

プレキャスト床版接合技術「Head-bar® ジョイント」における接合部の耐力評価

渡部 孝彦^{*1}・武田 均^{*1}・新宅 建夫^{*2}・林 雄志^{*2}・古川 耕平^{*2}・柴山 功一^{*2}

Keywords : precast PC slab joints, plate anchored rebar, high-strength fiber reinforced mortar, bearing capacity formula

プレキャストPC床版接合部、プレート定着型鉄筋、高強度繊維補強モルタル、耐力式

1. はじめに

近年、高速道路における床版の劣化が顕在化しており、道路橋床版の大規模更新事業が進められている。床版取替工事においては、通行止め時間の短縮という制約が含まれることが多く、プレキャストPC床版を用いて、床版同士をループ継手により接合することが標準的な仕様とされている¹⁾。ループ継手を用いる場合、接合部のループ鉄筋内側に配力鉄筋を配置することが標準とされているが、施工性が悪く煩雑な作業となっている。橋軸方向の接合部ではループ鉄筋内側に橋軸直角方向の配力鉄筋を配置することになるが、幅員方向分割取替え工法の場合、車道側または橋梁外側面から配力鉄筋をループ鉄筋内に挿入する必要があり、施工が困難である。そこで、接合部内の橋軸直角方向の鉄筋を省略できる構造として、Head-bar®と高強度繊維補強モルタル（以下、間詰材と記載）を用いたプレキャストPC床版接合構造が開発してきた（写真-1）。ループ継手と本継手構造の比較を図-1に示す。本

構造では橋軸直角方向の鉄筋を省略できるほか、接合部幅をループ継手で標準とされる330mmから110mmへ短縮できることが構造実験によって明らかにされている^{2),3)}。

本構造で間詰材として使用される高強度繊維補強モルタルは、管理材齢28日、設計基準強度92N/mm²で管理されている。これは、鉄筋の引張強さ相当の荷重まで接合部が破壊しないことが確認された実験時圧縮強度に対し、材料係数1.3を考慮して定めたものである。一方、昨今の床版取替工事の実状では、管理材齢28日を待たずに早期の交通開放が要求される工事があり、早期の交通開放を行うためには、本構造における間詰材の圧縮強度と接合部耐力の関係をより詳細に把握する必要がある。

