

# 論文 圧縮フランジを有する T 形はりのせん断耐力に関する解析的検討

中村 拓郎\*1・二羽 淳一郎\*2

**要旨** : T 形 RC はりのせん断耐力に圧縮フランジが及ぼす影響を明らかにするために、3 次元非線形有限要素法を用いた解析的検討を行った。先ず、実橋梁を模した大型 RC はりのせん断破壊挙動を再現可能な解析モデルを検討し、次に、圧縮フランジの幅を 5 水準、厚さを 4 水準に設定したパラメトリック解析を実施した。その結果、圧縮フランジ幅とせん断耐力に相関関係は認められなかったものの、圧縮フランジ幅の違いによって最大荷重時の主応力分布が異なる可能性を示した。また、圧縮フランジによるせん断耐力の向上効果は、圧縮フランジの厚さが大きくなるほど顕著になることを明らかにした。

**キーワード** : T 形はり, せん断耐力, 圧縮フランジ幅, 圧縮フランジ厚さ, 有限要素法

## 1. はじめに

圧縮フランジを有する T 形 RC はりの曲げ耐力の算定では、圧縮フランジの有効幅を設定して断面形状を活かした設計がなされている。一方、せん断耐力の算定では、圧縮フランジを無視した矩形断面として設計するのが一般的である。しかしながら、多くの既往研究は、T 形 RC はりには特有のせん断破壊機構が存在し、圧縮フランジの存在がせん断耐力に影響することを示している<sup>1)</sup>。

既往研究で提案されている T 形 RC はりのせん断耐力の算定方法は、圧縮フランジによるせん断耐力の貢献分を、矩形 RC はりのせん断耐力に付加する方法が多い<sup>2)</sup>。岡本ら<sup>3)</sup>は、せん断引張破壊となる T 形 RC はりのせん断耐力を、圧縮域コンクリートでの応力伝達によって発揮されるせん断力を付加したコンクリート分担分のせん断耐力とトラス理論によるせん断補強鉄筋のせん断耐力との和とすることで、概ね実験値を評価できると報告している。木野ら<sup>4)</sup>は、T 形 RC はりの破壊形態には、ウェブが圧縮フランジを押抜く場合と、フランジ全幅を斜めひび割れが貫通する場合の 2 通りがあるとして、押抜き破壊形態とせん断破壊形態のいずれか小さい値で算定した圧縮フランジの貢献分を加算する方法を提案している。

矩形断面のせん断耐力の算定式に圧縮フランジの貢献分を付加する方法は、せん断破壊機構のモデル化が適

切かどうかを慎重に検討する必要はあるものの、T 形 RC はりのせん断耐力を簡易に評価できることから、その実用性は高いと考えられる。ただし、T 形断面に由来する形状要因に加え、せん断スパン比等のせん断耐力に寄与する多くの影響要因について、実寸大の試験体を含めた実験的検証は容易ではない。

本研究では、実橋梁を模した T 形 RC はりの載荷実験について 3 次元の非線形有限要素法 (FEM) を用いた再現解析を行った。次に、圧縮フランジ幅や厚さを水準としたパラメトリック解析によって、T 形 RC はりのせん断破壊挙動における圧縮フランジの影響を検討した。

## 2. 大型 T 形 RC はりのせん断破壊挙動の再現解析

### 2.1 載荷実験の概要

T 形 RC はりのパラメトリック解析の基準となる解析モデルを決定するために、Christopher らによる 1950 年代の実橋梁を模した大型 RC はりの載荷実験<sup>5,6)</sup>について、3 次元の非線形 FEM による再現解析を試みた。本研究で対象とした載荷実験の概要を以下にまとめる。

試験体は、せん断補強鉄筋比の異なる 4 体の T 形 RC はりである。表-1 に試験体諸元を、図-1 に試験体概要図を示す。すべての試験体で、はりの有効高さ  $d$  は 1,096mm、ウェブ幅  $b_w$  は 356mm であり、圧縮フランジ

表-1 試験体諸元

試験体名	$d$ (mm)	$b_w$ (mm)	$b_f$ (mm)	$t_f$ (mm)	$a$ (mm)	$a/d$	$p_w$ (%)	$r_w$ (%)	$s$ (mm)
1T6	1,096	356	914	152	3,352	3.06	1.55	0.48	152
2T10								0.29	254
2T12								0.24	305
1T18								0.16	457

