

論文 非線形累加則に基づく FRP シートによりせん断補強された人工ひび割れを有する RC はりのせん断耐力予測手法

山田 雄太^{*1}

要旨：既設 RC 部材における統一かつ合理的なせん断耐力予測手法の構築を目的として、非線形累加則に基づくせん断耐力予測手法を提案した。健全な RC はり部材における 74 ケースの実験データに対して設計指針類に採用されている予測式と非線形累加則に基づく予測式の算定精度を比較した結果、非線形累加則に基づく予測式が検討したケースの中で最も高い算定精度を示した。FRP シートによりせん断補強された人工ひび割れを有する RC はりを対象とした静的載荷実験の結果、非線形累加則に基づく予測式により終局荷重のみならず各耐荷機構における耐力の寄与分についても精度良く予測できる可能性を示した。

キーワード：RC はり、せん断、耐荷機構、アーチ機構、ビーム機構、FRP シート、鉄筋腐食ひび割れ

1. 序論

既設鉄筋コンクリート (RC) 構造部材における統一かつ合理的なせん断耐力予測手法が求められている。既設部材では経年劣化によるひび割れの存在に加え、補修材や補強材の存在が耐力に及ぼす影響も同時に考慮する必要がある。繊維強化プラスチック (FRP) シートによりせん断補強されたはり部材に対する予測手法^{1) 2) 3)}や鉄筋腐食ひび割れに代表される既存のひび割れを模擬した人工ひび割れを有する部材に対する予測手法⁴⁾は提案されてきたものの、これらの影響を同時に考慮する統一かつ合理的な手法の構築には至っていない。

一方、RC 部材のせん断耐荷機構はアーチ機構とビーム機構の重ね合わせにより表現できる⁵⁾ことが知られている。その力学的合理性により、この概念を適用することで理論的かつ合理的な耐力予測手法の構築が期待できる。これまでに著者は、FRP シートによりせん断補強されたはり部材や人工ひび割れを有する部材に対するせん断耐荷機構に立脚した耐力予測モデルを提案してきた^{2) 4) 6)}。これらのモデルに基づき構築した新たな数理モデル⁷⁾により、RC 部材の荷重変位関係における構成材料の寄与分を算定した結果、斜ひび割れ発生荷重はビーム機構寄与分の第 1 ピーク値 (V_{bf}) に相当することに加え、終局荷重はコンクリートの圧縮力に起因するアーチ機構寄与分 (V_{acf}) およびせん断補強筋の軸方向力に起因するアーチ機構寄与分 (V_{asf})、せん断補強筋のダウエル力に起因するビーム機構寄与分 (V_{bduf}) との和により表現される可能性が高いことが示された。これらの関係 (「非線形累加則」と称する) により既設 RC 部材の終局耐力の予測と構成材料の寄与を説明することができれば、統一かつ合理的なせん断耐力予測手法の構築に繋がる。

本研究では、既設 RC 部材における統一かつ合理的なせん断耐力予測手法の構築を目的として、FRP シート

によりせん断補強された人工ひび割れを有する RC はりを対象とした非線形累加則に基づくせん断耐力予測手法を提案する。健全な RC はり (載荷時にひび割れの無い状態の RC はり) を対象として非線形累加則の妥当性を検証した後、FRP シートによりせん断補強された人工ひび割れを有する RC はりを対象とした非線形累加則に基づくせん断耐力予測式を構築した。同時にこれらの RC はりを対象とした静的載荷実験を行い、その結果から構築した耐力予測式の適用性を確認した。

2. 非線形累加則に基づくせん断耐力予測式の妥当性

2.1 アーチ機構とビーム機構の定義

非線形累加則の根幹を成すせん断耐荷機構の定義について再掲する。アーチ機構およびビーム機構のせん断力寄与分は、断面に作用するモーメントの一階微分に微分連鎖則を適用することで導くことができる⁵⁾。すなわち、

$$V_{(x)} = V_{a(x)} + V_{b(x)} \quad (1)$$

$$V_{a(x)} = T_{(x)} \frac{dy_{(x)}}{dx} \quad (2)$$

$$V_{b(x)} = y_{(x)} \frac{dT_{(x)}}{dx} \quad (3)$$

ここに、 V : 作用せん断力、 V_a : アーチ機構の荷重寄与分、 V_b : ビーム機構の荷重寄与分、 T : 主鉄筋に作用する軸方向引張力、 y : 応力中心間距離、 x : 部材軸方向座標である。