以上より、本研究ではHead-barジョイントの接合部耐力評価を行うため、間詰材の圧縮強度とラップ長を要因とした接合耐力確認実験を実施した。

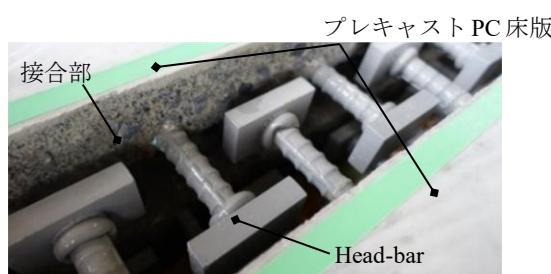


写真-1 Head-bar ジョイント
Photo.1 Head-bar joint

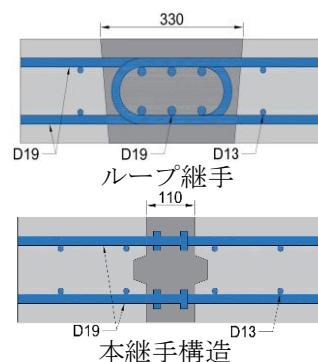


図-1 ループ継手と本継手構造の比較
Fig.1 Comparison of loop fitting and main fitting structure

* 1 技術センター 社会基盤技術研究部 材工研究室

* 2 土木本部 土木技術部

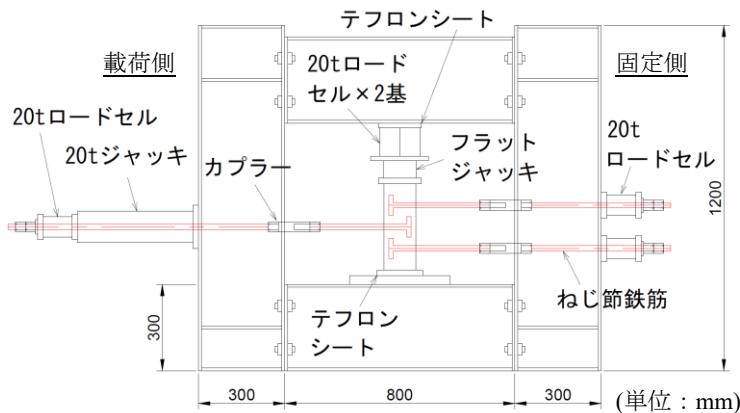


図-2 載荷装置
Fig.2 Loading device

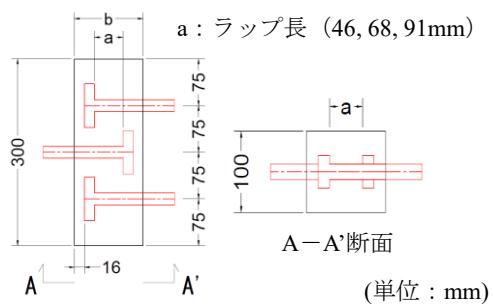


図-3 試験体断面図

表-1 間詰材の配合およびフレッシュ試験結果
Table 1 Filler formulation and fresh test results

配合	目標強度 N/mm ²	構成	鋼纖維 混入量(vol.%)	フレッシュ試験結果		
				フロー(平均)	温度	外気温
				mm	°C	°C
fc70	70	水+※プレミクス 粉体+鋼纖維	2.3	109.5	21.2	17.9
fc60	60			131.5	21.5	18.6
fc50	50			137.5	21.6	20.4
fc40	40			125.0	22.5	21.2

※：目標強度に応じてプレミクス粉体構成を調整した

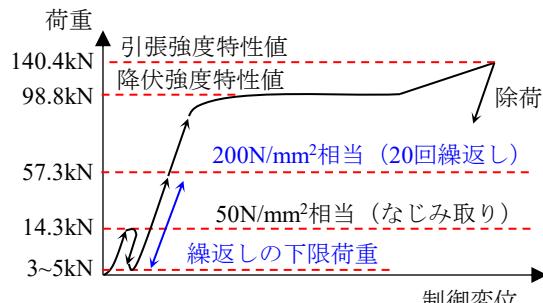


Fig.4 Loading procedure

2. 接合耐力確認実験の実験概要

2.1 実験概要

載荷装置を図-2に示す。載荷実験は島崎ら³⁾の実験と同様に、鋼製のフレームを組んで反力をとり、載荷側の鉄筋をセンターホールジャッキで引き抜くことで載荷する方法とした。載荷側、固定側の鉄筋にはそれぞれ20tロードセルを設置して荷重を計測した。鉄筋にはねじ節鉄筋を用い、カプラーを介して試験体の鉄筋と載荷用の鉄筋とを接続した。なお、本実験はプレキャストPC床版接合部における1組の接合部を取り出した実験となっており、本実験条件では試験体が鉄筋2本側に折れ曲がるような変形が生じると思われる。一方、実構造で接合部はプレキャストPC床版に挟まれ接合部

延長方向にも連続的であることから、このような変形は生じないと考えられる。これより、試験体の上下はテフロンシートおよびフラットジャッキを介して鋼製フレームに密着させ固定することで、前述の変形を抑制することとした。

試験体断面図を図-3 に示す。試験体の幅 300mm, 高さ 100mm, 鉄筋間隔 75mm は固定とし, ラップ長 a を実験要因とした。ここで, プレート定着型鉄筋の背面空き 16mm は一定としたため, 接合部幅 b はラップ長 a によって一意に決定される。プレート定着型鉄筋の定着プレートの寸法は $70 \times 40 \times 16\text{mm}$ とした。試験体は材齢 1 日で脱型し, 定期的な散水とシート養生により乾燥ないように屋内で保管した。

載荷方法を図-4 に示す。繰返し載荷時の挙動を確認するため、鉄筋応力で 200N/mm^2 相当の荷重を 20 回繰返し、その後、鉄筋強度の特性値 (490N/mm^2) 相当の荷重まで載荷した。載荷は荷重制御とし、載荷速度は 1kN/秒 程度になるようにジャッキの油圧を手動で調整した。

2.2 間詰材の配合および材料強度

間詰材の配合およびフレッシュ試験結果を表-1 に示す。間詰材の圧縮強度を実験要因としたため、載荷試験時に所定の目標強度が発現するようにプレミクス粉体構成を調整した 4 配合を使用した。打込み時のフレ

