

ヒンジ部コンクリートが メナーゼヒンジの力学特性に与える影響

植村 佳大¹・高橋 良和²

¹ 学生会員 京都大学大学院工学研究科 (〒615-8540 京都府京都市西京区京都大学桂)

E-mail: uemura.keita.35a@st.kyoto-u.ac.jp

² 正会員 京都大学教授 京都大学工学研究科 (〒615-8540 京都府京都市西京区京都大学桂)

E-mail: takahashi.yoshikazu.4v@kyoto-u.ac.jp

我が国のメナーゼヒンジの耐震設計では、ヒンジ部コンクリートの影響が考慮されていない。そこで本研究では、筆者らが行った先行研究での実験結果を参考に、ヒンジ部コンクリートがメナーゼヒンジの力学特性に与える影響を検討した。その結果、ヒンジ部コンクリートによりメナーゼヒンジの抵抗モーメントが増加することや交差鉄筋に引張りずみが発生することを確認した。そしてその結果を踏まえ、ヒンジ部コンクリートの影響を考慮できるメナーゼヒンジの設計法として、ファイバー要素を用いた解析による手法と断面解析による手法を提案した。そして、提案手法を用いることで、実験供試体のメナーゼヒンジで確認された最大抵抗モーメントおよび回転剛性の算定が可能であることを示した。

Key Words : *Mesnager hinge, concrete hinge, seismic design code, cyclic loading test*

1. はじめに

メナーゼヒンジとは、X字状に交差させた鉄筋(以降、交差鉄筋とする)と、その周囲の被覆コンクリート(以降、ヒンジ部コンクリートとする)により形成されたコンクリートヒンジであり、曲げモーメントを伝達せず、せん断力および軸力の伝達のみが期待されている構造である。そしてメナーゼヒンジでは、交差鉄筋のみでせん断力・軸力の伝達が可能であり、ヒンジ部コンクリートは交差鉄筋の防食および座屈防止の観点で必要であるとされている。しかしながら、Parsons and Stang²⁾やMorell³⁾は、交差鉄筋の防食および座屈防止の働きが期待されているヒンジ部コンクリートが、メナーゼヒンジの曲げ剛性を増加させる点を指摘している。また、Marx and Schacht⁴⁾は一連の検討の中で、メナーゼヒンジが一定の回転剛性を示すことから、メナーゼヒンジを“imperfect hinges(不完全ヒンジ)”や“semi-articulation(半接合)”と呼んでいる^{4,5)}。

そのような中、現在我が国で採用されているメナーゼヒンジの多くは、Parsons and Stang²⁾やMorell³⁾が検討対象としたメナーゼヒンジよりもヒンジ部コンクリートの幅が広いことが知られている。そのため、ヒンジ部コンクリートがメナーゼヒンジの力学特性に与える影響が、通常のメナーゼヒンジよりも大きいと考えられる。事実、

名神高速深草高架橋橋脚の下部のメナーゼヒンジ部を抜き出した実スケール試験体に対して筆者らが実施した正負交番載荷実験において、ヒンジ部コンクリートを有するメナーゼヒンジに抵抗モーメントが発生している様子が確認されている^{6,7,8)}。

しかし、現在の我が国のメナーゼヒンジの耐震設計では、メナーゼヒンジ部に作用する軸力及びせん断力に対して、ヒンジ部コンクリートの存在を無視した照査が行われており、作用回転角が一定値以下であればヒンジ部の回転剛性および抵抗モーメントは小さいとみなせると規定されている⁹⁾。また、兵庫県南部地震では、ヒンジとしての機能が期待されたメナーゼヒンジが回転剛性を発揮したことで、柱躯体に曲げモーメントが伝達され、交差鉄筋の段落とし部で曲げ損傷が発生した事例が確認された。既往研究においても、メナーゼヒンジを有する部材において、柱躯体への曲げモーメント伝達に起因する損傷が確認されている¹⁰⁾。以上の背景から、メナーゼヒンジを有する部材の耐震安全性の照査を行う際は、ヒンジ部コンクリートの影響を考慮した検討を行うべきであるといえる。

そこで本研究では、ヒンジ部コンクリートの影響をメナーゼヒンジの設計法に反映させることを目的として、過去に筆者らが行った先行研究(文献 6)~8))での実験結

果を参考に、ヒンジ部コンクリートがメナーゼヒンジの力学特性に与える影響について検討する。

2. 現行のメナーゼヒンジの設計について

(1) 交差鉄筋に発生する応力に関する照査

道路橋支承便覧⁹⁾では、メナーゼヒンジに作用する軸力とせん断力に対して、交差鉄筋に発生する圧縮応力が制限値を超えないよう設計を行うことが規定されている。その際、応力の制限値は交差鉄筋の降伏応力に関する値であり、降伏応力に部分係数をかけることで算出される。また、交差鉄筋に作用する応力は、Parson and Stang²⁾によって提案された理論的解法に対して、内山¹¹⁾が誘導した計算式を簡略化した以下の式から算出される。

$$\sigma_{sc} = \frac{N}{nA_s \cos \theta} + \frac{S}{nA_s \sin \theta} < \sigma_{yd} \quad (1)$$

$$\sigma_{yd} = \xi_1 \Phi_y \sigma_{yc} \quad (2)$$

ここに、 σ_{sc} は交差鉄筋の圧縮応力度、 N は作用軸力、 S は作用せん断力、 n は交差鉄筋本数、 A_s は交差鉄筋1本の断面積、 θ は交差鉄筋の部材軸方向に対する角度、 σ_{yd} は交差鉄筋の圧縮応力度の制限値、 ξ_1 は調査・解析係数、 Φ_y は抵抗係数、 σ_{yc} は交差鉄筋の降伏強度の特性値である。ここで、式(1)では、ヒンジ部コンクリートの变形および抵抗が無視されており、交差鉄筋の軸力のみでメナーゼヒンジに作用する軸力とせん断力に抵抗すると仮定されている。また、作用軸力が圧縮軸力の場合、交差鉄筋には常に圧縮応力が作用することが前提となっている。

(2) メナーゼヒンジ部の回転剛性に関する照査

道路橋支承便覧⁹⁾では、回転角が0.05rad以下の範囲においては、メナーゼヒンジに生じる曲げモーメントは小さいとみなせると定められており、ヒンジ部の曲げ剛性については考慮されていない。その一方で、1.で述べたように、これまでの先行研究にてメナーゼヒンジ部が回転剛性を有することが確認されている。そのため、メナーゼヒンジの設計法にヒンジ部が示す最大抵抗モーメントおよび曲げ剛性に関する照査を取り入れるべきであるといえる。また、道路橋支承便覧では、「ヒンジの隙間にゴム板などの緩衝材を設置するのがよい」とされているが、緩衝ゴムの設置によるヒンジ部の回転剛性の変化についても記述されていない。そのため、緩衝ゴムに関する検討も併せて必要であるといえる。

(3) メナーゼヒンジの許容回転角に関する照査

メナーゼヒンジを含むコンクリートヒンジは本来、大きな回転角を想定して提案された構造ではない。そのため、道路橋支承便覧⁹⁾では、回転角が0.05rad以下となる範囲で適用可能なメナーゼヒンジの設計法が記載されている。しかし、本来はメナーゼヒンジ部の構造詳細によって回転角の制限値も変化するべきであり、現在記載されている回転角の制限値は、メナーゼヒンジの適用可能性を議論する上で適切でないと考えられる。

一方、各国では以下のようなコンクリートヒンジにおける許容回転角に関する規定が存在する⁴⁾。

a) フランス¹²⁾

$$\alpha_{Rd} = 0.05 \text{ (使用限界)} \quad (3)$$

b) スウェーデン

$$\alpha_{Rd} = \begin{cases} 0.01 \text{ (使用限界)} \\ 0.015 \text{ (終局限界)} \end{cases} \quad (4)$$

c) ドイツ

$$\alpha_{Rd} = \frac{12800N_d}{a \cdot b \cdot E_{com}} \quad (5)$$

ここに、 α_{Rd} はヒンジ部の許容回転角、 N_d は作用軸力、 a はヒンジ部コンクリート幅、 b はヒンジ部コンクリートの奥行き、 E_{com} はコンクリートのヤング率である。なお、式(5)における α_{Rd} は、ヒンジ部の許容最大回転角という扱いとなっている⁴⁾。

しかしながら、各国の設計基準においても、ヒンジ部の寸法や材料特性を陽に考慮してヒンジの許容回転角が検討されているわけではない。フランスやスウェーデンの基準ではヒンジ部の構造に関わらず許容回転角が一定であり、ドイツにおいてもヒンジ部コンクリートの特性のみしか考慮していない。そのため、メナーゼヒンジの許容回転角に関して、ヒンジ部コンクリートや交差鉄筋の特性および両者の相互作用を踏まえた許容回転角の算定法が必要であるといえる。

3. 正負交番載荷実験概要

(1) 実験供試体

本研究では、ヒンジ部コンクリートがヒンジ部の力学特性に与える影響をメナーゼヒンジの設計基準に反映させることを目的として、文献6)~8)で実施した正負交番実験結果に関して検討を行う。なお、対象とする実験供試体は、メナーゼヒンジが用いられている名神高速深草高架橋橋脚の一部を取り出した形状とし、交差鉄筋の公称直径が22.2mm、ヒンジ部コンクリートの幅が160mm、交差鉄筋のかぶり厚さが約70mmとなっている。Parsons

and Stang²⁾やMoreell³⁾が検討対象としたメナーゼヒンジの交差鉄筋の公称直径が15.9mm, ヒンジ部コンクリート幅が50.8mmであり, 交差鉄筋の最小かぶりが約17.5mmであることを考えると, 本実験供試体におけるヒンジ部コンクリート幅は従来のメナーゼヒンジに比べて広いと判断できる。

また, メナーゼヒンジを有する橋脚では, 交差鉄筋の上部端が段落としとなっており, その段落とし部に損傷が発生する場合がある。本実験供試体では実橋脚にくらべ d が小さい値となっているため, 交差鉄筋の段落としの影響を過少評価する恐れがある。しかしながら, 本研究はメナーゼヒンジの力学特性に着目した検討を行うため, 交差鉄筋の段落としの影響を過少評価しても問題ないと判断した。

ここで, 図-1に各供試体の配筋図を, 表-1に載荷側面図, 載荷面図, 断面図の組み合わせを示す。また, 以下に各供試体の詳細および材料特性を示す。

a) SD5

ヒンジ部コンクリートを有さず, 5組の交差鉄筋(D22SD345)のみを柱基部に配置した供試体である。

b) SD5-Co

5組の交差鉄筋(D22SD345)と断面160mm×1000mm, 高さ20mmのヒンジ部コンクリートで構成されたメナーゼヒンジを柱基部に有した供試体である。この供試体では, ヒンジ部コンクリートの有無がヒンジの力学特性に与える影響について考察する。

c) SD2-Co

2組の交差鉄筋(D22SD345)と断面160mm×400mm, 高さ20mmのヒンジ部コンクリートで構成されたメナーゼヒンジを柱基部に有した供試体である。ヒンジ部における交差鉄筋比はSD5-Coと等しくなっており, SD5-Coと比較することで, ヒンジ部コンクリートの断面寸法および交差鉄筋の個数がヒンジ部の性能に与える影響について考察する。

d) SD5-Co-Ru

5組の交差鉄筋(D22SD345)と断面160mm×1000mm, 高さ20mmのヒンジ部コンクリートで構成されたメナーゼヒンジを柱基部に有し, ヒンジ部の隙間に緩衝ゴムが設置されている供試体である。この供試体では, 緩衝ゴムの設置がヒンジの力学特性に与える影響について考察する。