$d$  : 有効高さ,  $b_w$  : ウェブ幅,  $b_f$  : 圧縮フランジ幅,  $t_f$  : 圧縮フランジ厚さ,  $a$  : せん断スパン,  $p_w$  : 引張鉄筋比,  $r_w$  : せん断補強鉄筋比,  $s$  : せん断補強鉄筋の配置間隔

\*1 東京工業大学 環境・社会理工学院 土木・環境工学系 助教 博(工) (正会員)

\*2 東京工業大学 環境・社会理工学院 土木・環境工学系 教授 工博 (正会員)

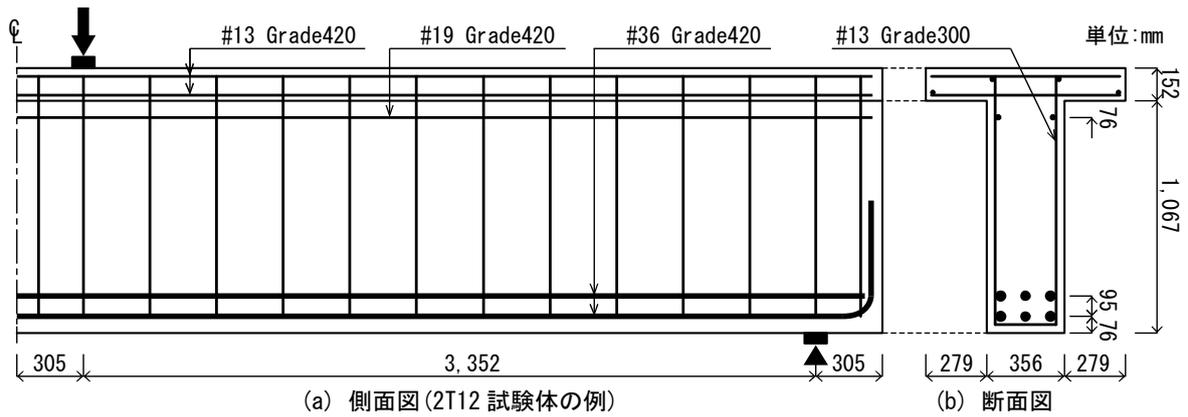


図-1 試験体概要図

表-2 コンクリートおよび鉄筋の力学特性値

試験体名	コンクリート		#36 Grade420		#19 Grade420		#13 Grade420		#13 Grade300	
	$f'_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f'_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	$f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )
1T6	32.4	30.1	463	686	457	645	436	727	350	544
2T10	24.5	23.2			461	678	447	719		
2T12	24.3	23.7	457	645	436	727				
1T18	34.0	30.1	463	686	457	645	436	727		

$f'_c$ : ウェブ部のコンクリートの圧縮強度,  $f'_c$ : フランジ部のコンクリートの圧縮強度,  $f_y$ : 降伏強度,  $f_u$ : 引張強度

幅  $b_f$  は 914mm, 圧縮フランジの厚さ  $t_f$  は 152mm である。なお, はりの有効高さは, コンクリートの圧縮縁から 2 段に配置された引張鉄筋の中間までの距離としている。また, いずれの試験体もせん断スパン  $a$  は 3,352mm であり, せん断スパン比  $a/d$  は 3.06 である。試験体には 6 本の引張鉄筋が配筋され, フランジ張出し部を無視して矩形断面として算定した引張鉄筋比  $p_w$  は 1.55% となる。せん断補強鉄筋の配置間隔は 152mm, 254mm, 305mm, 457mm とされており, せん断補強鉄筋比  $r_w$  はそれぞれ 0.48%, 0.29%, 0.24%, 0.16% である。

鉄筋には, 4 種類の異形棒鋼が使用されており, それぞれの力学特性値および断面諸元を表-2, 3 にまとめる。また, コンクリートには, 1T6 試験体と 1T18 試験体, 2T10 試験体と 2T12 試験体で, 水セメント比の異なる 2 種類のコンクリートが使用されている。コンクリートは, ウェブ部に先行して打ち込まれ, その後, フランジ部に打ち込まれている。荷重実験時のコンクリートの圧縮強度は表-2 に示すとおりであり, ウェブ部とフランジ部において同程度の圧縮強度が得られている。