表-2 間詰材の試験項目

Table 2 Test items for filling materials

項目	試験方法	備考
圧縮強度	JIS A 1108	
ヤング係数	JIS A 1149	材齢 28 日(標準養生), 載荷試験時(試験体と 同養生)
割裂引張強度	JIS A 1113	
引張破壊 エネルギー	JCI-S-002 -2003	材齢 28 日 (標準養生)

表-3 材齢 28 日強度 (標準養生)

Table 3 Strength at 28 days (standard curing)

配合	圧縮 強度	ヤング 係数	割裂 引張強度	引張破壊 エネルギー
	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N·mm
fc40	46.5	24.7	4.38	5.03
fc50	54.5	26.7	5.15	6.45
fc60	62.0	29.2	5.30	6.76
fc70	67.0	30.3	5.41	9.51

表-4 実験ケースおよび載荷試験時の強度

Table 4 Experimental case and strength at test

試験体名 (ラップ長- 配合-番号)	試験 体数	ラップ長 (a)	接合部幅 (b)	ラップ長 /呼び径	載荷試験時 (試験体と同養生)		
					圧縮強度 N/mm ²	ヤング係数 kN/mm ²	割裂引張強度 N/mm ²
2.4D-fc70-1, -2	2	46	110	2.4	70.2	29.3	6.46
2.4D-fc60-1, -2	2				63.4	27.5	4.70
2.4D-fc50-1, -2	2				54.8	24.7	5.45
2.4D-fc40-1, -2	2				46.0	23.3	4.72
3.6D-fc60-1, -2	2	68	132	3.6	63.1	26.7	6.28
3.6D-fc50-1, -2	2				55.1	24.4	5.02
3.6D-fc40-1, -2	2				45.9	23.1	4.66
4.8D-fc50-1	1	91	155	4.8	55.1	24.4	5.02
4.8D-fc50-2	1				55.3	24.0	4.59
4.8D-fc40-1, -2	2				45.8	22.9	4.60

※網掛け部：初日と最終日の強度試験の平均値を強度値とした

表-5 測定項目

Table 5 Measurement item

項目	測定箇所	測定機器
変位	定着プレート変位	変位計
荷重	鉄筋の引抜き荷重	20t ロードセル
	拘束荷重	20t ロードセル
ひずみ	鉄筋ひずみ	ひずみゲージ (検長 3mm)
	間詰材	ひずみゲージ (検長 60mm)
	表面ひずみ	

ツシュー試験としてフロー試験 (JIS R 5201, 0 打), 練上り温度, 外気温を測定した。

間詰材の試験項目を表-2 に示す。圧縮強度, ヤング係数, 割裂引張強度の各試験は, 材齢 28 日までの 20°C 水中養生 (標準養生), および試験体と同条件で載荷試験時まで養生した供試体でそれぞれ試験を実施した。また, 標準養生の材齢 28 日で切欠き曲げ試験 (JCI-S-002-2003) を実施し, 逆解析により引張破壊エネルギーを算出した。引張破壊エネルギーの算出方法は, 超高度繊維補強コンクリートの設計施工指針 (案)⁴⁾を参考に, 逆解析で得た引張応力-開口変位関係を超えないように 2 直線でモデル化し, 引張軟化曲線の下側面積として算出した。

標準養生の材齢 28 日強度試験結果を表-3 に示す。各配合の目標強度に対し概ね目標通りの強度値となった。

鉄筋は D19, SD345 のねじ節鉄筋を使用し, 降伏強

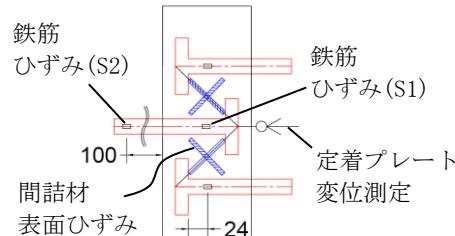


図-5 計測位置

Fig.5 Measurement position

度が 414N/mm², 引張強度が 590N/mm², ヤング係数が 189kN/mm² であった。

2.3 実験パラメータ

実験ケースおよび載荷試験時の強度を表-4 に示す。圧縮強度およびラップ長を実験要因とし, 各水準 2 体, 計 18 体の載荷試験を実施した。圧縮強度の目標値を 70, 60, 50, 40N/mm², ラップ長を 2.4D, 3.6D, 4.8D として, 目標強度とラップ長の組合せの違いによるひび割れ発生荷重や耐力の違いを確認した。

