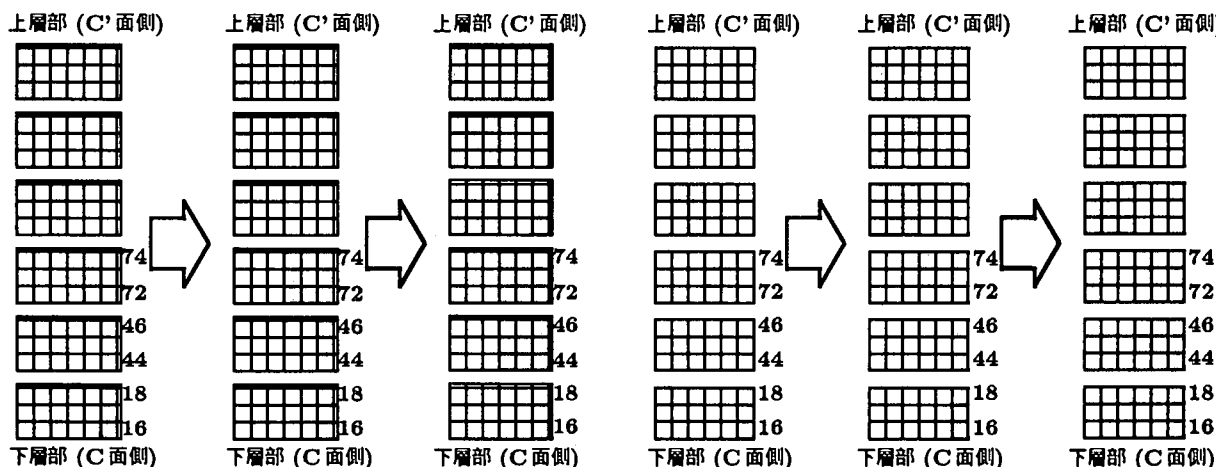


図-9 降伏域の拡がり(せん断解析; 鋼板あり)

図-10 降伏域の拡がり(せん断解析; 鋼板なし)

ように A' 面上の節点に対して y 軸方向には一定である三角形の分布荷重を x 軸方向に与えた。境界条件は A, B 面上の節点が各面と垂直な方向に、また原点に位置する節点が 3 方向とも動かないように固定した。

この場合の解析結果を図-6～図-8 に示す。図-6 は、A' 面沿いの節点 49, 51, 105, 145, 185, 225, 265 における荷重-変位関係であり、降伏後のある荷重レベルまでの結果を示した。縦軸は曲げモーメントにより断面内に生じる x 方向の軸応力をコンクリートの初期引張り降伏応力で除した無次元化 x 方向軸応力、横軸は無次元化 x 方向変位である。降伏後の変位を見るとモデル 2 では著しく増加している一方で、モデル 1 ではそれほど大きな変化はない。すなわち、鋼板の拘束効果の有無によりもたらされる差が顕著であると言える。

図-7 は、引張り作用を受ける C 面上の四隅に位置する要素 1, 7, 16, 18 の相当応力-相当ひずみ関係である。両モデルともモデルの右側に位置する A' 面に近い要素ほど、ひずみは大きくなり、また応力は小さくなっている。また、モデル 1 における要素 16 では、他と比べてひずみが顕著に増大し、それに伴って応力が降伏直後から急激に低下している。これは、鋼板とコンクリートの境界で材料剛性が急変することにより、荷重の分担

率が高くなったためと考えられる。これに対して、モデル 2 においては、各要素にはそれほどの大きな相違は見受けられない。このことは同じ要素に注目して図-8 に示したポイド体積分率の変化にもそのまま現れており、モデル 1 において要素 16 のポイド体積分率が著しく増加していることから、要素 16 の位置が最も損傷の蓄積する部分であることがわかる。また、モデル 1 ではポイド体積分率の変化に大きな差があるのに対し、モデル 2 では比較的均等にポイドが増加している。すなわち、モデル 1 では鋼板との接合面近傍に大きな亀裂が発生する反面、モデル 2 では比較的均等に引張り側の縁部にわたって細かい亀裂が発生すると予想される。