表-1 載荷側面図, 載荷面図, 断面図の組み合わせ

供試体名	載荷側面	載荷面	柱部断面1	柱部断面2	ヒンジ部断面
SD5	(a)	(e)	(g)	(h)	(i)
SD5-Co	(b)	(e)	(g)	(h)	(j)
SR5-Co	(b)	(e)	(g)	(h)	(j)
SD5-Co-Ru	(c)	(e)	(g)	(h)	(k)
SD2-Co	(d)	(f)	(l)	(m)	(n)

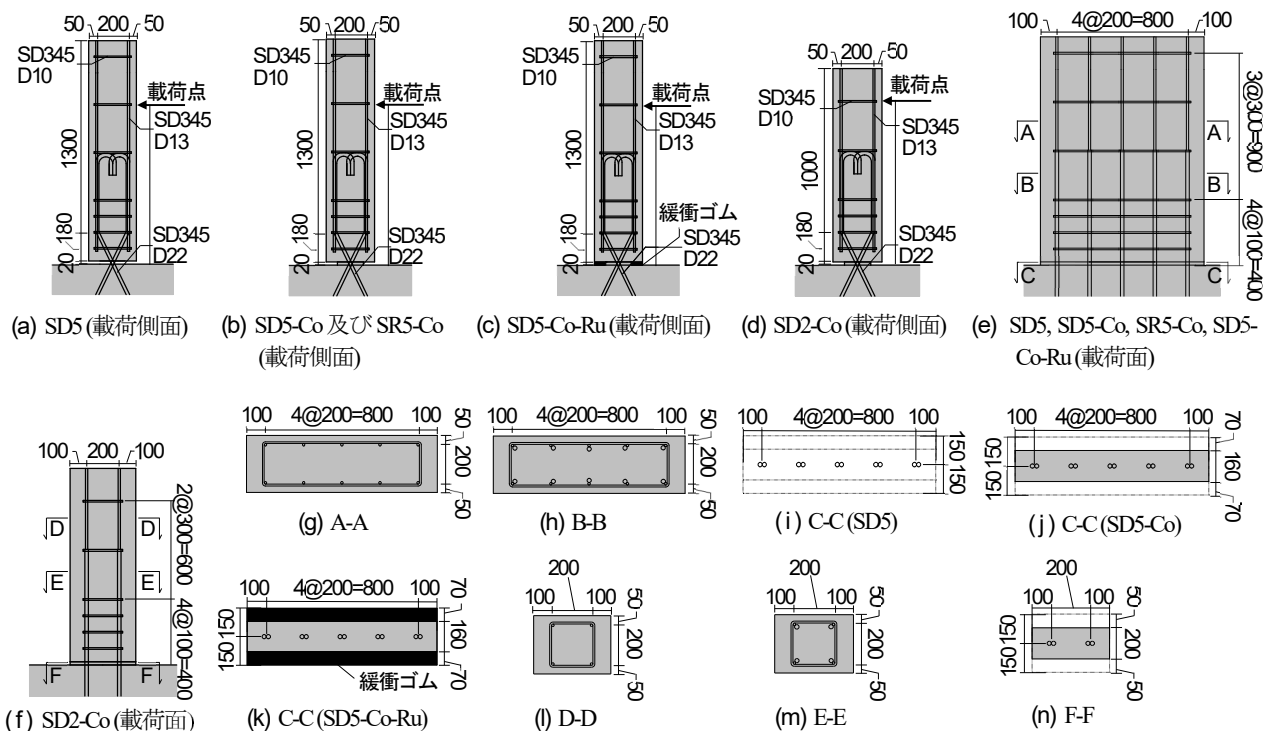


図-1 供試体の配筋図 [Unit: mm]

e) SR5-Co

5組の交差鉄筋($\phi 22$ SD345)と断面 $160\text{mm} \times 1000\text{mm}$ 、高さ 20mm のヒンジ部コンクリートで構成されたメナーゼヒンジを柱基部に有した供試体である。この供試体では、交差鉄筋とヒンジ部コンクリートとの付着特性がヒンジの力学特性に与える影響について考察する。

f) 材料特性

コンクリートの圧縮強度は、テストピースによる圧縮試験を行い、SD2-Coでは 30.1 N/mm^2 、それ以外の試験体では 30.0 N/mm^2 であった。また、SD2-Coに使用した鉄筋に対して引張試験を行い、SD345-D22のヤング率は 199200 N/mm^2 、降伏応力 386.9 N/mm^2 、SD345-D13のヤング率は 195100 N/mm^2 、降伏応力 390.5 N/mm^2 であった。

(2) 測定データ

アクチュエータに設置されているロードセルにより供試体の載荷位置における復元力及び軸力を測定した。また、供試体の載荷位置に設置したワイヤ式変位計により、供試体の載荷位置における水平変位を計測し、その値を載荷高さで除することで部材回転角を算定した。以降、部材回転角は「回転角」や「Rotation」と表記することとする。また、ひずみゲージを貼付することにより、柱高さ 0mm における交差鉄筋のひずみを測定した。

(3) 載荷パターン

載荷軸力は、柱天端に作用する軸圧縮力が 1.2 N/mm^2 となるよう作用させた。なお、載荷軸力を柱天端に作用する応力で制御したため、メナーゼヒンジ部に交差鉄筋のみを有する供試体(SD5)と交差鉄筋・ヒンジ部コンクリートを有する供試体(SD5-Co, SD2-Co, SR5-Co)と交差鉄筋・ヒンジ部コンクリート・緩衝ゴムを有する供試体

(SD5-Co-Ru)の間で、メナーゼヒンジ部にかかる軸応力は異なっている。

載荷パターンは正負交番変位漸増方式を採用し、各供試体に対し適宜載荷振幅を設定し載荷を行った。ここで、各供試体における載荷サイクルを図-2に示し、以下に各供試体の載荷サイクルの詳細を示す。

a) SD5

繰り返し回数を3回として回転角 0.01rad から 0.04rad まで 0.01rad 刻みで正負交番載荷を行った。その後、繰り返し回数を1回として回転角 0.05rad から 0.14rad まで 0.01rad 刻みで正負交番載荷を実施し、回転角が -0.14rad に達した後は回転角 -0.21rad となるまで片押し載荷を実施した。

b) SD5-Co

回転角を 0.003rad および 0.005rad として正負交番載荷を行った後、回転角 0.01rad から 0.05rad まで 0.01rad 刻みで繰り返し振幅を増加させた。その際、繰り返し回数は3回とした。その後、繰り返し回数を1回として回転角 0.06rad から 0.09rad まで 0.01rad 刻みで正負交番載荷を実施した。

c) SD2-Co

回転角 0.005rad から 0.020rad まで 0.005rad の増分で正負交番載荷を行い、その後、回転角 0.020 rad から 0.1rad まで 0.010 rad の増分で正負交番載荷を実施した。なお、繰り返し回数は3回とした。

d) SD5-Co-Ru

回転角を 0.003rad として正負交番載荷を行った後、回転角 0.005rad から 0.015rad まで 0.0025rad 刻みで繰り返し振幅を増加させた。その後、回転角を 0.020 rad および 0.025rad として正負交番載荷を実施した。この間、繰り返し回数は3回とした。なお、正負交番載荷中、回転角が 0.02rad に達したときフーチング部にひび割れが発生し、

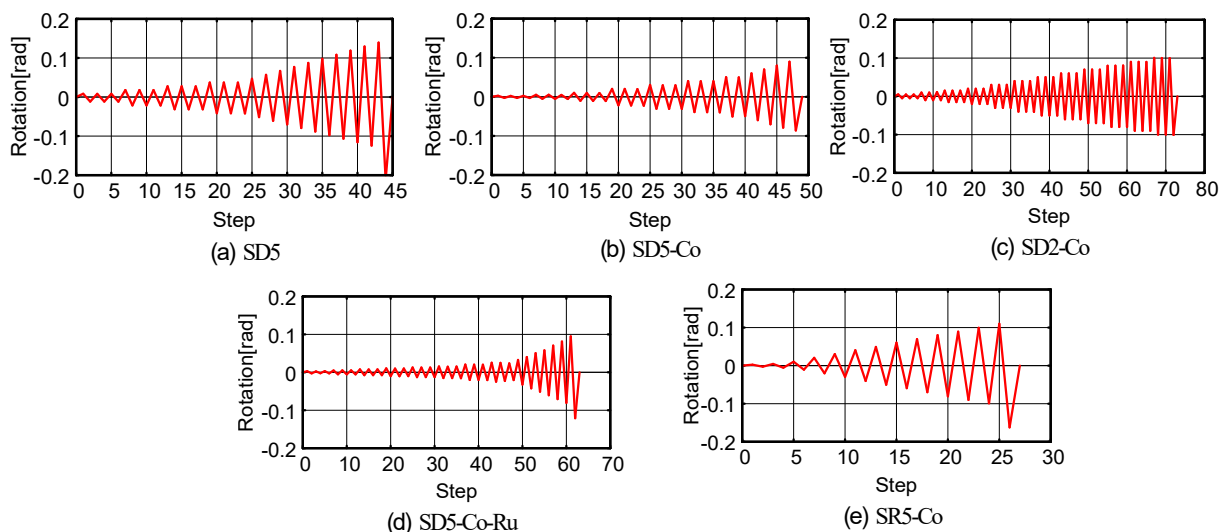


図-2 載荷サイクル

回転角 0.025rad の載荷時にそのひび割れによる損傷が顕著になった。フーチング部に顕著な損傷が発生すると、メナーゼヒンジの力学特性が検討できないため、回転角 0.025rad で載荷を一時中断し、フーチングの補強を行った。その後、繰り返し回数を1回として回転角 0.03rad から 0.8rad まで 0.01rad 刻みで正負交番載荷を実施し、最後に回転角を $0.95\text{rad} \rightarrow -0.12\text{rad}$ と変化させて載荷を行った。

e) SR5-Co

回転角を 0.003rad および 0.005rad として正負交番載荷を行った。その後、回転角 0.01rad から 0.11rad まで 0.01rad 刻みで正負交番載荷を実施し、回転角が -0.11rad に達した後は回転角 -0.16rad となるまで片押し載荷を実施した。この間、繰り返し回数は1回とした。

(4) 文献6)~8)に対する本研究の位置づけ・目的

先述したように、本研究では、文献6)~8)で実施した正負交番実験結果を用いた検討を行う。その際、文献6)では、実験結果に関して各供試体の抵抗モーメントー回転角関係を示すに留まっており、実験結果と現行のメナーゼヒンジの設計を照らし合わせた議論は行われていない。文献7)では、メナーゼヒンジを有する橋梁の全体系に対する動的解析が実施されており、実験結果に関しては、文献6)と同様、各供試体の抵抗モーメントー回転角関係が示されているのみである。また、文献8)については、メナーゼヒンジを有する柱構造の耐震補強に対する検討が実施されており、メナーゼヒンジが示す力学特性