2.4 計測項目

主要な計測項目を表-5 に示す。また, 計測位置を図-5 に示す。定着プレートの背面に $\phi 5$ mm の丸鋼を接着し, 試験体から突出させた丸鋼端部に変位計をあてることで定着プレートと試験体の相対変位 (以下, 定着プレート変位) を測定した。定着プレート背面の 16mm 区間における計測用丸鋼と間詰材は粘土により

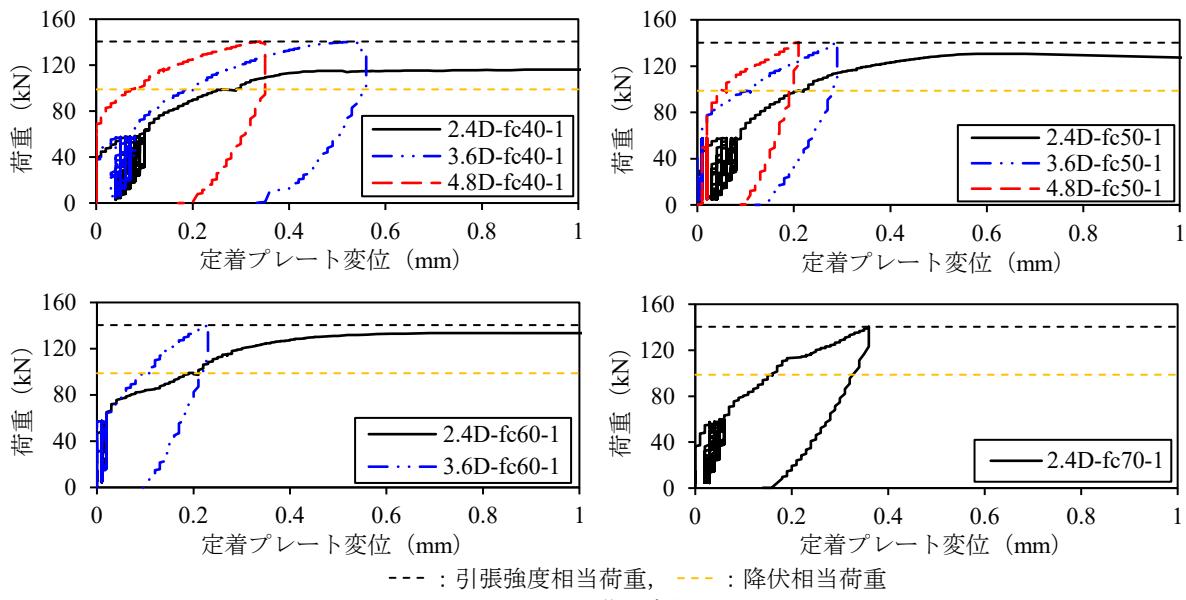


図-6 荷重変位関係

Fig.6 Load-displacement relationship

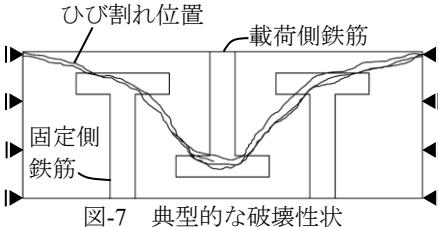


Fig.7 Typical fracture properties

写真-2 除荷後の試験体 (2.4D-fc40-2)
Photo.2 Test specimen after unloading (2.4D-fc40-2)

付着を切る処理を行った。鉄筋の引抜き荷重はロードセルにて測定した。定着プレートから 24mm の位置 (S1), および試験体から 100mm 離れた位置 (S2) にひずみゲージを貼り付け, 鉄筋のひずみを測定した。間詰材の両側の表面に, 定着プレート間の対角線中点を中心として対角線方向および対角線と直交する方向にひずみゲージを貼り付け, 表面ひずみを測定した。

3. 実験結果および考察

3.1 荷重変位関係とひび割れ性状

荷重変位関係を図-6 に示す。試験体数が多いため各ケース 1 体を抜粋して示した。ラップ長 2.4D の試験体でのみ引張強度相当荷重到達前に荷重が低下し定着プレート間のひび割れが開いて破壊に至った。3.6D,