4.4 せん断解析の結果

図-2 のメッシュ分割図において、せん断力として A' 面の節点に対して z 軸の負の方向に等分布荷重を与えた。境界条件は A', B 面上の節点が各面と垂直な方向に、また A 面上の節点が x 方向と z 方向に動かないように固定した。

この場合の解析結果を図-9～図-11 に示す。図-9 および図-10 は、それぞれモデル 1 およびモデル 2 における降伏域の拡がり方を 3 段階に分けて表示したもので

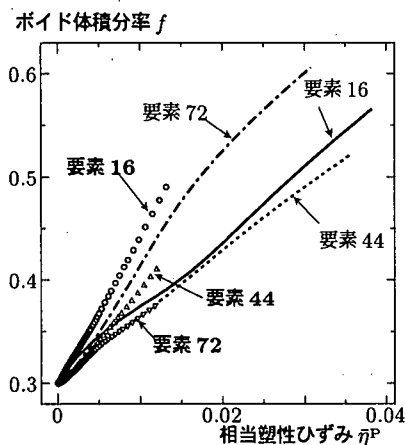


図-11 ポイド体積分率の変化(せん断解析)

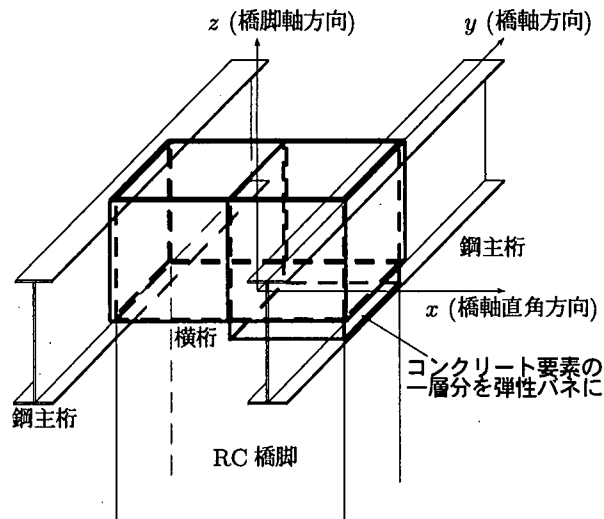


図-12 ラーメン剛結部の応力解析モデル

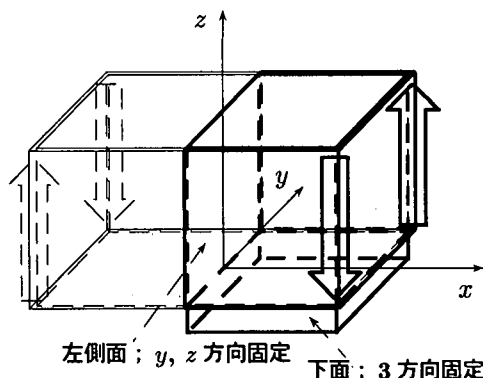


図-13 実荷重条件を想定した解析;境界条件1(ねじれ状態)

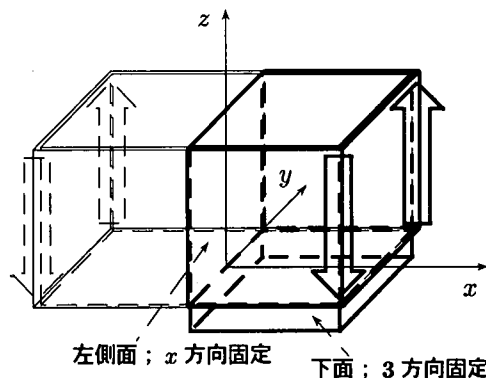


図-14 実荷重条件を想定した解析;境界条件2(曲げ状態)