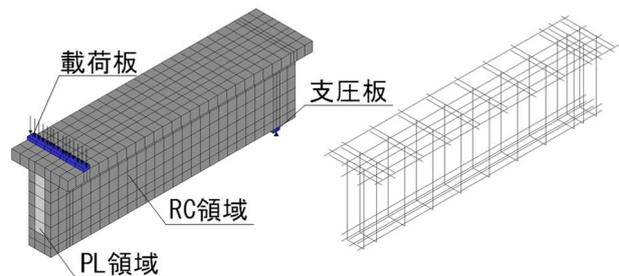
荷重は, 荷重を 222kN ずつ増加させる漸増繰返し 4 点曲げ荷重であり, 荷重速度は 0.1mm/sec, 除荷速度は 0.25mm/sec で制御されている。また, 荷重点および支点には幅 102mm の鋼板が設置されている。

## 2.2 解析概要

3次元非線形 FEM による数値解析には, 汎用非線形構造解析システム DIANA10.2 を用いた。解析モデルの要素分割図を図-2 に示す。コンクリートおよび荷重板と支

表-3 鋼材の直径と断面積

記号	公称直径 (mm)	断面積 (mm <sup>2</sup> )
#36 Grade420	35.8	1,006
#19 Grade420	19.1	284
#13 Grade420	12.7	129
#13 Grade300		



(a) 構造ソリッド要素 (b) 埋め込み鉄筋要素

図-2 要素分割図

圧板の鋼材には 20 節点の構造ソリッド要素を, 鉄筋には埋め込み鉄筋要素を使用した。要素分割は, 荷重点と支点付近を除いて圧縮フランジ厚さの 152mm を基準とし, 試験体の対称性から 1/2 スパンをモデル化した。コンクリート要素は, An らによるゾーニング手法<sup>7)</sup>を参考に, 鉄筋との付着が影響する領域 (RC 領域) と影響しない領域 (PL 領域) に区分した。なお, 本解析において部材の自重は考慮していない。

荷重は 0.05mm/ステップで単調増加の強制変位を 800 ステップまで荷重点に与えた。荷重点と支点は鉛直方向

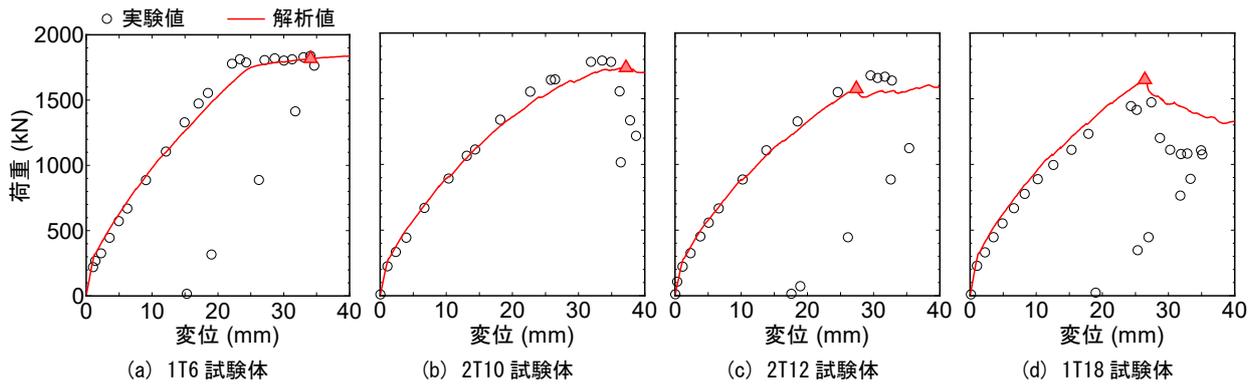


図-3 荷重-変位関係

表-4 せん断耐力の実験値と計算値および解析値との比較

試験体名	$f'_c{}_{Stem}$ (N/mm <sup>2</sup> )	実験値	矩形断面とした計算値			解析値	$V_{exp} / (V_c + V_s)$	$V_{exp} / V_{fem}$
		$V_{exp}$ (kN)	$V_c$ (kN)	$V_s$ (kN)	$V_c + V_s$ (kN)	$V_{fem}$ (kN)		
1T6	32.4	919	339	566	905	909	-	1.01
2T10	24.5	898	309	339	648	868	1.39	1.03
2T12	24.3	840	308	282	590	788	1.42	1.07
1T18	34.0	739	345	188	533	822	1.39	0.90