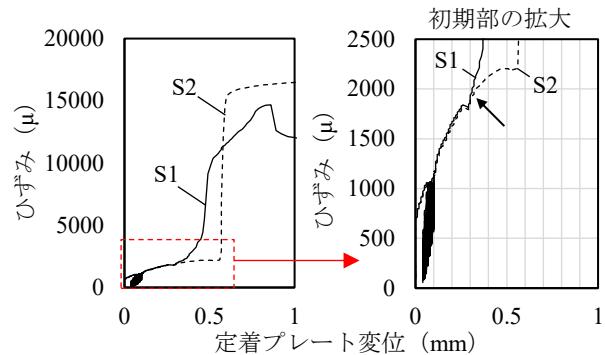


図-8 載荷側鉄筋のひずみ (2.4D-fc40-1)

Fig.8 Strain on load side rebar (2.4D-fc40-1)

4.8D の試験体は圧縮強度によらず引張強度相当荷重まで荷重が低下しなかった。また, ラップ長 2.4D であっても fc70 のケースでは引張強度相当荷重まで破壊が生じず, fc50 以上であれば鉄筋降伏前に破壊が生じないこと (2.4D-fc40-2 のみ鉄筋降伏前に破壊) が確認された。破壊が生じた試験体では, 定着プレート変位が 0.4 ~ 0.6mm になったあたりから変位が急増し破壊に至った。鉄筋応力 200N/mm²相当の繰返し載荷では, 破壊した試験体において繰返し載荷中の変位増加が見られるが, 破壊が生じていない試験体においては変位の増加はほとんど見られなかった。

実験で観測された典型的な破壊性状を図-7 に示す。また, 除荷後の試験体の一例を写真-2 に示す。載荷側鉄筋の定着プレートと固定側鉄筋の定着プレート間にひび割れが生じており, 拘束している側面の角部にひび割れが繋がっているひび割れ性状が確認された。