ある。図-2の有限要素分割が z 軸方向に6層の分割となっており、その各層を取り出して上層部(C'面側)から下層部(C面側)にかけて縦に並べた。なお、影付き部分が降伏した要素を表している。両モデルともに、降伏域がモデルの左上と右下の隅角部から中心に広がっていることが分かる。すなわち、せん断状態ではこのように斜めに引張り領域が形成されるという一般的な特性に近い挙動を示している。また、モデル2においてのみ、モデルの外側であるB'面側からも降伏域が広がる傾向にあり、これは鋼板による拘束効果の有無による相違である。図-11に示したのは、A'面とB面に挟まれた要素16, 44, 72のポイド体積分率の変化である。モデル2ではどの要素においても大きなひずみが生じ、ポイド体積分率は著しく増加しているのに対し、モデル1では各要素ともに同じひずみレベルでありながら損傷の程度が異なり、要素16が最も負荷を受け持ち損傷を生じる結果となった。

5. 実荷重条件を想定したラーメン剛結部の応力解析

本節では、もう少し実荷重条件を意識した設定で解析を実施する。図-12に示すように、太線で示した剛結部

の右側半分を取り出して半解析を行う。ここでは橋脚を考慮して、剛結部の下側にコンクリート要素の一層分を弾性バネとして付け加えた。有限要素メッシュの分割の仕方はこれまでの解析モデルと同様であるが、半解析のため図-2に示したのメッシュ分割図の節点数、および要素数の約2倍の有限要素モデル(553節点・372要素)を作成して解析した。

図-13および図-14に示すように、荷重の載荷方法としては鋼主桁の位置に z 軸方向のせん断力の偶力を作用させるが、ここでは異なる境界条件を設定することで剛結部内の応力状態を2種類考える。図-13においては、左側面上の節点では y 方向変位と z 方向変位を、下面の節点では3方向ともすべて固定とすることで、主にねじりのような状態を再現した。また図-14においては、左側面上の節点では x 方向変位を、下面の節点では3方向ともすべて固定とすることで、主に曲げのような状態を再現した。

図-15-aおよび図-15-bは、ねじりおよび曲げ状態における降伏域の広がり方をそれぞれ表示したものである。ねじれ状態では左右反対称、曲げ状態では対称のため、半分のみを示して図中の空白部分は表示を省略している。これらは図-9および図-10と同様に剛結部分を

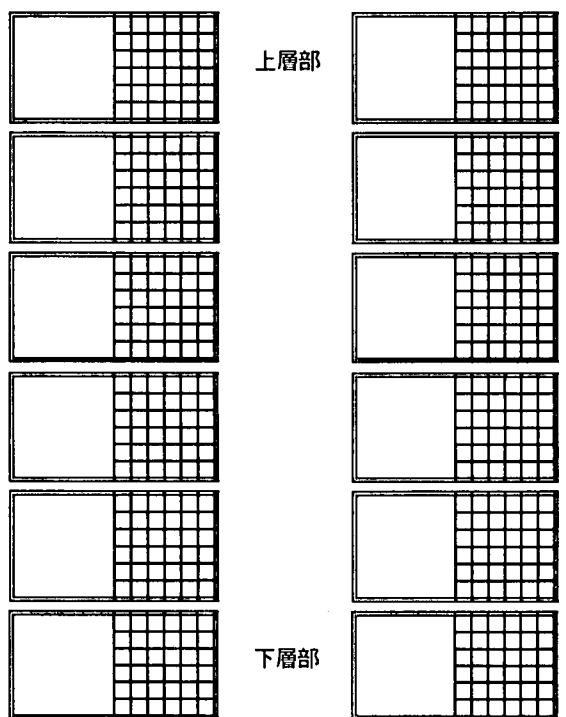


図-15-a ねじれ状態

図-15-b 曲げ状態

図-15 降伏域の拡がり (実構造物を意識した設定)

z 軸方向に 6 層に分割し、その各層を取り出して上層部から下層部 (橋脚の先端部) にかけて縦に並べたものである。なお、影付き部分は引張り作用によって降伏し、ポイド体積分率が増加、すなわち損傷が蓄積した要素を表している。ねじり状態と曲げ状態によって傾向が異なってくるのは当然であるが、それぞれ予想されるような降伏域の拡がりとなった。また、図-15-b に示した曲げ状態において剛結部の右側面の鋼板に沿って降伏域が広がっているのは、これまで示してきた鋼板沿いに損傷が蓄積しやすいという傾向と同じである。