式(2)および式(3)は、図-1 に示す微小要素に作用する力の平衡状態からも導出することが可能であり、平面保持の仮定が適用できない場合においても成立する。

2.2 非線形累加則に基づくせん断耐力予測式

本節では、非線形累加則に基づく健全な RC はりの終局せん断耐力予測式の導出過程について記す。以降は 4 点曲げ載荷の状態にある RC 部材を対象とする。

^{*1} 日本大学 理工学部土木工学科 助教 博士 (工学) (正会員)

図-2(a)に示す鉛直応力非卓越領域（B領域）における全体系の自由体から式(3)に基づくビーム機構の寄与分のみを考慮することで図-2(b)に示す斜めひび割れで分割された局所系の自由体を得る。終局時の自由体における力の平衡状態より以下の式が導かれる。

$$V_b = V_{bdf} \quad (4)$$

$$V_{bdf} = \frac{y_u}{L_B} n_w F_{dwhf} \quad (5)$$

$$F_{dwhf} = 0.2 D^2 f_{yw} \bar{\omega} \sin \bar{\varphi} \cos \bar{\varphi} \quad (6)$$

$$\bar{\omega} = \sqrt{1 + \frac{f_c}{0.03 f_{yw} \sin^2 \bar{\varphi}}} - 1 \quad (7)$$

ここに、 V_{bdf} ：終局時におけるせん断補強筋のダウエル力に起因するビーム機構寄与分、 y_u ：応力中心間距離、 L_B ：B領域のはり軸方向長、 n_w ：B領域内に存在するせん断補強筋の本数、 F_{dwhf} ：終局時においてせん断補強筋に作用するダウエル力の水平方向分力、 D ：せん断補強筋の直径、 f_{yw} ：せん断補強筋の降伏強度、 $\bar{\varphi}$ ：見かけの主応力角、 f_c ：コンクリートの圧縮強度である。

V_{bdf} については、斜めひび割れが十分に開口した状態を考慮し⁷⁾、コンクリートに作用する引張応力およびせん断応力の影響を無視できる状態を仮定して導いている。 F_{dwhf} はDulacska⁸⁾により導かれたひび割れ面に対し斜めに配筋されたせん断補強筋に作用するダウエル力に関する理論式に基づき表したものである。

$\bar{\varphi}$ は以下の式で与えられる。

$$\bar{\varphi} = \tan^{-1} \left(\frac{2\mathcal{L}(L_B/2, h)}{L_B} \right) \quad (8)$$

ここに、 $\mathcal{L}$ ：ひび割れの経路を表す関数⁹⁾である。

全体系の自由体（図-2(a)）から式(2)に基づくアーチ機構の寄与分のみを考慮することで図-2(c)に示す斜めひび割れで分割された局所系の自由体を得る。終局時の自由体における力の平衡状態より以下の式が導かれる。

$$V_a = V_{acf}(V_{bdf}) + V_{asf} \quad (9)$$

$$V_{acf}(V_{bdf}) = \frac{C_f y_u - V_{bdf} d/2}{L_B + d/2} \quad (10)$$

$$V_{asf} = \frac{n_w f_{yw} A_w \sum_i s_i}{L_B + d/2} \quad (11)$$

ここに、 V_{acf} ：終局時におけるコンクリートの圧縮力に起因するアーチ機構寄与分、 V_{asf} ：終局時におけるせん断補強筋の軸方向力に起因するアーチ機構寄与分、 C_f ：コンクリートに作用する圧縮合力の最大値、 d ：有効高さ、 A_w ：せん断補強筋の断面積、 s_i ：i番目のせん断補強筋位置からB領域端部までの距離である。

