

論文 構造物境界に発生する橋軸直角方向の相対変位によるスラブ軌道の締結装置の破壊過程

成田 顕次¹・徳永 宗正¹・中田 裕喜²・池田 学¹・盛田 慶³

¹正会員 (公財)鉄道総合技術研究所 鉄道力学研究部 (〒185-8540 東京都国分寺市光町 2-8-38)

E-mail: narita.kenji.97@rtri.or.jp(Corresponding Author)

²正会員 (公財)鉄道総合技術研究所 構造物技術研究部 (〒185-8540 東京都国分寺市光町 2-8-38)

³正会員 (株)安部日鋼工業 鉄道技術部 (〒161-0033 東京都新宿区下落合 2-3-18)

地震時等に構造物境界に発生する相対変位により、軌道部材が破壊した場合、走行安全性の確保は困難であるが、軌道部材、特にレール締結装置の橋軸直角方向の破壊過程に関する知見は極めて少ない。本研究では、スラブ軌道の締結装置の橋軸直角方向の破壊過程を把握することを目的とし、締結装置の水平載荷試験を行った。レール締結装置の破壊過程は、はじめに埋込栓の緊締条件に応じた荷重に達したときにタイプレートが滑り出し、埋込栓用ボルトが座金等に接触しつつ、タイプレートとボルトとの遊間距離まで滑る。次に、タイプレートと埋込栓用ボルトの接触によりボルトに荷重が伝達され、曲げと軸力によりボルト埋め込み部が破壊に至る。また、初期滑動、座金接触、二次滑動、タイプレート接触過程を考慮した締結装置の荷重変位関係を定式化した。

Key Words: rail fastening system, relative displacement, slab track, failure process, shear failure

1. はじめに

鉄道橋りょうの設計において、鉄道構造物等設計標準・同解説(変位制限)(以下、「変位制限」)^{注1)}は、L1 地震時の走行安全性を確保することを要求しており、橋りょうの橋軸直角方向の剛性を高く与える設計を基本としている。これは、橋りょうが橋軸直角方向に振動することで車両を加振する振動変位、さらに、連続する構造物が位相差を持って挙動することにより構造物境界に発生する目違い、角折れ(図-1参照)が地震時走行安全性に大きく影響を及ぼすためである。

不同変位は地震時走行安全性だけでなく、軌道部材の挙動にも影響を与える。不同変位の増大により軌道部材が破壊した場合、走行列車に与える影響は大きく、地震時走行安全性を確保することは困難となる。

現在の設計において、軌道部材などが橋りょうの地震時挙動に及ぼす影響については一般に考慮されていない。前述したように、橋りょう境界の不同変位により軌道部材が損傷する可能性もある一方で、軌道部材の存在により橋りょうの地震時挙動が変化する可能性も考えられる。実際には軌道は橋りょう境界部を跨いで敷設されることから、橋軸方向に連続する橋りょうを橋軸方向、橋軸直角方向に一定程度拘束することが予想される。軌道部材

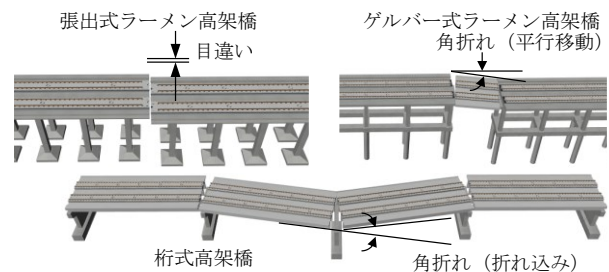


図-1 不同変位の概要

の拘束効果による橋りょうの地震時挙動に関する研究も過去になされているが、既往の研究の多くが橋軸方向の地震時挙動に着目したものであり¹⁾、地震時走行安全性に影響を及ぼす橋軸直角方向に関しては過去に検討されていない。

以上のような地震時に橋りょう境界に発生する不同変位が軌道部材に及ぼす影響を評価するためには、まずは軌道部材の破壊過程を考慮する必要があるが、特にレール締結装置(以下、単に「締結装置」)の橋軸直角方向に関する知見は極めて少ない²⁾。

本論文では、橋りょう境界に発生する不同変位による新幹線用スラブ軌道の締結装置の橋軸直角方向の破壊過程の把握、地震時走行安全性への影響を評価することを目的とし、締結装置の水平載荷試験を行った。

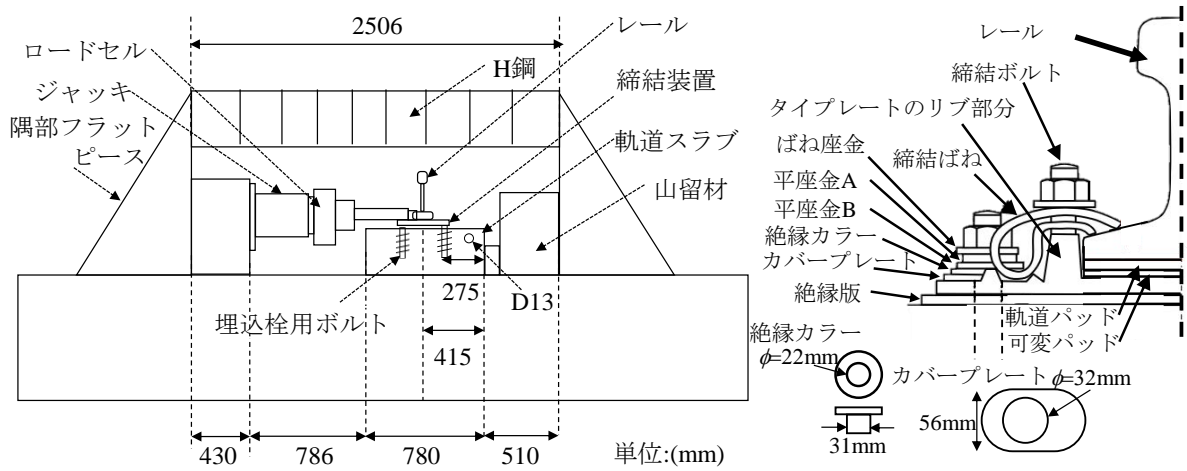


図-2 載荷実験の外観図と締結装置の構成図

2. 実験方法

(1) 実験概要

図-2に対象とした締結装置の載荷実験の外観図と締結装置の構成図を示す。本実験の対象は、新幹線のスラブ軌道で用いられる直結8型レール締結装置である。締結装置は主に締結ボルト、タイププレート、軌道パッド、可変パッドで構成され、締結ボルトを介してレールは締結装置に、埋込栓用ボルトを介して締結装置はスラブ軌道に固定される。なお、スラブ軌道は載荷実験用に作成したものであるが、埋込栓部の押し抜きせん断破壊に影響を及ぼすと考えられる配筋諸元は実際のスラブ軌道と同等とした。