$f'_c{}_{Stem}$ : ウェブ部のコンクリートの圧縮強度,  $V_{exp}$ : せん断耐力の実験値,  $V_c$ : せん断補強鉄筋を用いない棒部材のせん断耐力,  $V_s$ : せん断補強鉄筋により受け持たれるせん断耐力,  $V_{fem}$ : FEMによるせん断耐力の解析値

を拘束し、水平方向の拘束は設けていない。求解法は修正 Newton-Raphson 法とし、収束判定基準はエネルギーノルム比で許容値  $1.0 \times 10^{-4}$  とした。なお、100 回のイタレーションで収束しない場合には不平衡力を次のステップに持ちこしている。

コンクリートのひび割れモデルは、直交固定ひび割れモデルを用いた。コンクリートの引張挙動として、PL 領域におけるコンクリートの引張軟化曲線には土木学会のコンクリート標準示方書（以下、示方書）<sup>9)</sup>の 1/4 モデルを、RC 領域では付着パラメータ  $c=0.4$  とした示方書の引張硬化モデルを用いた。圧縮応力-ひずみ関係は、示方書の圧縮軟化を考慮したモデルとした。横方向ひび割れによる圧縮強度低減には示方書モデルを、多軸拘束効果については Selby and Vecchio モデルを用いた。せん断伝達特性には一定低減モデルを使用し、本研究では、PL 領域と RC 領域ともに、ひび割れ発生後のせん断剛性を初期剛性の 1% とした。各モデルへの入力値として、圧縮強度にはウェブ部のコンクリートの圧縮強度  $f'_c{}_{Stem}$  を、引張強度、ヤング係数、引張破壊エネルギーは示方書記載の各式を用いて  $f'_c{}_{Stem}$  から算定した計算値を用いた。

鉄筋の応力-ひずみ関係は降伏後に硬化するバイリニアモデルとした。関下ら<sup>9)</sup>のコンクリートの引張硬化モデルと埋め込み鉄筋を併用した解析モデルを参考に、コンクリートと鉄筋の要素間は完全付着とし、鉄筋単体の降伏強度を低下させた。降伏強度および降伏後の二次勾配は、示方書のコンクリート中の鉄筋の平均応力-平均ひずみ関係のモデルに基づいて表-2 に示した各鉄筋

の力学特性値から算定した。なお、鉄筋単体のヤング係数は実験値が不明なため、いずれも  $200 \text{ kN/mm}^2$  とした。

載荷板と支圧板の鋼材は弾性要素とし、ヤング係数を  $200 \text{ kN/mm}^2$ 、ポアソン比を 0.3 とした。

本研究で使用した解析システムにおける各モデルの詳細については、参考文献<sup>10)</sup>を参照されたい。

### 2.3 解析結果と実験結果の比較

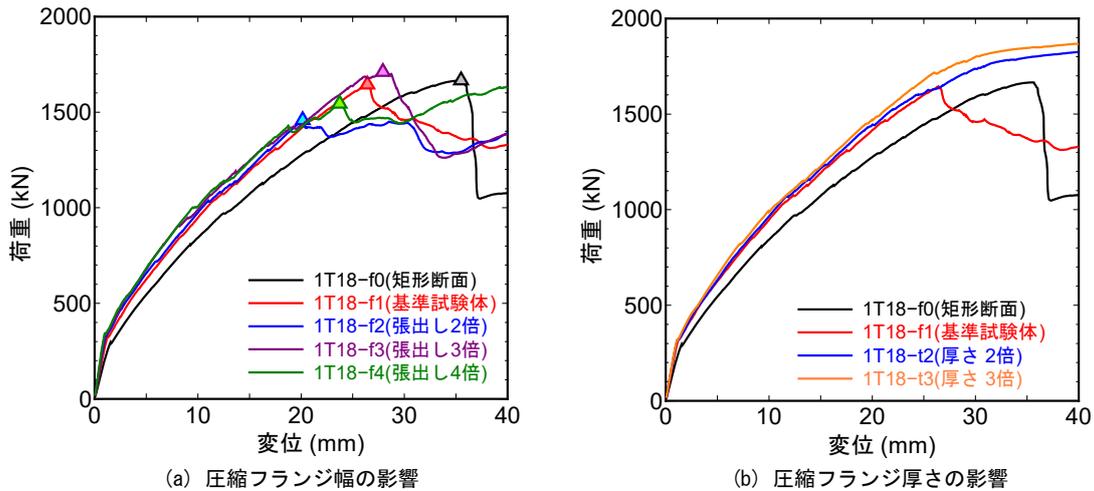
図-3 に荷重-変位関係を示す。図中の実験値は、参考文献<sup>9)</sup>に示されている荷重-変位図から剛性が変化する点、繰返し載荷における最大荷重の点を読み取った数値をプロットしている。1T6 試験体の実験での破壊形態は曲げ破壊とされており、解析においても引張鉄筋の降伏による剛性の変化が認められ、その後、荷重が微増する曲げ破壊挙動が再現されている。また、2T10 試験体、2T12 試験体、1T18 試験体の載荷実験では、最大荷重以降に荷重が低下しており、破壊形態はせん断破壊と判断されている。解析ではせん断補強鉄筋比の大きい試験体ほど最大荷重以降の荷重低下が緩やかになっているものの、最大荷重とその際の変位は概ね一致している。