せん断補強筋の配筋間隔を一定と見なし得る場合には以下の式が適用できる。

$$\sum_i s_i = \frac{n_w (n_w - 1) s_{AVG}}{2} \quad (12)$$

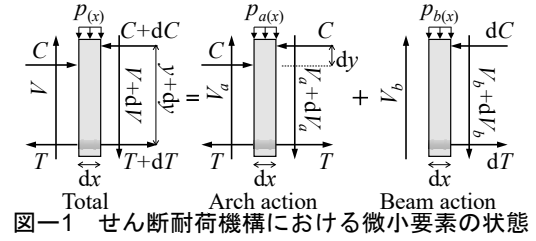


図-1 せん断耐力機構における微小要素の状態

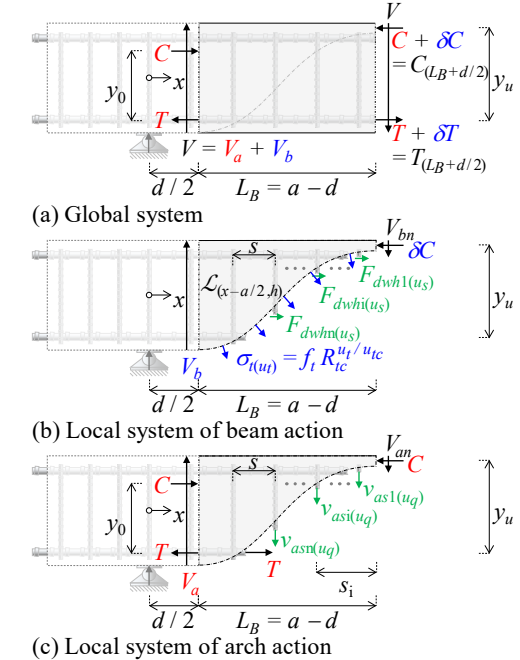


図-2 斜めひび割れ発生後における耐力機構の自由体⁷⁾

ここに、 s_{AVG} ：せん断補強筋の平均配筋間隔である。

式(1)より、非線形累加則に基づく健全なRCはりの終局せん断耐力は以下のように表すことができる。

$$V_f = V_{acf}(V_{bdf}) + V_{asf} + V_{bdf} \quad (13)$$

ここに、 V_f ：終局せん断耐力である。

式(13)に示した関係は耐力機構の定義に基づく考察から得られたものであり、数理モデルによる荷重変位関係の計算結果からもこの関係が成立することが確認されている⁷⁾。式(13)は部材の構成材料における耐力への寄与分は必ずしも各々が独立しているとは限らないことを示している。このことから、本研究では式(13)の関係を「非線形累加則」と称している。非線形累加則を適用することにより、部材の限界状態に対応する耐力を陽な形で表現することが可能となる。

以上を示した V_{acf} 、 V_{asf} 、 V_{bdf} については、健全なRCはり部材を対象としたものであるが、後述の通り同様の手法を用いて非線形累加則を適用することにより、既存のひび割れや補修材および補強材を有する部材における V_f を導くことも可能である。

2.3 非線形累加則の妥当性確認

非線形累加則の妥当性を確認するために、土木研究所資料¹⁰⁾に記載されているせん断補強筋を有する健全なRCは

り部材の実験値を対象として式(13)と既存の設計指針類に記されている予測式による V_f の算定精度をそれぞれ比較した。算定対象としたデータは、せん断スパン (a) が 500~2700 mm, d が 183~925 mm, a/d が 2.3~4.9, 主鉄筋比が 1.05~5.02%, せん断補強筋比が 0.06~0.61%, f_{yw} が 237.2~1403.0 MPa, f_c が 15.7~49.4 MPa の範囲に存在する 74 ケースである。

比較対象とした予測式には, AASHTO, ACI, 土木学会にて採用されているものを選んだ。AASHTO LRFD Bridge Design Specifications¹¹⁾に採用されている簡易化された修正圧縮場理論 (MCFT) に基づくせん断耐力 (V_{nMCFT}), ACI-318-19¹²⁾に採用されているせん断耐力 (V_{nACI}), 土木学会コンクリート標準示方書¹³⁾に採用されている棒部材の設計せん断耐力予測式に基づく V_f (V_{fyd}), 非線形累加則に基づく V_f (V_{fcal}) についてそれぞれ安全係数は考慮せずに算定した。

図-3 に算定結果を示す。縦軸は実験値に対する算定値の比率を表している。いずれのケースにおいても平均値 (AVG.) が 80%~100%の範囲に存在していることから同程度の確度を有するものと考えられる。 V_{nMCFT} , V_{fyd} , V_{nACI} については, 変動係数 (C.V.) が 17%~19%の範囲に存在していることから同程度の精度を有するものと考えられる。一方, V_{fcal} についてはその値が 13%程度と最も小さい値を示しており, 検討したケースの中で最も高い予測精度を有することが確認できる。この結果から非線形累加則に基づく耐力算定手法の妥当性は高いものと判断し, 非線形累加則に基づく既設 RC はりのせん断耐力予測式の構築を進めることとした。

3. FRP シートによりせん断補強された人工ひび割れを有する RC はりのせん断耐力予測式

本章では, 既設 RC 部材の一例として FRP シートによりせん断補強された人工ひび割れを有する RC はりを対象とした非線形累加則に基づくせん断耐力予測式の構築手法について記す。