橋りょう境界部の目違いによる締結装置の破壊を再現するため、締結装置をスラブ軌道に固定し、アクチュエータを用いてレール(60kg)の底部を直角方向に載荷し、タイププレート(SS400)、埋込栓用ボルト(SCr440)、スラブ軌道のいずれかが破壊するまで載荷実験を行った。

図-3に、締結装置の測定位置と載荷位置の概要図を示す。レール底部の載荷位置は、レール中心から155mm(P1, P2)とした。変位の測定位置は、レール頭部(H1)、レール底部(H2~H3)、タイププレート底面(H4~H5)、スラブ軌道(H6~H7)を対象とした。

2.(2)の各部材の耐力の比較を検討した結果、埋込栓用ボルトの曲げ破壊が想定されたため、埋込栓用ボルトの軸方向のひずみを測定した。埋込栓用ボルトに発生する曲げモーメントはタイププレートが埋込栓用ボルトに接触する位置よりも下部で発生すると考えられたため、ひずみゲージは埋込栓用ボルトの頭部底面から48.5mmを基準とし、15mm間隔で3箇所貼付した。なお、埋込栓用ボルトとタイププレート間に平座金等の5種類の部材が重なるため、タイププレートと埋込栓用ボルトの接触位置は、埋込栓用ボルト頭部から60.9mmである(図-3)。

変位計は一般用変位計(SDP-C-50C:東京測器研究所社製)を、ひずみゲージは、一般用ひずみゲージ

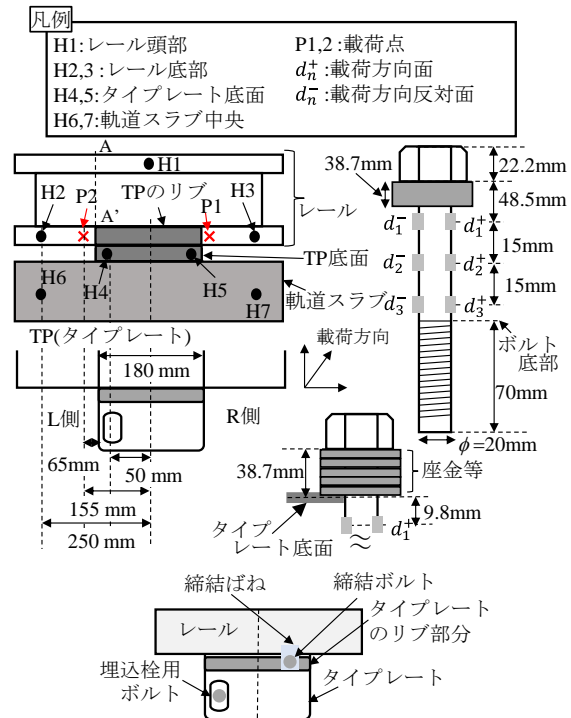


図-3 測定位置と載荷位置の概要図

表-1 検討ケース

| ケース名 | 載荷方法 | 載荷条件 | 緊縮トルク(軸力) ^{注1)} | 備考 | |
|-------------|------|------|--------------------------|--------------|----------|
| CaseP-B-TR' | 漸増 | 両側押し | 350N・m(80kN) | 破断 | |
| CaseP-B-TR | | 両側押し | 350N・m(80kN) | 300kNで中止 | |
| CaseP-B-TD | | 両側押し | 210N・m(48kN) | 300kNで中止 | |
| CaseP-O-TR | | 片側押し | 350N・m(80kN) | 200kNで中止 | |
| CaseP-O-TD | | 片側押し | 210N・m(48kN) | 200kNで中止 | |
| CaseC-B-TR | | 繰り返し | 両側押し | 350N・m(80kN) | 300kNで中止 |
| CaseC-B-TD | | | 両側押し | 210N・m(48kN) | 300kNで中止 |
| CaseC-O-TR | | | 片側押し | 350N・m(80kN) | 200kNで中止 |

(FLA-2-11:東京測器研究所社製)を用いた。

表-1に、検討ケースを示す。載荷方法、載荷条件及び緊縮条件を変えた8ケースとした。載荷方法は、締結装置の荷重変位関係の評価を目的とした漸増載荷試験、繰

返し載荷による剛性への影響の評価を目的とした静的繰返し載荷試験である。載荷条件は、橋りょう上の締結装置の破壊過程の把握を目的として、レールを平行に載荷した両側載荷（載荷点 P1, P2）、橋りょう境界部の目違いによる締結装置の破壊過程の把握を目的として、レールの端部を載荷した片側載荷（載荷点 P1）である。緊締条件は、締結装置の経年劣化が破壊過程に与える影響の評価を目的とし、緊締トルクを2種類設定した。緊締トルクが標準の場合（緊締（標準））と、経年劣化により軸力が低下した場合（緊締（劣化））を想定し、緊締（標準）は $350 \text{ N} \cdot \text{m}$ 、緊締（劣化）は $210 \text{ N} \cdot \text{m}$ に設定した。

なお、載荷時の荷重の上限値は、CaseP-B-TR'で締結装置の破壊時の荷重を把握し、その他の載荷条件が両側載荷のケースについては、実験の安全性を考慮して締結装置が破壊に至る前の載荷荷重 300 kN に設定した。また、片側載荷の場合、レールの過大な鉛直軸周りの回転を避けるため（図-4）、 200 kN 程度を最大荷重とした。