表-4 にせん断耐力の実験値、フランジ張出し部を無視した矩形断面として算定した計算値、FEMによる解析値を示す。解析値は図-3 における解析値の線上にプロットした点の値であり、1T6 試験体は実験時の最大荷重時の変位に対応する点とし、その他の試験体では荷重の低下が認められた点とした。計算値は、示方書に基づいてせん断補強鉄筋を用いない棒部材のせん断耐力  $V_c$  とせん断補強鉄筋により受け持たれるせん断耐力  $V_s$  の和

表-5 解析ケース一覧

試験体名	$f_c'$ (N/mm <sup>2</sup> )	$d$ (mm)	$b_w$ (mm)	$b_f$ (mm)	$t_f$ (mm)	備考
1T18-f0	34.0	1,096	356	356	-	矩形断面
1T18-f1				914	152	基準試験体 (1T18 試験体)
1T18-f2				1,472		圧縮フランジの張出し幅が基準試験体の 2 倍
1T18-f3				2,030		圧縮フランジの張出し幅が基準試験体の 3 倍
1T18-f4				2,588		圧縮フランジの張出し幅が基準試験体の 4 倍
1T18-t2				914	304	圧縮フランジ厚さが基準試験体の 2 倍
1T18-t3				914	456	圧縮フランジ厚さが基準試験体の 3 倍

$f_c'$ : コンクリートの圧縮強度,  $d$ : 有効高さ,  $b_w$ : ウェブ幅,  $b_f$ : 圧縮フランジ幅,  $t_f$ : 圧縮フランジ厚さ



(a) 圧縮フランジ幅の影響

(b) 圧縮フランジ厚さの影響

図-4 パラメトリック解析における荷重-変位関係

とした<sup>8)</sup>。 $V_c$ は式(1)に示す二羽らの提案式<sup>11)</sup>を用いて算出し、 $V_s$ は圧縮斜材角を45°と仮定したトラス理論に基づいて式(2)から算出した。

$$V_c = 0.20 f_c'^{1/3} p_w^{1/3} \left(\frac{d}{1000}\right)^{-1/4} \left(0.75 + \frac{1.4}{a/d}\right) b_w d \quad (1)$$

$$V_s = A_w f_{wy} z / s \quad (2)$$

ここに、 $f_c'$ : コンクリートの圧縮強度(N/mm<sup>2</sup>)、 $p_w$ : 引張鉄筋比(%),  $d$ : 有効高さ(mm),  $a$ : せん断スパン(mm),  $b_w$ : ウェブ幅(mm),  $A_w$ : せん断補強鉄筋の1組の総断面積(mm<sup>2</sup>),  $f_{wy}$ : せん断補強鉄筋の降伏強度(N/mm<sup>2</sup>),  $z$ : 圧縮合力と引張合力の距離(=  $d/1.15$ )(mm),  $s$ : せん断補強鉄筋の配置間隔(mm)