図-4 に示すように FRP シートは RC はりの両側面にみに貼付された状態であり, 人工ひび割れはせん断補強筋に沿う位置に存在する状態を想定した。

FRP シートに作用するダウエル力はせん断補強筋のダウエル力と比較して十分小さいものと考えられる。この仮定から図-4 (a)に示す斜めひび割れで分割されたビーム機構における局所系の自由体を考慮することで, 終局時には 2. と同様に式(4)~式(7)の形式が導かれる。載荷によるひび割れ経路については, 載荷点もしくは支点から人工ひび割れ端部を結ぶ直線を仮定した。 $\bar{\varphi}$ については, 載荷によるひび割れ経路と部材軸との成す角度を載荷点側および支点側で平均化した値とした。人工ひび

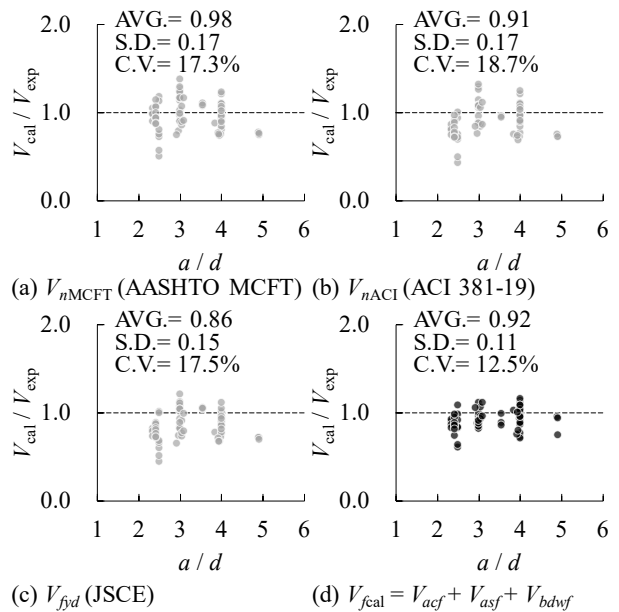


図-3 健全な部材に対する算定精度の比較

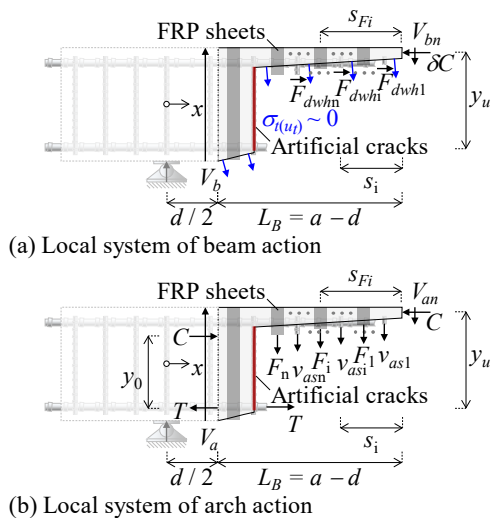


図-4 FRPシートおよび人工ひび割れを有するはりにおける各耐荷機構の自由体

割れの無い健全な部材については, 式(8)を用いることで V_{bdwf} を算定することができる。

図-4 (b)に示す斜めひび割れで分割されたアーチ機構における局所系の自由体を考慮することにより, 終局時の V_a に関する以下の式が導かれる。

$$V_a = V_{acf}(V_{bdwf}) + V_{asf} + V_{aFRPf} \quad (14)$$

$$V_{aFRPf} = \frac{F_f \sum_i s_{Fi}}{L_B + d/2} \quad (15)$$

ここに, V_{aFRPf} : 終局時における FRP シートの軸方向力に起因するアーチ機構寄与分, F_f : 終局時において 1 組の FRP シートに作用する力, s_{Fi} : i 番目の FRP シート位置から B 領域端部までの距離である。

V_{acf} および V_{asf} については 2. と同様に式(10)および式(11)の形式が導かれる。 F_f については, 付着の基礎微分方

程式より以下のように導かれる²⁾。

$$F_f = \frac{u_f b_F t_F E_F k (\cosh(kl_e) - 1)}{\sinh(kl_e)} \quad (16)$$

$$k = \sqrt{\frac{\tau_f}{t_F E_F u_f}} \quad (17)$$

ここに、 u_f ：付着剥離時におけるシートの変位、 b_F ：1組のFRPシートにおける幅、 t_F ：シート厚、 E_F ：シートの弾性係数、 k ：付着パラメータ、 l_e ：有効付着長、 τ_f ：付着剥離時においてシートに作用するせん断応力である。