(2) 各部材の耐力の算定値

a) レールの耐力

式(1)に、せん断耐力 S_u の算定式、式(2)に曲げ降伏 M_y 、曲げ耐力 M_u の算定式を示す。

$$S_u = A_s \sigma_y / \sqrt{3} \quad (1)$$

$$M_{y,u} = \sigma_y Z_{y,p} \quad (2)$$

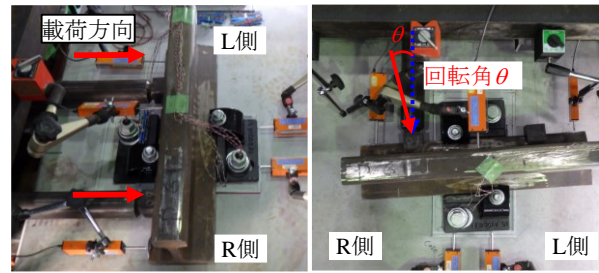
ここで、 σ_y は引張強度、 A_s は断面積、 Z_y は断面係数、 Z_p は全塑性モーメント時の断面係数を示す。60kg レールの引張強度（0.2% オフセット耐力）は 800 N/mm^2 、レール底部の断面係数は 70700 mm^3 、全塑性モーメント時の断面係数は 106000 mm^3 である。図-3 に示す、レールの A-A' 断面を破壊断面とすると、載荷位置から破壊断面までの距離は 65 mm である。式(1)、式(2)を用いて各耐力を算定した結果、せん断耐力は 3600 kN 、底部の最外縁が降伏する時の水平力は 870 kN 、曲げ耐力時の水平力は 1305 kN である。

b) タイプレートの耐力

タイプレートの材質は SS400 であることから、降伏強度は 235 N/mm^2 、引張強度は 400 N/mm^2 とした。タイプレートの断面係数は 18750 mm^3 、全塑性モーメント時の断面係数は 28125 mm^3 である。また、破壊断面をタイプレートのリブ底部とすると有効長は 22.5 mm である。式(1)、(2)を用いて各耐力を算定した結果、せん断耐力は 1040 kN 、曲げ降伏時の水平力は 333 kN 、曲げ耐力時の水平力は 500 kN である。

c) 埋込栓用ボルトの耐力

埋込栓用ボルトの材質は SCr440 であり、降伏強度は 785 N/mm^2 、引張強度は 930 N/mm^2 である。埋込栓用ボルトの断面係数は 785 mm^3 、全塑性モーメント時の断面係



(a) 両側載荷 (b) 片側載荷

図-4 実験状況

数は 1333 mm^3 である。また、破壊断面を埋込栓用ボルト底部とするとタイプレートの底面が埋込栓用ボルトに接触する位置までの有効長は 46.3 mm である。式(1)、式(2)を用いて各耐力を算定した結果、埋込栓用ボルト 1 本あたりのせん断耐力は 168 kN 、曲げ降伏時の水平力は 16 kN 、曲げ耐力時の水平力は 26 kN となる。埋込栓用ボルトは 1 締結当り 2 本用いられるため、1 締結当りのせん断耐力は 336 kN 、曲げ降伏時の水平力は 32 kN 、曲げ耐力時の水平力は 52 kN となる。

d) スラブ軌道の埋込栓部の耐力

スラブ軌道埋込栓部の耐力は、押し抜きせん断破壊を想定した。埋込栓部の押し抜きせん断耐力 V_{spd} は、以下の式で表される^{注3)}。

$$V_{spd} = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_r \cdot f_{spd} \cdot A_\tau / \gamma_b \quad (3)$$

$$f_{spd} = 0.19 \sqrt{f'_{cd}} \quad (4)$$

$$\beta_d = \sqrt[4]{1000/d} \leq 1.5 \quad (5)$$

$$\beta_p = \sqrt[3]{100/p_{sp}} \leq 1.5 \quad (6)$$

$$p_{sp} = A_s / (b \cdot d) \quad (7)$$

ここで、 β_d 、 β_p 、 β_r は鋼材や埋込栓の径等から算出される係数、 f_{spd} はコンクリートの設計圧縮強度から決定される強度である。 A_τ はせん断破壊の面積、 γ_b は軌道部材係数を示す。式(4)に、 $f'_{cd} = 40 \text{ N/mm}^2$ を代入すると、 f_{spd} は 1.240 N/mm^2 となる。式(5)に、埋込栓の高さ $b = 134 \text{ mm}$ 、埋込栓から外縁までの距離 $d = 275 \text{ mm}$ を代入すると、 β_d は 1.38 となる。次に、せん断破壊面に交差する補強鉄筋量 $A_s = 1.27 \text{ mm}^2$ 、及び b 、 d を式(7)に代入すると、せん断引張鋼材比 p_{sp} は 3.43×10^{-3} となり、式(6)に示す β_p は 0.70 となる。

式(3)で用いる β_r は以下の式で表される。

$$\beta_r = 1 + 1 / (1 + 0.25u/d) \quad (8)$$

$$u = 2b + \phi_f \quad (9)$$

$$A_\tau = 2\sqrt{2}d \cdot b + d \cdot (\phi_f + d) \quad (10)$$

ここで、 u は載荷面の周長を、 ϕ_f はスパイラル筋の直径を示す。スパイラル筋の直径 $\phi_f = 100 \text{ mm}$ であることから、式(9)より載荷面の周長 $u = 650 \text{ mm}$ となる。また、式(8)から β_r は 1.75 、式(10)から A_τ は 207353 mm^2 となる。