いずれの試験体においても、せん断耐力の実験値は矩形断面として算定した計算値よりも1.4倍ほど大きくなっている。著者らが実施した  $a/d=3.5$ 、はり高さ350mmのせん断補強鉄筋を有するT形RCはりの載荷試験<sup>1)</sup>では実験値と計算値の比が1.4~1.5程度となっており、実橋梁を模したT形RCはりにおいても、実験値と計算値の比については同様の傾向となることを確認した。一方、実験値と解析値の比は0.90~1.07となっており、矩形断面とした計算値に比べて、非線形FEMを用いた解析値

は実験値により近い数値となった。前述の荷重-変位関係の再現性からも、本研究において設定した解析モデルは実橋梁を模したT形RCはりのせん断破壊挙動を概ね再現できていると考えられる。

### 3. 圧縮フランジ幅と厚さに関するパラメトリック解析

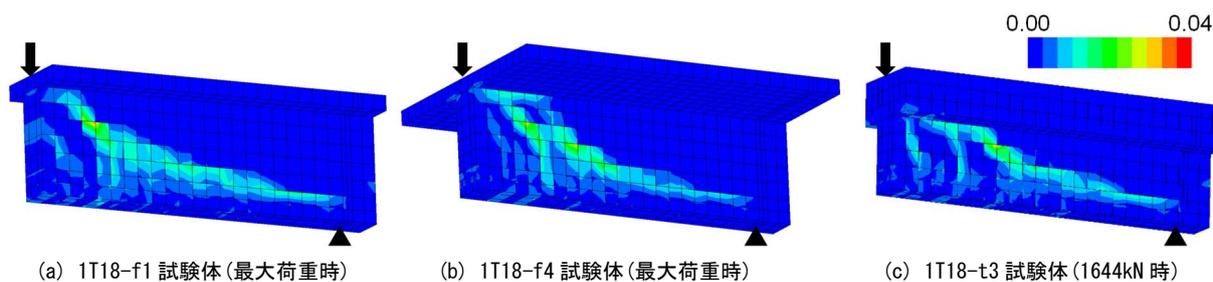
#### 3.1 解析ケース

パラメトリック解析における基準試験体は、圧縮フランジ幅と厚さの増加によるせん断耐力の向上が予想されたことから、せん断補強鉄筋比の最も小さい1T18試験体とした。本解析における要素分割、材料特性、荷重、拘束条件、求解法等の解析モデルは前述の再現解析と同様とした。表-5に解析ケース一覧を示す。圧縮フランジ幅がT形RCはりのせん断耐力に及ぼす影響を検討するために、基準試験体に対して、圧縮フランジ無し(矩形断面)、圧縮フランジの張出し幅を2倍、3倍、4倍の計5水準を設けた。また、圧縮フランジ厚さの影響については、基準試験体に対して、圧縮フランジ無し、圧縮フランジ厚さを2倍、3倍とした計4水準とした。なお、圧縮フランジ内の配筋として、軸方向鉄筋は要素の鉄筋比が等しくなるように、配力鉄筋は圧縮フランジ幅と等しくなるように長さを延長して配置している。

表-6 解析結果と矩形断面として算定したせん断耐力の計算値との比較

試験体名	$b_f / b_w$	$t_f / d$	$V_c + V_s$ (kN)	$V_{fem}$ (kN)	$V_{fem} / (V_c + V_s)$
1T18-f0	1.00	-	533	833	1.56
1T18-f1	2.57	0.14		822	1.54
1T18-f2	4.13			729	1.37
1T18-f3	5.70			855	1.60
1T18-f4	7.27			772	1.45
1T18-t2	1.00	0.28		(914)	(1.72)
1T18-t3	1.00	0.42		(935)	(1.75)

$b_f$ : 圧縮フランジ幅,  $b_w$ : ウェブ幅,  $t_f$ : 圧縮フランジ厚さ,  $d$ : 有効高さ,  $V_c$ : せん断補強鉄筋を用いない棒部材のせん断耐力,  $V_s$ : せん断補強鉄筋により受け持たれるせん断耐力,  $V_{fem}$ : FEMによる解析値