シートの付着剥離挙動は主に接着樹脂の物性に依存することから、一般的な接着方法によりシートが貼付されることを想定し、既往の研究¹⁾において適用されている $\tau_f = 7.5 \text{ MPa}$ 、 $u_f = 0.2 \text{ mm}$ の値を用いることとした。コンクリートの圧縮強度(f_c)による影響は $f_c^{0.19}$ に比例する式で与えられており¹⁴⁾、普通強度のコンクリートを対象とする場合にはその影響は無視できるほど小さいと考えられる。従って、より簡便な形で予測式を提案する観点から、 t_F および E_F にのみ依存する形で提案されている以下の式¹⁵⁾を適用した。

$$l_e = 1.89(t_F E_F)^{0.4} \quad (18)$$

载荷によるひび割れ経路とはり上下縁までの距離と比較して l_e が小さい場合には、その距離を l_e として与えた。

FRPシートの配置間隔を一定と見なし得る場合には以下の式が適用できる。

$$\Sigma_i s_{Fi} = \frac{n_{FRP}(n_{FRP} - 1)s_{FAVG}}{2} \quad (19)$$

ここに、 n_{FRP} ：B領域内におけるFRPシートの配置数、 s_{FAVG} ：FRPシートの平均配置間隔である。

式(1)より、非線形累加則に基づくFRPシートによりせん断補強された人工ひび割れを有するRCはりの終局せん断耐力は以下のように表すことができる。

$$V_f = V_{acf}(V_{bdwf}) + V_{asf} + V_{bdwf} + V_{aFRPf} \quad (20)$$

4. FRPシートによりせん断補強された人工ひび割れを有するRCはりの静的载荷実験

4.1 実験概要

式(20)の適用性を確認するために、FRPシートによりせん断補強された人工ひび割れを有するRCはりを対象とした静的载荷実験を行った。図-5に試験体の形状および寸法を示し、表-1に試験体の諸元を示す。式(20)による各耐荷機構の耐力に対する予測の可否を確認するために、ビーム機構の崩壊後にアーチ機構が卓越するせん断スパン比(a/d)が1.8のショートビームを対象とした。FRPシートとせん断補強筋に沿う人工ひび割れの有無を実験変数とした4ケースを対象としており、全ての試験体の寸法と形状は同一である。

全ての試験体においてせん断破壊が確実に先行するよ

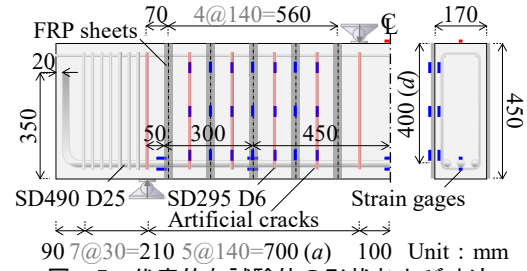


図-5 代表的な試験体の形状および寸法

表-1 試験体の諸元

Name	f_c	f_t	f_{wy}	FRPシート	人工ひび割れ	せん断補強筋
RN-N	18.3			無	無	無
RN-F	24.7	559	312	有	有	有
RS-N	20.9			無	有	有
RS-F	25.2			有	有	有

f_c ：コンクリートの圧縮強度 (MPa)、 f_t ：引張主鉄筋の降伏強度 (MPa)、 f_{wy} ：せん断補強筋の降伏強度 (MPa)

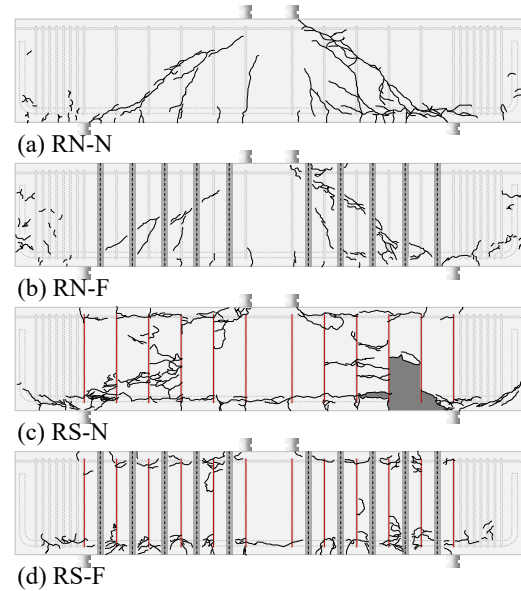


図-6 実験終了時のひび割れ分布図

う、式(20)に基づきFRPシートによる補強量を定めた。はりの両側面のみ30 mm幅の中弾性FRPシートを1層貼付することでせん断補強した。弾性係数は417800 MPa、厚さは0.16 mm、繊維目付は305 g/m²に相当するシートを用いて補強を行った。シートの貼付には、コンクリートに対する接着強度が4.3 MPa以上である樹脂を用いた。