3.2 鉄筋ひずみ

試験体 2.4D-fc40-1 で測定された鉄筋のひずみを図-8

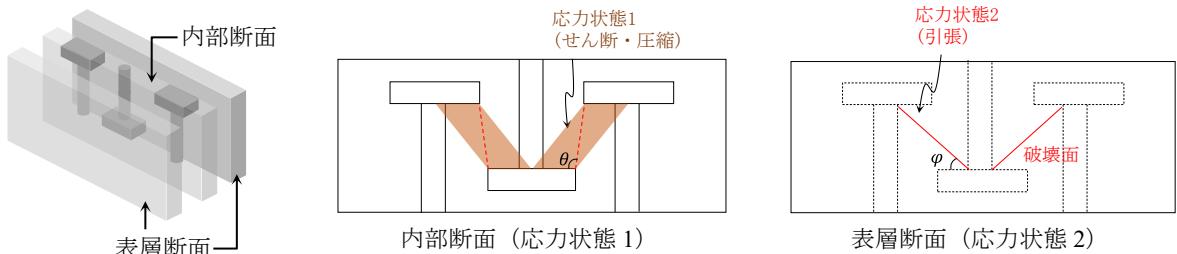


図-9 応力状態のモデル化
Fig.9 Modeling of stress state

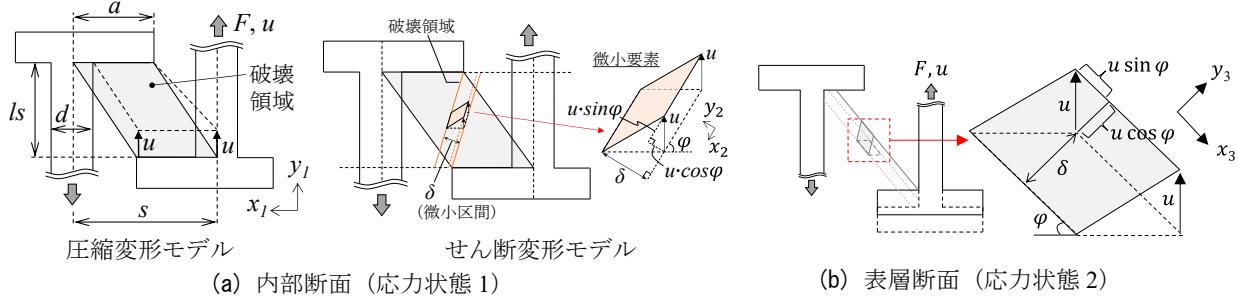


図-10 各応力状態における変形の定義
Fig.10 Definition of deformation at each stress state

に示す。定着プレート近傍で測定した S1 と試験体から 100mm 抜け出した位置で測定した S2 を比較すると、載荷開始から、2000 μ 程度で降伏するまで概ね等しいひずみが生じている（図中の黒矢印）。強度やラップ長が異なる他の試験体においても同様の傾向が確認された。鉄筋の付着は載荷後早期に喪失し、載荷荷重のすべてが定着プレートに作用したと考えられる。これより、載荷側の定着プレートに作用した力のすべてが間詰材を介して固定側鉄筋の定着プレートに伝達されていると推察する。

4. 接合部の耐力評価

4.1 接合部耐力式の構築

間詰材の強度とラップ長の関係から接合部耐力を算出する耐力式を構築する。耐力式の導出は金澤ら⁵⁾の極限解析の上界定理に基づく RC 部材のせん断耐力評価モデルを参考に行った。実験結果より、接合部では定着プレート間の間詰材に圧縮力が作用すると考えられるが、破壊時の表面には定着プレート対角方向のひび割れが観測された。これより、試験体内部の定着プレート間と、試験体表面とでは終局時の応力状態が異なると考えられる。そこで、接合部耐力式で扱う応力状態モデルを図-9 に示すように定着プレートを有する試験体内部断面と、定着プレートが無い試験体表層の断面に分けて検討した。内部断面では間詰材が定着プレートから力を受けることによって一様な圧縮を受ける

圧縮変形モデル、およびプレート端部をつなぐ線上でせん断変形を生じるせん断変形としてモデル化した。一方、表層断面では内部断面の破壊領域の対角線に沿って一様なひび割れが生じるとしてモデル化した。また、金澤ら⁵⁾と同様に、部材は平面応力状態にあると仮定した。以上より、各応力状態における変形場は図-10 に示すように定義することができる。

4.1.1 応力状態 1 の定式化

図-10 の定義より、圧縮変形モデルの破壊領域におけるひずみ ε_{x1} , ε_{y1} , γ_{xy1} は式(1)のよう与えられる。

$$\varepsilon_{x1} = 0, \quad \varepsilon_{y1} = -\frac{u}{ls}, \quad \gamma_{xy1} = 0 \quad (1)$$

次にせん断変形モデルの破壊領域におけるひずみ ε_{x2} , ε_{y2} , γ_{xy2} は式(2)のよう表される。

$$\varepsilon_{x2} = 0, \quad \varepsilon_{y2} = \frac{-u \cos \varphi}{\delta}, \quad \gamma_{xy2} = \frac{u \sin \varphi}{\delta} \quad (2)$$

ここに、 u : 定着プレートの変位 (mm), ls : ラップ長 (mm), δ : せん断変形モデルの破壊領域の幅 (mm) で微小 ($\delta \rightarrow 0$) と見なす, θ : 圧縮ストラットの対角線と圧縮ストラット端面のなす角度, φ : せん断変形モデルの破壊領域と圧縮ストラット端面のなす角度で δ が微小なとき $\varphi \approx \theta$, である。

ここで、 γ_{xy} は工学せん断ひずみである。次に、主ひずみ $\varepsilon_{1,3}$ はモールのひずみ円から式(3)のよう表され、圧縮変形モデルの主ひずみは式(4)、せん断変形モデル

の主ひずみは式(5)で表される。

$$\varepsilon_{1,3} = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + \gamma_{xy}^2} \quad (3)$$

$$(\text{圧縮変形モデル}) \quad \varepsilon_{1,3} = \frac{u}{ls} \begin{Bmatrix} 0 \\ -1 \end{Bmatrix} \quad (4)$$

$$(\text{せん断変形モデル}) \quad \varepsilon_{1,3} = \frac{u}{2\delta} \begin{Bmatrix} -\cos\theta + 1 \\ -\cos\theta - 1 \end{Bmatrix} \quad (5)$$

最小主応力 σ_3 は式(6)を用いて算出した。ここで、各方向の応力は同じ方向のひずみのみから定まることを仮定している。

$$\sigma_3 = f_c \left\{ 2 \left(\frac{\varepsilon_3}{\varepsilon_p} \right) - \left(\frac{\varepsilon_3}{\varepsilon_p} \right)^2 \right\} \quad (6)$$