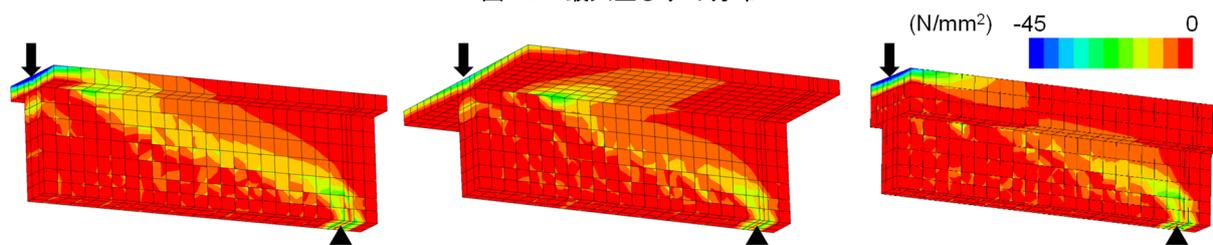


(a) 1T18-f1 試験体(最大荷重時)

(b) 1T18-f4 試験体(最大荷重時)

(c) 1T18-t3 試験体(1644kN時)

図-5 最大主ひずみ分布



(a) 1T18-f1 試験体(最大荷重時)

(b) 1T18-f4 試験体(最大荷重時)

(c) 1T18-t3 試験体(1644kN時)

図-6 最小主応力分布

### 3.2 解析結果

#### (1) 荷重-変位関係

図-4 に解析から得られた荷重-変位関係を示す。圧縮フランジの影響として、矩形断面と T 形断面を有する基準試験体を比較すると、断面形状の違いによる剛性の違いは認められるものの、せん断耐力に有意な違いは認められなかった。これは、著者らが実施した  $a/d=3.5$  の T 形 RC はりの荷重実験の結果と一致する。また、T 形 RC はりの圧縮フランジ幅を長くした場合であっても、剛性の変化は小さかった。圧縮フランジの張出し幅を基準試験体の 2 倍、4 倍とした試験体では、基準試験体よりもせん断耐力は小さくなっており、圧縮フランジの長さに応じたせん断耐力の向上は認められなかった。一方、基準試験体に対して圧縮フランジ厚さを 2 倍、3 倍とした試験体では引張鉄筋の降伏が先行する曲げ破壊へと破壊形態が変化しており、本解析における最大ステップの 800 ステップまでに荷重の低下も認められなかった。

表-6 に FEM による解析結果とフランジ張出し部を無視した矩形断面として算定したせん断耐力の計算値を示す。曲げ破壊挙動を示した 1T18-t2 試験体と 1T18-t3 試

験体については、参考値として本解析中の最大せん断力を表中に記載している。前述のとおり圧縮フランジの長さとせん断耐力に明確な相関関係は認められないものの、FEM によるせん断耐力の解析値は、いずれの試験体においてもフランジ張出し部を無視した矩形断面として算定した計算値に対して 1.37~1.67 倍となり、前述の実験値と計算値の比と概ね一致している。また、圧縮フランジ厚さを大きくした場合についても、せん断耐力は計算値と比べて 1.7 倍以上となっていると推察される。

#### (2) 最大主ひずみと最小主応力分布

最大主ひずみと最小主応力の分布の一例として、基準試験体と圧縮フランジの張出し幅を 4 倍とした試験体の最大荷重時の分布を、圧縮フランジ厚さを 3 倍とした試験体では、基準供試体の最大荷重と同じ作用荷重時の分布を図-5、図-6 にそれぞれ示す。

圧縮フランジ幅を水準とした試験体では、最大荷重時の最大主ひずみ分布に顕著な違いは認められなかった。最大荷重以降では最大主ひずみが圧縮フランジ下面に沿って進展し、圧縮フランジ幅を 4 倍とした 1T18-f4 試験体の最大荷重時においてもその兆候が認められる。本研

究では、最大荷重以降でせん断スパンにおける最大主ひずみ分布が拡大していたことから、圧縮フランジ厚さを大きくした試験体を除いた試験体はせん断破壊したと判断した。また、圧縮フランジ厚さの大きい試験体においても、圧縮フランジが存在するはり高さにおける最大主ひずみは小さい。

次に、最小主応力の分布に着目すると、圧縮フランジ幅が短く、厚さが大きい試験体ほど、載荷点近傍において最小主応力が圧縮フランジ内で均等に分布していることがわかる。圧縮フランジ厚さを大きくしたことによるせん断耐力の向上は、この圧縮フランジ内の応力分布に起因していると考えられる。また、せん断破壊となった試験体では、最大荷重時には載荷点近傍の他にも圧縮フランジ下面の一部に応力が集中する傾向が認められた。圧縮フランジの張出し幅を4倍とした1T18-f4試験体では、最大荷重時において圧縮フランジとウェブの境界部の主圧縮応力が基準試験体と比べて大きくなっており、応力が局所化している個所も載荷点から離れる傾向が認められた。