人工ひび割れはせん断補強筋に沿う平滑面を設けるように導入した。せん断補強筋の中心に人工ひび割れ面が位置するように、厚さが0.13 mmのアルミニウム製テープをせん断補強筋の両面から貼り合わせることではりの側面方向に貫通する厚さが0.26 mmの平滑面を設けた。はりの側面を打設面とし、テープを10 mm以上露出させた状態で型枠に添え木により固定することで人工ひび割れ面をはりの側面方向に完全に貫通させた。テープを貼付した状態で打設を行い、コンクリートの硬化後もテープは試験体中に存在する状態で実験に供した。

はり軸方向に 50mm, 厚さが 20mm の載荷板を支点と載荷点に設けた状態で 4 点曲げ載荷を実施した。載荷速度は 1 kN / sec 以下に保持した。

4.2 実験結果

図-6 に実験終了時のひび割れ分布図を示し, 図-7 に各耐荷機構における荷重変位関係の推移を示す。荷重変位関係における V_a および V_b の推移は主鉄筋のひずみから微分法⁹⁾を用いて算定したものである。 V_{as} および V_{aFRP} については, セン断補強筋および FRP シートのひずみを B 領域内で平均化した値に弾性係数と断面積を乗じることによって算定したものである。RS-N および RS-F では, V_b が相対的に小さな値で推移したため, $2V$ が 60 kN, 変位が 5 mm までの範囲の拡大図を図-7(c)および(d)に併記している。RS-F では, $V = V_{bf}$ 以降の状態において鉄筋のひずみから算定された V_a および V_b の推移が振動する傾向を示したため以降の算定値については表示していない。

全てのケースにおいて, 終局時には V_a が卓越する傾向を示した。RN-N および RN-F では, $2V$ が約 100 kN に到達した時に斜めひび割れを生じ, 圧縮側のコンクリートにおける圧壊を伴う典型的なせん断圧縮破壊を呈した。いずれのケースにおいても V_b の第 1 ピーク値 (V_{bf}) と斜めひび割れ発生荷重は対応していることを確認した。

RN-N では, $2V$ が 360.9 kN で終局を迎えたのに対し, RN-F では, $2V$ が 400.0 kN に到達した際に FRP シートの剥離を伴う急激な荷重低下を生じた。一方, RS-N および RS-F では, 人工ひび割れの存在により RN-N および RN-F と比較して剛性と $2V_f$ が極端に小さくなる結果を示した。いずれのケースにおいても $2V$ が約 20 kN の時点で人工ひび割れ先端間を結ぶウィングクラック様のひび割れが発生した。このことから, 人工ひび割れを有するケースにおいても V_{bf} と終局荷重に支配的な影響を及ぼすウィングクラック様のひび割れ発生荷重は対応しているものと考えられる。RS-N では, このひび割れの進展に伴い $2V$ が 220.0 kN で終局を迎えたのに対し, RS-F では, 上下縁における FRP シートの剥離が進行し, 最終的には支点部付近におけるシートの剥離により $2V$ が 224.7 kN で終局を迎えた。本研究で対象としたはりの側面にのみ FRP シートを貼付した試験体においては, その主な補強効果は付着応力の付与に伴うせん断力の増加への寄与である。巻き立て補強を実施した場合には, セン断変形への拘束効果等による補強効果も期待できるものと考えられる。なお, 終局時には全てのケースにおいて斜めひび割れと交差するせん断補強筋の降伏を確認している。実験終了時には定着部におけるひび割れを観測したケースが存在するものの, 終局時には定着部に貫通するものではないことから非線形累加則に基づく V_f の評価対象としての妥当性に影響を及ぼすものではないと考えられる。