に関する知見については述べられていない。

それに対し、本研究では、実験結果を用いて現行のメナーゼヒンジの設計の妥当性を検証するとともに、ヒンジ部コンクリートがメナーゼヒンジの力学特性に与える影響について検討した。

4. 実験結果及び考察

(1) 抵抗モーメントー回転角関係

各供試体の抵抗モーメントー回転角関係およびモーメントー回転角関係の包絡線の比較を図-3に示す。なお、「抵抗モーメント」とは水平載荷点における荷重の測定値に載荷高さを乗じた値とし、以降、ヒンジ部の曲げ抵抗を表す指標として用いる。また、図中では $P-\Delta$ 効果による抵抗モーメント低下を取り除いている。図-3より、ヒンジ部コンクリートがないSD5では、ヒンジ部が示す最大抵抗モーメントは 737kNm であった。ここで、SD5、SD5-Co、SD5-Co、SR5-Coの柱部のひび割れ発生モーメントを道路橋示方書・同解説ー耐震設計編¹³⁾を参考に算出したところ、 59.0kNm であった。そのため、SD5において確認された最大抵抗モーメントは小さいと判断でき、設計時の想定と同じく安定したヒンジ機構が発現しているといえる。

一方、ヒンジ部がヒンジ部コンクリートと交差鉄筋で構成されたSD5-Co、SR5-Coでは、回転角の増加に伴っ

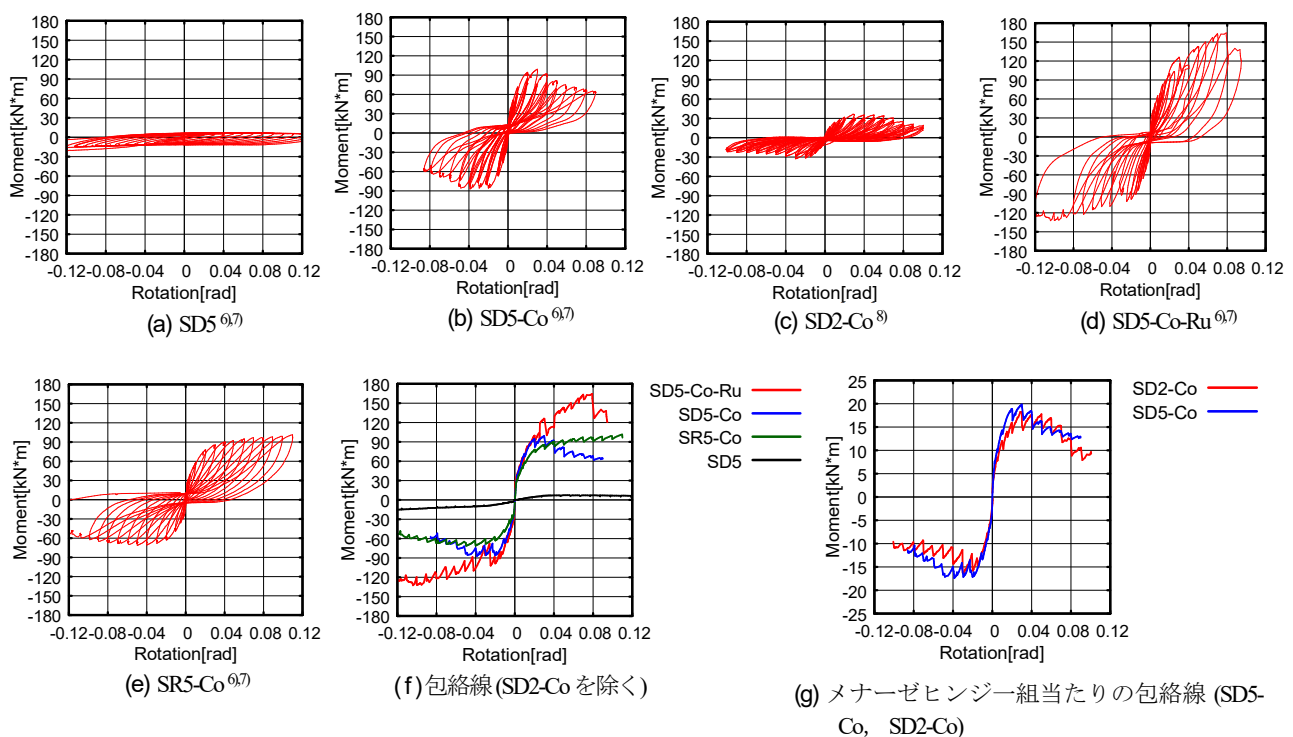


図-3 抵抗モーメントー回転角関係

て大きな抵抗モーメントが発現しており、回転角 0.05rad までの最大抵抗モーメントはSD5-Coで 99.3kNm 、SR5-Coで 92.5kNm であり、ヒンジ部コンクリートがないSD5の約13倍であった。そして、柱部のひび割れ発生時モーメントの約1.7倍の抵抗モーメントを示していることから、回転角 0.05rad の領域内では大きな抵抗モーメントは発生しないと規定している現行のメナーゼヒンジの設計は、実際の挙動を正しく捉えていないと判断できる。また、SD5-CoとSR5-Coを比較すると、SR5-Coにおける最大抵抗モーメントの増加がSD5-Coに比べ緩やかとなっている。これは、交差鉄筋と周辺のコンクリートの付着特性の違いによるものであると考えられる。そこで次項にて、その詳細を検討する。

次に、SD5-CoとSD5-Co-Ruを比較すると、最大抵抗モーメントにおいて約1.6倍の差異が確認できる。そのため、ヒンジ部に設置した緩衝ゴムはヒンジ部が示す最大抵抗モーメントに影響を与えることがわかった。しかしながら、回転角 0.02rad のときのヒンジ部の抵抗モーメントを比較すると、SD5-Coで 93.9kNm 、SD5-Co-Ruで 99.7kNm であった。また、回転角 0.02rad までの回転剛性も概ね一致していることから、回転角 0.02rad までは両供試体の回転角-抵抗モーメント関係に大きな差異はないと判断できる。そのため、本供試体においては、ヒンジ部に設置された緩衝ゴムはヒンジ部の抵抗モーメントに影響を与えるものの、回転角が 0.02rad 程度の変形領域であれば、その影響は小さいことがわかった。

また、SD5-CoおよびSD2-Coにおけるメナーゼヒンジ1組当たりの抵抗モーメント-回転角関係の包絡線を図-3(g)に示す。図より、メナーゼヒンジ1組当たりの最大抵抗モーメントはSD5-Coで 19.9kNm 、SD2-Coで 18.2kNm と概ね一致している。そのため、ヒンジ部が示す最大抵抗モーメント算定の際は、メナーゼヒンジ1組あたりの値を実際のメナーゼヒンジの個数分に換算すればよいことがわかった。しかしその一方で、最大抵抗モーメントに達するまでの回転剛性に差異が見られた。そこで次項にて、その詳細を検討する。

(2) 交差鉄筋のひずみ

図-4に柱高さ 0mm における交差鉄筋ひずみと回転角の関係を示す。交差鉄筋ひずみは柱高さ 0mm 付近の交差鉄筋に貼付したひずみゲージから得られた測定値の平均としており、回転角 0.02rad までの値とデータ欠損が生じるまでの値をそれぞれ図示している。また、図-4(a), (c), (e), (g), (i)には鉄筋の降伏ひずみの規格値($\sigma_y=0.001725$)を示している。ここで、2.(1)で述べたように、現行の設計では、メナーゼヒンジに作用する軸力とせん断力に関する照査の際、ヒンジ部コンクリートの存在が無視されており、作用軸力が圧縮軸力の場合、交差鉄筋には常に圧縮

応力が作用することが前提となっている。そのような中、ヒンジ部コンクリートを有さないSD5では、青線のグラフで示した軸ひずみが圧縮の値となっており、設計での想定同様、交差鉄筋には圧縮応力が作用していることがわかる(図-4(a), (b))。

それに対し、ヒンジ部コンクリートを有する供試体(SD5-Co, SD2-Co, SR5-Co, SD5-Co-Ru)では、軸ひずみが引張の値となっており、その値は降伏値を大きく上回っている(図-4(c)~図-4(j))。これは、ヒンジ部コンクリートが存在することで、曲げ変形の中立軸が圧縮縁側に移動したことが要因であると考えられる。このことから、ヒンジ部コンクリートの存在を無視して交差鉄筋に発生する応力の照査を行っている現行の設計は、実際の挙動を正しく捉えていないと判断できる。また、交差鉄筋が引張鉄筋として作用することで、ヒンジ部コンクリートに作用する圧縮力は増大する。その結果、4.(1)で述べた、ヒンジ部コンクリートを有する供試体での抵抗モーメント増加につながったと考えられる。

また、交差鉄筋に丸鋼を用いたSR5-Coでは、異形鉄筋を用いた供試体(SD5-Co, SD2-Co, SD5-Co-Ru)に比べて交差鉄筋ひずみの値が小さい(図-4(i), (j))。これは、丸鋼を用いることで交差鉄筋とヒンジ部コンクリートの付着が早期に喪失し、交差鉄筋に発生する引張りひずみが分散されたためであると考えられる。そしてヒンジ部の交差鉄筋ひずみの軽減により、交差鉄筋の發揮する引張力が低下したことで、4.(1)で述べたSD5-CoとSR5-Coの抵抗モーメントに差異が生じたと考えることができる。

また、SD5-Co-RuとSD5-Coの交差鉄筋ひずみを比較すると、回転角 0.02rad 程度の領域では同程度の値を示していることがわかる(図-4(c), 図-4(g))。そのため、モーメント-回転角関係と同様、本供試体においては、回転角が 0.02rad 程度の変形領域であれば、ヒンジ部の隙間に設置された緩衝ゴムの影響は小さいことがわかった。一方、回転角 0.02rad 以降の領域になると、SD5-Co-Ruにおける交差鉄筋のひずみが、SD5-Coにおける交差鉄筋のひずみと比べ、大きな値となっていることがわかる(図-4(d), 図-4(h))。しかしながら、鉄筋比や載荷軸応力の値がSD5-Coと等しいSD2-Coの交差鉄筋ひずみは、SD5-Co-Ruと同程度である(図-4(f), 図-4(h))。そのため、緩衝ゴムを設置することで交差鉄筋に発生するひずみは増加傾向にあるものの、緩衝ゴムが交差鉄筋のひずみに与える影響については、更なる検討が必要であるといえる。

一方、SD2-CoとSD5-Coでは、鉄筋比や載荷軸応力の値が等しいにも関わらず、交差鉄筋ひずみに差異が見られた。具体的には、回転角 0.02rad までの領域では、SD2-Coの交差鉄筋ひずみがSD5-Coに比べて小さい値となっているのに対し(図-4(c), 図-4(e))、回転角 0.02rad 以降の領域では、SD2-Coの交差鉄筋ひずみがSD5-Coに比べて