本研究において圧縮フランジ幅とせん断耐力に相関関係が認められなかったのは、圧縮フランジ幅の違いによって応力分布が変化したことによる可能性が考えられる。圧縮フランジが薄い場合には、圧縮フランジとウェブの境界部の損傷がせん断耐力へ大きく影響する可能性があり、圧縮フランジの幅や厚さに応じたT形RCはりのせん断破壊形態の違いについては今後の検討課題としたい。

#### 4. まとめ

本研究では、3次元非線形FEMを用いて実橋梁を模した大型RCはりの載荷実験の再現解析を行うとともに、圧縮フランジの幅や厚さを水準としたパラメトリック解析を実施した。本研究で得られた知見を以下に示す。

- (1) 実橋梁を模したT形RCはりにおいても、せん断耐力の実験値は、フランジ張出し部を無視した矩形断面として算定した計算値と比較して1.4倍ほど大きくなることを確認した。
- (2) 大型T形RCはりのせん断耐力の実験値と3次元非線形FEMによる解析値の比は0.90~1.07となり、本研究で設定した解析モデルによって最大荷重時までの変形も概ね再現することができた。
- (3) 圧縮フランジ幅とT形RCはりのせん断耐力に相関関係は認められなかったものの、圧縮フランジ幅の違いによって最大荷重時の主応力分布が異なることを確認した。
- (4) 圧縮フランジ厚さを大きくした場合には、破壊形態がせん断破壊から曲げ破壊に変化した。圧縮フラン

ジによるせん断耐力の向上効果は、圧縮フランジ厚さが大きいほど顕著になることが明らかとなった。

**謝辞:** 本研究の一部は、科学研究費助成事業(若手研究(B), 課題番号:16K18138)の助成を得て実施されたものである。ここに記して謝意を表します。

#### 参考文献

- 1) 例えば, 中村麻美, 中村拓郎, 二羽淳一郎: せん断スパン比とせん断補強鉄筋比の異なるT形RCはりのせん断耐荷機構, 土木学会論文集E2, 73巻, 3号, pp.337-347, 2017.9
- 2) 例えば, Zararis, I. P., Karaveziroglou, M. K., and Zararis, P. D.: Shear Strength of Reinforced Concrete T-beams, ACI Structural Journal, Vol.103, No.5, pp.693-700, Sep./Oct. 2006
- 3) 岡本 大, 川村 力, 服部尚道, 酒谷弘行: せん断補強鉄筋を有する鉄筋コンクリートT型梁のせん断耐力の評価, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.2, pp.313-318, 2005.7
- 4) 木野淳一, 山田章史, 築嶋大輔, 石橋忠良: T形断面および矩形中空断面RC梁のせん断耐力に関する実験的研究, 土木学会論文集E2, 70巻, 1号, pp.44-55, 2014.2
- 5) Christopher Higgins, et al.: Tests of RC Deck Girders with 1950s Vintage Details, Journal of Bridge Engineering, Vol. 12, Issue 5, pp. 621-631, Sep. 2007
- 6) Christopher Higgins, et al.: Assessment Methodology for Diagonally Cracked Reinforced Concrete Deck Girders, Report No. FHWA-OR-RD-05-04, Federal Highway Administration, Oct. 2004
- 7) Xuehui AN, Koichi Maekawa, Hajime Okamura: Numerical Simulation of Size Effect in Shear Strength of RC Beams, J. Materials Conc. Struct., Pavements, JSCE, No. 564/V-35, pp. 297-316, May. 1997
- 8) 土木学会: 2012年制定コンクリート標準示方書[設計編], 土木学会, 2013
- 9) 関下裕太, 川口和広, 小林竜太, 宮本真一: 有限要素法によるRC部材の一軸引張挙動に関する各種モデル化の影響, 土木学会北海道支部論文報告集, 第66号, E-20, 2010.2
- 10) User's Manual -- Release 10.2: <https://dianafea.com/manuals/d102/Diana.html> (閲覧日: 2018年1月6日)
- 11) 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村甫: せん断補強鉄筋を用いないRCはりのせん断強度式の再評価, 土木学会論文集, 第372号/V-5, pp.167-176, 1986.8