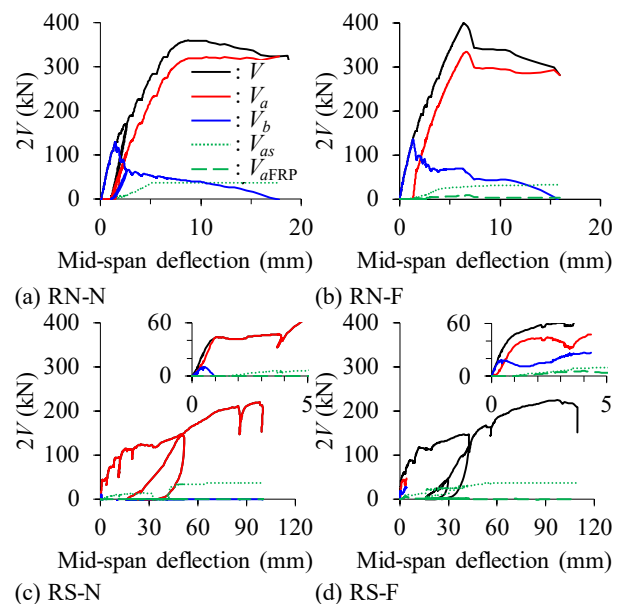


図-7 各耐荷機構における荷重変位関係の推移

表-2 各耐荷機構における耐力の実験値と算定値^(a)

Name	$2V_{f^*}$	$2V_{acf}$	$2V_{asf}$	$2V_{aFRP}$	$2V_f$
RN-N	113/129	288/308	21/37	-	324/361
RN-F	138/136	388/336	24/32	10/10	443/400
RS-N	22/10	118/147	22/37	-	175/220
RS-F	25/19	144/143	22/37	5/6	210/225

* 全荷重 ($2V$) の算定値 / 実験値 ($2V_{cal} / 2V_{exp}$) を kN の単位で表示
** V_{bf} : V_b の第 1 ピーク値

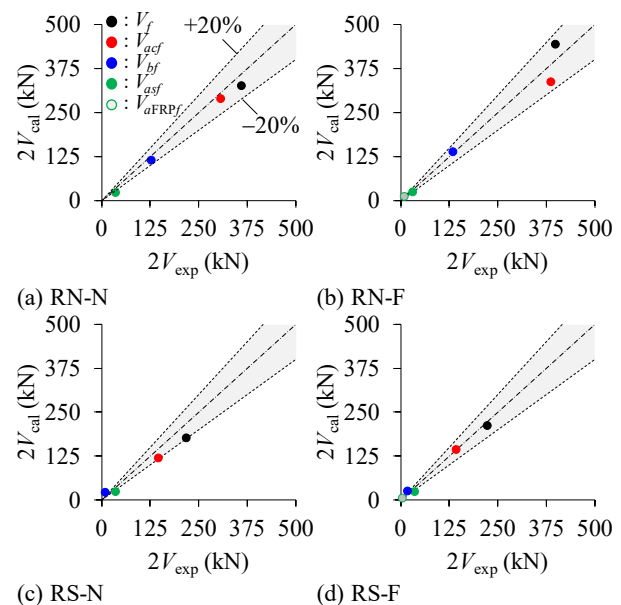


図-8 各耐荷機構における耐力の実験値と算定値の比較

5. FRP シートによりせん断補強された人工ひび割れを有する RC はりのせん断耐力予測式の妥当性

表-2 に各耐荷機構における耐力の実験値と算定値を示し, 図-8 にそのプロットを示す。 V_{bdwf} の実験値を算定することは困難であるため, V_{acf} の実験値については V_{af} の実験値から V_{asf} および V_{aFRP} の実験値と V_{bdwf} の算定値をそれぞれ差し引くことで推定した。 V_{asf} については, 実験値に対する算定値の比率が 57%~75%の範囲に

存在しており、変動係数については 11.5%であった。一方で、 V_{bf} 、 V_{aFRP_f} 、 V_{acf} および V_f については、実験値に対する算定値の比率が概ね 80%～120%の範囲に存在しており、 V_f に影響を及ぼす V_{aFRP_f} 、 V_{acf} および V_f における変動係数についてはそれぞれ、9.1%、13.0%および12.1%であった。

V_{asf} については過小評価する場合があるものの、その変動係数は相対的に小さいことに加え、 V_{aFRP_f} 、 V_f および V_f に大きな影響を及ぼす V_{acf} については精度および確度も高いことから、非線形累加則に基づく予測式により終局荷重のみならず各耐荷機構における耐力の寄与分についても精度良く予測できる可能性を示した。 V_f については、図-3 に示した結果と同程度の精度であることから、非線形累加則に基づけば劣化した部材や補修された部材に対しても、健全な部材と同様の一貫した手法によりその耐力を予測できる可能性が高い。

以上に示すような非線形累加則の適用により、RC はりに代表される棒部材のみならず、RC 床版に代表される面部材に対する統一かつ合理的なせん断耐力予測手法の構築にも繋がるものと考えられる。