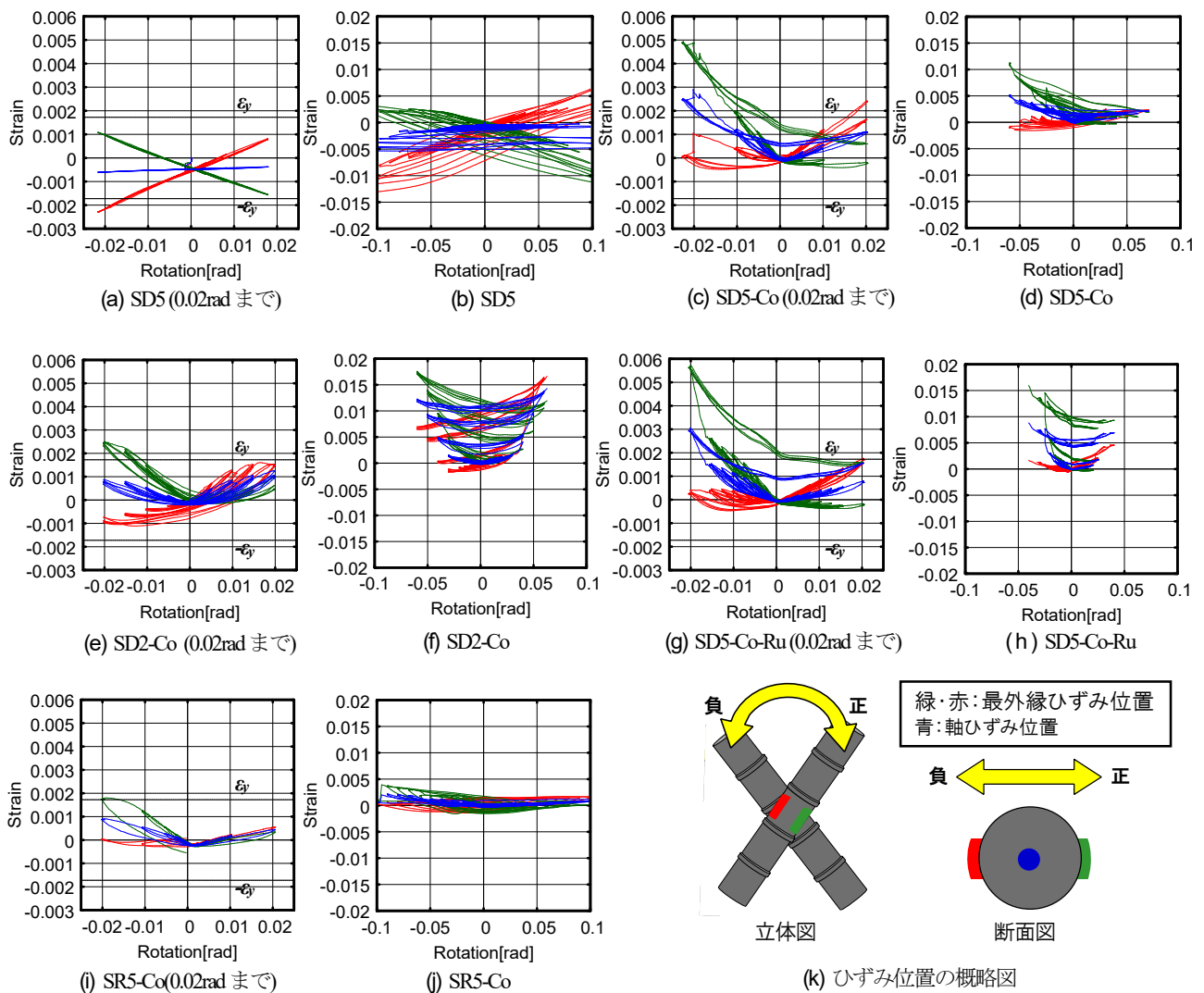


図4 交差鉄筋ひずみ-回転角関係(赤線・緑線:断面最外縁ひずみ, 青線:軸ひずみ)

大きい値となっている(図-4(d), 図-4(f)). 交差鉄筋の發揮する引張力が低下すると, ヒンジ部の抵抗モーメントが小さくなると考えられるが, 本実験結果においても, 確かに, 回転角0.02radまでの領域におけるSD2-Coの抵抗モーメントはSD5-Coに比べて小さい値となっており, 0.02rad以降の領域になると, SD5-Coの抵抗モーメント低下がSD2-Coに比べて大きくなっている(図-3(g)). 一方で, 鉄筋比や載荷軸応力の値が等しいにも関わらず, 交差鉄筋ひずみに差異が見られた要因については, ヒンジ部コンクリートの損傷状況の違いや, それに起因する交差鉄筋と周辺のコンクリートとの付着性状の違いなどが考えられ, 今後更なる検討が必要であるといえる.

5. ヒンジ部コンクリートの影響を考慮したメナーゼヒンジの設計法の提案

(1) 現行のメナーゼヒンジの設計法における問題点と本章での検討の概要

2で述べたように, 現行のメナーゼヒンジの設計法では, 作用軸力とせん断力に対する照査においてヒンジ部コンクリートの影響が考慮されていないため, 交差鉄筋が圧縮変形することが前提となっている. また, 回転角0.05radまでの変形領域ではヒンジ部の回転剛性は小さいと規定されている. しかし, 4で述べた実験結果により, これらの点は実際の挙動を正しく捉えていないことが明らかになった. そのため, ヒンジ部コンクリートの影響を反映させたメナーゼヒンジの設計法が必要であるとい

える。

そこで本章では、ヒンジ部コンクリートの影響を考慮してメナーゼヒンジの力学特性を照査する手法として、ファイバー要素を用いた解析による手法 (以下、手法Aとする) と断面解析による手法 (以下、手法Bとする) を提案する。そして、SD5-CoとSD2-Coに対してこれらの提案手法を適用し、メナーゼヒンジが示す抵抗モーメント-回転角関係を算定することで、提案手法の妥当性を検討する。ただし、本来メナーゼヒンジは大きな回転角を想定して提案された構造ではなく、実構造物にメナーゼヒンジを適用する際も、回転角が大きい領域での性能は期待していない。そこで本検討では、メナーゼヒンジの抵抗モーメント低下挙動を踏まえた抵抗モーメント-回転角関係を算定する必要はないと考え、最大抵抗モーメントを示すまでの抵抗モーメント-回転角関係を算定する。

また、現行の設計では、交差鉄筋が圧縮降伏しないことが、メナーゼヒンジが限界状態1および限界状態3に至らないための条件の一つとなっている。しかし、本実験により、ヒンジ部コンクリートが存在することで、交差鉄筋に引張りずみが発生することが明らかになった。そのため本検討では、交差鉄筋が引張降伏しないことが、メナーゼヒンジが限界状態1および限界状態3に至らないための条件とするべきであると考え、交差鉄筋の引張降伏点の算定を目指すこととした。また、交差鉄筋が引張降伏するときの回転角をメナーゼヒンジの許容回転角とみなすことで、式(3)~式(5)に示した各国における許容回転角との比較も行った。なお、ヒンジ部コンクリートの影響を考慮した検討を行う際、ヒンジ部コンクリートの圧壊も考慮してメナーゼヒンジの許容回転角を算定するべきであると考えられるが、本検討ではヒンジ部コンクリートの圧壊は考慮していない。その理由は5.(3)にて述べる。

(2) 提案手法について

a) ファイバー要素を用いた解析による手法 (手法A)

筆者らは先行研究⁸⁾にて、ファイバー要素でモデル化したヒンジ部コンクリートと交差鉄筋を並列して配置することで交差鉄筋ひずみおよびヒンジ部の抵抗モーメント-回転角を再現できることを明らかにした(図-5)。その際、交差鉄筋はヒンジ部のみで変形しているのではなく、ヒンジ部コンクリートとの付着劣化により柱高さ方向にひずみが平滑化していることを考慮し、交差鉄筋の交差長さ(図-5中のH)を適切に決定して交差鉄筋のヒンジ部での変形の集中を過大評価しないような工夫を行った。具体的には、交差鉄筋とヒンジ部コンクリートが完全付着している場合は $H = (\text{ヒンジ部コンクリート高さ})$ 、付着が完全に喪失している場合は $H = (\text{交差鉄筋の交差部$

の最大高さ)と表現できると考え、その間にメナーゼヒンジの実際の挙動を再現する上で最適なHが存在すると考えた(図-6)。

しかし、鉄筋比および荷重軸応力が等しい場合でも交差鉄筋とヒンジ部コンクリートの付着性状は異なるため、メナーゼヒンジの回転剛性および交差鉄筋の引張降伏点を算定する際に、事前に適切な交差鉄筋の交差長さHを予測することは困難である。そこで本検討では、交差鉄筋とヒンジ部コンクリートが完全付着している場合と付着が完全に喪失している場合のメナーゼヒンジの回転剛性および交差鉄筋の引張降伏点を算定し、得られた算定値をそれぞれ上限および下限とする手法を提案する。

なお、本モデルでは、柱部、交差鉄筋およびヒンジ部コンクリートはファイバー要素でモデル化し、柱部・交差鉄筋間の連結部材には剛な要素を用いる。その際、柱部は、SD5-CoとSD2-Coの柱断面を有する部材としてモデル化している。

また、各節点の拘束条件については、ヒンジ部コンクリートを構成する節点の内、柱高さ0mmに位置する節点

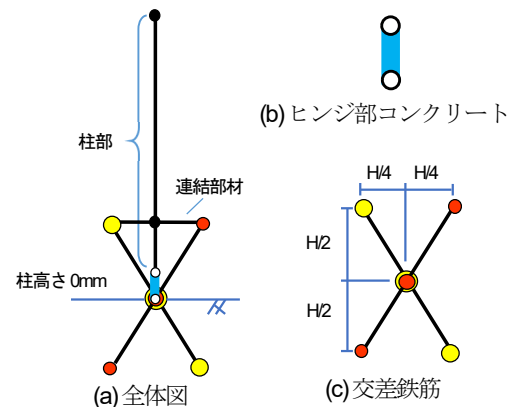


図-5 手法Aで用いるモデル

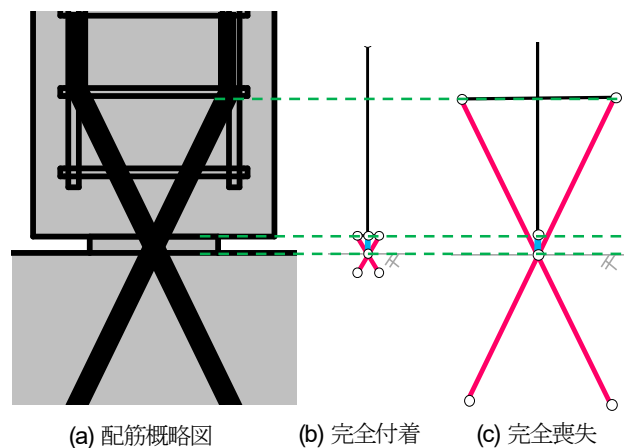


図-6 交差鉄筋・コンクリート間の付着劣化を考慮するための交差鉄筋の交差高さの設定

を完全固定とする．交差鉄筋を構成する節点については、交差鉄筋下端に位置する節点を完全固定とする．そして、変形が進むにつれてヒンジ部コンクリートと交差鉄筋の位置関係が水平にずれないように、柱高さ0mmに位置する節点の水平方向の変位を拘束し、鉛直・回転変位のみ自由とする．

b) 断面解析による手法(手法B)