ここで、本研究でポイド損傷理論を用いた最大のメリットは、三次元の複雑な応力状態においてこのように数値解析的に損傷位置やその程度を予測できることにあるのを強調しておく。このように弱点をあらかじめ予測できれば、剛結部の設計段階からどの部分を鉄筋などにより補強すべきかという目安になり得ると考えられる。

6. まとめ

コンクリートに対する鋼板巻き立てによる拘束効果と材料の劣化挙動を、簡略的なモデルと荷重条件のもとで三次元のポイド損傷理論に基づく非線形有限要素解析により追跡し、以下の結論を得た。

- (1) 圧縮解析の結果から、圧縮変位の生じる方向と垂直な面に鋼板などの存在により変形が拘束されるような状況下において、鋼板による拘束効果が発揮され

ることを数値的に確認し、定量的にも示した。

- (2) 曲げ解析の結果より、鋼板による拘束効果により剛結構造は高い強度を示す反面、鋼板とコンクリートとの境界位置に損傷が集中しやすいため、それが弱点になり得ることがわかった。さらに、コンクリートのみの単一材料では損傷がほぼ均等、異種材料ではその境界面に損傷が集中するという一般的予想を裏付ける結果となった。
- (3) セン断解析においては、一般的に厳密な純せん断状態を再現することは困難ではあるが、せん断作用により斜め方向に引張り領域が形成されるという一般的な特性をコンクリート塊においても確認した。そのような引張り領域において、塑性ひずみが増大することからポイド体積分率が増加、すなわち損傷が蓄積されることを数値的にも捉えることができた。また、その引張り作用による降伏領域の拡がり方は、鋼板による拘束効果の有無により若干異なることも分った。
- (4) ポイド損傷理論を用いることにより、三次元の複雑な応力状態においてもあらかじめ損傷の位置やその程度を予測することができるようになるため、剛結部の設計段階からどの部分を鉄筋などにより補強すべきかという目安になり、鉄筋の配置や損傷対策につながるものと期待できる。

参考文献

- 1) Tvergaard, V. : Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions, *Int. J. Fracture*, Vol. 17, pp.389-407, 1981.
- 2) Gurson, A. L. : Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth/ part I—yield criteria and flow rules for porous ductile media, *J. Eng. Material Technol.*, Vol. 99, pp.2-15, 1977.
- 3) Needleman, A., Rice, J. R. : Limits to ductility set by plastic flow localization, "*Mechanics of Sheet Metal Forming*", (D. P. Koistinen et al. eds.), pp.237-267, 1978.
- 4) Chu, C. C. and Needleman, A. : Void nucleation effects in biaxially stretched sheets, *J. Eng. Materials Technol.*, Vol. 102, pp.249-256, 1980.
- 5) V. Tvergaard : Influence of void nucleation on ductile shear fracture at a free surface, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 30, No.6, pp.399-425, 1982.
- 6) 小畑・水谷・後藤 : 鋼構造の延性破壊の有限要素法解析への導入に関する基礎的検討, 土木学会論文集, No.626/I-48, pp.185-195, 1999.7.
- 7) Burlion, N. et al.: Compaction and tensile damage in concrete: constitutive modelling and application to dynamics, *Computer method in applied mechanics and engineering*, Vol. 183, Issues 3-4, pp.291-308, 2000.

(2001 年 4 月 20 日 受付)