ここに、 f_c ：コンクリート圧縮強度 (N/mm²)、 ε_p ：圧縮強度時のひずみで 0.002、である。次に、外力によってなされる仕事（外力仕事）と、内力によってなされる仕事（内力仕事）が等しくなることから、式(7)が与えられる。

$$\int F du = \left(\int \sigma_1 d\varepsilon_1 + \int \sigma_3 d\varepsilon_3 \right) V \quad (7)$$

ここに、 F ：鉄筋に作用する力 (N)、 V ：破壊領域の体積 (mm³) である。

ここで、最大主応力 σ_1 は引張強度まで弾性とし、引張強度以降は 0 とした。破壊領域の体積は、圧縮変形モデル、せん断変形モデルでそれぞれ図-10(a)に示した破壊領域の体積とした。破壊基準には Drucker-Prager の破壊基準を用いた。降伏関数 f は式(8)のように表される。

$$f = \alpha I_\sigma + \sqrt{J_2} - k \quad (8)$$

ここに、 I_σ ：応力の第一不变量、 J_2 ：偏差応力の第二不变量、 α, k ：定数、である。 α, k は既往の研究⁶⁾を参考に、 $\alpha = 0.07$ 、 $k = |f_c|/\sqrt{3}$ を設定した。以上より、 $f = 0$ となる際の F をせん断破壊耐力、応力 σ_3 が一軸圧縮強度に達した際の F を圧縮破壊耐力と定義する。そして、各モデルで計算される耐力のうち変位 u の増加に対し先に生じる耐力を応力状態 1 の外力 F_1 として採用した。

4.1.2 応力状態 2 の定式化

図-10 の定義より、応力状態 2 の破壊領域におけるひずみ ε_{x3} 、 ε_{y3} 、 γ_{xy3} は式(9)のように与えられる。ここで、

変位 u は応力状態 1 における変位と等しいと仮定した。

$$\varepsilon_{x3} = 0, \quad \varepsilon_{y3} = \frac{u \cdot \cos\varphi}{\delta}, \quad \gamma_{xy3} = -\frac{u \cdot \sin\varphi}{\delta} \quad (9)$$

次に、式(3)で示したモールのひずみ円より、主ひずみ $\varepsilon_{1,3}$ は式(10)のように与えられる。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_3 \end{Bmatrix} = \frac{u}{2\delta} \begin{Bmatrix} \cos\varphi + 1 \\ \cos\varphi - 1 \end{Bmatrix} \quad (10)$$

最大主応力 σ_1 は引張強度まで弾性として計算した。

また、最小主応力 σ_3 は式(6)を用いて算出した。

ここで、ひび割れ発生時の破壊基準を最大主応力が

表-6 ひび割れ発生荷重および最大荷重
Table 6 Crack initiation load and maximum load

試験 体名	実験値			計算値	
	ひび割れ 発生荷重	最大 荷重	※破壊 性状	ひび割れ 発生荷重	最大 荷重
	kN	kN		kN	kN
2.4D-fc70-1	55.2	140.4	-	41.6	155.6
2.4D-fc70-2	47.8	140.6	-	41.6	155.6
2.4D-fc60-1	75.5	133.4	△	38.6	141.6
2.4D-fc60-2	41.5	140.5	-	38.6	141.6
2.4D-fc50-1	56.9	130.7	△	34.8	123.6
2.4D-fc50-2	53.7	106.5	△	34.8	123.6
2.4D-fc40-1	44.7	116.5	△	30.6	105.4
2.4D-fc40-2	44.9	93.6	×	30.6	105.4
3.6D-fc60-1	57.7	140.7	-	51.5	211.7
3.6D-fc60-2	47.6	140.5	-	51.5	211.7
3.6D-fc50-1	50.8	140.8	-	46.4	185.4
3.6D-fc50-2	43.2	140.4	-	46.4	185.4
3.6D-fc40-1	31.5	140.4	-	40.9	157.4
3.6D-fc40-2	52.7	140.4	-	40.9	157.4
4.8D-fc50-1	73.3	140.6	-	54.8	208.3
4.8D-fc50-2	54.7	140.8	-	54.8	208.3
4.8D-fc40-1	55.9	140.6	-	48.3	177.1
4.8D-fc40-2	56.4	140.6	-	48.3	177.1