Leonhardt and Reinmann¹⁴⁾は、圧縮軸力と曲げを受けるコンクリート継手に対し、継手断面の力の釣り合いとモーメントの釣り合いおよび図-7に示す幾何学的関係から、コンクリート継手部の回転剛性に関する理論式を提案している．

$$K_{\theta} = \frac{M}{\theta} = \frac{9a^3bE_0}{8s} \cdot m(1-2m)^2 \quad (6)$$

$$\theta = \frac{\Delta s}{r} = \frac{1}{r} \cdot s \cdot \varepsilon_R = s \cdot \varphi \quad (7)$$

ここで、 K_{θ} は継手の回転ばね定数、 M は継手部の曲げモーメント、 θ は回転角、 a は継手面の長さ、 b は継手幅、 E_0 はコンクリートのヤング係数、 s は圧縮応力の影響範囲、 m は荷重偏心率($m=M/(N \cdot a)$)、 N は作用軸力、 r は継手部断面の圧縮縁から中立軸までの距離、 ε_R は継手部断面の圧縮縁におけるひずみ、 φ は継手断面の曲率である．すなわちLeonhardt and Reinmann¹⁴⁾は、式(6)および式(7)から、断面解析により継手断面の M - φ 関係を算出し、継手部の圧縮力の影響範囲 s において φ が一定

であると仮定して $\theta = \varphi s$ とすることで、軸力と曲げを受けるコンクリート継手の回転剛性が導出できるとしている．そしてLeonhardt and Reinmann¹⁴⁾は、継手部の圧縮力の影響範囲 s は継手部の幅と同程度としてよいと述べている．しかし、曲率 φ を一定とする区間 s の値が回転角の増大に関わらず変化しないという仮定では、継手部の目開きにより回転角が増大するにつれて変形が継手断面に集中する挙動を再現できない．

そのような中、鉄道構造物等設計標準・同解説—シーールドトンネル¹⁵⁾では、Leonhardt and Reinmann¹⁴⁾が提案したものと同様の式を用いてコンクリート継手部の回転剛性を算定することを規定している．その際、曲率 φ を一定とする区間 s は、継手部断面の圧縮縁から中立軸までの距離 r の2倍と仮定している．回転角の増大に伴い、継手部断面の圧縮縁から中立軸までの距離は小さくなるため、この仮定を用いることで、回転角が増大するにつれ変形が継手部断面に集中していく挙動を再現できる．

本検討では、圧縮軸力と曲げを受けるという点でコンクリート継手とメナーゼヒンジの力学性状が類似していると考え、Leonhardt and Reinmann¹⁴⁾および鉄道構造物等設計標準・同解説—シーールドトンネル¹⁵⁾によるコンクリート継手の回転剛性の算定法に倣い、メナーゼヒンジ部の断面解析を行ってヒンジ部断面の M - φ 関係を算出し、 φ と θ の関係を以下のように仮定することで、メナーゼヒンジ部が示すモーメント—回転角関係を算定する手法を提案する．

$$\theta = s \cdot \varphi = \begin{cases} 2a \cdot \varphi & (a \leq r) \\ 2r \cdot \varphi & (a \geq r) \end{cases} \quad (8)$$

ここで、 θ は回転角、 s は圧縮応力の影響範囲、 φ はヒンジ部コンクリート断面の曲率、 a はヒンジ部コンクリート幅、 r はヒンジ部断面の圧縮縁から中立軸までの距離である．なお、 $a \leq r$ において $s = 2a$ としたのは、中立軸がヒンジ部断面の外にある場合に $r = a$ とみなしているためである．

(3) 提案手法で用いた材料特性について

鉄筋の応力—ひずみ関係は完全弾塑性バイリニアとし、降伏応力およびヤング率は、SD2-Coで使用した鉄筋に対して実施した引張試験の結果から決定した．その際、SD5-Coで使用した鉄筋に対しては引張試験を実施していないため、SD5-Coの解析モデルにおいてもSD2-Coと同様の材料特性を用いている．これは、4.(1)での検討において、SD5-CoとSD2-Coのメナーゼヒンジ一組当たりの最大抵抗モーメントが概ね一致したことから、両供試体の材料特性に顕著な違いがないと判断したためである．

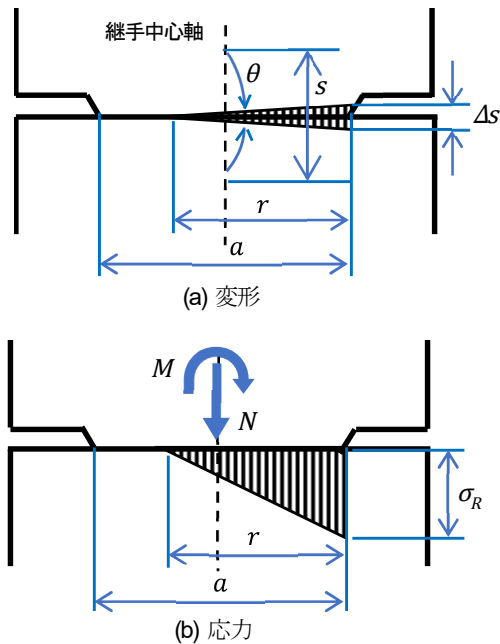


図-7 コンクリート継手断面の変形と応力

また、鉄道構造物等設計標準・同解説—シールドトンネルでは、継手部に位置した引張部材を考慮する際、引張部材が示す圧縮抵抗は無視することとしているが、本検討では引張部材(交差鉄筋)の圧縮抵抗も考慮する。

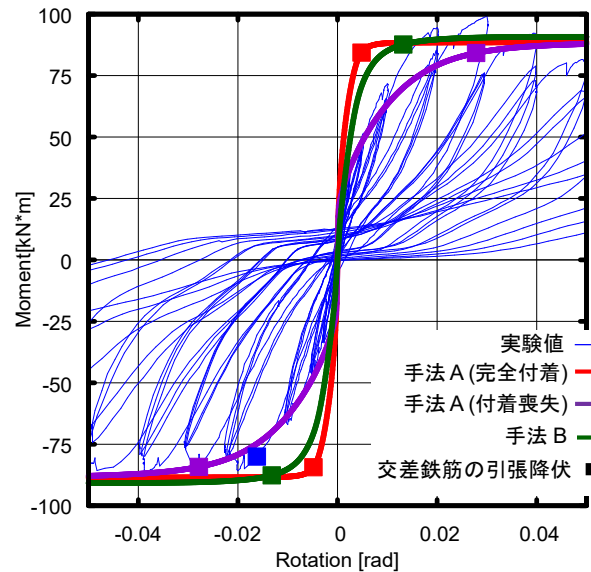
また、一般的にメナーゼヒンジにおけるヒンジ部コンクリートの高さは断面幅に対して小さく、ヒンジ部コンクリートは、載荷軸力による軸圧縮下でフーチング上面および柱部により拘束されている。そのため、ヒンジ部コンクリートは強い拘束力を受けていると考えられ、通常のコンクリートの場合と比較し応力低下が緩やかになる可能性が考えられる。また、コンクリートの限界ひずみに関しても、無拘束時には圧壊時のひずみを 3500μ 程度とする場合が多いが、強い拘束を受けているヒンジ部コンクリートにはこの値は適用できない。以上から、ヒンジ部コンクリートにおける応力低下勾配や圧壊時ひずみを正確に評価することは困難であると考えられる。そこで本検討では、5.(1)でも述べたように、最大抵抗モーメントを示すまでのメナーゼヒンジの力学特性を検討することを目的とし、コンクリートが最大応力を示すまでは、最大圧縮応力を 30.0 N/mm^2 、最大圧縮応力時ひずみを 0.002 としたHognestadモデルを用い、それ以降は応力が一定となるモデルを用いることとした。その際、コンクリートの引張強度はゼロとした。しかしながら、ヒンジ部コンクリートの圧壊点の算出はメナーゼヒンジの照査を行う上で重要であると考えられ、ヒンジ部コンクリートに適用する応力-ひずみ関係には検討の余地があるといえる。

(4) ヒンジ部コンクリートを有するメナーゼヒンジの抵抗モーメント-回転角関係の算定

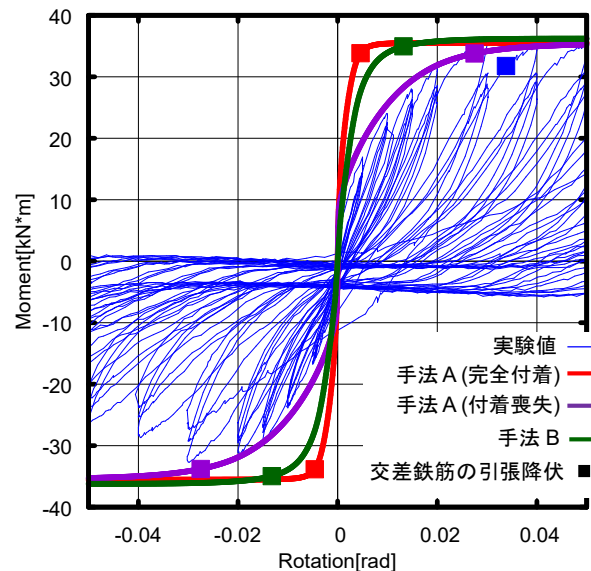
a) ファイバー要素を用いた解析による手法(手法A)

図-8に手法Aにより算定された抵抗モーメント-回転角関係を示す。図より、手法Aによる最大抵抗モーメントの算定値は、SD5-Coで 88.6 kNm (算定値/実験値 $=0.893$ (正側), 1.02 (負側)), SD2-Coで 35.6 kNm (算定値/実験値 $=0.978$ (正側), 1.09 (負側))となり、どちらの供試体においても実験で得られた最大抵抗モーメントを概ね算定できていると判断できる。また、SD5-Coでは、最大抵抗モーメントを示すまで領域において、実験で得られた回転剛性が、交差鉄筋とヒンジ部コンクリートの完全付着を仮定した場合と付着の喪失を仮定した場合における回転剛性の間の値となっている。

一方、SD2-Coでは、最大抵抗モーメントを示すまで領域において、実験で得られた回転剛性が、付着喪失を仮定した場合における回転剛性と同程度の値であった。そのため、SD2-Coでは、交差鉄筋の付着劣化による交差鉄筋ひずみの軽減が顕著であった可能性が考えられる。事実、4.(2)で示したように、回転角 0.02 rad までのSD2-Co



(a) SD5-Co



(b) SD2-Co

図-8 提案手法により算定した抵抗モーメント-回転角関係

の交差鉄筋ひずみは、SD5-Coより小さく、交差鉄筋に丸鋼を用いたSR5-Coよりわずかに大きい程度であった。しかしその一方で、交差鉄筋に異形鉄筋を用いたSD2-Coにおいて、降伏前に交差鉄筋の付着が完全に喪失している状況は考え難い。そのため、SD2-Coにおいて交差鉄筋ひずみが軽減されたことは事実であるものの、交差鉄筋の付着喪失だけでなく、ヒンジ部コンクリートの損傷などの他の要因が混在している可能性があるといえる。