以上を式(3)に代入した結果、スラブ軌道の押し抜きせん断耐力 V_{spd} は 301 kN である。

3. 実験結果

(1) 締結装置の破壊過程

a) 荷重変位関係

図-5に、静的荷重試験（両側荷重）により得られた測定位置毎の荷重変位を示す。図(a)~(c)の横軸はスラブ軌道に対するレール底部の相対変位 δ_s 、(d)の横軸はスラブ軌道の絶対変位、縦軸はアクチュエータにより加えられた荷重荷重を示す。図-5 (b)の CaseP-B-TR'の結果から締結装置の破壊過程は、①緊締（標準）の場合、荷重荷重 50 kN に到達して以降、タイププレートが滑り出し（以下、「初期滑動過程」）、②レール底部の相対変位が埋込栓用ボルトと複数の座金等の遊間である 5mm に達するまで、埋込栓用ボルトは図-2の座金等に段階的に接触する（以下、「座金接触過程」）。その後、③レール底部の相対変位が図-6のタイププレートと埋込栓用ボルトとの遊間である 16mm に達するまで、荷重は増加せず、タイププレートは滑動する（以下、「二次滑動過程」）。その後、④荷重の増加と共にレール底部の相対変位も増加し（以下、「タイププレート接触過程」）、最終的には後述するように埋込栓用ボルトが曲げと軸力により破壊し（図-7）、荷重を終了した。

図-5(a)~(c)に、レール頭部、レール底部、タイププレートの荷重変位関係を示す。荷重直後、レールはタイププレートのリブと接触し、タイププレートと一体化して滑動するため、レール頭部・底部、タイププレートの荷重変位関係は類似している。

図-7の埋込栓用ボルトの形状やスラブ軌道表面の破壊形状から埋込栓用ボルトはスラブに接触し、スラブから荷重反対方向に力が発生したと考えられる。荷重終了後の埋込栓用ボルトの埋込部の残留変位は 4mm 程度であり、埋込栓用ボルトはスラブに接触していることが考えられる。

図-5(d)から、スラブ軌道の変位は、レール及びタイププレートの変位に比べて非常に小さいものの、荷重は変位に対して単調に増加する傾向がある。また、300kN 時にはスラブ軌道表面で荷重方向に対して 45 度のひび割れが見られた（図-8）。タイププレートの滑動荷重を除いた、埋込栓用ボルト 1 本当りの荷重荷重は 120kN 程度である。このことから、2.(2)で示したように埋込栓用ボルト 1 本当りの V_{spd} 301kN の半分以下程度の荷重で、埋込栓部の押し抜きせん断によりスラブ軌道表面にひび割れが発生したと考えられる。

締結装置の経年劣化が破壊過程に与える影響を評価するため、図-5(b)の CaseP-B-TR'は緊締（標準）、CaseP-B-TD は緊締（劣化）を示す。タイププレート接触過程初期の荷重荷重を比較すると、緊締（標準）の荷重荷重 100kN、緊締（劣化）の荷重荷重 80kN であり、動摩擦荷

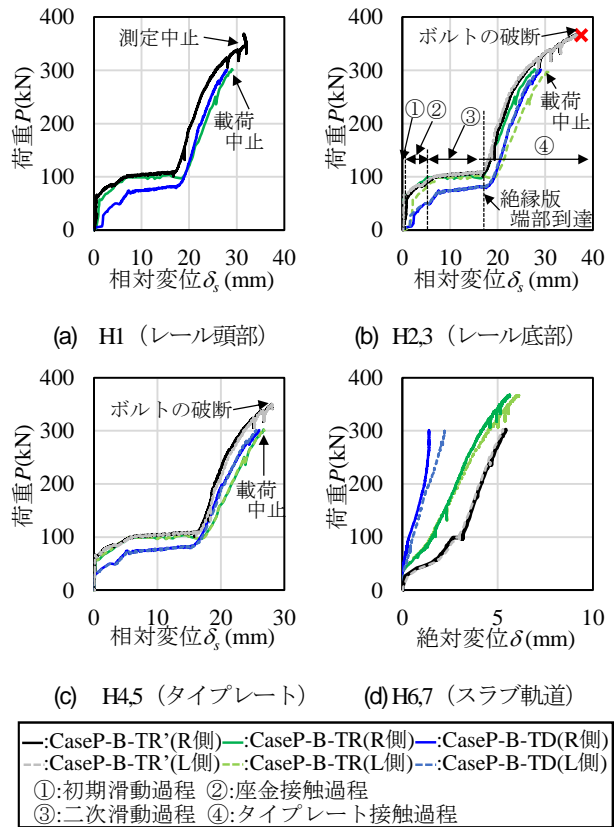


図-5 測定位置毎の荷重変位関係（両側荷重）

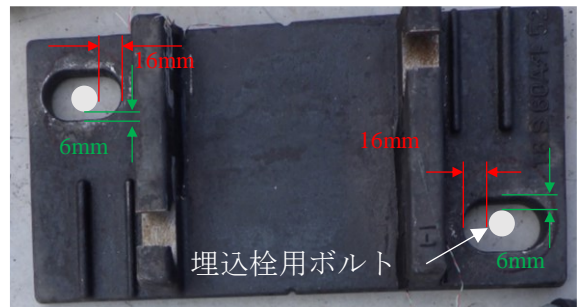
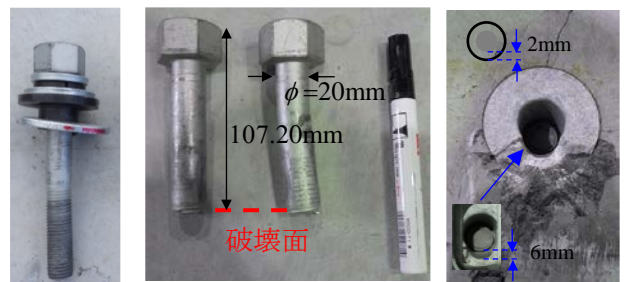