※ - : 破壊無し、△ : 鉄筋降伏後に破壊

× : 鉄筋降伏前に破壊

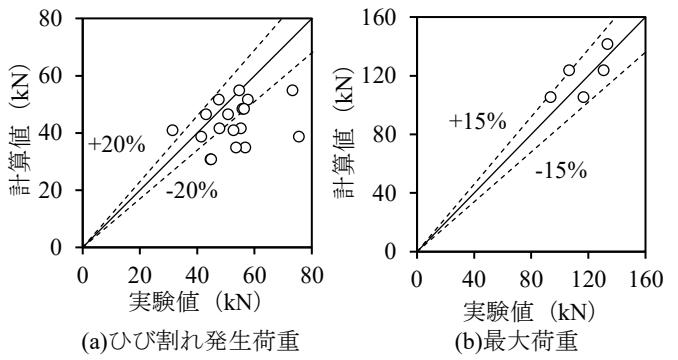


Fig.11 Comparison of experimental and calculated values

引張強度に達した時点であると設定した。一方、間詰材には鋼纖維が混入されており、ひび割れ発生後もひび割れ直交方向の引張応力は間詰材の引張軟化特性に応じて保持される。これより、ひび割れ発生後の最大主応力は、試験より得た引張軟化曲線に応じて低減した引張応力を採用した。以上より、式(7)から応力状態2における外力 F_2 が計算され、応力状態1,2における外力 F_1, F_2 を合計することで破壊時の鉄筋の作用力 F が算出される。

4.2 実験値と計算値の比較

ひび割れ発生荷重と最大荷重を表-6に示す。ひび割れ発生荷重の実験値は、試験体1体につき4箇所の測定をしたひび割れに直行する表面ひずみのうち、いずれかの測定値がひび割れ発生ひずみ（割裂引張強度/ヤング係数）に最初に達した時点の荷重とした。また、最大荷重の実験値はロードセルで測定した最大荷重とした。各計算値は4.1節の通りに算出した。実験値と計算値の比較を図-11に示す。その結果、ひび割れ発生荷重の計算値は実験値に対して低めに計算されることがわかった。次に、最大荷重では計算値/実験値の比の平均が1.04であり、計算値は実験値の±15%に概ね収まった。一方、本検討では最大荷重の比較に用いた試験体数が5体と少ないため、今後、精度検証や適用範囲の確認を行う必要がある。

5. まとめ

本研究では、Head-barジョイントを用いたプレキャストPC床版接合部の耐力評価を行った。得られた知見を以下に示す。

- (1) 定着性能確認試験の結果、本実験の範囲において間詰材の圧縮強度が 70.2N/mm^2 であればラップ長2.4D以上で鉄筋の引張強度まで接合部が破壊しないことが確認された。また、圧縮強度 54.8N/mm^2 であればラップ長2.4D以上で鉄筋降伏前に破壊が生じないことが確認された。
- (2) 内部断面および表層断面の応力状態を考慮した接合部耐力式を構築し、実験値と計算値の比較を行った。その結果、最大荷重の計算値/実験値の比の平均は1.04であり、計算値は実験値の±15%に概ね収まった。
- (3) 間詰材の強度と接合部耐力の関係を明確にしたことで、早期開放時の必要強度を具体的に検討することが可能となった。これにより、週末の交通開放が必要とされる現場へHead-barジョイントを適用することが可能となった。

参考文献

- 1) NEXCO総研：設計要領第二集 橋梁保全編 2024.
- 2) 川口哲生、島崎利孝、武田均ほか：プレート定着型鉄筋を用いたプレキャスト床版接合構造の耐荷特性、プレストレストコンクリート工学会第30回シンポジウム論文集, pp.625-630, 2021.
- 3) 島崎利孝、川口哲生、武田均ほか：プレート定着型鉄筋を用いたプレキャスト床版接合構造の応力伝達性能、プレストレストコンクリート工学会第30回シンポジウム論文集, pp.463-468, 2021.
- 4) 土木学会：超高強度纖維補強コンクリートの設計施工指針（案），2004.
- 5) 金澤健、牛渡裕二：凍害による劣化深度を考慮したRC橋脚のせん断解析モデル、土木学会論文集E2, Vol.77, No.1, pp.15-24, 2021.
- 6) 横田弘、清宮理：鉄筋コンクリート部材の有限要素法による非線形解析、港湾技研資料, No.460, pp.8-14, 1983.