また、交差鉄筋とヒンジ部コンクリートの完全付着を仮定した場合、交差鉄筋が引張降伏するときの回転角がSD5-Coで 0.0032 rad 、SD2-Coで 0.0031 rad と算定された。こ

これらの値は実験で得られた交差鉄筋の降伏点(SD5-Co: 0.016rad, SD2-Co: 0.034rad)と大きく異なるのに加え、この値をメナーゼヒンジの許容回転角と定義した場合、2.(3)で示した各国の設計基準(ドイツ: 0.01rad, スウェーデン: 0.01rad(使用限界)および0.015rad(終局限界), フランス: 0.05rad(使用限界))と比較してメナーゼヒンジの許容回転角を過度に安全側に算出してしまう。そのため、本提案手法を用いる場合、交差鉄筋とヒンジ部コンクリートの完全付着を仮定したときの交差鉄筋の引張降伏時の回転角を、メナーゼヒンジの許容回転角の下限とするのは適当ではなく、許容回転角の算定の際は、付着喪失を仮定して算出した交差鉄筋の引張降伏点(SD5-Co: 0.027rad, SD2-Co: 0.027rad)に安全率を掛けるなどして対応するべきであるといえる。

b) 断面解析による手法(手法B)

図-8に手法Bにより算定された抵抗モーメント-回転角関係を示す。図より、手法Bによる最大抵抗モーメントの算定値は、SD5-Coで90.8kNm(算定値/実験値=0.913(正側), 1.04(負側)), SD2-Coで36.2kNm(算定値/実験値=0.994(正側), 1.11(負側))となり、どちらの供試体においても実験で得られた最大抵抗モーメントを概ね算定できていると判断できる。一方、回転剛性は実験値よりも過大に算出されている。これは、本提案手法では断面解析の際に平面保持の仮定を適用しているため、交差鉄筋とヒンジ部コンクリート間の付着劣化を考慮できず、交差鉄筋ひずみが過大に算定されていることが原因であると考えられる。しかしながら、手法Bでは、Leonhardt and Reinmann¹⁴⁾および鉄道構造物等設計標準・同解説-シーールドトンネル¹⁵⁾を参考に、圧縮応力の影響範囲 s による θ と φ の関係(式(8))を用いることで、ヒンジ区間を長くとしている。そのため、手法Aにおいて交差鉄筋とヒンジ部コンクリートの完全付着を仮定した場合と比較すると、算定値と実験値との差異が小さくなっている。以上から、手法Bにおいて式(8)を用いる場合、交差鉄筋とヒンジ部コンクリートの完全付着の仮定により、手法Aでの完全付着仮定時における算定値ほどではないものの、メナーゼヒンジの回転剛性を過大に算出する点に留意する必要があることがわかった。一方で、圧縮応力の影響範囲 s は理論的に定まるパラメータではないため、対象とするメナーゼヒンジの構造に合わせて適切な s を実験等で定めることができれば、設計時のメナーゼヒンジの回転剛性算定の精度を向上させることも可能であるといえる。

また、交差鉄筋の引張降伏点の算定値は、SD5-Coで0.013rad(算定値/実験値=0.81)となっており、実験値を概ね再現できている。一方、SD2-Coでは、算定値は0.013rad(算定値/実験値=0.39)であり、引張降伏の際の回転角を実験値より過小に算出している。しかし、この結果はメナーゼヒンジの許容回転角を安全側に評価してい

ると捉えることもでき、各国の設計基準と比較しても、その値は過度に安全側となっていないといえる。

c) まとめ

以上の検討から、提案手法により、本実験供試体におけるメナーゼヒンジの最大抵抗モーメント、最大抵抗モーメントを示すまでの回転剛性、交差鉄筋の引張降伏点を概ね算定できることがわかった。その一方で、本論文では、1種類のプロポーシヨンの供試体における実験結果を対象とした検討に留まっており、提案手法の妥当性を示すためには、より多くの実験結果に対しての検討が必要であるといえる。しかしながら、現在、メナーゼヒンジに関して実験的な検討を行った事例が少なく、メナーゼヒンジに対する設計法の精度向上に向けて、今後、実験的検討を含めた更なる検討が必要であるといえる。

6. メナーゼヒンジ部の構造の変化がヒンジ部の力学特性に与える影響について

(1) 本章での検討の概要

本章では、5.で提案した手法を用いて、ヒンジ部コンクリート幅の影響やメナーゼヒンジが示す抵抗モーメントの内訳、交差鉄筋の配筋位置のずれの影響、SD5-Co-Ruに設置した緩衝ゴムの影響について検討を行う。

なお、6.(2)、6.(3)、6.(4)の検討では、メナーゼヒンジ部が示す力学特性に着目するため、柱部はファイバー要素ではなく、剛な要素を用いて解析を行い、6.(5)の検討では、SD5-Co-Ruの実験結果との比較を行うため、柱部はSD5-Co-Ruの柱断面を有する部材としてファイバー要素でモデル化した。

(2) ヒンジ部コンクリート幅がメナーゼヒンジの力学特性に与える影響について

本節では、ヒンジ部コンクリート幅がメナーゼヒンジの回転挙動に与える影響について考察する。その際、SD5-Coに倣って交差鉄筋はD22を10本(5組)とし、ヒンジ部コンクリート断面の奥行は1000mmとした。図-9にヒンジ部コンクリート幅を変化させたときのメナーゼヒンジの抵抗モーメント-回転角関係を示す。図より、ヒンジ部コンクリート幅が小さくなるほど、メナーゼヒンジの挙動は純粋なヒンジ挙動に近づいていくことがわかる。また、ヒンジ部コンクリート幅が小さくなるほど、交差鉄筋では曲げ変形が卓越するため、交差鉄筋が引張降伏が抑制されることがわかる。

1.で述べたように、ヒンジ部コンクリートには交差鉄筋の防食の役割があり、維持管理の面ではヒンジ部コンクリート幅は大きい方が望ましい。しかしながら、本検討結果から、過度にヒンジ部コンクリート幅を大きくす

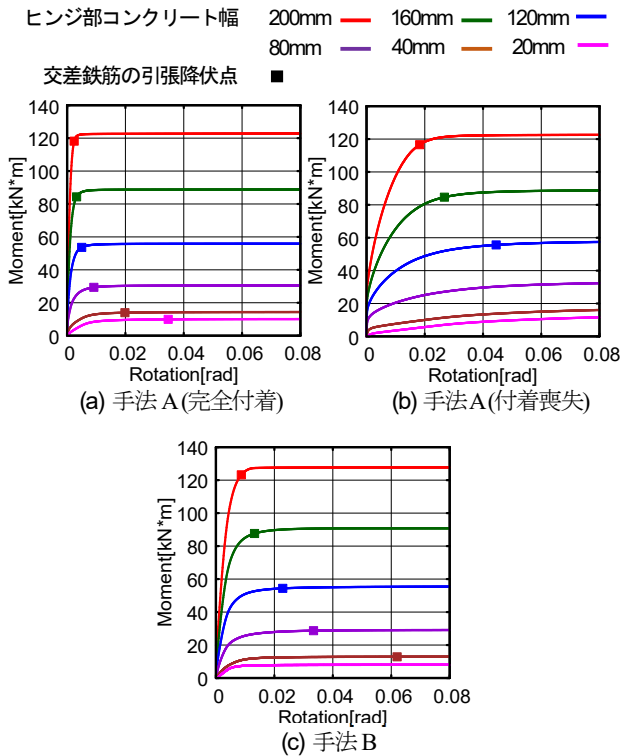


図-9 ヒンジ部コンクリート幅が抵抗モーメント-回転角関係に与える影響

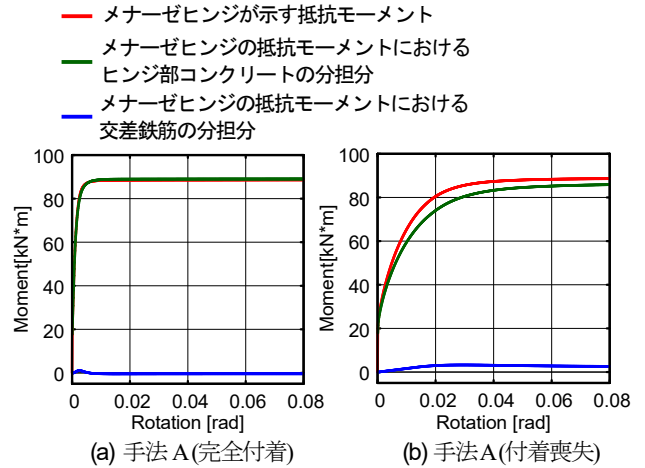


図-10 メナーゼヒンジが示す抵抗モーメントの内訳

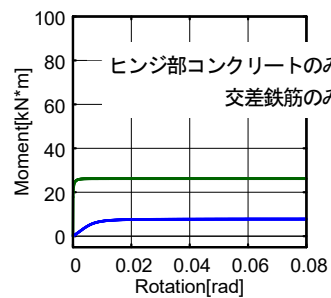


図-11 ヒンジ部に交差鉄筋のみ、またはヒンジ部コンクリートのみを配置した場合の抵抗モーメント

るのではなく、メナーゼヒンジに期待する力学特性に応じて適切に寸法を決定するべきであるといえる。

(3) メナーゼヒンジが示す抵抗モーメントの内訳

手法Aを用いて算出した、ヒンジ部コンクリート断面が幅160mm×奥行1000mm、交差鉄筋がD22×10本(5組)であるメナーゼヒンジが示す抵抗モーメントの内訳を図-10に示す。交差鉄筋はヒンジ部断面の図心に配筋されているため、メナーゼヒンジが示す抵抗モーメントへの寄与分は小さく、メナーゼヒンジが示す抵抗モーメントの大部分がヒンジ部コンクリートによるものであることがわかる。また、ヒンジ部に交差鉄筋のみ、またはヒンジ部コンクリートのみを配置した場合の抵抗モーメント(図-11)と比較すると、メナーゼヒンジが示す抵抗モーメントは、単に交差鉄筋のみの場合とヒンジ部コンクリートのみの場合の抵抗モーメントを足し合わせた値と大きく異なることがわかる。特に、メナーゼヒンジの抵抗モーメントへのヒンジ部コンクリートの寄与分が、ヒンジ部コンクリートのみを配置した場合の抵抗モーメントと比べ大きくなっている。これは、4.(2)で述べたように、ヒンジ部コンクリートが交差鉄筋と組み合わせることで、交差鉄筋が引張鉄筋として作用するため、ヒンジ部コンクリートに作用する圧縮力が増大するためである。図-12および図-13を見ても、交差鉄筋が存在することで、

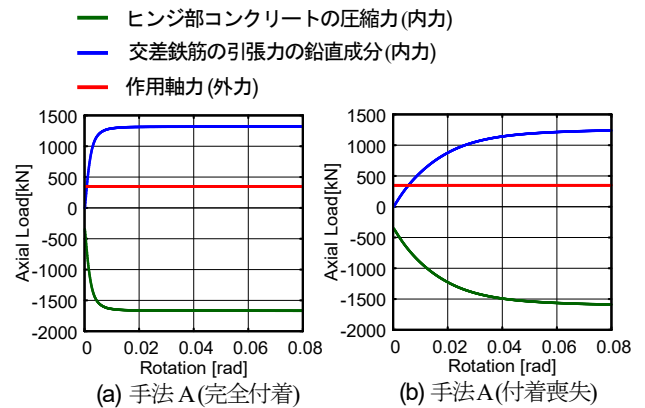


図-12 ヒンジ部断面における鉛直方向の力の釣り合い関係 (引張: 正)