図-6 タイプレートと埋込栓用ボルトの位置関係



(a) 破壊前 (b) 破壊後 (c) スラブ軌道表面

図-7 試験前後の埋込栓用ボルト形状

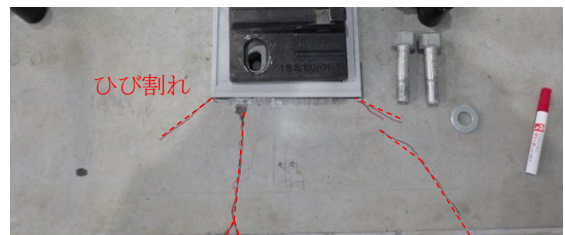


図-8 スラブ軌道表面に発生したひび割れの状況

重の違いが影響していると考えられる。

緊締（標準）、緊締（劣化）のタイプレートの滑動後の剛性を比較すると、緊締（標準）は 24kN/mm、緊締（劣化）は 20kN/mm であり、同程度の剛性を有することから、埋込栓用ボルトの緊締トルクの違いは動摩擦荷重にのみ影響を与える。

以上の結果を踏まえて、以降、締結装置の荷重変位関係はレール底部、タイプレートのみに着目する。

図-9に、静的載荷試験（片側載荷）により得られた測定位置毎の荷重変位関係を示す。図-9(a)に、レール底部、図-9(b)に、タイプレートの荷重変位関係を示す。横軸はスラブ軌道に対する相対変位を、縦軸は、図-4(b)の片側載荷によって生じるレールの回転角からレール直角方向に作用する荷重を推定した有効荷重 P' を示す。この P' は、レール底部の相対変位量と回転中心から載荷位置PIまでの距離を用い、レールの回転角 θ を算出し、載荷荷重 P に $\cos\theta$ を乗じたレール直角方向の値である。

片側載荷時の締結装置の破壊過程は、①緊締（標準）の場合、載荷荷重 50 kN に到達して以降、タイプレートが滑り出し、②レール底部の相対変位が埋込栓用ボルトと複数の座金の遊間である 5mm に達するまで、埋込栓用ボルトは図-2の座金等に段階的に接触する。その後、③レール底部の相対変位が図-6のタイプレートと埋込栓用ボルトとの遊間である 6mm に達するまで滑動すると考えられるが、埋込栓用ボルトと複数の座金との遊間、タイプレートと埋込栓用ボルトとの遊間が同程度であるため、二次滑動過程を明確に確認できなかった。その後、④荷重の増加と共にレール底部の相対変位も増加し、載荷荷重上限の 200kN で載荷を終了した。

図-9(a)から、載荷側（R側）では変位が正方向に、載荷反対側（L側）では変位が負の方向に増加する傾向がある。図のR側とL側の荷重に対する変位の増加量を比較すると、タイプレートのリブ端部を支点にレールが鉛直軸周りに回転するため、R側の変位の増加量が大きい。また、図-9(a)のレール底部の変位と図-9(b)のタイプレートの変位を比較すると、タイプレートのリブが載荷に対して抵抗するため、タイプレートの変位は小さい傾向にある。

図-9(b)の二次滑動過程と両側載荷の場合の二次滑動過程（図-5(c)）を比較すると、タイプレートの滑動変位は両側載荷に比べて小さい。これは、図-6に示すように、片側押しの場合、タイプレートは橋軸方向に滑り、埋込栓用ボルトとタイプレートの遊間は最低でも 6mm 程度しかないためである。

図-10に、静的繰返し載荷試験により得られたタイプレートの変位と載荷荷重の関係を示す。図から、両側載荷の場合は変位 16mm 以上で、片側載荷の場合は変位 10mm 以上で、除荷時と載荷時の履歴の結果から、締結

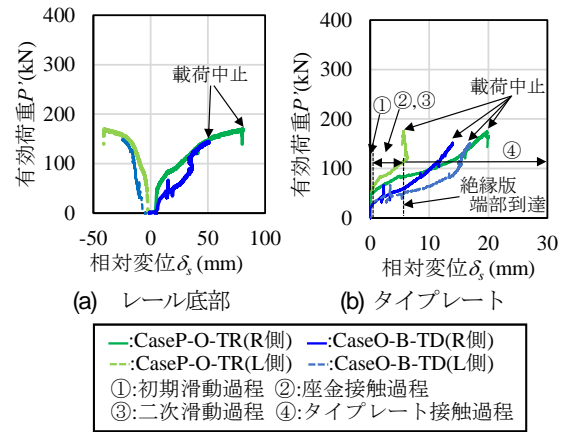


図-9 測定位置毎の荷重変位関係（片側載荷）

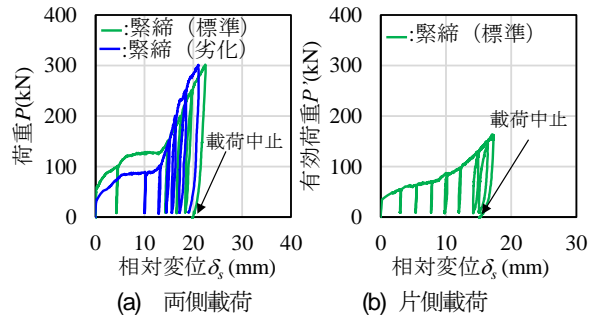


図-10 静的繰返し載荷試験によるタイプレートの荷重変位関係

装置を構成する部材が損傷し、エネルギー損失が発生したと考えられる。一方で、載荷時の剛性と再載荷時の剛性は同程度であることから、両側載荷の場合は変位 16mm、片側載荷の場合は変位 10mm までは、締結装置を構成する部材が損傷せず、タイプレートが滑動したと推察できる。

図-5(c)の漸増載荷の結果と図-10(a)の繰返し載荷の結果を比較すると、緊締（標準）の場合、繰返し載荷時の二次滑動過程での荷重の値が漸増載荷時の荷重に比べて 20kN 程度大きい。これは、座金接触過程において除荷時に埋込栓用ボルトと座金間に再度遊間が生じるため、再載荷時に埋込栓用ボルトが座金に再接触し、載荷荷重が増加したと考えられる。

以上から、締結装置の破壊過程としては、はじめにタイプレートが滑り出し、埋込栓用ボルトが座金等に接触した後、両側載荷の場合はタイプレートと埋込栓用ボルトとの遊間である 16mm 程度まで、片側載荷の場合は 6～10mm 程度まで滑る。次に、タイプレートと埋込栓用ボルトの接触により荷重が伝達され、埋込栓用ボルトは破壊する。