6. 結論

本研究により得られた結論を以下に記す。

- 1) 健全な RC はり部材を対象として非線形累加則に基づくせん断耐力予測式を陽な形で表した。せん断スパンが 500～2700 mm、有効高さが 183～925 mm、せん断スパン比が 2.3～4.9、主鉄筋比が 1.05～5.02%、せん断補強筋比が 0.06～0.61%、せん断補強筋の降伏強度が 237.2～1403.0 MPa、コンクリートの圧縮強度が 15.7～49.4 MPa の範囲に存在する 74 ケースの実験データに対して AASHTO、ACI、土木学会にて採用されている予測式と非線形累加則に基づく予測式の算定精度を比較した結果、非線形累加則に基づく予測式が検討したケースの中で最も高い算定精度を示した。
- 2) FRP シートによりせん断補強された人工ひび割れを有する RC はりを対象として非線形累加則に基づくせん断耐力予測式を陽な形で表した。FRP シートおよび人工ひび割れを有する RC はり部材を対象とした静的載荷実験の結果、非線形累加則に基づく予測式により終局荷重のみならず各耐荷機構における耐力の寄与分についても精度良く予測できる可能性を示した。

謝辞

試験体の作製に際しては日鉄ケミカル&マテリアル株式会社から FRP シートをご提供いただいた。ここに記して厚く御礼申し上げる。本研究の一部は JSPS 科研費(課

題番号：JP20K14813) の助成を受けたものである。

参考文献

- 1) 上原子晶久, 下村匠, 丸山久一: 連続繊維シート補強コンクリート部材のせん断耐力の評価法に関する研究, 土木学会論文集, Vol.648, pp.217-226, 2000.
- 2) 山田雄太: FRP シートによりせん断補強された RC はり部材に対するせん断耐荷機構の耐力予測モデルの拡張, コンクリート工学年次論文集, Vol.44, No.2, pp.871-876, 2022.7.
- 3) 永島史晟, 佐藤靖彦, 大島義信, 松本直士, 吉田英二, 大塚沙季: CFRP シートによりせん断補強された RC はりの耐荷機構とせん断耐力評価法, 土木学会論文集, Vol.80, No.5, 2024.
- 4) 山田雄太: せん断補強筋に沿う人工ひび割れを有する RC スレンダービームに対するせん断耐荷機構の耐力予測モデルの適用性, コンクリート工学年次論文集, Vol.45, No.2, pp.919-924, 2023.7.
- 5) Park, R. and Paulay, T.: Reinforced Concrete Structures, John Wiley & Sons, New York, 1975.
- 6) Yamada, Y.: Theoretical Evaluation Equation for Capacities of Beam Action in Shear Resistance Mechanisms of RC Beams Reflecting Dowel Action of Main Reinforcements, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.19, No.9, pp.1025-1039, 2021.9.
- 7) 山田雄太: RC はりのせん断抵抗機構に立脚した荷重変位関係の予測モデルに基づくせん断補強筋の抵抗力寄与分の分類, コンクリート工学年次論文集, Vol.46, No.2, 2024.6.
- 8) Dulacsa, H.: Dowel action of reinforcement crossing cracks in concrete, ACI Journal, Proceedings, Vol.69, No.12, pp.754-757, 1972.
- 9) 山田雄太: 斜めひび割れ経路上の応力伝達を考慮した RC はりのせん断抵抗機構におけるビーム機構の耐力予測式構築, 土木学会論文集 E2, Vol. 76, No.4, pp.386-402, 2020.12.
- 10) 国立研究開発法人土木研究所構造物メンテナンス研究センター: コンクリートはりのせん断耐力に関する研究, 土木研究所資料, 国立研究開発法人土木研究所, No.4373, 2018.
- 11) AASHTO: AASHTO LRFD Bridge Design Specifications, American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, DC, 2012.
- 12) ACI: Building code requirements for structural concrete and commentary (ACI Code 318-19), American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 2019.
- 13) 土木学会: コンクリート標準示方書(設計編), 丸善出版, 2023.
- 14) 金久保利之, 中場和正, 吉田智基, 吉澤弘之: 連続繊維シートとコンクリートの局所付着応力-すべり量関係の提案, コンクリート工学論文集, Vol.12, No.1, pp.33-43, 2001.
- 15) 佐藤靖彦, 浅野靖幸, 上田多門: 炭素繊維シートの付着機構に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No.648/V47, pp.71-87, 2000.