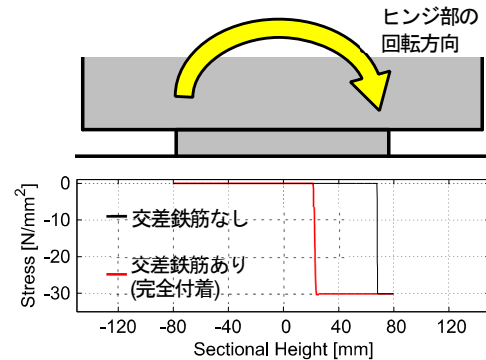


図-13 交差鉄筋の有無によるコンクリートの応力分布の変化(回転角:0.02rad)

ヒンジ部コンクリートに作用する圧縮力が増大し、ヒンジ部コンクリートの応力分布が変化することがわかる。

以上の結果からも、現行の設計のようにヒンジ部コンクリートの作用を無視するのではなく、ヒンジ部コンクリートと交差鉄筋を組み合わせることによりメナーゼヒンジが示す抵抗モーメントを評価する必要があるといえる。

(4) 交差鉄筋の配筋位置のずれとメナーゼヒンジの最大抵抗モーメントの関係

図-3を見ると、SD5-Coで12.2kN, SD5-Co-Ruで32.1kN, SR5-Coで30.3kN程度、正載荷時と負載荷時の最大抵抗モーメントに差異が確認できる。この理由に関しては、交差鉄筋の配筋位置の誤差、材料特性のばらつき、載荷履歴の影響など様々な理由が考えられる。そこで本項では、上述した要因の中でも交差鉄筋の配筋位置のずれがメナーゼヒンジの抵抗モーメントに与える影響に関して、手法Bを用いて検討を行った。その際、SD5-CoおよびSR5-Coのヒンジ部断面を対象とし、交差鉄筋の直径を $D=22.0\text{mm}$ としたときに、交差鉄筋の配筋位置が本来の配筋位置である断面中心から直径 D の何倍ずれているかをパラメータとして解析を実施した。なお、本検討における鉄筋の材料特性は規格値(降伏強度 $=345\text{N/mm}^2$ 、ヤング率 $=20000\text{N/mm}^2$)を用いている。

図-14に交差鉄筋の配筋位置を変化させたときのメナーゼヒンジが示す抵抗モーメント回転角関係を示す。図より、交差鉄筋の配筋位置のずれがない場合、メナーゼヒンジが示す最大抵抗モーメントは90.8kNmであった。一方、交差鉄筋の配筋位置が0.25Dずれると、正側と負側で最大抵抗モーメントに16.5kNmの差異が生じ、0.5Dずれると33.0kNmの差異が生じた。16.5kNmおよび33.0kNmの差異は、交差鉄筋の配筋位置のずれがない場合のメナーゼヒンジが示す最大抵抗モーメントと比較すると、それぞれ18.2%および36.3%にあたる。そのため、交差鉄筋の配筋位置のずれの影響は大きいといえる。

ここで、交差鉄筋の配筋位置の0.5D程度のずれで、配筋位置のずれがない場合の最大抵抗モーメントの36.3%(33.0kNm)もの差異が生じるメカニズムを考察する。メナーゼヒンジが最大抵抗モーメントを示すとき、交差鉄筋は降伏しているため、交差鉄筋が発揮する引張力は、交差鉄筋の配筋位置のずれに関わらず変化しない。そのため、ヒンジ部断面の力のつり合いを考えた場合、交差鉄筋の配筋位置にずれが生じたとしても、断面の曲率が同一であれば、ヒンジ部断面のひずみ分布、およびヒンジ部コンクリートの圧縮応力分布は変化しないことがわかる。よって、交差鉄筋の配筋位置のずれによる交差鉄筋が発揮する抵抗モーメントの変化量は、直接、メナーゼヒンジ部が示す抵抗モーメント

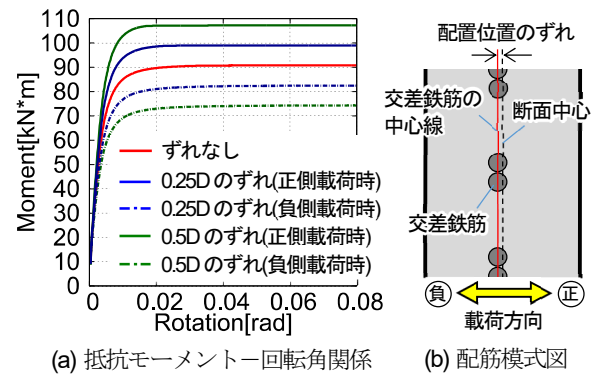


図-14 交差鉄筋の配筋位置のずれとメナーゼヒンジの最大抵抗モーメントの関係

の変化量に当たる。ここで、交差鉄筋の配筋位置が0.5D($=11\text{mm}$)ずれたとき、交差鉄筋の降伏強度が 345N/mm^2 、断面積が 380.1mm^2 、交差鉄筋の本数が10本である場合、交差鉄筋が発揮する抵抗モーメントの変化量を概算すると、 $11\text{mm} \times 345\text{N/mm}^2 \times 380.1\text{mm}^2 \times 10\text{本} = 14.4\text{kNm}$ となる。そのため、正負最大抵抗モーメントのずれは、その2倍の28.8kNmと概算され、図-14に示した正負最大抵抗モーメントの差異と近い値となる。以上が、交差鉄筋の配筋位置の0.5D程度のずれで、配筋位置のずれがない場合の最大抵抗モーメントの36.3%(33.0kNm)もの差異が生じるメカニズムである。なお、概算結果と図-14に示した正負最大抵抗モーメントの差異が一致していないのは、図-14では、交差鉄筋の断面を分割して最大抵抗モーメントを算出しているためであると考えられる。

また、先述したように、正載荷時と負載荷時の最大抵抗モーメントに差異は、SD5-Coで12.2kNm, SD5-Co-Ruで32.1kNm, SR5-Coで30.3kNm程度であった。そのため、実験で確認された程度の正負の最大抵抗モーメントの差異は、交差鉄筋の配筋位置が0.5D程度ずれることで生じることが示されたといえる。もちろん、実際の交差鉄筋の配筋位置を詳細に確認できていないため、本実験での正負の最大抵抗モーメントに差異が生じるメカニズムが交差鉄筋の配筋位置のずれによるものであるとは断言できない。しかしながら、0.5D程度のずれにより、交差鉄筋の配筋位置のずれがない場合の最大抵抗モーメントの36.3%の差異が生じることから、交差鉄筋の配筋位置のずれとメナーゼヒンジの最大抵抗モーメントの変化の関係は、メナーゼヒンジの力学特性を検討する上で留意すべき点であるといえる。

(5) 緩衝ゴムがメナーゼヒンジの力学特性に与える影響について

a) 本検討で用いた解析モデルについて

本項では、SD5-Co-Ruに設置した緩衝ゴムがメナーゼヒンジの力学特性に与える影響について考察することを目的として、手法Aを用いてSD-Co-Ruにおける抵抗モーメントー回転角関係および交差鉄筋の引張降伏点の再現を試みる。また、緩衝ゴムの有無によるメナーゼヒンジ部の力学性状の変化を併せて検討する。その際、緩衝ゴムはヒンジ部コンクリートと同一断面に配置してファイバー要素としてモデル化した。なお、本検討で手法Aを用いる理由は、手法Bでは式(8)によるヒンジ部での変形集中を緩和しているため、本来ヒンジ部でのみ発生している緩衝ゴムの変形が不自然に高さ方向に平滑化されてしまうためである。

また、本検討では緩衝ゴムは圧縮力のみ発揮する線形要素としてモデル化した。その際、縦弾性係数に関して材料試験結果等がなく、正確な値は得られなかった。そこで本検討では、道路橋支承便覧⁹⁾に記載されている服部・武井の式¹⁰⁾を用いてゴムの縦弾性係数を $E = 16.04 \text{ N/mm}^2$ と算定した。ここで、長方形断面のゴムに対する服部・武井の式およびその際に用いる長方形ゴムの一次形状関数を式(9)、式(10)に示す。

$$E = \left(4 + \frac{1}{3}\pi^2 S_1^2\right) G \quad (9)$$

$$S_1 = \frac{\min(a, b)}{2t_e} \quad (10)$$

ここに、 E はゴムの縦弾性係数、 S_1 はゴムの一次形状係数、 G はゴムのせん断弾性係数、 a はゴムの橋軸方向の寸法、 b はゴムの橋軸直角方向の寸法、 $\min(a, b)$ は a, b のうち小さい値、 t_e はゴムの厚さである。ここで、ゴムの寸法は図-1に示すように $a = 70\text{mm}$ 、 $b = 1000\text{mm}$ とし、せん断弾性係数に関しては、メナーゼヒンジ用ゴムとして使用されているスチレンブタジエン系合成ゴムの物性値を参考として、 $G = 1.18\text{N/mm}^2$ とした¹⁷⁾。

また、解析モデルにおける鉄筋およびコンクリートの材料モデルは、5.で使用したSD5-Coの解析モデルと同様のものを用いた。

b) SD5-Co-Ruの抵抗モーメントー回転角関係の算定

図-15に手法Aで算出したSD5-Co-Ruの抵抗モーメントー回転角関係を、図-16にその抵抗モーメントの内訳を示す。図-15より、正載荷側の最大抵抗モーメントの実験値が過小に算定されている。これは、6.(4)で述べた正負の抵抗モーメントの差異が生じる要因の他に、緩衝ゴムを線形でモデル化したため、変形に伴うゴムのハードニングによる影響を適切に表現できていない可能性が考

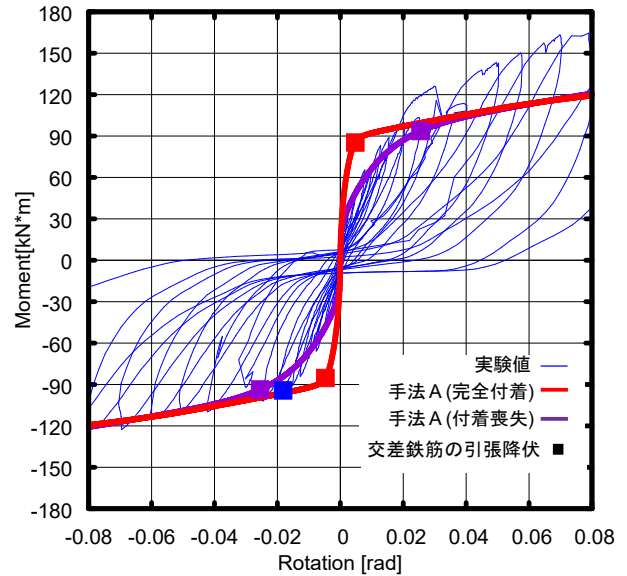


図-15 手法Aにより算定したSD5-Co-Ruの抵抗モーメントー回転角関係

- メナーゼヒンジが示す抵抗モーメント
- メナーゼヒンジの抵抗モーメントにおけるヒンジ部コンクリートの分担分
- メナーゼヒンジの抵抗モーメントにおける交差鉄筋の分担分
- メナーゼヒンジの抵抗モーメントにおける緩衝ゴムの分担分