2章の試算結果においては埋込栓用ボルトの破壊が先行する結果が得られていたが、実験結果においても埋込栓用ボルト底部の破壊により締結装置全体の破壊が決定される結果であった。一方で、2.2(c)で算出した曲げ耐力が埋込栓用ボルトの破壊時の載荷荷重に比べて著しく

低いため、以降で埋込栓用ボルトのひずみから破壊要因を分析する。

b) 埋込栓用ボルトに発生するひずみ分布

図-11 に、緊締（標準）時の埋込栓用ボルトに発生するひずみを示す。図のひずみは、載荷荷重 0~300kN で 50kN 刻みの結果である。なお、この時の載荷荷重には、タイプレートの滑動荷重が含まれている。

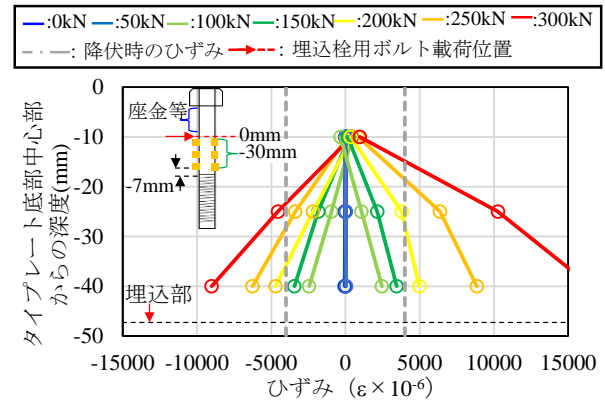
図には、埋込栓用ボルトの降伏ひずみも示す。ひずみ分布はアクチュエータ側、アクチュエータ反対側で同じ結果であったため、本検討ではアクチュエータ反対側の埋込栓用ボルトのひずみのみを示す。図の降伏ひずみは、降伏点 785N/mm^2 を用いて推定した値である。

図-11(a)に、両側載荷の結果を示す。図から、埋込栓用ボルトの載荷位置から 10mm の位置においては、ひずみは僅かしか発生しないものの、底部においてひずみが増加する傾向にある。また、タイプレートの初期滑動過程である載荷荷重 50kN 以下ではひずみは発生しないものの、タイプレート接触過程である載荷荷重 100kN 以降でひずみが顕著に発生することから、載荷荷重 100kN 程度でタイプレートが埋込栓用ボルトに接触したと推察される。図から、埋込栓用ボルトは載荷荷重 200kN で深度 40mm の位置で降伏ひずみに達したと考えられる。

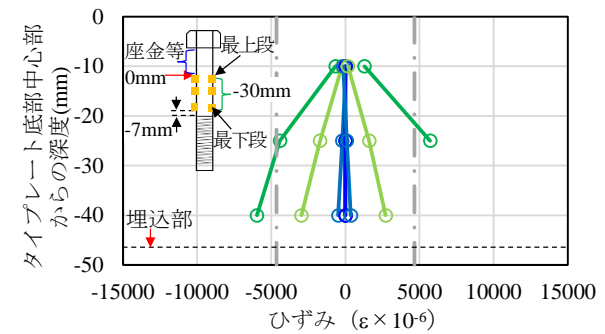
図-11(b)に、片側載荷の結果を示す。図は載荷荷重 0~150kN までの結果である。これは、実験の制約上の都合で 200kN 以上の際にレールが鉛直軸周りに回転し、アクチュエータから荷重を載荷できなかったためである。図から、両側載荷と同様に載荷位置から 10mm の位置においてひずみは僅かしか発生しないものの、底部においてひずみが増加する傾向がある。特に、載荷荷重 100kN 以上でひずみが増加し始め、150kN で降伏ひずみを超過した。両側載荷と同様に、タイプレートの初期滑動過程である載荷荷重 50kN 以下ではひずみは発生しないものの、タイプレート接触過程である載荷荷重 100kN 以降でひずみが顕著に発生することから、載荷荷重 100kN 程度でタイプレートが埋込栓用ボルトに接触したと推察される。

ここで、2.2(c) で算出した埋込栓用ボルトの最下段の断面が曲げ耐力に達した時の水平力と、タイプレートの滑動荷重の合計値は 122kN である。この合計値は、埋込栓用ボルトの破壊時の載荷荷重 360kN の 3 割程度で小さい。これは、図-7 に示した埋込栓用ボルトとスラブとの接触により、スラブが水平力を受け持ったためと考えられる。

図-12 に、スラブ軌道に対するレール底部の相対変位 δ_s と埋込栓用ボルトの最下段に発生する断面の軸ひずみと曲率の関係を示す。軸ひずみ、曲率は埋込栓用ボルトに貼付した引張側、圧縮側のひずみから算出した。載荷条件は、両側載荷、緊締（標準）の場合である。図の相



(a) 両側載荷



(b) 片側載荷

図-11 埋込栓用ボルトのひずみ分布（緊締（標準））

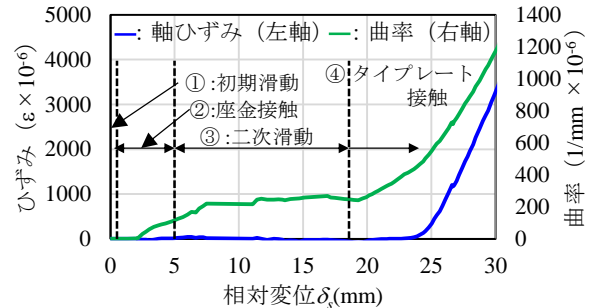


図-12 埋込栓用ボルトに発生する軸ひずみと曲率（両側載荷）

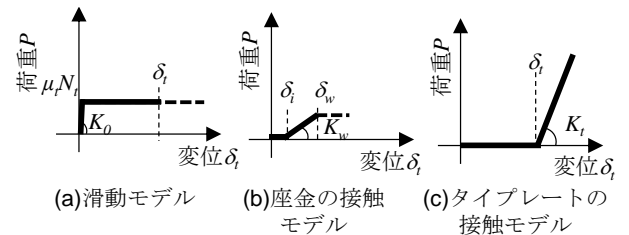


図-13 モデル化した締結装置の荷重変位関係

対変位と軸ひずみの関係から、タイプレートが埋込栓用ボルトに接触するまで軸力は発生せず、図-7 に示す、埋込栓用ボルトがスラブに接触する $\delta_s=22\text{mm}$ 以降で埋込栓用ボルトに軸力が入り、引張降伏する 4000×10^6 程度の軸ひずみが発生している。また、埋込栓用ボルトとタイプレートの接触以降に曲げにより曲率が急増している。そのため、曲げのみではなく、軸力の影響も加わり、曲げ・軸力の連成により埋込栓用ボルトの底部において破