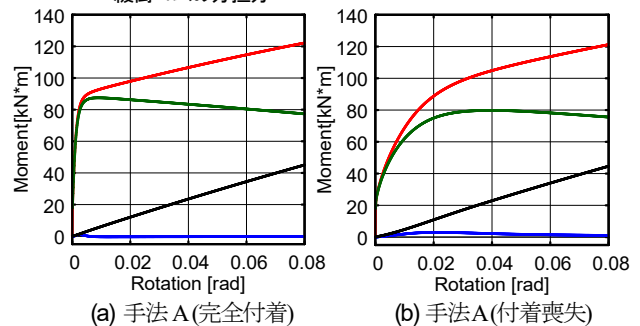


図-16 SD5-Co-Ruのメナーゼヒンジが示す抵抗モーメントの内訳

えられる。また、本検討で用いた服部・武井の式¹⁰⁾は、側面の拘束がないゴムに対して導出されているが、メナーゼヒンジに設置した緩衝ゴムは、側面のうち一面がヒンジ部コンクリートで拘束されている。そのため、ゴムの縦弾性係数が過小に算出されている可能性がある。

しかしながら、交差鉄筋の引張降伏点から算定されたメナーゼヒンジの許容回転角については、交差鉄筋の付着喪失を仮定した場合の算定値が実験値を概ね再現できており、その点までの抵抗モーメントー回転角関係には算定値と実験値で大きな差異は見られない。よって、緩

衝ゴムの材料特性の設定に関して検討の余地はあるものの、交差鉄筋の引張降伏点までの変形領域であれば、緩衝ゴムを有するSD5-Co-Ruの抵抗モーメント-回転角関係の算出が可能であった。

ここで、SD5-Co-Ruの抵抗モーメントの内訳を見ると(図-16)、許容回転角程度の変形領域である回転角0.02rad時では、緩衝ゴムによる抵抗モーメントの寄与分は完全付着仮定時で12.0kNm(全体の12.3%)、付着喪失仮定時で10.9kNm(全体の12.3%)であった。一方で、回転角0.02rad時のヒンジ部断面のひずみ分布を見ると(図-17)、緩衝ゴムの設置によるヒンジ部コンクリートのひずみの変化は見られない。以上から、交差鉄筋の引張降伏点までの変形領域であれば、緩衝ゴムはヒンジ部の抵抗モーメントに約10%程度寄与するものの、ヒンジ部の変形に与える影響は小さいと判断できる。また、緩衝ゴムの有無によりヒンジ部断面のひずみ分布が変化しなかったことから、3.(3)で述べた緩衝ゴムの有無によるメナーゼヒンジ部への作用軸応力の変化の影響も小さいと考えられる。

また回転剛性に関しても、実験で得られた値が完全付着を仮定した場合と付着喪失を仮定した場合の間の値となっている。よって、緩衝ゴムがある場合でも、手法Aを用いることでメナーゼヒンジの回転剛性の上限値と下限値を算定できることがわかった。

7. まとめ

本研究では、ヒンジ部コンクリートの影響をメナーゼヒンジの設計法に反映させることを目的として、先行研

究での実験結果を基に、ヒンジ部コンクリートがメナーゼヒンジの力学特性に与える影響について検討した。以下に本研究で得られた知見を示す。

- ヒンジ部コンクリートを有するメナーゼヒンジにおいて、回転角0.04rad以前の回転角で最大抵抗モーメントを示し、その値は柱部のひび割れ発生時モーメントの約1.7倍の値であった。また、柱部への圧縮軸力下において、交差鉄筋に引張ひずみが発生した。以上の点から、ヒンジ部コンクリートを有するメナーゼヒンジに対しては、現行の設計基準は適切でないことがわかった。
- ファイバー要素を用いた解析を行うことで、本実験供試体のメナーゼヒンジの最大抵抗モーメントが算定可能であった。また、交差鉄筋とヒンジ部コンクリートが完全付着している場合と付着が完全に喪失している場合の回転剛性を算定することで、メナーゼヒンジが示す回転剛性の上限値および下限値を算出することができた。
- 断面解析を用いた検討を行うことで、本実験供試体のメナーゼヒンジの最大抵抗モーメントを算定可能であった。また本手法を用いる際は、メナーゼヒンジの回転剛性を過大に算出する点に留意する必要があることがわかった。
- 断面解析を用いた解析において、交差鉄筋が引張降伏するときのヒンジ部の回転角をメナーゼヒンジの許容回転角とみなすことで、許容回転角を安全側に算定することができた。
- ヒンジ部コンクリート幅がメナーゼヒンジの回転挙動に与える影響に関する検討から、過度にヒンジ部コンクリート幅を大きくせず、メナーゼヒンジに期待する力学特性に応じて適切に寸法を決定すべきであることがわかった。
- 緩衝ゴムがメナーゼヒンジの力学特性に与える影響をファイバー要素を用いた解析により検討した。その結果、本実験供試体では、交差鉄筋の引張降伏点までの変形領域であれば緩衝ゴムがヒンジ部の変形に与える影響が小さいことを示した。また、緩衝ゴムがある場合でも、交差鉄筋の引張降伏点までの変形領域であれば、ヒンジ部が示す抵抗モーメントおよび回転剛性が算定可能であった。

謝辞：本研究の一部は科学研究費補助金基盤研究(B)(一般)18H01522 および科学研究費補助金特別研究員奨励費18J14437の助成を受けて実施した。謝意を表します。

参考文献

- 1) Mesnager, A. : Experiences sur une semi-articulation pour routes en Béton armé, *Annales des Ponts et Chaussées*, 2,

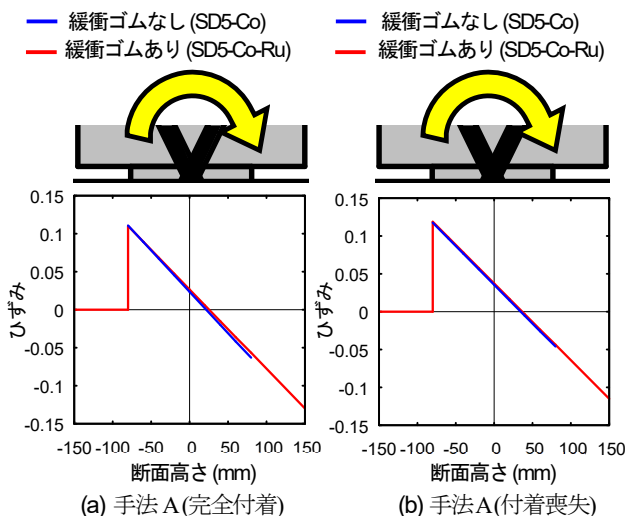


図-17 緩衝ゴムがヒンジ部のひずみ分布に与える影響
(回転角: 0.02rad)

- pp. 180-201, 1907.
- 2) Parsons, D. E. and Stang, A. H. : Test of Mesnager hinges, *Journal of the American Concrete Institute*, Vol. 31, Issue 1, pp. 304-325, 1935.
 - 3) Moreell, B. : Articulations for concrete structures - The Mesnager hinge, *Journal of the American Concrete Institute*, Vol. 32, Issue 3, pp. 368-381, 1935.
 - 4) Marx, S. and Schacht, G. : Concrete hinges historical development and contemporary use, *3rd Fib International Congress*, pp. 10-16, 2010.
 - 5) Schacht, G. and Marx, S. : Concrete hinges in bridge engineering, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Engineering History and Heritage*, Vol. 168, Issue EH2, pp. 64-74, 2015.
 - 6) Ahmed, R. A., 高橋良和, 栢木正喜 : Seismic performance of slender wall-type pier with concrete hinge, 土木学会第 70 回年次学術講演会概要集, I-122, 2015.
 - 7) Li, S., Ikawa, Y., Ohshiro, T., Takahashi, Y. and Hashinoki, M. : An examination of the seismic performance of rocker pier bridges in Japans oldest expressway, *Proc. of International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management*, 2016.
 - 8) 植村佳大, 高橋良和, 長崎裕貴 : メナーゼヒンジを有するロッカー橋脚の UBRC 補強による耐震性能向上に関する検討, 土木学会論文集 A1, Vol.75, No.4, pp.I_391-I_407, 2019.
 - 9) 日本道路協会 : 道路橋支承便覧, 2018.12
 - 10) 高原良太, 広瀬剛, 緒方辰夫, 武田篤史 : メナーゼヒンジを有する部材の耐震性能, コンクリート工学年次論文集, Vol. 39, No. 2, pp. 775-780, 2017.
 - 11) 内山実 : メナーゼ鉸の圧縮試験に就て, 土木学会誌, 第 23 巻, 第 5 号, pp. 471-487, 1937.
 - 12) Règles BAEL 91 modifiées 99 : Règles techniques de conception et de calcul des ouvrages et constructions en béton armé suivant la méthode des états-limites; Editions Eyrolles, 1999.
 - 13) 日本道路協会 : 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, 2017.
 - 14) Leonhardt, F. and Reinmann, H. : Betongelenke, *DER-BAUINGENIEUR*, Vol. 41, pp. 49-56, 1966.
 - 15) 財団法人鉄道総合技術研究所 : 鉄道構造物等設計標準・同解説ーシールドトンネル, 1997.
 - 16) 服部六郎, 武井健三 : 圧縮ゴム座のバネ常数に就て, ゴム協会誌, Vol. 23, No. 7, pp. 194-198, 1950.
 - 17) 東日本高速道路株式会社・中日本高速道路株式会社・西日本高速道路株式会社 : 構造物施工管理要領, 2019.

(2019.11.12 受付, 2020.1.30 修正, 2020.2.16 受理)

INVESTIGATION ON INFLUENCE OF HINGE CONCRETE IN MESNAGER HINGE ON ITS MECHANICAL PROPERTY

Keita UEMURA and Yoshikazu TAKAHASHI

Mesnager hinge is a concrete hinge composed of crossing reinforcing bar and hinge concrete. In Japanese seismic code, the compressive yield point of crossing reinforcing bars is defined as the ultimate state of Mesnager hinges and bending moment of Mesnager hinge is assumed to be small, because influence of hinge concrete in Mesnager hinge is not considered. However, Mesnager hinges commonly used in Japan have thick hinge concrete compared with conventional Mesnager hinges. Thus, this study investigated the results of cyclic loading tests for Mesnager hinges with thick hinge concrete carried out by our previous researches to evaluate the influence of hinge concrete in Mesnager hinge on its mechanical property. As a result, hinge concrete was found to enhanced the bending moment of Mesnager hinge. Additionally, crossing reinforcing bars were subject to tensile deformation due to hinge concrete. The observations contradict the assumption in Japanese seismic code. Therefore, two methods were proposed to calculate bending moment of Mesnager hinge and tensile yield point of crossing reinforcing bars. From results of numerical analysis with there methods, it is suggested that the proposed methods can evaluate the influence of hinge concrete in Mesnager hinge on its mechanical property.