壊が発生したと推察される。

(2) 締結装置の荷重変位関係のモデル化

ここでは、両側載荷を対象に締結装置の滑動過程、締結装置の埋込栓用ボルトの座金接触過程、タイプレート接触過程を複数の現象の和より定式化する。

図-13 に、モデル化した締結装置の荷重変位関係を示す。図-13 (a)に、タイプレートの滑動モデルを示す。タイプレートは、埋込栓用ボルト2本分の軸力 N_t に摩擦係数 μ_t を掛けた値で滑り始めて、 δ_t で絶縁版端部に接触するモデルとした。図-13 (b)に、座金の接触モデルを示す。座金の接触過程はタイプレートが滑動し始める δ_i から埋込栓用ボルトに設置される座金の遊間の総和 δ_w まで剛性 K_w を有するモデルとした。図-13 (c)に、タイプレートの接触モデルを示す。タイプレートの接触過程はタイプレートの滑りを考慮して、 δ_t から剛性 K_t を有するモデルとした。

図-14 に、タイプレートの滑動変位 δ_t と摩擦係数 μ_t の関係を示す。摩擦係数 μ_t は、滑り出し荷重を埋込栓用ボルト2本分の軸力で除した値である。この時の軸力は、標準的な値を設定した。図から、摩擦係数 μ_t は概ね0.3程度であり、緊締条件の違いが摩擦係数に影響しない傾向がある。タイプレートと絶縁板の材料である SMC 板の摩擦係数は0.2程度であり^{注2)}、本実験で得られた μ_t は概ね妥当な値であると考えられる。

図のタイプレートの滑動変位 δ_t は、緊締条件の違いによる影響はないが、載荷条件による影響があり、両側載荷では16mm、片側載荷では7mm程度滑動する。これは、タイプレートと埋込栓用ボルトの遊間が載荷方向で異なるためである。

式(11)に、初期滑動、座金接触、二次滑動、タイプレート接触過程を考慮した締結装置の荷重変位関係を示す。

$$F = F_\mu + F_w + F_t \quad (11)$$

$$F_\mu = \min(K_0\delta_s, \mu_t N_t) \quad (12)$$

$$F_w = \min(K_w(\delta_s - \delta_i), K_w\delta_w) \quad (13)$$

$$F_t = \max(K_t(\delta_s - \delta_t), 0) \quad (14)$$

ここで、 F_μ は初期・二次滑動過程、 F_w は座金接触過程、 F_t はタイプレートの接触後の荷重変位関係を示す。また、 δ_s はタイプレートとスラブ軌道の相対変位、 K_0 はレールとタイプレートのリブ接触時の剛性、 K_w は座金と埋込栓用ボルト接触時の剛性である。 K_t はタイプレートと埋込栓用ボルト接触時の等価剛性を表す。実験結果から、 $K_0=100\text{kN/mm}$ 、 $K_w=12\text{kN/mm}$ 、 $K_t=24\text{kN/mm}$ 、 $\mu_t=0.3$ 、 $\delta_i=0.5\text{mm}$ 、 $\delta_w=5\text{mm}$ 、 $\delta_t=16\text{mm}$ 、 $\delta_s<35\text{mm}$ とした。

図-15 に、式(11)と実験値を比較した結果を示す。図から、定式化した荷重変位関係は、初期滑動、座金接触、二次滑動、タイプレート接触過程を精度よく再現できる。

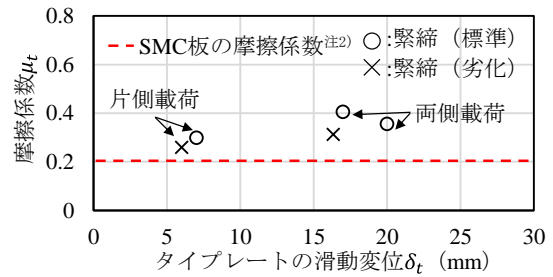


図-14 タイプレートの滑り量と摩擦係数 μ_t の関係

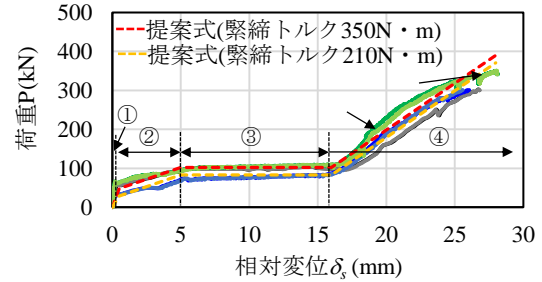


図-15 締結装置の荷重変位関係のモデルの精度

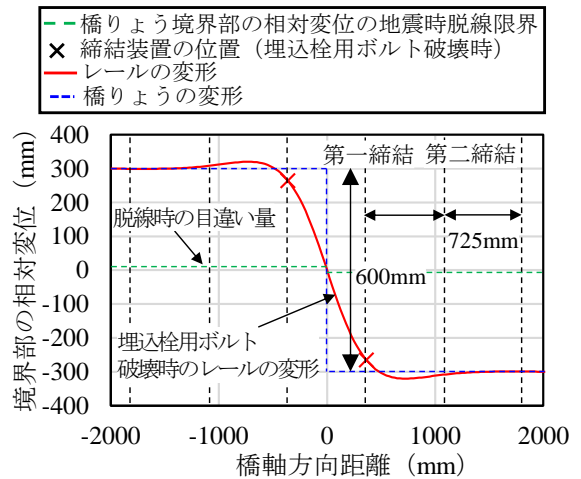


図-16 橋りょう境界部の目違いとレール水平変位の関係

(3) 締結装置の破壊が地震時走行安全性に及ぼす影響

埋込栓用ボルトの破壊時のレールの水平方向の変位を地震時の橋りょう境界部の目違いの限界値と比較するため、弾性床理論に基づき、橋りょう境界部の目違いとレールの水平方向の変位量について整理した。スラブ軌道を想定し、新幹線用レール 60 kg で断面二次モーメント 5120000mm^4 、水平ばね定数は 480N/mm^2 とした^{注1)}。締結装置間隔は 725 mm とした。

図-16 に、橋りょう境界部の目違いとレールの水平変位の関係を示す。図には、埋込栓用ボルト破壊時のレールの変形、および列車速度 260 km/h の時の橋りょう境界部の地震時の目違いの限界値を示す^{注1)}。図から、埋込栓用ボルトの破壊時の橋りょう境界部の目違い量が 600mm に対して、走行車両脱線時の橋りょう境界部の目違い量が 8mm であることから、橋りょう境界部に橋軸直角方向の目違いが発生する場合、軌道部材の破壊より先行して走行車両が脱線する可能性が高い。

4. まとめ

本研究では、スラブ軌道の締結装置の橋軸直角方向の破壊過程を把握することを目的とし、締結装置の水平載荷試験を行った結果、以下の結論を得た。

- (1) 締結装置の破壊過程は、はじめに埋込栓用ボルトの締結力に応じた載荷荷重に達したときにタイプレートが滑り出し、両側載荷の場合はタイプレートと埋込栓用ボルトとの遊間である 16mm 程度まで、片側載荷の場合は 10mm 程度まで滑る。その間に、埋込栓用ボルトは複数の座金に段階的に接触する。次に、タイプレートと埋込栓用ボルトの接触により荷重が伝達され、埋込栓用ボルトの底部に発生する曲げと軸力の連成により埋込栓用ボルトは破壊する。
- (2) 載荷条件の違いが締結装置の破壊過程に与える影響を検討した結果、埋込栓用ボルトの緊締トルクが小さい場合、タイプレート接触過程の初期荷重が小さい。載荷条件が片側載荷の場合、滑動変位が小さいため、両側載荷に比べて曲げ耐力に達する荷重が小さい。繰返し載荷の場合、漸増載荷に比べて除荷時にタイプレート、埋込栓用ボルト、座金等に再度遊間が生じるため、埋込栓用ボルトに接触した際の載荷荷重が高い傾向にある。
- (3) 前述の破壊過程から初期滑動、座金接触、二次滑動、タイプレート接触過程、埋込栓用ボルトの曲げ降伏、埋込栓用ボルトの曲げと軸力による破壊を考慮した締結装置の荷重変位関係を定式化した。
- (4) 埋込栓用ボルトの破壊時のレールの橋軸直角方向の変位は、設計標準で定められる走行安全性の限界値

に比べ、はるかに大きいことから、橋りょう境界部に発生する目違いに対しては、走行車両の脱線に先行して、締結装置が破壊する可能性は低い。

NOTES

- 注1) 国土交通省監修，鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説（変位制限），丸善，2006.
- 注2) 玉川新悟：高さ調整板を用いたスラブ軌道用レール締結装置の高さ調整，施設研究ニュース，No.290，pp.1-2，2014
- 注3) 国土交通省監修，鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説（軌道構造），丸善，2012.

REFERENCES

- 1) 池田学，豊岡亮洋，家村浩和，岩田秀治，村田清満，市川篤司：ゴム支承を用いた鉄道橋の地震時挙動に及ぼす軌道の影響，土木学会論文集A1（構造・地震工学），Vol.70(1)，1-16，2014. [Ikeda, M., Toyooka, A., Iemura, H., Iwata, S., Murata, K. and Ichikawa, A.: Effects of track structures on seismic behavior of railway bridges supported by isolation rubber bearings, *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, Ser.A1(Structural Engineering & Earthquake Engineering), Vol.70, pp.1-16, 2014.]
- 2) 玉川新悟，片岡宏夫，弟子丸将：レールの小返り解析モデルの提案とレール締結装置の性能評価試験への応用，土木学会論文集A1（構造・地震工学），Vol.73(2)，pp.330-343，2017. [Tamagawa, S., Kataoka, H. and Deshimaru, T.: Practical model for rail tilting and its application to performance test of rail fastening system, *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, Ser.A1(Structural Engineering & Earthquake Engineering), Vol.73(2), pp.330-343, 2017.]

(Received April 1, 2022)

(Accepted June 3, 2022)

FRACTURE PROCESS OF RAIL FASTENING SYSTEM ON THE SLAB TRACK UNDER RELATIVE DISPLACEMENT AT THE BOUNDARY OF STRUCTURES

Kenji NARITA, Munemasa TOKUNAGA, Yuki NAKATA,
Manabu IKEDA and Kei MORITA

It is difficult to ensure running safety when the track member is destroyed due to the relative displacement that occurs at the structure boundary during earthquakes; however the fracture process of the track member, especially the rail fastening device has not been clarified in the transverse direction to the rail. This study carried out horizontal loading tests of the fastening device of the slab track for the purpose of understanding its fracture process in the transverse direction to the rail.

In addition, the load-displacement relationship of the fastening device considering the initial sliding, washer contact, second-ary sliding, and tieplate contact process was formulated.

The fracture process is as follows: Firstly, the typrate starts to slide when the load reaches a certain magnitude depending the tightening condition of the embedding plug. Next, It slides to the gap distance of the embedding plug bolt hole with the contact against some parts such as the washer. Next, the load is transmitted due to the contact between the typrate and the embedding plug, and the plug fractures when the load reaches its shear strength.